

Mémoire d'
Habilitation à Diriger des Recherches
Délivrée par l'Université des Sciences et Technologies de Lille
N° d'ordre : II 424

Eric VITTECOQ

Maître de Conférences à l'Ecole Centrale de Lille
Laboratoire de Mécanique de Lille (UMR CNRS 8107)
Equipe Mécanique et Matériaux de l'Ecole Centrale de Lille

**« Du crash-test aux essais mono-filamentaires,
quelques apports dans le domaine
de la caractérisation expérimentale du comportement
de matériaux et de structures »**

Soutenue le 16 décembre 2004

Jury :

Président

- **Didier BELLET**

Professeur INP Toulouse - ENSEEIHT

Rapporteurs

- **Robert ARRIEUX**
- **Alain BERNARD**
- **Michel GREDIAC**

Professeur Université de Savoie – LmécA
Professeur Ecole Centrale de Nantes – IRCCyN
Professeur Université Blaise Pascal – Lermes

Examineurs

- **Suzanne DEGALLAIX**
- **Gérard DEGALLAIX**
- **Marie-Christine LAFARIE-FRENOT**
- **Géry De SAXCE**

Professeur Ecole Centrale de Lille – LML
Professeur Ecole Centrale de Lille – LML
Professeur Université de Poitiers - LMPM
Professeur Université de Lille 1 – LML

LABORATOIRE
de MECANIQUE
de LILLE
UMR CNRS 8107



1	Introduction	5
2	Axe « Sécurité automobile »	9
2.1	Contexte	9
2.2	Optimisation du système de retenue en choc frontal	9
2.2.1	Cadre de l'étude	9
2.2.2	Méthodologie	10
2.2.2.1	Description du modèle employé	12
2.2.2.2	Caractérisation d'une configuration de référence	14
2.2.2.3	Classification des paramètres	14
2.2.2.4	Stratégie de recalage initial du modèle	15
2.2.2.5	Recalage complémentaire	16
2.2.3	Exploitation du modèle : étude de sensibilité et optimisation	18
2.2.3.1	Paramètres d'entrée – sortie du modèle	18
2.2.3.2	Etude de sensibilité	18
2.2.3.3	Optimisation du système de retenue	19
2.2.3.3.1	Fonction coût	19
2.2.3.3.2	Algorithme retenu	19
2.2.3.3.3	Quelques résultats	20
2.2.4	Bilan de l'étude	21
2.3	Application aux véhicules urbains	21
2.3.1	Problématique spécifique aux véhicules urbains	22
2.3.2	Etude numérique	22
2.3.2.1	Identification d'un modèle simplifié de bloc-avant	22
2.3.2.2	Recherche des caractéristiques du dispositif additionnel	23
2.3.2.3	Conception du dispositif additionnel	24
2.3.3	Essai de validation	24
2.4	Bilan de ces études	25
2.5	Bibliographie :	26
3	Axe « Caractérisation du comportement de matériaux composites à matrice organique »	27
3.1	Compression des composites	27
3.2	Cisaillement des composites	28
3.2.1	Cadre de l'étude	29
3.2.2	Présentation de l'essai cube	31
3.2.2.1	Simulation numérique	32
3.2.2.2	Résultats de la simulation	32
3.2.2.3	Conception et réalisation	34
3.2.2.4	Validations	35
3.2.3	Les essais statiques	35
3.2.3.1	Dépouillement des essais réalisés dans les configurations 12 et 13	37
3.2.3.2	Dépouillement des essais réalisés dans les configurations 23 et 32	38
3.2.3.3	Modélisation microscopique	39
3.2.3.4	Bilan des essais statiques	40
3.2.4	Les essais cycliques	41
3.2.4.1	Présentation des résultats	42
3.2.4.2	Dépouillement	43

3.2.4.3	Comparaison avec les résultats des essais de flexion trois points	43
3.2.4.4	Faciès de rupture	44
3.2.4.5	Bilan des essais de fatigue	44
3.2.5	Bilan général de l'essai cube	45
3.3	Cuisson de composites	45
3.3.1	Conception et réalisation d'un autoclave de laboratoire	45
3.3.2	Etude de l'influence du cycle de cuisson sur les propriétés du composite	47
3.3.3	Bilan de l'autoclave	48
3.4	Essai de déchaussement dynamique	49
3.4.1	L'essai DMA	49
3.4.2	Dépouillement initial d'un essai DMA sur fibre enchâssée	50
3.4.3	Dépouillement spécifique à un essai DMA sur fibre enchâssée	51
3.4.4	Perspectives	52
3.5	Références :	53
4	Axe « Mise au point de techniques expérimentales sous MEB »	55
4.1	Micromachines de traction	55
4.1.1	Caractéristiques	55
4.1.2	Etude de l'endommagement en traction monotone d'un l'Al-SiCp	55
4.1.3	Bilan	57
4.1.4	Evolution de cette micromachine	57
4.2	Micromachine de fatigue oligocyclique	58
4.2.1	Caractéristiques	58
4.2.2	Essai sur GLARE 2	59
4.2.2.1	Matériau et éprouvettes	59
4.2.2.2	Observations	60
4.2.2.3	Scénario de rupture	62
4.2.3	Etude de l'endommagement en traction monotone et cyclique d'un Al-SiCp	62
4.2.3.1	Matériau étudié	63
4.2.3.2	Essai de traction monotone	64
4.2.3.2.1	Conditions d'essai	64
4.2.3.2.2	Observations lors de l'essai valide sur composite	65
4.2.3.2.3	Essais monotones sur alliage non renforcé	66
4.2.3.3	Essais de fatigue plastique oligocyclique	66
4.2.3.3.1	Essai sur éprouvette lisse en composite	66
4.2.3.3.2	Essai de fatigue sur éprouvette entaillée en composite	69
4.2.3.4	Modélisation du comportement du composite Al-SiCp	71
4.2.3.4.1	Modélisation du comportement monotone	71
4.2.3.4.2	Modélisation du comportement cyclique	72
4.2.3.5	Bilan de l'étude sur l'Al-SiCp	74
4.2.4	Essais de traction sur éprouvettes composite collées	74
4.2.4.1	Mise en œuvre de l'essai	74
4.2.4.2	Observations	75
4.2.4.3	Bilan des essais	78
4.2.5	Autres études menées grâce à la micromachine de fatigue	79
4.3	Micromachine de fatigue d'endurance	79
4.3.1	Le besoin et les composants « standards »	79
4.3.2	L'actionneur	80
4.3.3	La démarche future	82
4.4	Références	82

5	Production scientifique	85
5.1	Publications dans des revues internationales	85
5.2	Publications dans des revues nationales	86
5.3	Brevets	86
5.4	Contributions à des ouvrages	87
5.5	Communications à des colloques internationaux	87
5.6	Communications à des colloques nationaux	88
5.7	Rapports de contrats	86
5.8	Thèses co-encadrés	91
5.9	DEA encadrés.....	91
6	Activités d'enseignement et responsabilités administratives	93
6.1	Enseignements théoriques.....	93
6.1.1	Mécanique des Solides.....	93
6.1.2	Mécanique des milieux continus	93
6.2	Enseignements appliqués.....	93
6.2.1	Construction mécanique.....	93
6.2.2	CAO.....	94
6.2.3	Fabrication mécanique.....	94
6.3	Les projets.....	94
6.3.1	1987-1990 : Char à voile de vitesse	94
6.3.2	1990-1994 : mousqueton à freinage contrôlé.....	95
6.3.3	1993-95 : Anti-roulis non linéaire pour véhicule	96
6.3.4	1994-96 : Béquille stabilisatrice escamotable pour engin à deux roues.....	96
6.3.5	1996-1999 : Simulateur pédagogique de cœliochirurgie.....	97
6.3.6	1997-1999 : Capteur de niveau pour boîte de vitesse automatique.....	98
6.3.7	1999-2001 : Banc d'essai de suspension	98
6.3.8	2001-2002 : Banc d'essai de montures de lunettes	99
6.3.9	2001-2003 : Banc de contrôle de ressort de suspension automobile.....	100
6.4	Responsabilités administratives	101
6.5	Responsabilités associatives	101
7	Conclusion	103
8	Annexes	105
8.1	Publication dans "Composites Science and Technology" 1994	107
8.2	Publication dans "Plastics, Rubber and Composites Process. and App." 1998	115
8.3	Publication dans "International Journal of Fatigue" 2002.....	123
8.4	Publication dans "Mécanique & Industries" 2000	131
8.5	Communication à la "1st Internat. Conf. on Fatigue of Composites" 1997	139
8.6	Communication aux "12èmes Journées Nationales sur les Composites" 2000	147

1 Introduction

Les deux premiers choix qui ont eu une influence importante sur ma carrière sont relatifs à la filière de Classes Préparatoires (T préféré à M) et à la Grande Ecole (ENS Cachan préférée à l'ENSAM). Cet engouement, d'une part pour les disciplines technologiques et d'autre part pour l'enseignement, est toujours d'actualité. Il a orienté d'une part mes activités de recherche, en favorisant la recherche appliquée à la recherche fondamentale, avec autant que faire se peut un débouché industriel rapide, et d'autre part mes activités d'enseignement, réalisé pour une grande part dans l'encadrement de projets.

Après avoir obtenu l'Agrégation de Mécanique en 1985, j'ai poursuivi mes études par le DEA de Mécanique appliquée à la Construction (Paris 6, mention TB en 1986). J'ai alors obtenu un poste d'AND (Ancien Normalien Doctorant, rebaptisé ensuite AMN) avec un enseignement à l'Ecole Centrale de Paris, et une recherche au Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'ENS de Cachan. Après un an de service national et un an en Classes Préparatoires aux Grandes Ecoles au Lycée Pasteur de Neuilly-sur-Seine, j'ai été nommé, à la rentrée 1990, sur un poste de Chef de Travaux contractuel à l'Ecole Centrale de Paris. J'ai soutenu ma thèse de l'Université Paris 6 en février 1991 (mention très honorable).

En 1991, je me suis engagé dans le Laboratoire de Recherche en Sécurité Automobile (laboratoire commun PSA / EC Paris) et ai débuté l'encadrement de la thèse de C. Goualou (convention CIFRE) sur l'optimisation du système de retenue d'un véhicule en choc frontal. Officiellement rattaché au Laboratoire Productique et Logistique dirigé par Jean-Claude Bocquet, j'ai effectué une partie du travail de recherche dans le Laboratoire de Mécanique des Sols, Structures et Matériaux sous la responsabilité de Denis Aubry et dans les centres d'essais et de calculs du site de La Garenne de PSA Peugeot-Citroën.

Bien que qualifié aux fonctions de Maître de Conférences en 1992, j'ai, pour des raisons personnelles, postulé et été retenu sur un poste de PRAG à l'Ecole Centrale de Lille. J'ai continué d'assurer l'encadrement de la thèse de C. Goualou jusqu'à sa soutenance en 1995. J'ai poursuivi sur cette thématique de recherche à l'EC Lille jusqu'en 1997, en collaboration avec l'ECIA, par l'étude et la validation par un crash-test d'un dispositif structurel visant à améliorer la loi de décélération d'un véhicule urbain lors d'un choc frontal. Qualifié à nouveau en 1996, j'ai postulé et été recruté cette même année sur un poste de Maître de Conférences à l'Ecole Centrale de Lille, poste que j'occupe aujourd'hui encore.

Dès 1994, j'ai recentré mon activité de recherche dans l'équipe Mécanique et Matériaux du Laboratoire de Mécanique de Lille (UMR CNRS 8107), équipe dirigée par Suzanne Degallaix, sur la caractérisation du comportement mécanique des matériaux (composites en particulier), et ai débuté en 1995 l'encadrement de la thèse de D. Hassaïni sur la caractérisation du comportement en cisaillement de matériaux orthotropes (thèse soutenue en 1998). Des études connexes ont été menées en parallèle : DEA de S. Cocco sur une

modélisation numérique des contraintes interfaciales dans un composite, campagne d'essais de cisaillement sur résine époxyde pure réalisée par A. Inoué. Cette étude a fait émerger un besoin : se doter d'un dispositif de cuisson des plaques composites desquelles sont issues les éprouvettes. Un four Autoclave spécifique à ce besoin a été conçu et dimensionné. La fabrication de la cuve a ensuite été sous-traitée et la commande réalisée. La première exploitation du dispositif a eu lieu lors du DEA de M. Abdellouche. L'activité du Laboratoire dans le domaine des Composites (à matrice organique en particulier) étant marginale, la décision de ne pas relancer de nouvelles études dans ce domaine a été prise en 2000.

En 1996, j'ai débuté mon troisième encadrement de thèse (C. Fouret) sur la caractérisation du comportement d'un Al-SiC de fonderie sous sollicitations de traction monotone et cyclique (thèse soutenue en 2000). Cette thèse est à la frontière de mes deux thèmes de recherche principaux : les composites et les essais sous Microscope Electronique à Balayage (MEB). Ce second thème a débuté en fait dès 1994, par l'étude d'une première machine de traction (Diplom Arbeit d'H. Müller) exploitée dans le DEA de P. Berlu. L'étude d'une machine de fatigue plus performante a débuté en 1995 dans le cadre d'une convention Cortechs (G. Leflao). Réalisée et mise au point à l'école (DEA de S. Letaut et projet recherche de l'option Génie Mécanique de 3^{ème} année EC Lille), elle a permis de lancer deux thèses (S. Letaut sur les aciers duplex et C. Fouret sur les Al-SiC) et de nombreuses autres études dans le cadre de collaboration Industrielles ou Universitaires :

- essais sur composites Glare (Institute of Physics of Materials, Brno, République Tchèque)
- essais sur aciers Duplex (Institut de Physique de Rosario, Argentine, CEA et EC Paris)
- essais sur joints composites (Laboratoire de Mécanique des Structures, Ecole Polytechnique d'Alger)

Ayant en projet une mutation vers la Haute Savoie depuis 2000, je n'ai pas souhaité m'engager dans un autre encadrement de thèse, car si, d'expérience, un encadrement à une distance « raisonnable » est possible (mais pas simple), un encadrement nécessitant de traverser la France n'est pas envisageable. J'ai par contre continué à m'engager dans des encadrements et collaborations à plus court terme, dans le domaine des composites ou dans celui des essais sous MEB :

- dépouillement d'un essai dynamique sur fibre enchâssée avec l'ENSAIT de Roubaix
- essai de cisaillement de joint composite sous MEB (LMS d'Alger)
- étude et réalisation d'une machine de traction sous MEB compacte (IRSID)
- étude d'une machine de fatigue-endurance sous MEB (IRSID)

Si les enseignements « traditionnels » que j'ai assurés ne sont que peu liés à mon activité de recherche, il n'en va pas de même pour l'encadrement de projet. Dès 1989, je me suis impliqué dans une démarche d'enseignement par projet à l'Ecole Centrale de Paris en prenant la responsabilité de l'encadrement d'un des premiers projets « FL » (équipe de 10 étudiants sur 3 ans). De 1993 à aujourd'hui, j'ai encadré à l'Ecole Centrale de Lille 1 à 2 nouveau projets chaque année (équipe de 4 à 6 étudiants sur 2 ans) et je me suis impliqué progressivement dans la définition et l'évolution de la démarche de gestion de projet mise en place, pour être de 2001 à 2003 co-responsable du département. Cette activité correspond actuellement au tiers environ de ma charge d'enseignement, et si elle ne peut être globalement comptabilisée en tant qu'activité de recherche, certains projets en sont pourtant très proches et ont des retombées valorisables :

- Char à voile de vitesse en 1992 : record du monde à 151,55 km/h toujours valide

Mousqueton à freinage contrôlé en 1992 : brevet déposé et délivré
Anti-roulis non linéaire pour véhicule en 1995 : brevet déposé
Bequille escamotable pour scooter en 1996 : brevet déposé et délivré, extension PCT
Dispositif d'absorption d'énergie pour véhicule urbain en 1997 : enveloppe Soleau
Four autoclave de laboratoire en 1998 : opérationnel au LML
Capteur de niveau pour boîte automatique en 1999 : monté en série actuellement
Simulateur pédagogique de cœliochirurgie en 1999 : publication et enveloppe Soleau
Banc d'essai de suspension automobile en 2001 : opérationnel chez Allevard Rejna
Banc d'essai de montures de lunettes : opérationnel chez Essilor
Banc de contrôle de ressorts automobile en 2003 : opérationnel chez Allevard Rejna

J'ai choisi de décomposer la présentation de mes activités de recherche en trois parties, présentées chronologiquement :

le chapitre 2 présente mes travaux sur la sécurité automobile,

le chapitre 3 ceux sur la caractérisation du comportement des composites à matrice organique,

le chapitre 4 les techniques expérimentales sous MEB que j'ai développées et exploitées.

Les chapitres 3 et 4 sont partiellement liés, des essais sous MEB de composites à matrice organique ayant été réalisés. Ces études seront abordées dans le chapitre 4, mon apport principal lors de ces collaborations étant la technique de caractérisation expérimentale.

Une synthèse des publications réalisées viendra conclure cette partie recherche, et constituera le chapitre 5. Quelques-unes de ces publications sont présentées en annexe.

Le sixième et dernier chapitre présente mes activités d'enseignement, principalement les activités d'encadrement de projets, ainsi que mes responsabilités administratives.

2 Axe « Sécurité automobile »

2.1 Contexte

Fin 1990, un partenariat entre le groupe PSA Peugeot Citroën et l'Ecole Centrale de Paris aboutissait à la création d'un laboratoire de recherche « sans murs » : le LRSA, Laboratoire de Recherche en Sécurité Automobile. Cinq axes de recherche ont immédiatement été définis, avec des objectifs stratégiques à moyen terme clairement exprimés. Ces axes de recherche étaient transversaux, ce qui imposait l'implication de divers spécialistes, aussi bien chez PSA qu'à l'Ecole Centrale de Paris, ainsi que l'utilisation des moyens expérimentaux et de calculs des deux sites. Chacun de ces axes a été confié à un responsable qui en assurait la coordination et une partie de l'encadrement scientifique, et j'ai accepté de me charger de celui qui portait sur la définition d'un outil associé à une méthodologie de préconception du système de retenue de l'occupant d'une automobile lors d'un choc frontal.

Bien que très éloignée de mes travaux de recherche du moment (fin de la rédaction de ma thèse sur le comportement de compression des composites), j'ai accepté cette responsabilité pour deux raisons principales : ma passion pour le domaine de l'automobile et mes compétences en dynamique multicorps (qui, bien qu'acquises uniquement en enseignement, me permettaient d'avoir un recul que j'estimais suffisant pour permettre un encadrement dans de bonnes conditions). En pratique, bien que rattaché au Laboratoire de Productique et Logistique (PL) dirigé par Jean-Claude Bocquet, une grande partie du travail a été réalisée au sein du Laboratoire de Mécanique des Sols, Structures et Matériaux (LMSS-Mat) dirigé par Denis Aubry.

Le fait que l'on me sollicite alors que je n'avais quasiment pas encore eu d'activité de recherche à l'Ecole Centrale de Paris m'a étonné et flatté, et bien qu'assez angoissé, j'ai accepté de relever ce défi qui me permettait d'une part de travailler dans le domaine de l'industrie automobile et d'autre part d'assumer la responsabilité scientifique et financière d'un contrat 900 kF.

Après avoir rencontré les différents commanditaires de cette étude et formalisé les besoins fonctionnels associés, un étudiant en contrat CIFRE a été recruté en la personne de Christian Goulou, qui soutint sa thèse le 15 décembre 1995. La démarche et les résultats de ces recherches ont intéressé l'ECIA (équipementier alors lié au groupe PSA) qui a embauché Ch. Goulou dès 1994, et proposé de poursuivre le travail par une étude spécifique dans le cadre des véhicules urbains.

2.2 Optimisation du système de retenue en choc frontal

2.2.1 Cadre de l'étude

Sans rentrer dans le détail des études d'accidentologie, cette étude s'inscrit dans le cadre de la sécurité passive, à savoir minimiser les risques de lésion des occupants lorsque l'accident est devenu inévitable. Parmi les différentes configurations de choc classiques (frontale, latérale, arrière et avec tonneau), celle du choc frontal revêt une importance de tout premier ordre [TAR 91]. Elle représente en effet la plus forte proportion du nombre d'accidents (60%), ainsi

que le plus fort potentiel reconnu en matière de réduction des dommages corporels (70% des blessés et 50% des tués en 1994).

L'enjeu de l'étude était le suivant : si l'on analyse en premier lieu, le déroulement du processus classique de définition d'un véhicule (figure 2-1, datant de 1992), on s'aperçoit que la phase de conception des systèmes de retenues, n'est véritablement abordée que très tardivement, ce qui n'autorise qu'une marge de manœuvre relativement limitée pour le (ou les) concepteur(s) de ces systèmes (18 mois avant la série, ne sont plus envisageables que des modifications mineures sur le véhicule). Or, il est clair que la réponse aux nouvelles exigences en matière de sécurité, passe par un élargissement maximal de cet espace de liberté et donc par l'intégration de cette problématique particulière de conception, au plus tôt dans le processus général de définition du véhicule.

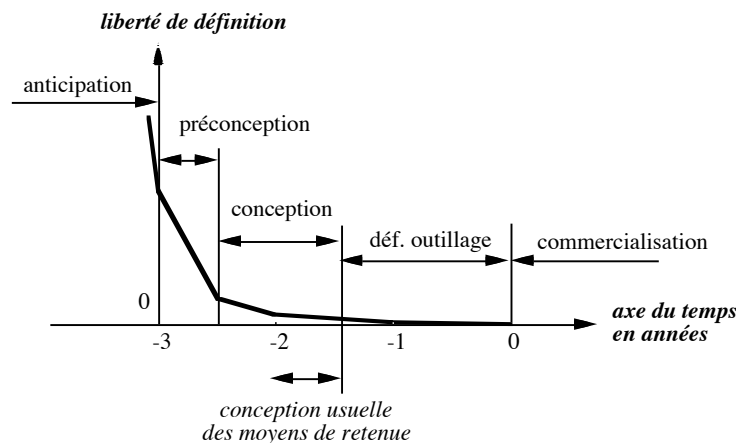


Figure 2-1 : le processus de conception d'un véhicule

Dès le départ, le choix de baser un tel outil sur une approche de simulation numérique s'imposait. Celle-ci offrait en effet la possibilité de pouvoir travailler sur une définition globale (ou grossière) du système à l'étude, de pouvoir sonder de nouveaux concepts sans forcément aborder les aspects technologiques, de pouvoir s'affranchir de toute réalisation de prototypes coûteux, du moins jusqu'à la phase de validation, et enfin, de pouvoir gérer, de manière efficace, la complexité du système et la multiplicité des paramètres associés.

2.2.2 Méthodologie

Après une prise de connaissance de la phénoménologie associée aux chocs frontaux, la première étape a porté sur le choix d'une modélisation numérique adéquate vis-à-vis de l'approche de préconception, c'est-à-dire offrant une description pertinente mais globale du système. N'incluant que les aspects fonctionnels et non ceux de la technologie, une telle description permet de réduire au maximum la complexité d'analyse. Elle favorise ainsi la compréhension du comportement du système (influences des paramètres majeurs et couplages entre ces derniers), et autorise son optimisation globale à travers celle de ses paramètres (au sens rationnel comme au sens numérique). La phase de conception peut alors être abordée, avec comme objectif la définition technologique des sous-systèmes ou composants, relativement aux spécifications globales dégagées en phase de préconception. De part sa nature horizontale, une telle approche s'avérait résolument opposée à la démarche suivie par les industriels : verticale, tardive et réalisée classiquement selon une approche métier, pour chaque composant principal du système de retenue. C'est la dynamique multi-corps qui a été retenue [PRA 84]. Les paramètres de préconception à cette échelle sont assez « physiques » (on parlera de masse, d'effort, de raideur), et la validation expérimentale des résultats

relativement facile et fiable. C'est de plus un logiciel développé principalement pour la simulation des mannequins de choc (MADYMO pour MATHematical DYnamical Model) qui a été choisi, le modèle numérique de mannequin (Hybrid II ou III) fourni avec ce logiciel étant d'ores et déjà validé en terme de représentativité [WIS 88] [OBE 92].

La seconde étape avait pour but de définir les méthodologies d'exploitation du modèle de simulation, en relation avec la problématique de préconception. Après un recalage et une validation sur une configuration de référence, deux méthodologies complémentaires ont été identifiées et mises en oeuvre dans un contexte particulier mais toutefois très représentatif du choc frontal : une étude de sensibilité relative aux paramètres de préconception retenus, et une optimisation globale du jeu de paramètres par rapport à une fonction coût.

Toute nouvelle étude débute par l'analyse des résultats issus du véhicule du même segment précédent. Une base de données expérimentales « de référence » est alors disponible, et permet de recalculer les paramètres d'entrée du calcul numérique afin de retrouver les réponses enregistrées durant le ou les essais. Une stratégie de recalage est définie, en classant les paramètres d'entrée à la fois par leur niveau d'influence et par leur niveau d'ignorance. Changer la raideur d'une des articulations d'un mannequin qualifié pour retrouver un niveau d'effort ou d'accélération n'est pas admissible. A l'opposé, le jeu existant entre les pieds du mannequin et le tablier au moment de l'impact ne peut être a priori connu. La capitalisation des données conduisant à un résultat de calcul corrélé à l'expérimentation permettra d'accélérer cette phase initiale de calage. En pratique, surtout lors des tout premiers calages, seul un calage multiple, c'est-à-dire sur plusieurs essais distincts réalisés autour d'une même configuration, permet, par recoupement des informations, d'identifier un jeu de paramètres d'entrée satisfaisant. Dans notre cas, trois essais fort différents, choisis par ailleurs parce qu'offrant une complexité graduelle d'étude, ont été retenus. Les calages parachevés, leur synthèse a permis, conformément à l'expérience acquise, de définir le système (virtuel) de référence évoqué.

La phase « constructive » a alors pu débiter : la configuration de référence testée présentant un certain nombre de points faibles, sur quel paramètre (donc sur quel élément du système de retenue) faut-il intervenir pour améliorer le comportement du véhicule en choc frontal ? A l'issue de cette formulation, le premier type d'analyse fort utile pour le (pré)concepteur, concerne l'évaluation de l'influence des paramètres proposés sur le comportement du système, sur le plan tant quantitatif que qualitatif. Une série d'analyses mono-paramétriques n'est pas suffisante, car elle ne permet pas de prendre en compte les couplages. Elle est en revanche essentielle pour rechercher ces couplages. Une fois ces couplages identifiés, quelques études bi-paramétriques voir tri-paramétriques peuvent être envisagées. Ces études ne constituaient qu'un résultat intermédiaire, mais ont permis de nous conforter dans le choix du modèle, celui-ci répondant de façon très saine aux modifications apportées. Elles ont par ailleurs permis de mettre en évidence des paramètres qui ont une influence bien plus importante que prévue sur les critères de blessure. L'optimisation représente l'aboutissement de l'exploitation du modèle. Au coeur de notre démarche, elle vise en effet à définir une combinaison optimale des paramètres engagés en termes d'amélioration de la sécurité, et ainsi à quantifier le gain potentiel inhérent à tel ou tel concept de préconception. Une fonction coût originale, représentant le niveau d'insécurité associé au système courant, a été développée, et un algorithme d'optimisation numérique a été choisi parmi les méthodes usuelles, en fonction des spécificités identifiées du problème.

L'étape ultime d'une telle démarche aurait dû être la construction d'un prototype physique, à partir des préconisations issues de l'optimisation d'un système jugé idéal, puis à le tester pour comparer les résultats effectifs aux résultats attendus. Elle n'a pas pu être abordée, une telle réalisation étant tout simplement trop ambitieuse et incompatible avec la durée de la thèse. Cette étape a été remplacée par une identification « en aveugle » : les résultats d'un quatrième essai présentant diverses modifications par rapport à la configuration de référence nous ont été fournis. Nous avons alors cherché, à l'aide de l'algorithme d'optimisation, à retrouver les résultats de cet essai en partant de la configuration de référence. Les paramètres modifiés par l'algorithme correspondaient en majorité à ceux effectivement modifiés sur le prototype.

2.2.2.1 Description du modèle employé

Le système de retenue en choc frontal se compose de 3 sous-systèmes (environnement véhicule, habitacle et mannequin) et de 2 interfaces (bloc-avant et système de retenue). Il a fait l'objet d'une description spécifique en relation avec le degré de finesse recherché pour chacun de ces éléments (figure 2-2) [PET 92].

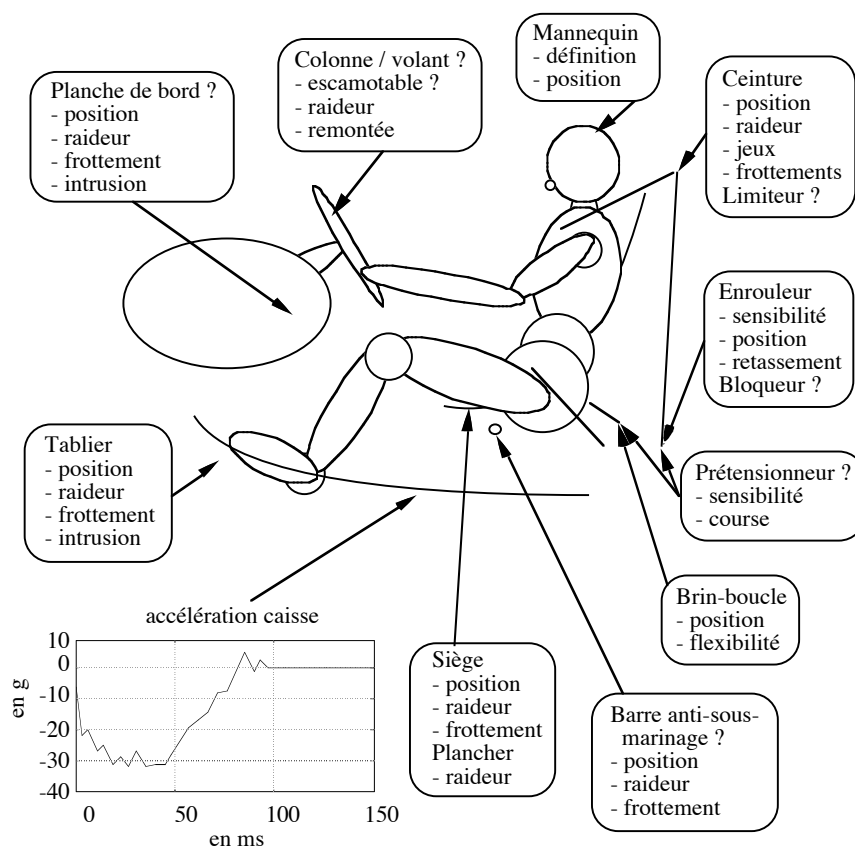


Figure 2-2 : description générale du système et de ses paramètres

Le choix d'une modélisation en 3 dimensions nous a paru impératif afin de « libérer » le mannequin du plan de la modélisation 2D. Les simulations reproduisent ainsi la dynamique 3D couramment observée lors des essais, qui est principalement due à l'absence de symétrie du système de ceinture trois points.

Le mannequin numérique doit permettre de reproduire les phénomènes majeurs qui le concernent (mouvements et interactions) et autoriser simultanément l'évaluation des réponses enregistrées sur le mannequin physique et celles nécessaires à l'évaluation des différents critères biomécaniques. Les masses des segments et les degrés de liberté sont ceux du

mannequin physique, excepté pour les pieds et les mains qui ne sont pas représentés. Les frottements et raideurs sont ceux que doit avoir le mannequin physique lorsqu'il sort de révision. L'habillage en volume est en revanche assez grossier (approximation nécessaire pour la gestion rapide des contacts) : chaque segment corporel est habillé par une (ou plusieurs) ellipsoïde(s).

Pour le véhicule, nous ne considérons que l'habitacle, supposé globalement indéformable, auquel s'applique une certaine loi de décélération mesurée au pied milieu dans les essai (bas du montant entre les portes avant et arrière). Cette loi modélise le comportement du bloc-avant, et fera partie des paramètres optimisables. Il sera ainsi possible de travailler ensuite sur la structure de ce bloc-avant pour tenter de se rapprocher au mieux de la courbe de décélération minimisant les lésions.

En tant que dispositif de retenue à part entière, la ceinture (appellation dans laquelle nous englobons tout un ensemble d'éléments qui lui sont associés) apparaît comme l'élément majeur d'interface entre l'habitacle et le mannequin [FRA 93]. La ceinture étudiée correspond au type réglementaire « 3 points ». La figure 2-3, présente la schématisation utilisée, laquelle comporte : 5 brins « libres » de sangle, 4 brins de sangle en contact (avec le mannequin, le renvoi et la boucle), et divers ancrages.

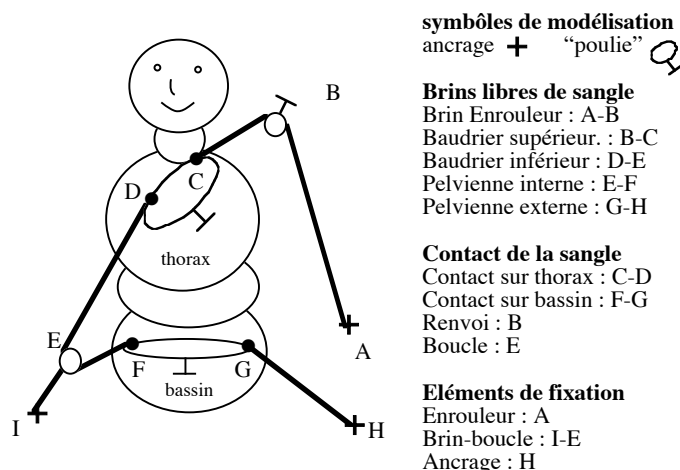


Figure 2-3 : description de la ceinture

Dans le modèle retenu, chaque brin libre de sangle est modélisé par un ressort. Son comportement est caractérisé par des lois effort-déplacement, associées respectivement à la charge et la décharge, qui s'avèrent différentes. La raideur retenue pour la sangle inclue la raideur des ancrages. Au niveau des contacts, la sangle peut glisser longitudinalement (on parle de « transfert de sangle », et le frottement est pris en compte) mais pas latéralement, ce qui interdit de modéliser un comportement de type « sous-marinage » (passage du bassin sous la ceinture pelviennne ou ventrale). Un modèle avec glissement latéral a été testé (ceinture maillée par éléments finis), mais n'a pas donné satisfaction (instabilité due à l'absence de déformation locale du thorax qui crée, en configuration réelle, une sorte de « gouttière » guidant la ceinture). Différents dispositifs annexes sont (ou peuvent être) modélisés :

- le bloqueur, qui évite à la sangle de se tasser dans l'enrouleur,
- le prétensionneur, généralement implanté sur la boucle ou dans l'enrouleur, qui permet de rattraper le jeu dans la sangle en tout début de choc,
- le limiteur, dispositif qui, au contraire des premiers, relâche partiellement la sangle lorsque l'effort dans celle-ci atteint une valeur dangereuse pour l'occupant.

Afin d'accéder à une dynamique réaliste du mannequin, il est nécessaire de considérer toutes les interactions significatives de celui-ci avec lui-même et le poste de conduite. A cet effet, un certain nombre de contacts potentiels sont (explicitement) déclarés. Ils concernent les enveloppes des segments corporels et les contours des différents éléments de l'habitacle : menton contre thorax, genoux contre planche de bord, etc. Le comportement du contact prend en compte simultanément celui de l'organe impactant et celui de l'élément impacté, pour définir une raideur globale (pas forcément linéaire).

2.2.2.2 *Caractérisation d'une configuration de référence*

Pour que les résultats d'une étude de sensibilité ou d'une optimisation soient pertinents, il est nécessaire de disposer d'une configuration moyenne représentative validée. Les paramètres relatifs au modèle choisi ayant été définis, il reste à les identifier, en vérifiant que la valeur obtenue n'est pas aberrante. Une méthodologie d'identification a été proposée pour la définition du système de référence en question, laquelle consiste en la réalisation de calages successifs du modèle sur plusieurs essais et en leur synthèse. Elle s'appuie sur une classification des paramètres selon deux points de vue : leur évolutivité et leur niveau de connaissance.

2.2.2.3 *Classification des paramètres*

En terme d'évolutivité, les paramètres sont classés I (Intrinsèques) ou E (Evolutif). Par intrinsèque, il faut entendre la non remise en cause de la valeur du paramètre d'un essai à un autre, inhérente à une propriété physique invariante (frottement de la sangle sur le mannequin par exemple) ou à une technologie inchangée. A l'opposé, le jeu dans la ceinture ou la position initiale des pieds en début d'impact ne peut être garantie constante.

En termes de connaissance, trois niveaux sont retenus : V pour Validé (la raideur d'une articulation du mannequin par exemple), D pour Directement identifiable (la loi de décélération) ou F pour Flou (un coefficient de frottement).

Ainsi, lors de la première analyse, a-t-on schématiquement, pour un système tout à fait général (mais sans options) la liste suivante des paramètres (liste quelque peu simplifiée pour la présentation) :

- Paramètres validés ou directement identifiables :

- Caractéristiques du mannequin	I	V
- Caractéristiques de l'enrouleur	I	V
- Paramètres d'installation du mannequin (géométrie)	E	D
- Paramètres de l'environnement du mannequin (géométrie)	E	D
- Loi de décélération du véhicule (mesurée)	E	D
- Paramètres à caler, dans l'ordre hiérarchique

- Jeu de ceinture	E	F
- Lois de comportement des brins de ceinture	I	F
- Loi(s) de comportement de la planche de bord	E	F
- Jeu aux pieds (analyse a posteriori)	E	F
- Lois de comportement de l'assise et du contact tablier-pieds	I	F
- Coefficient de frottement de la sangle dans les boucles	I	F
- Coefficient de frottement de la sangle sur le mannequin	I	F
- Coefficient de frottement des contacts divers	I	F

Les paramètres de sortie du modèle correspondent aux variables mécaniques (accessibles), fonctions du temps, auxquelles on s'intéresse. Pour le calage du modèle relativement à un

essai donné, il convient bien sûr de choisir les mêmes grandeurs que celles fournies lors des essais (délivrées par les capteurs standards du mannequin ou tirées des films). Dans un certain ordre hiérarchique, on aura l'accélération longitudinale du thorax, les trajectoires des mires genou et bassin, les tensions dans les brins de ceinture, les trajectoires des mires tête et épaule et enfin les accélérations en général (bassin, tête et autres composantes pour le thorax). Cette hiérarchie a été proposée à la suite de l'étude de sensibilité.

2.2.2.4 Stratégie de recalage initial du modèle

La stratégie générale de recalage du modèle retenu consiste à identifier des jeux de données relatifs à plusieurs corrélations sur des essais différents mais présentant un certain nombre de points communs. Trois essais sont retenus, sur un même véhicule (appelé « X »), et l'identification se fera par sévérité croissante des conditions de choc. Le premier (baptisé « longue distance ») est réalisé en montant la coque du véhicule X sur un chariot équipé d'éléments à l'avant permettant de générer une courbe de décélération peu sévère (impact à 50 km/h, distance d'arrêt de 76 cm). Le second est toujours un essai chariot, pour lequel la loi de décélération est beaucoup plus sévère (impact à 51 km/h, distance d'arrêt de 38 cm). Il correspond à la sévérité de choc préconisée par la loi européenne n°16. Le troisième est un essai véhicule (tir d'un véhicule « X » de pré-série) à 57 km/h. Outre les lois de décélération différentes présentées figure 2-4, ces essais présentent un certain nombre d'autres différences fondamentales : absence de planche de bord pour les deux premiers, siège avec renfort anti-sous-marinage pour le second.

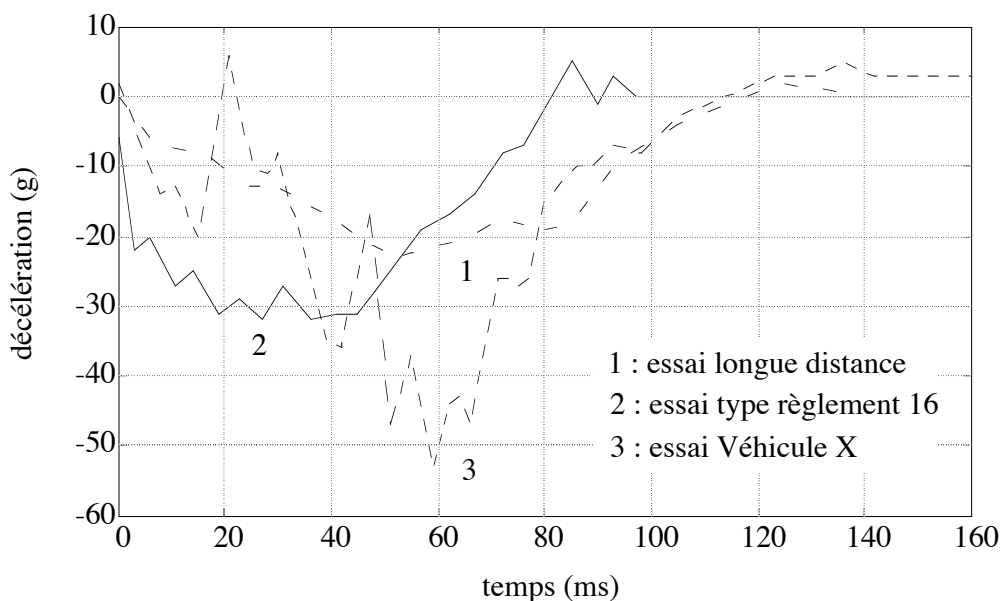


Figure 2-4 : courbes de décélération des 3 essais retenus pour le recalage

Le recalage du premier essai débute par la détermination des paramètres de classe « V » qui sont soit fournis (caractéristiques du mannequin, de l'enrouleur), soit obtenus à l'aide d'essais dédiés (raideur d'un ancrage), puis par celle des paramètres de classe « D ». Certains paramètres classés « D » le sont parfois abusivement : la position du mannequin ne peut être complètement connue qu'en bout de catapulte, et est modifiée par l'accélération subie lors du tir. En position initiale (impact), l'analyse d'images ne permet de connaître que la position de quelques mires, donc de quelques points caractéristiques. Elle n'est pas suffisante pour déterminer l'ensemble des positions articulaires du mannequin. Un compromis a été proposé

et automatisé pour positionner initialement le mannequin numérique. Il en va de même pour le positionnement de la ceinture sur le mannequin.

C'est bien évidemment le calage des paramètres de classe « F » qui est le plus délicat. Une stratégie basée sur la hiérarchisation des paramètres d'entrée et de sortie a été développée a posteriori, en utilisant les résultats de l'étude de sensibilité. Une chronologie de calage efficace est la suivante :

- les jeux de la ceinture (à l'aide du début de l'accélération longitudinale du thorax),
- la raideur du baudrier (à l'aide de la décélération du thorax),
- la retouche de la position du baudrier pour obtenir la cinématique 3D du mannequin,
- la raideur de la pelvienne et le comportement de l'assise (à l'aide de la trajectoire du bassin),
- les raideurs du tablier et de la planche de bord (à l'aide de la trajectoire des genoux),
- les frottements (ceinture et siège) (à l'aide des efforts ceinture et de la trajectoire de la tête),
- la raideur de la colonne de direction (à l'aide de l'accélération de la tête si il y a impact).

Au terme de cette identification, qui nécessite éventuellement quelques itérations, les résultats de la simulation sont globalement satisfaisants (écarts entre les résultats de calculs et les résultats expérimentaux inférieurs à la dispersion expérimentale), et il n'est pas utile de chercher un niveau de raffinement supérieur avant d'avoir traité les autres configurations d'essai.

2.2.2.5 Recalage complémentaire

La calage sur un nouvel essai est similaire jusqu'au traitement des paramètres de classe « F ». Les paramètres Intrinsèques (« I ») et Evolutifs (« E ») ne seront pas traités de la même façon : en figeant les paramètres « F/I », on cherche à recalibrer le calcul en identifiant les seuls paramètres « F/E » (en suivant la même chronologie que pour le premier calage). Deux cas de figures peuvent alors se présenter : le résultat est satisfaisant ou il ne l'est pas. Dans ce dernier cas, il est nécessaire de remettre en cause un ou plusieurs paramètres « F/I » (le choix dépend des paramètres de sortie mal corrélés) et de refaire le calage. Un compromis entre les différentes valeurs du ou des paramètres « F/I » est alors fait, et un nouveau calage sur chacun des essais est effectué avec une unique valeur de ce ou ces paramètres.

Plus le nombre d'essais est grand et moins ce problème de remise en cause d'un paramètre intrinsèque se pose, et si plusieurs fois de suite un paramètre de classe « I/F » n'est pas remis en cause, il pourra être considéré comme validé pour les calages suivants.

Dans notre cas, au terme des trois calages successivement réalisés, les résultats des simulations des trois configurations de choc sont très proches des résultats expérimentaux (figure 2-5). Les paramètres de sortie les moins bien corrélés (accélération de la tête en particulier) sont ceux qui sont reconnus comme les plus dispersés expérimentalement.

Cette identification a été validée par un essai en aveugle réalisé sur un véhicule « X » modifié au niveau de la structure du bloc avant (loi de décélération très différente), sur lequel la ceinture a été équipée de dispositifs expérimentaux. L'habitacle et le mannequin étaient inchangés. L'originalité d'une telle approche réside dans le fait qu'aucun paramètre du type intrinsèque n'a été remis en cause lors du calage, qui a donc porté sur les seuls paramètres évolutifs non directement identifiables. Les valeurs des paramètres associés aux équipements expérimentaux de la ceinture (jeux, raideurs, ...) conduisant à la meilleure corrélation essai/calcul concordaient bien avec celles issues des résultats d'essais locaux de ces équipements expérimentaux, résultats qui ne nous ont été fournis qu'après la fin de l'identification.

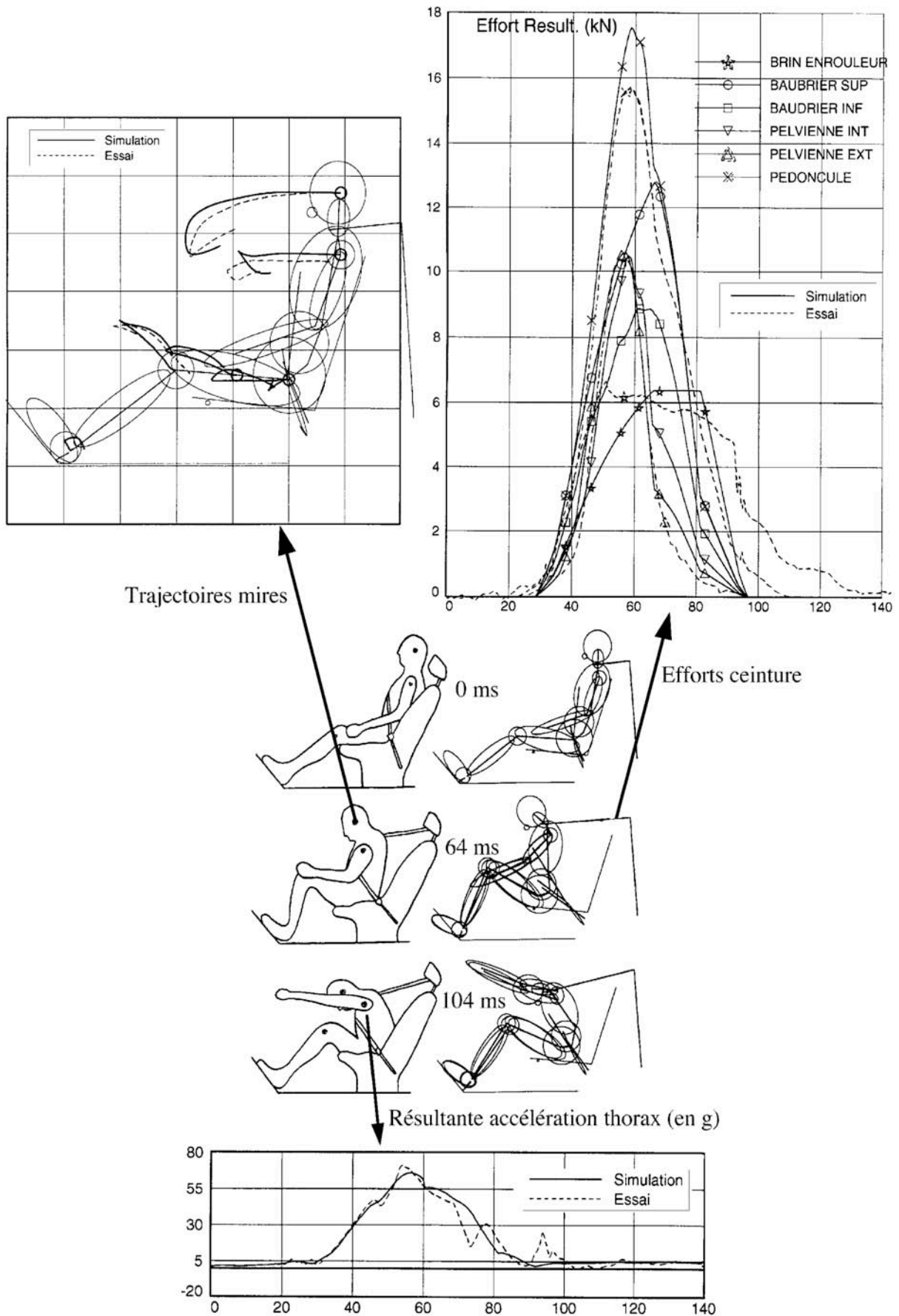


Figure 2-5 : comparaison des résultats expérimentaux et numériques durant les 140 ms du choc

2.2.3 Exploitation du modèle : étude de sensibilité et optimisation

2.2.3.1 Paramètres d'entrée – sortie du modèle










Avant toute exploitation, il a été nécessaire de choisir les paramètres d'entrée et les paramètres de sortie de l'étude.

Les paramètres d'entrée correspondent aux paramètres modifiables lors de la conception (42 au total). Ils concernent l'assise (raideur, frottement), la planche de bord (position, raideur), le tablier (position, raideur), la ceinture (jeu, raideur, frottement) et ses ancrages (enrouleur, renvoi, brin-boucle, pelviennne externe), les dispositifs annexes (prétentionneur, bloqueur, limiteur) et la barre anti sous-marinage (raideur, position).

Les paramètres de sortie correspondent aux critères biomécaniques (10 au total). Ils concernent la tête (HIC, accélération, accélération angulaire, trajectoire), le thorax (accélération, compression), le bassin (accélération, sous-marinage) et les jambes (effort genou, effort talon).

2.2.3.2 Etude de sensibilité

La première partie de l'exploitation du modèle, l'étude de sensibilité mono- puis bi-paramétrique a été principalement motivée par l'urgence à fournir des résultats concrets. Le niveau de l'étude de sensibilité est principalement qualitatif. L'étude mono-paramétrique conduit aux résultats présentés dans le tableau 2-6, dans lequel les symboles utilisés intègrent à la fois

- le type d'évolution :  monotone  avec extremum  avec 2 extremums  avec saturation  avec instabilité
- une nuance quantitative :  variation < 5%  5% ≤ variation < 25%  25% ≤ variation < 50%  variation ≥ 50%

A titre d'exemple, la position longitudinale de la barre anti sous-marinage (x barre) a une grande influence sur le HIC, celui-ci diminuant de plus de 50% lorsque l'on passe la barre de son abscisse minimum à son abscisse maximum.

Paramètre	Tête				Thorax		Bassin		Jambes	
	Hic	Γ	A	Traj	Γ	Com	Sm	Γ	Gen	Tal
Effort barre										
Seuil barre										
Frot. barre										
X barre										
Z barre										
Frot. assise										
Effort planche										
Seuil planche										
X planche										
Jeu aux pieds										
Jeu ceinture										
Soupl. sangle										
Seuil limit.										
Frot. renvoi										
Frot. boucle										
Angle baudrier										

Tableau 2-6 : influence des paramètres de base sur les critères biomécaniques

Cette étude de sensibilité monoparamétrique montre que le niveau de couplage est relativement faible. Elle a permis de lister les quelques couplages importants, par ailleurs bien

compréhensibles sur le plan phénoménologique (souplesse de la ceinture et seuil du limiteur d'effort par exemple).

Cette étude a aussi permis de voir comment se comportait le modèle lors de la variation des paramètres d'entrée (linéarité ou non, niveau de couplage ...) et d'initier une réflexion de type « expertise » pour fournir une explication phénoménologique à chaque comportement observé. Elle a été par ailleurs très utile pour déterminer l'algorithme d'optimisation le mieux adapté au problème.

2.2.3.3 Optimisation du système de retenue

2.2.3.3.1 Fonction coût

L'optimisation du système de retenue nécessite avant toute chose la construction d'une fonction coût, qui représente le niveau d'insécurité du système et qu'il faudra donc minimiser. Les critères biomécaniques n'étant pas binaires, la construction de cette fonction coût présente un certain niveau de subjectivité. Nous avons choisi d'associer deux seuils par critère : le seuil mini, en deçà duquel la fonction coût partielle est nulle et un seuil maxi au delà de laquelle une pénalisation importante est introduite (figure 2-7). Entre les seuils, la valeur de la fonction coût évolue de façon quadratique. La valeur de la fonction coût au seuil maxi est choisie de façon à respecter les poids relatifs des 7 critères biomécaniques retenus : le HIC (Head Injury Criterion, grandeur « normalisée » qui quantifie le l'accélération moyenne de la tête durant les 36 ms les plus sévères du choc), l'accélération angulaire de la tête, l'effort de compression sur l'abdomen, l'accélération du bassin, l'effort au niveau des genoux, le déplacement maximum de la tête et un paramètre caractéristique du risque de sous-marinage. La fonction coût globale est la somme des fonctions coût partielles. Un dernier coefficient est appliqué pour traduire la fonction coût suivant l'échelle de gravité AIS (Abbreviated Injury Scale), qui comporte 7 degrés (de 0, pour une absence de lésion, à 6 pour une lésion mortelle) [DAL 91].

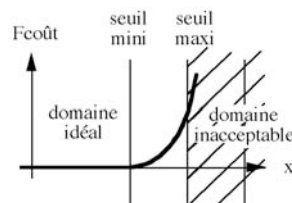


Figure 2-7 : seuils retenus pour la construction de la fonction coût

A titre d'exemple, les seuils mini et maxi sont de 2500 et 8000 rad/s^2 pour l'accélération angulaire de la tête, de 2800 et 5600 N pour l'effort de compression sur l'abdomen, 450 et 900 m/s^2 pour l'accélération du bassin et de 300 et 600 mm pour le déplacement de la tête.

2.2.3.3.2 Algorithme retenu

La majorité des paramètres d'entrée sont de type « réel ». Les quelques variables discrètes correspondent à la déclaration des « options » du système de retenue. La considération des variables entières étant incompatible avec la plupart des algorithmes d'optimisation, nous avons choisi de substituer à ces dernières des variables réelles quasi-équivalentes (une option sera remplacée par une de ses caractéristiques dont une valeur particulière permet de simuler son absence). Le domaine admissible pour les paramètres d'entrée définit l'espace dans lequel la solution du problème est physiquement et technologiquement admissible.

En résumé, les spécificités du problème d'optimisation sont les suivantes :

- les seules contraintes sont les bornes des variables d'entrée,
- les variables sont réelles et en nombre relativement faible,

- la fonction coût est implicite, non convexe,
- la précision requise (fonction coût et variables d'optimisation) est faible.

Parmi les méthodes envisagées (gradient [GIL 87], relaxation [CIA 82], directions conjuguées [POW 64], interpolation quadratique, mono-point [HOO 61] [ROS 60] et simplexe [NEL 65]), c'est la méthode du simplexe qui a été retenue, car elle ne requiert que la continuité de la fonction coût, est très robuste vis-à-vis du bruit, et est bien adaptée à la taille de notre problème. Le seul inconvénient notable de cette méthode est le risque de se bloquer dans un minimum local, ce qui impose de relancer éventuellement plusieurs fois le processus à partir de points initiaux différents.

Le principe de cette méthode est le suivant : un « simplexe » est initialement construit (ensemble de $n+1$ points appelés « sommets », n étant la dimension du problème), et la fonction coût évaluée en ces sommets. Une stratégie permet de déformer le simplexe en fonction de ces évaluations de façon à déplacer le barycentre vers le minimum recherché. Le processus est arrêté lorsque l'écart de la fonction coût pour les différents sommets passe sous un seuil.

La puissance de cette méthode vient de la stratégie de déformation du simplexe qui autorise les modes suivants : expansion (augmentation de la taille du simplexe, donc prise en compte des phénomènes à grande longueur d'onde), la contraction globale (affinage de la solution) ou unidirectionnelle (élongation du simplexe lui permettant de passer dans des « vallées » étroites) et la réflexion unidirectionnelle (lui permettant d'inverser son déplacement).

2.2.3.3 Quelques résultats

Deux applications ont été menées : une activité de reconception, qui consiste à optimiser un système de retenue sur la base d'un système de référence, sans changement de technologie ni ajout de nouvelles technologies, et une activité de préconception, qui consiste à évaluer l'intérêt d'un certain nombre d'enrichissements potentiels du système précédent.

Lors de la reconception du système de base, les paramètres à optimiser sont :

- l'effort élastique maximum de la barre anti sous-marinage,
- l'abscisse de la barre anti sous-marinage,
- l'effort élastique maximum de la planche de bord,
- l'abscisse de la planche de bord,
- la souplesse de sangle,
- les coefficients de frottement au renvoi et à la boucle.

Trois calculs ont été réalisés, à partir de trois simplexes initiaux. Deux d'entre eux ont convergé au même point. Les résultats sont présentés dans le tableau 2-8.

	référence	simplexe 1	simplexes 2 et 3	
Effort barre (kN)	10	9,71	10*	* : borne atteinte
x barre (cm)	22	17,9	17,4	
Effort planche (kN)	3,8	2,82	2,84	* : borne atteinte
x planche (cm)	90	80*	80*	
« Souplesse sangle » (allongement en % sous 10 kN)	9	11,1	11,1	
Frot. renvoi	0,3	0,55	0,65	
Frot. boucle	0,35	0,32	0,30	
<i>F coût</i>	<i>4,650</i>	<i>3,621</i>	<i>3,603</i>	
nombre d'itérations	0	146	318	

Tableau 2-8 : comparaison des configurations optimisées et de référence

Le passage, pour la fonction coût, d'un niveau 4,6 à 3,6 montre que sans adjonction de dispositif complémentaire et dans ces conditions de choc, les blessures peuvent être réduites

d'un degré sur l'échelle de gravité AIS (ici de « lésions entraînant une invalidité permanente importante » à « lésions graves avec séquelles »).

Lors de la préconception d'un système enrichi, que l'on peut assimiler à la recherche d'un système de retenue d'un véhicule du type « synthèse de sécurité » (sans sac gonflable), les paramètres à optimiser (en plus des précédents) sont :

- le seuil de déclenchement du limiteur d'effort de sangle,
- l'angle de l'axe de prétension à la boucle,
- la course de prétension à la boucle.

Dans cet exemple, la convergence a encore été obtenue à partir de trois simplexes initiaux différents. Les résultats sont présentés dans le tableau 2-9.

	référence	simplexe 1	simplexe 2	simplexe 3	
Effort barre (kN)	10	7,81	10*	10*	* : borne
x barre (cm)	22	14*	14*	14*	* : borne
Effort planche (kN)	3,8	2,49	1,85	1,79	
x planche (cm)	90	80*	80*	80,1*	* : borne
Souplesse sangle (%/10 kN)	9	1*	1*	1*	* : borne
Limitation sangle (kN)	10	7,27	7,32	7,23	
Frot. renvoi	0,3	0,46	0,38	0,40	
Frot. boucle	0,35	0,90	0,88	0,87	
Axe de prétension (°)	135	121	117	117	
Prétension (cm)	5	7,9	7,1	6,9	
<i>Fcoût</i>	<i>3,506</i>	<i>1,397</i>	<i>1,352</i>	<i>1,345</i>	
nombre d'itérations	0	391	620	737	

Tableau 2-9 : comparaison des configurations optimisées et de référence

Le gain en terme de sécurité est si étonnant qu'il aurait été réellement intéressant de vérifier les résultats de ce calcul sur un essai, en réalisant un prototype conforme aux préconisations. Au terme des trois calculs, la fonction coût vaut 1,4, ce qui correspond sur l'échelle de gravité AIS à « lésions bénignes » !

2.2.4 Bilan de l'étude

Les apports principaux de ce travail ont été :

- la définition d'une méthodologie de recalage du modèle retenu sur une série d'essais physiques et la validation de l'ensemble des paramètres identifiés qui conduit à la définition d'un système globalement représentatif du choc frontal,
- la réalisation selon différentes approches (quantitative, qualitative et phénoménologique) d'une étude complète de sensibilité des critères biomécaniques aux paramètres de préconception proposés,
- le développement d'une méthodologie d'optimisation des systèmes de retenue reposant sur la définition d'une fonction coût originale, qualifiant globalement le niveau de sécurité pour l'occupant, et qui, au vu des résultats présentés, se révèle bien adaptée au problème.

2.3 Application aux véhicules urbains

Christian Goualou a été embauché à l'ECIA à l'issue de son contrat CIFRE, ce qui a permis d'initier une collaboration entre l'ECIA et l'Ecole Centrale de Lille, au travers d'un projet

visant à améliorer la sécurité en choc frontal des véhicules urbains, projet qui s'est poursuivi par un stage.

2.3.1 Problématique spécifique aux véhicules urbains

Le but de ce projet était de démontrer l'efficacité d'un dispositif original équipant le bloc avant et permettant de modifier la loi de décélération du véhicule. Les petits véhicules puissants et suréquipés présentent en effet une caractéristique très défavorable aux chocs, à savoir une rigidité très grande du bloc avant, entraînant un niveau de décélération très important de l'habitacle.

L'idée consistait à chercher une solution permettant d'allier l'avantage sécuritaire des grands véhicules (longueur importante du bloc avant permettant d'absorber plus d'énergie lors d'un choc, avec un niveau de décélération moyen acceptable), aux caractéristiques urbaines des petits (encombrement général réduit), en équipant le véhicule urbain d'un « pare-choc évolutif » (PCE). Ce pare-choc serait en position « rentrée » aux faibles vitesses (circulation urbaine) et « sortirait » au delà d'une certaine vitesse (typiquement 70 km/h). Verrouillé en position « sortie », sa raideur viendrait s'ajouter en série à celle du bloc avant en cas de choc frontal, de façon à « assouplir » celui-ci.

Le travail s'est décomposé en plusieurs étapes : identification d'un modèle numérique sur un essai de crash du véhicule retenu pour l'étude (106 XSi climatisée), puis recherche de la raideur optimale du pare choc télescopique vis-à-vis des critères biomécaniques. Il s'est poursuivi par la recherche d'une technologie permettant d'obtenir une raideur proche de celle souhaitée, sa validation expérimentale, et enfin son implantation sur un véhicule réel, et un essai de crash sur ce véhicule équipé.

2.3.2 Etude numérique

2.3.2.1 Identification d'un modèle simplifié de bloc-avant

La modélisation numérique s'est scindée en deux parties. Pour le comportement du système de retenue et l'évaluation des critères de blessure, c'est le modèle développé par Christian Goualou qui a été utilisé, la courbe de décélération étant un paramètre d'entrée. Pour le comportement du bloc avant, c'est un modèle unidimensionnel qui a été retenu (figure 2-10).

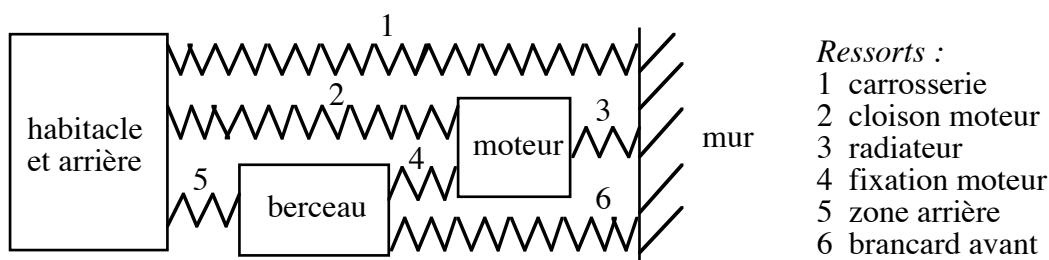


Figure 2-10 : modèle unidimensionnel du bloc avant sans PCE

Ce modèle comporte 6 ressorts généralisés, à savoir au comportement non linéaire nécessaire à la prise en compte de la plasticité et du flambage de la structure, avec décharge élastique. Bien que basique, ce modèle permet d'approcher de façon satisfaisante la courbe de décélération mesurée lors d'un essai de crash : la figure 2-11 présente la loi de décélération simplifiée que l'on cherche à retrouver (courbe objectif) et la loi obtenue à l'aide du modèle

(sans le pare-choc évolutif). Mis à part des instabilités dans la phase de décharge de la structure, le recalage est satisfaisant (niveau de décélération atteint et synchronisation).

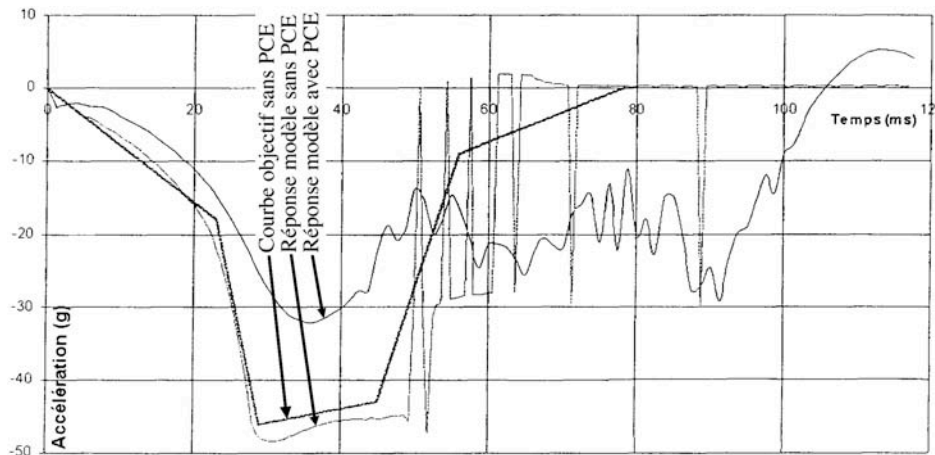


Figure 2-11 : décélération identifiée et prédite par le modèle

2.3.2.2 Recherche des caractéristiques du dispositif additionnel

Les modèles de bloc-avant et de système de retenue validés, le ressort n°6 a été modifié pour prendre en compte le pare-choc télescopique (un 7^{ème} ressort a en fait été placé en série devant le ressort n°6). Même si ce travail ne mérite pas le terme d'optimisation (aucun algorithme n'a été utilisé), le but était bien de trouver, sous des contraintes technologiques globales (sortie maximum du pare-choc, effort maximum admissible sur les brancards ...), la loi de raideur conduisant au meilleur compromis en terme de sécurité. Cette recherche a été effectuée manuellement : choix d'un modèle de comportement pour le pare-choc évolutif, calcul de la loi de décélération de l'habitacle et évaluation de la fonction coût développée par Christian Goualou (configuration identique à l'essai de crash de référence, excepté la loi de décélération). La raideur retenue est présentée figure 2-12. Elle permet d'abaisser le niveau de décélération maximum de plus de 30%, tout en garantissant une décélération supérieure à 3g dès le début du crash, de façon à activer les dispositifs de retenue actifs (prétensionneur).

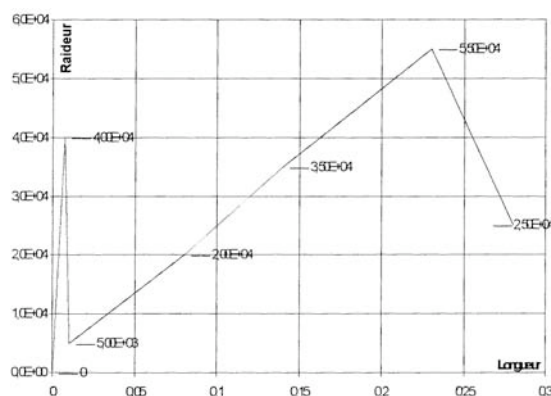


Figure 2-12 : loi de raideur retenue pour le pare choc évolutif

2.3.2.3 Conception du dispositif additionnel

La recherche d'une technologie permettant de se rapprocher de cette loi de raideur a conduit au dispositif suivant : deux vérins pneumatiques assurent simultanément les fonctions de rentrée/sortie du pare-choc et permettent de contrôler le niveau de l'effort généré (compromis sur la pression initiale, la section et la course). Pour supprimer la phase de décharge élastique, deux diaphragmes tarés sont montés à l'arrière des vérins, et se rompent lorsque la pression dépasse leur pression de tarage. L'air est alors évacué en passant dans un orifice calibré de façon à imposer une perte de charge qui conditionnera la phase de décharge. Le verrouillage du pare choc en position sortie est assuré par des goupilles, qui permettent aussi d'obtenir les 3g recherchés en début de crash. Cette technologie a été validée expérimentalement sur un puit de chute. Les résultats du comportement de ce dispositif sont superposés aux résultats attendus sur la figure 2-13.

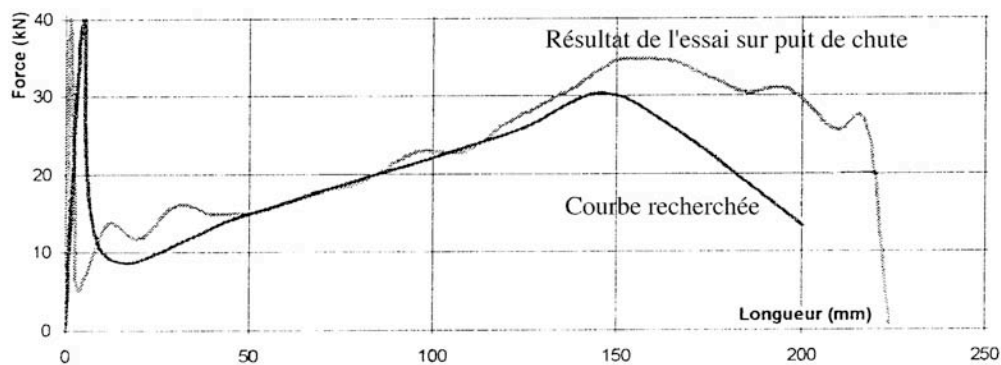


Figure 2-13 : effort recherché et effort obtenu expérimentalement

Une ultime simulation a été faite, avec la courbe de décélération qui devrait être obtenue avec le dispositif proposé. Les résultats étant très encourageants, la construction d'un véhicule a été décidée.

2.3.3 Essai de validation

La préparation de l'essai, la réalisation de celui-ci (figure 2-14) et son dépouillement ont fait l'objet du stage de deuxième année d'un des étudiants du projet.



Figure 2-14 : véhicule prototype avant et après le crash

La lourdeur (humaine et financière) d'un tel essai sur véhicule prototype est la preuve de la confiance de l'ECIA vis-à-vis des résultats du projet. Le résultat final est en revanche très décevant, non pas parce que le dispositif n'a pas fonctionné ou qu'il a conduit à une

amélioration bien moins importante que prévue, mais parce que le dispositif de retenue du véhicule a cédé (rupture de la ceinture suite à un vrillage dans le renvoi), ce qui n'a pas permis d'enregistrer les données permettant d'évaluer les critères de blessure. Le seul point positif de cet essai est qualitatif, mais prouve bien que le dispositif testé désévérisse le choc : après tous les essais de crash sur 106 XSi climatisée, l'ouverture des portes imposait d'avoir recours à de l'outillage, alors que dans notre cas, elle s'est effectuée à la main, en ne forçant que légèrement sur la poignée.

La phase de dépouillement ayant tourné court, la fin du stage a été mise à profit pour rédiger une demande de dépôt de brevet, demande qui n'a finalement été déposée que sous la forme d'une enveloppe Soleau.

2.4 Bilan de ces études

Bien que marginales par rapport à mes activités principales de recherche, ces études m'ont beaucoup apporté sur le plan de la démarche de conception et du calcul en dynamique multicorps, ce qui a influencé mon enseignement de la mécanique des solides indéformables. Ces études ont été un atout important pour nouer de nouvelles relations dans le domaine automobile, et ont ouvert la porte à de nombreuses collaborations dans le cadre d'autres projets (que je ne détaillerai pas ici, voir en 6.3).

2.5 Bibliographie :

CIARLET P.G., 1982, "Introduction à l'analyse numérique matricielle et à l'optimisation". Editions Masson, pages 182-189.

DALMOTAS D.J. & WELBOURNE E.R., 1991, "Improving the protection of restrained front seat occupants in frontal crashes". Proceedings of the 13th International Technical Conference on Experimental Safety Vehicles, Paris, november 4-7 1991.

FRATERMAN E. & LUPKER H.A., 1993, "Evaluation of Belt Modelling Techniques", Proceedings of the 4th International MADYMO Users' Meeting, Eindhoven, The Netherlands, september 1993.

GILL P. E., MURRAY W. & WRIGHT M.H., 1987, "Practical Optimization". Academic Press.

HOOKE R. & JEEVES T.A., 1961, "Direct Search Solution of Numerical and Statistical Problems". J. Assoc. Comput. Mach., Vol. 8, p. 261.

NELDER J.A. & MEAD R., 1965, "A Simplex Method for Function Minimization". The Computer Journal, vol 7, p. 308.

OBERGEFELL L. & al., 1992, "Program for the Generation of Human Body Properties". Proceedings of the 3rd International MADYMO Users' Meeting, Detroit, USA, february 1992.

PETIT H.J. & al., 1992, "Validation of Simulation Models for Different Restraint-System Conceptions". Proceedings of the 3rd International MADYMO User's Meeting, Detroit, USA, february 1992.

POWELL M.J.D., 1964, "An efficient Method for Finding the Minimum of a Function of several variables without calculating derivatives". The Computer Journal, Vol. 7, p. 155.

PRASAD, 1984, "An Overview of Major Occupant Simulation Model". Proceedings of SAE, paper n°840855.

ROSENBROCK H.H., 1960, "An Automatic Method for Finding the Greatest or Least Value of a Function". The Computer Journal, Vol. 3, p. 175.

TARRIERE C. & al., 1991, "Frontal Impact Protection Requires a Whole Safety System Integration". Proceedings of the 13th International Technical Conference on Experimental Safety Vehicles, Paris, november 4-7, 1991.

WISMANS J. & HERMANS J.H.A., 1988, "MADYMO 3D Simulations of Hybrid III Dummy Sled Tests". Proceedings of the SAE International Congress, Detroit, USA, march 1988.

3 Axe « Caractérisation du comportement de matériaux composites à matrice organique »

Cette partie présente l'ensemble des travaux entrepris depuis ma thèse de doctorat sur la caractérisation du comportement des composites, exceptées les études réalisées sous microscope électronique à balayage qui seront traitées dans la partie intitulée « Mise au point de techniques expérimentales sous MEB ».

Le présent axe de recherche a débuté en 1986, par la préparation de ma thèse de Doctorat au sein du Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'ENS de Cachan : "*Sur le comportement en compression des composites stratifiés carbone-epoxy*", thèse que j'ai soutenue en 1991 et que je ne présenterai que brièvement. J'ai poursuivi sur cette thématique lors de mon arrivée au Laboratoire de Mécanique de Lille par le co-encadrement de la thèse de Djelloul Hassaïni, soutenue en 1998, et la réalisation de travaux et encadrements connexes. En 2000, la décision d'abandonner, au moins temporairement, l'axe de recherche sur les matériaux composites à matrice organique, a mis un terme à cet axe, à quelques études ponctuelles près.

3.1 Compression des composites

Objet d'un contrat avec l'Aérospatiale (Les Mureaux), l'objectif de ma thèse était d'approfondir la connaissance sur le comportement en compression des matériaux composites stratifiés carbone-epoxy, et en particulier de quantifier et d'expliquer la relative faiblesse des matériaux à haut module type IM6-914 face à ce type de sollicitation. L'apport de ma thèse a été d'une part la mise au point d'une méthodologie expérimentale originale basée sur un essai de flexion quatre points (figure 3-1), qui a permis de caractériser de façon fiable le comportement de compression, et d'autre part la proposition et l'identification d'un modèle de comportement élastique non-linéaire fragile.

Réalisé exclusivement à l'aide de liaisons déformables, le montage proposé engendre une sollicitation de flexion pure dans la partie centrale de l'éprouvette. La rupture d'une éprouvette au centre de celle-ci atteste du faible niveau de concentration de contrainte induit par les appuis. Trois types d'empilement ont été testés : 0° unidirectionnel, $[0^\circ, 90^\circ]_{ns}$ et $[0^\circ_n, 90^\circ_n]_s$. Les résultats obtenus ont, d'une part, montré que l'hypothèse de répartition linéaire des déformations dans l'épaisseur, couramment admise, est justifiée, et d'autre part permis d'identifier les caractéristiques intrinsèques longitudinales du pli, en traction comme en compression. En traction, les résultats sont cohérents avec ceux issus d'essais de traction menés par ailleurs, en termes tant de module que de caractéristiques à rupture. En compression, les dispersions en termes de module d'élasticité sont très faibles et mettent en évidence la non constance de celui-ci. Les dispersions en terme de caractéristiques à rupture sont plus importantes, mais restent nettement inférieures à celles issues d'un essai de compression.

Le comportement observé est fragile : aucune déformation permanente n'a été observée, même lors d'une décharge réalisée juste avant la rupture. Il n'y a pas non plus d'endommagement, le module d'élasticité initial, mesuré sur une éprouvette vierge ou sur

cette même éprouvette après une sollicitation importante, n'évoluant pas. Les phénomènes visqueux sont de plus négligeables, du moins aux faibles vitesses de déformation retenues (environ 0,1 %/mn), aucun hystérésis significatif n'apparaissant lors d'un cycle de déchargement-rechargement. Le modèle retenu est donc un comportement élastique non-linéaire fragile.

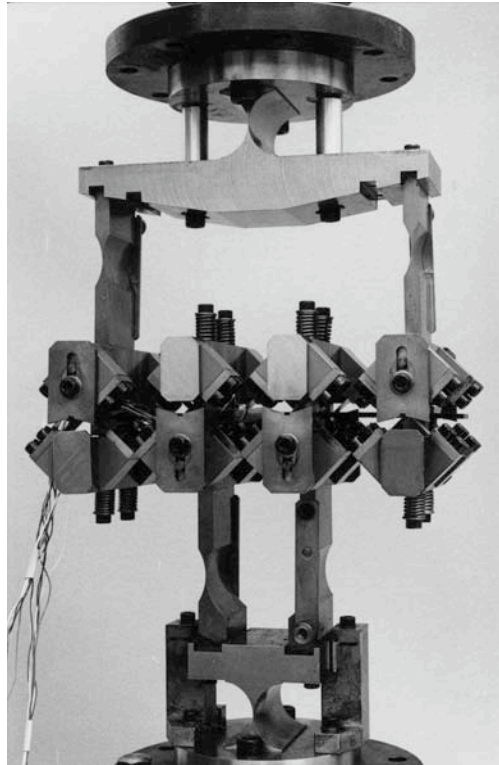


Figure 3-1 : montage de flexion quatre points

Deux modèles ont été proposés. Le premier consiste à choisir une évolution linéaire du module en fonction de la déformation et introduit deux paramètres : le module initial et le coefficient de proportionnalité. Si ce dernier paramètre n'a pas de sens physique direct, l'identification sur les essais est très satisfaisante ; le potentiel thermodynamique associé a été écrit et le modèle de comportement du pli développé au Laboratoire a été complété pour prendre en compte ce comportement [Allix, 1994]. Le second modèle explique qualitativement le type de comportement observé, en s'appuyant sur un modèle de micro-flexion des fibres initialement non rectilignes. Le fort taux de fibres de ces matériaux (environ 0,6) impose de ne retenir que le schéma de flexion « en phase » des fibres, et la non-linéarité n'est alors fonction que du défaut initial de désalignement (amplitude et longueur d'onde). Une étude paramétrique a montré que, pour des couples amplitude - longueur d'onde « plausibles », la réponse globale du pli était en accord avec celle observée.

La réponse des deux modèles étant comparable, la plus grande complexité d'écriture du second nous a fait choisir le premier pour lequel l'implémentation dans un code de calcul ne pose pas de difficultés particulières.

3.2 Cisaillement des composites

C'est naturellement que j'ai repris l'axe de recherche « comportement des composites » lors de mon arrivée au Laboratoire de Mécanique de Lille, dans l'équipe de recherche Mécanique et Matériaux de l'Ecole Centrale de Lille. La thèse de Djelloul Hassaïni avait pour objectif la

caractérisation expérimentale complète du comportement en cisaillement de matériaux orthotropes. Cette thèse a été menée dans le cadre de notre partenariat avec l'ONERA – IMFL, le matériau retenu étant un verre – époxyde (E-M10).

3.2.1 Cadre de l'étude

La caractérisation du comportement de cisaillement des matériaux composites n'est pas abordée de façon globale dans la littérature : il existe d'une part de nombreux travaux sur la caractérisation du cisaillement plan (intra-laminaire) de composites stratifiés [Bergner, 1977] et d'autre part des travaux sur le délaminage, en particulier sous sollicitation de cisaillement en mode II ou III [Allix, 1989]. Aucune étude sur la caractérisation de l'ensemble des comportements de cisaillement n'a été trouvée. Les seules études se rapprochant de cette problématique ont pour but la caractérisation du comportement du bois ou de géomatériaux, et utilisent des éprouvettes de grandes dimensions. L'objectif fixé était donc le suivant : développer un dispositif expérimental permettant d'identifier les comportements de cisaillement d'un matériau orthotrope, adapté en particulier aux matériaux composites. Ce dispositif devait de plus, si possible, permettre une étude sous chargement monotone ou cyclique (sollicitations ondulées, répétées ou alternées).

Une première étape a consisté en l'étude des différentes méthodes expérimentales de caractérisation du comportement de cisaillement, pour voir si une de celles-ci était capable, moyennant adaptation, de répondre directement à notre problème. Le fait que le dispositif recherché devait être adapté aux composites stratifiés, imposait une limitation importante sur les dimensions des éprouvettes, l'homogénéité du comportement des plis dans l'épaisseur n'étant plus garantie pour des épaisseurs de plaques supérieures à 20 mm.

Différents montages ont été analysés, et évalués relativement à nos contraintes. Un certain nombre ont été de suite écartés, soit parce qu'ils nécessitaient une machine de torsion dont le laboratoire ne disposait pas (essais de torsion sur barreaux [Férent, 1991] ou tubes [Phang, 1978], [Swanson, 1985]), soit parce qu'ils ne permettaient pas de caractériser les trois composantes du comportement de cisaillement d'un matériau orthotrope. On trouve dans cette catégorie les essais de traction hors axe [Böelher, 1990], [Sun, 1993], ou sur des stratifiés à $\pm 45^\circ$ [Rosen, 1972], qui ne sont destinés qu'à l'étude du cisaillement intra-laminaire, et les essais à rails [Butler, 1988] ou parallélogramme déformable [Kennedy, 1992], qui nécessitent une plaque et sont donc là encore, dans le cas des composites stratifiés, limités à l'étude du comportement de cisaillement intra-laminaire. Trois essais ont retenu notre attention : l'essai Iosipescu [Walrath, 1983], [Broughton, 1990], l'essai de traction sur éprouvette entaillée [Chiao, 1977], [Dadras 1990], et l'essai de flexion trois points avec appuis rapprochés [Berg, 1972], [Cui, 1992]. Ces trois essais utilisent des éprouvettes élancées (type poutre), et permettent, si on dispose d'une plaque suffisamment épaisse, de tester quatre configurations d'essai : les éprouvettes peuvent être taillées suivant les deux directions de la plaque, et si elles ont une section carrée, elles peuvent être testées suivant deux configurations. La figure 3-2 présente ces orientations et configurations dans le cadre d'un essai de flexion trois points sur un unidirectionnel. Les mêmes types de configurations peuvent être envisagés pour réaliser des éprouvettes entaillées pour des essais de traction ou de Iosipescu. Ces configurations permettent de caractériser les trois comportements de cisaillement du matériau, le comportement intra-laminaire (12) pouvant être identifié à l'aide de deux des quatre configurations.

Si ces quatre configurations d'essai sont exploitables dans le cas de stratifiés « équilibrés », ce

n'est plus le cas dans le cas de stratifiés unidirectionnels : lorsque les fibres ne sont pas placées dans le sens de la longueur de la poutre (configuration 12 ou 32), la fragilité des éprouvettes due à la faible résistance en traction transverse du matériau ne permet pas d'exploiter de façon satisfaisante les résultats.

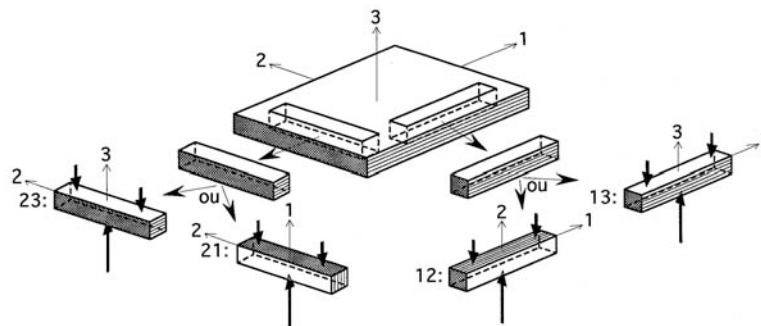


Figure 3-2 : les quatre configurations possibles d'essai de flexion trois points

Pour des éprouvettes de section rectangulaire, il serait nécessaire de réaliser deux plaques d'épaisseurs différentes (hauteur et largeur de l'éprouvette), ce qui induirait une source de dispersion supplémentaire.

Dans le cas de l'essai de Iosipescu, la partie centrale de l'éprouvette n'est pas sollicitée en flexion (figure 3-3) et les contraintes normales sont théoriquement nulles. La localisation de la rupture au centre de l'éprouvette impose en revanche d'entailler celle-ci, ce qui nuit à l'homogénéité des champs de contraintes et de déformations.

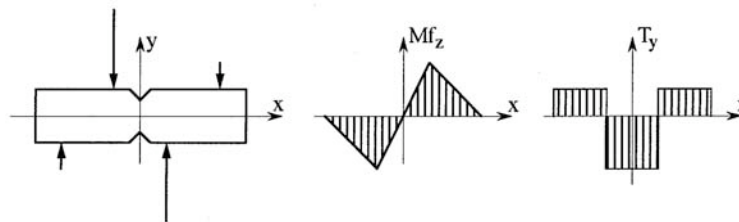


Figure 3-3 : sollicitation de l'essai de Iosipescu

Nous avons réalisé une simulation numérique de l'essai de Iosipescu sur un unidirectionnel Verre-époxyde, de façon à chiffrer les contraintes en fond d'entaille. Dans la configuration 21 ou 31, lorsque la contrainte de cisaillement maximale atteint 70 MPa (résistance au cisaillement de notre matériau), la contrainte longitudinale vaut 420 MPa (soit environ le tiers de la résistance longitudinale, qui vaut 1400 MPa) et la contrainte transverse 65 MPa (soit environ la moitié de la résistance transverse qui vaut 140 MPa). Néanmoins, les essais réalisés sur des composites unidirectionnels montrent que les premières fissures qui apparaissent sont dues à la sollicitation de traction transverse [Pierron, 1994]. Dans la configuration 12 ou 32, lorsque la contrainte de cisaillement maximale atteint 70 MPa, la contrainte longitudinale est négligeable (25 MPa), mais la contrainte transverse vaut 175 MPa, ce qui est supérieur à la résistance transverse. Les tentatives expérimentales ont confirmé l'impossibilité de caractériser le comportement de cisaillement dans ces configurations. Seules deux configurations sont exploitables par l'essai de Iosipescu, et donc seuls deux des trois comportements de cisaillement sont accessibles. L'essai de Iosipescu nous a en revanche beaucoup influencés dans la définition de notre montage, qui est inspiré de ce dispositif d'essai et d'un autre utilisé en mécanique des roches, la « boîte de cisaillement ».

Dans le cas de la flexion trois points, le choix de l'élancement est primordial pour caractériser la résistance au cisaillement dans les orientations 21 ou 31. Le rapport entre la contrainte longitudinale et la contrainte de cisaillement vaut en effet $2L/h$ (approximation de type

« théorie des poutres », où L est la distance entre les appuis extérieurs et h l'épaisseur de l'éprouvette), et il est nécessaire d'avoir un élancement (rapport L/h) inférieur à 10 pour que la rupture soit gouvernée par le cisaillement. Un tel essai étant développé dans le cadre d'une autre thèse menée en parallèle au laboratoire (thèse de Francine Roudet sur laquelle je ne suis intervenu que ponctuellement), nous ne l'avons pas retenu, en espérant pouvoir comparer nos résultats à ceux issus de cet essai.

De nombreuses simulations numériques d'essais de traction-compression sur éprouvettes entaillées ont été menées avec différentes géométries d'entailles sans que les résultats soient concluants. Aucune sollicitation de traction ne permet d'obtenir un champ de contraintes garant d'une rupture en cisaillement. Les sollicitations de fatigue alternée sont donc proscrites. Même en sollicitant les éprouvettes en compression, le niveau de la contrainte de traction transverse en fond d'entaille reste trop important pour que la rupture ne soit imputée qu'à la contrainte de cisaillement.

L'ensemble de ces études préliminaires nous a conforté dans notre choix : aucun des dispositifs d'essai de cisaillement couramment utilisés ne permettait de répondre à notre objectif avec les moyens d'essais dont nous disposions. Nous avons donc choisi de développer notre propre dispositif d'essai.

3.2.2 Présentation de l'essai cube

L'idée de base du dispositif que nous avons développé est de solliciter, entre deux mors se translatant l'un par rapport à l'autre, une éprouvette cubique (d'où le nom « essai cube »). L'avantage principal est de pouvoir tester tous les comportements de cisaillement à partir d'une même géométrie d'éprouvette, sur un seul montage. Six orientations différentes pourront ainsi être testées (figure 3-4), permettant d'accéder aux trois comportements de cisaillement du matériau. Dans le cas d'un composite stratifié unidirectionnel, nous avons choisi d'utiliser la convention courante pour nommer la direction des fibres (1) et le plan des plis (12).

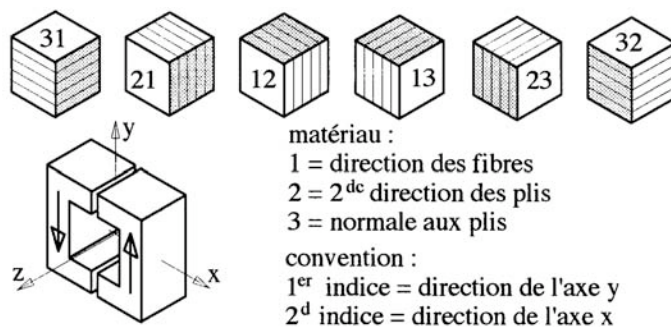


Figure 3-4 : orientations possibles de l'éprouvette dans le montage

Pour repérer ces différentes configurations d'essai, nous avons adopté les conventions définies à la figure 3-4 : l'orientation « 13 » par exemple correspondra à un essai au cours duquel la direction principale « 1 » du matériau sera placée suivant l'axe de traction de la machine (axe y) et la direction principale « 3 » suivant l'axe transversal (axe x). Le cisaillement identifié est alors le cisaillement « 13 », cisaillement qui pourra normalement être également identifié à partir de l'orientation « 31 ». Le cisaillement intra-laminaire est donc le cisaillement 12 et correspondra aux orientations 12 et 21, les autres configurations (13 et 31 d'une part, 23 et 32 d'autre part) permettront d'identifier les cisaillements inter-laminaires 13 et 23.

3.2.2.1 Simulation numérique

Une simulation numérique de cet essai a tout d'abord été réalisée, avec deux buts principaux : vérifier la qualité des champs de contraintes et de déformations générés (uniformité dans la zone utile de l'éprouvette, niveau et nature des éventuelles sollicitations parasites, concentrations de contraintes locales) et définir l'appareillage nécessaire à la caractérisation du comportement du matériau. Cette simulation a été réalisée en essayant de se rapprocher le plus possible des conditions réelles de sollicitation de l'éprouvette. En particulier, aucune condition aux limites n'a été imposée directement sur celle-ci.

La figure 3-5 présente cette simulation. Le mors de gauche est fixe tandis que le mors de droite est animé d'un déplacement imposé δ suivant y . Une précontrainte de compression est imposée à l'éprouvette suivant la direction y , en imposant un déplacement négatif sur les parties supérieures des mors. Son rôle est d'une part de limiter la rotation de l'éprouvette dans le montage lors du chargement, et d'autre part de rattraper le jeu dû au matage de l'éprouvette qui apparaîtra lors des essais de fatigue. Le calcul est effectué en 2D, avec l'hypothèse de déformations planes, et met en jeu 1800 éléments quadratiques à 8 nœuds. Le matériau constitutif de nos futures éprouvettes (un composite verre E résine époxyde M10 unidirectionnel à 60% de fibres) est pour le moment supposé homogène et isotrope transverse, de caractéristiques $E_l = 46$ GPa, $E_t = 10,4$ GPa, $G_{lt} = 3,7$ GPa, $\nu_{lt} = 0,31$ et $\nu_{tt} = 0,38$. Les six orientations sont alors identiques deux à deux, et trois calculs sont réalisés, en plaçant la direction des fibres suivant les trois axes du cube. L'influence de différents paramètres a été chiffrée : dimension du cube, position relative et géométrie des mors, géométrie et rigidité des talons, précontrainte, coefficient de frottement entre les mors et les faces latérales... Le meilleur résultat a été obtenu pour la plus grande dimension possible de l'éprouvette (20 mm moins un éventuel surfaçage, soit 18 mm), une distance inter mors de 1 mm, avec un rayon de 1,5 mm (soit un contact entre les mors et les talons de 7 mm), un coefficient de frottement le plus faible possible sur les faces latérales (d'où l'apposition de plaquettes de téflon), une précontrainte de 10% et des talons biseautés de 1 mm d'épaisseur, de raideur 10 GPa et distants l'un de l'autre de 1 mm (soit un contact entre les talons et l'éprouvette de 8,5 mm).

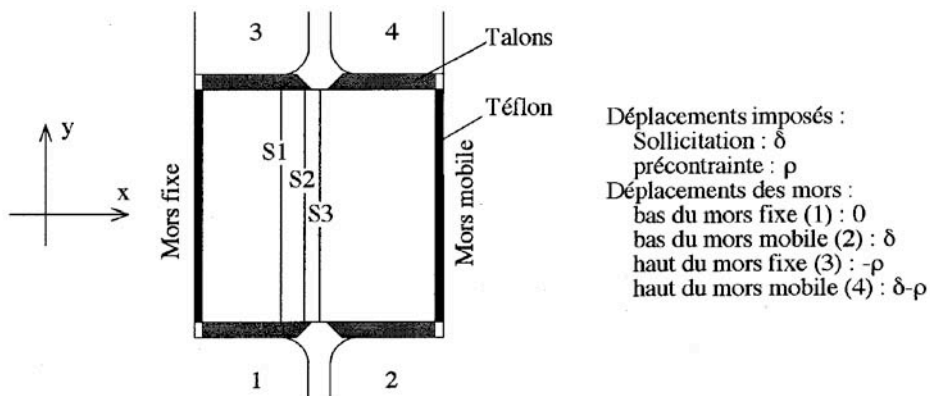


Figure 3-5 : modèle de simulation de l'essai cube

3.2.2.2 Résultats de la simulation

Même avec des talons, les contraintes de compression dans l'éprouvette au droit de l'extrémité des mors restent relativement importantes. La figure 3-6 présente l'évolution des contraintes transverses (normées par la contrainte de cisaillement au centre de l'éprouvette) le long de trois sections verticales définies sur la figure 3-5 (S1 passe par l'extrémité du contact mors / talon, S2 par le centre du biseau du talon et S3 par le centre de l'éprouvette). Dans le cas des orientations 23 et 32, les directions x et y sont toutes deux des directions transverses

pour le matériau, alors que ce n'est le cas que pour l'une des deux directions pour les autres orientations (x pour 12 et 13, y pour 21 et 31). Il est intéressant de noter qu'aucune contrainte de traction transverse n'est appliquée à l'éprouvette, et ce quelle que soit la direction de déplacement du mors mobile, ce qui rendra possible les sollicitations de fatigue alternée.

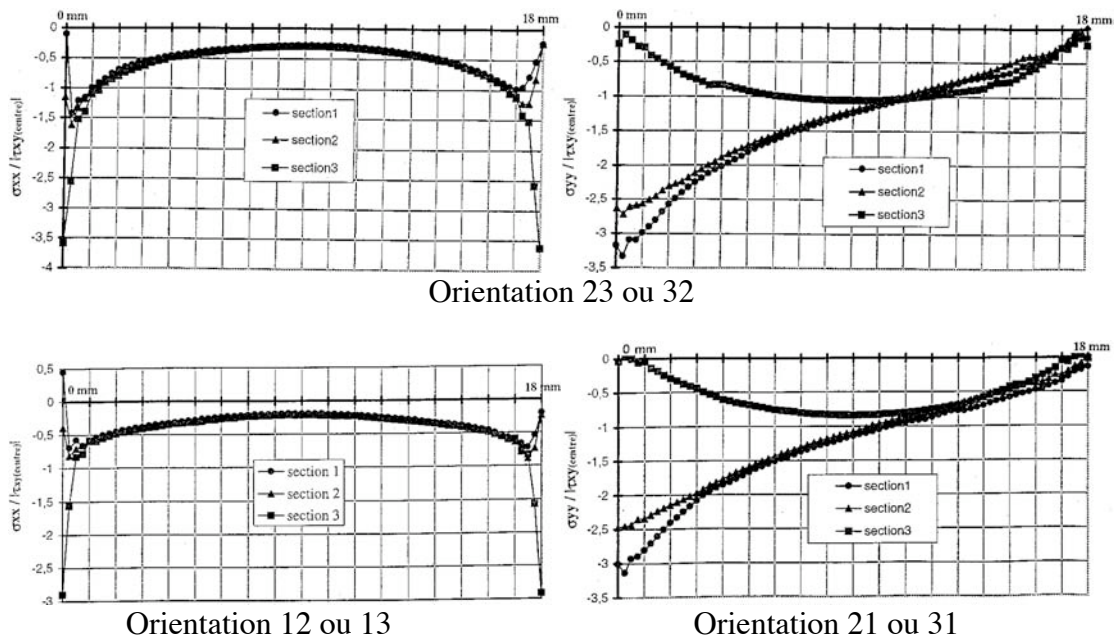


Figure 3-6 : contraintes de compression transverse générées par le montage

En définissant un pseudo coefficient de concentration de contrainte comme le rapport de la contrainte de compression transverse maximale dans l'éprouvette sur la contrainte de cisaillement au centre de l'éprouvette, celui-ci est de l'ordre de trois pour chacune des orientations. La résistance en compression transverse étant plus de trois fois supérieure à la résistance au cisaillement, la rupture devrait être gouvernée par le cisaillement. Les champs de contraintes et de déformations ont un niveau d'homogénéité satisfaisant dans une zone centrale de taille suffisante. Tout cela peut sembler subjectif, mais cette simulation a permis de montrer que le montage envisagé était adapté à l'obtention d'une courbe contrainte-déformation de cisaillement. La contrainte de cisaillement au centre de l'éprouvette est égale, à 1% près, à la contrainte moyenne (charge/section). Cette contrainte reste constante à 3% près sur la moitié centrale de l'éprouvette (figure 3-7). Elle peut donc être déterminée à partir de la seule mesure de la cellule de charge de la machine de traction sur laquelle sera réalisé l'essai.

En ce qui concerne les champs de déformations, il est possible de coller une jauge (ou rosette) de 4 mm de côté dans la partie centrale : pour les trois orientations simulées numériquement, les champs de déformations sont uniformes à 5% près dans cette zone (figure 3-8). En pratique, deux rosettes seront collées, une sur la face « avant » et une sur la face « arrière », ce qui permettra de vérifier que le montage n'induit pas de sollicitations parasites de type « torsion ».

En résumé, les avantages escomptés de cet essai sont les suivants :

- toutes les éprouvettes sont géométriquement identiques et tirées d'une même plaque de 20 mm d'épaisseur, quelle que soit l'orientation testée. Il n'y a donc pas de dispersion due à la réalisation des éprouvettes ou à la cuisson des plaques ;
- la réalisation des éprouvettes ne nécessite pas d'usinage complexe (coupe droite suivie d'une rectification éventuelle) ;

- l'instrumentation est relativement simple à mettre en œuvre : la cellule de charge permet d'accéder directement à la contrainte de cisaillement, et la déformation de cisaillement peut être mesurée à l'aide d'une rosette de jauges d'extensométrie ;
- si l'étude est menée jusqu'à la fatigue alternée, cet essai ne doit générer aucune sollicitation de traction transverse dans l'éprouvette.

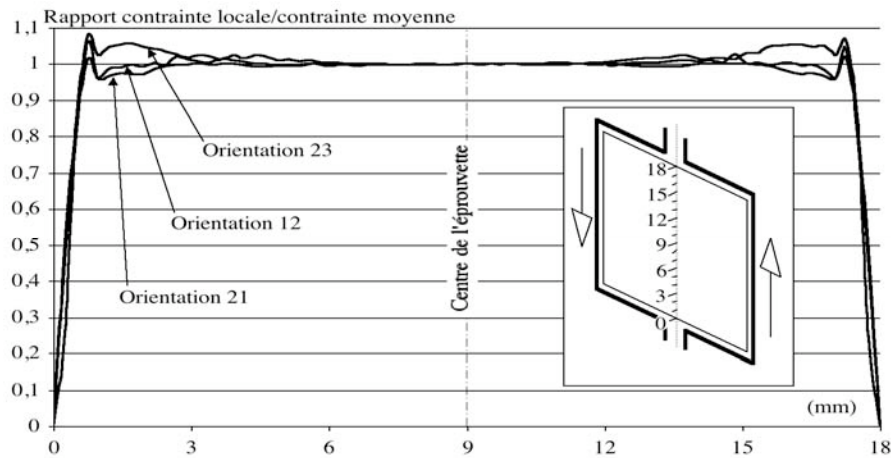


Figure 3-7 : répartition de la contrainte de cisaillement dans la section centrale de l'éprouvette

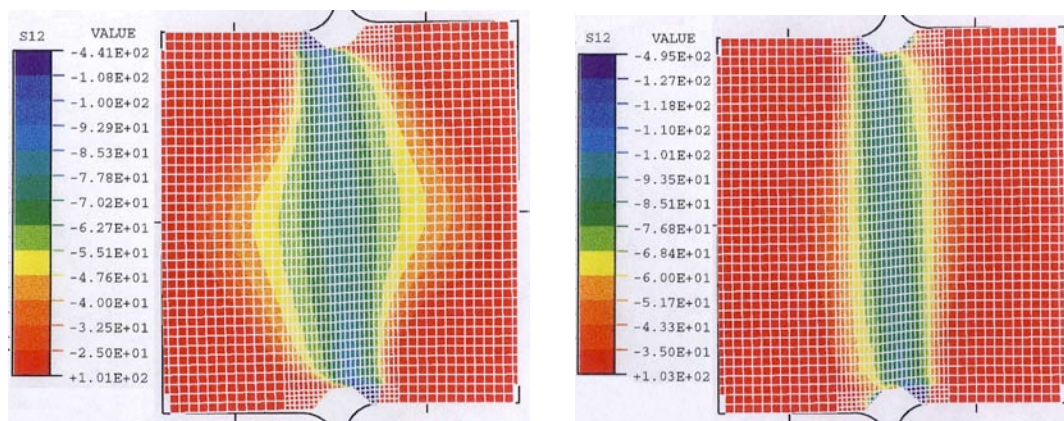


Figure 3-8 : contrainte de cisaillement ; orientations 23 (à gauche), 12 (à droite).

3.2.2.3 Conception et réalisation

Suite aux résultats numériques, la phase de conception et de réalisation a débuté. Le montage réalisé est présenté figure 3-9.

Une liaison élastique a été choisie pour réaliser la liaison glissière entre les deux mors (deux lames fines parallèles), liaison qui présente le double avantage de n'introduire ni jeu ni frottement. Un dispositif permettant de générer une précontrainte de compression et de maintenir celle-ci même en cas de matage de l'éprouvette (probable lors des essais de fatigue) a été introduit. Il s'agit de deux paires de cales pentées. Un effort est appliqué sur deux de ces cales à l'aide d'un ressort. Celui-ci permet de garder l'effort appliqué sensiblement constant, même lorsque les cales se sont déplacées. La pente des cales est suffisamment faible pour garantir l'irréversibilité de leur déplacement. La masse du montage a été minimisée, de façon à permettre une sollicitation de fatigue à 10 Hz sur une machine d'essai de faible capacité (10 kN), sans toutefois que ce soit au détriment de sa rigidité.

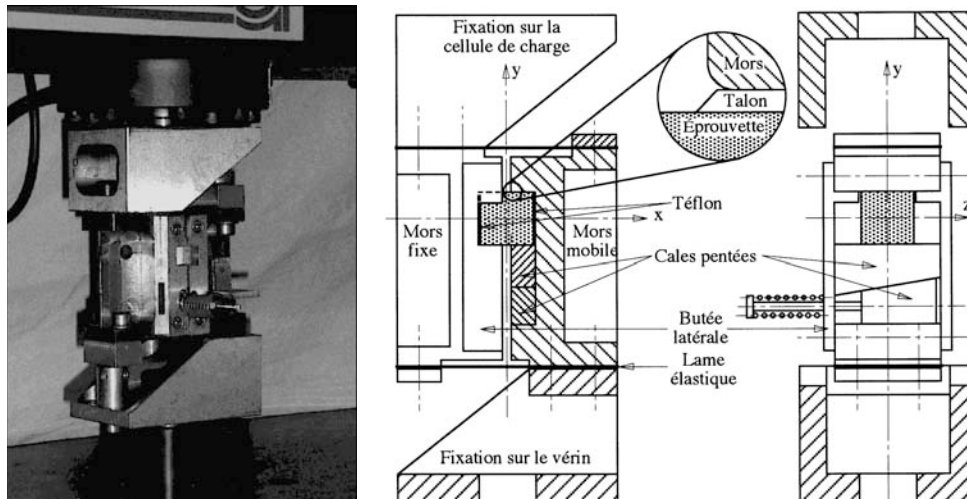


Figure 3-9 : montage d'essai « essai cube »

3.2.2.4 Validations

Plusieurs validations de cet essai ont été réalisées ; en particulier une mesure du champ des déformations a été réalisée au Laboratoire de Mécanique et Physique des Matériaux de l'ENSMA de Poitiers [Lagattu, 1998] par granularité laser. La corrélation avec les résultats de la modélisation en termes de déplacements « bruts » n'est pas directe. La rotation globale de l'éprouvette (rotation de corps solide) mesurée est en particulier inférieure à la rotation calculée par éléments finis. En supprimant ce déplacement de corps rigide, la corrélation est meilleure. Les ordres de grandeur des déformations calculées et mesurées sont identiques, et surtout, l'homogénéité du champ des déformations au centre de l'éprouvette est confirmée : sur une zone centrale carrée de 2,5 mm de côté correspondant à la zone utilisée pour le collage des jauges, la déformation de cisaillement est uniforme à $2 \cdot 10^{-4}$ près, juste avant la rupture. Il n'a en revanche pas été possible d'étudier les champs de déformations au voisinage des mors, cette zone étant une « zone d'ombre » pour le dispositif de prise de vue.

Le bon comportement du montage (rigidité, liaison élastique et système de rattrapage de jeu en particulier) ayant été vérifié, la première campagne d'essais, sous chargement monotone, a débuté.

3.2.3 Les essais statiques

Durant cette campagne, les six orientations de l'éprouvette ont été testées, avec au moins quatre essais pour chacune des orientations, dont au moins deux avec l'éprouvette équipée de deux rosettes tridirectionnelles ($0^\circ, \pm 45^\circ$) (figure 3-10). Ces essais ont été pilotés en déplacement, à une vitesse de déformation de cisaillement voisine de 10^{-4} s^{-1} .

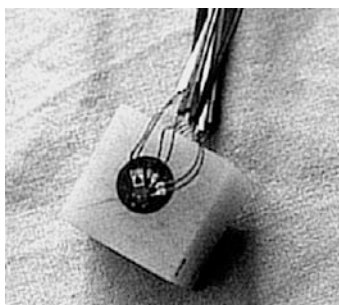


Figure 3-10 : éprouvette équipée de jauges de déformation

Lors du tracé de la courbe contrainte – déformation, la déformation correspond à la moyenne des déformations mesurées sur les faces avant et arrière (l'écart entre ces deux mesures n'a jamais excédé 8%). La déformation à rupture retenue correspond en revanche à la plus grande des deux déformations mesurées. Quant à la contrainte de cisaillement, elle est directement calculée en faisant le rapport de la charge sur la section cisailée. La figure 3-11 présente les courbes contrainte de cisaillement / distorsion pour un essai réalisé sur chacune des six orientations. Cette figure montre un regroupement des courbes par paire d'orientations, mais contrairement à ce qui était attendu (12-21, 13-31 et 23-32), les paires sont 12-13, 21-31 et 23-32.

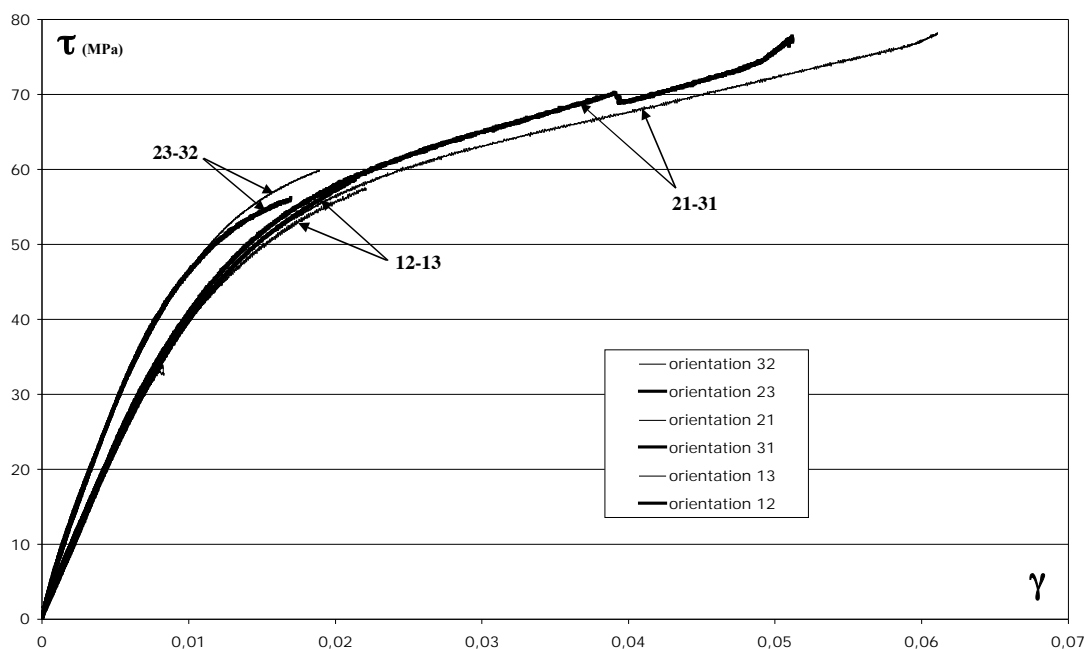


Figure 3-11 : courbes contrainte de cisaillement / distorsion pour un essai réalisé sur chacune des six orientations

Les résultats des essais dans les configurations 23 et 32 sont similaires et sont peu dispersés. Ils permettent d'identifier le comportement de cisaillement 23 en termes aussi bien de module que de caractéristiques à rupture.

Il n'en est pas de même pour les autres configurations. Les regroupements 12-21 d'une part et 13-31 d'autre part ne sont pas observés. Pour ces quatre configurations, le début des courbes est similaire, mais, alors que la rupture est franche pour les configurations 12-13, elle n'est jamais atteinte pour les configurations 21-31. Ces observations montrent que le matériau testé est isotrope transverse (similitude des comportements dans la partie élastique des orientations 12 et 13), et que le comportement de cisaillement 12 (respectivement 13) ne peut être identifié indifféremment sur les orientations 12 ou 21 (respectivement 13 ou 31). Les configurations 21 et 31 sont difficilement exploitables du fait de l'orientation de l'éprouvette dans le montage, qui génère un effet de structure, comme en atteste la figure 3-12. Pour ces configurations, une succession de décrochements est observée. Le premier décrochement a fréquemment lieu au voisinage de la charge conduisant à la rupture des orientations 12 et 13. Les décrochements suivants apparaissent à des niveaux de sollicitation assez différents d'un essai à l'autre. La rupture complète de l'éprouvette en deux parties n'a jamais été atteinte, les essais étant arrêtés arbitrairement dès que la charge ne semble plus augmenter.

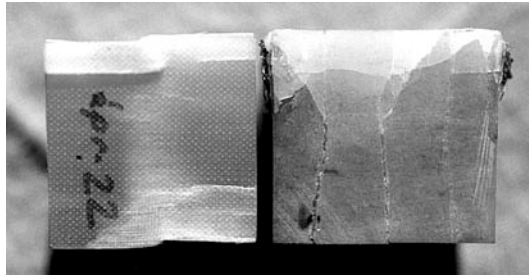


Figure 3-12 : rupture type d'une orientation 21 ou 31

Le module de cisaillement 12-13 est identifiable sur chacun des essais réalisés dans les configurations 12, 13, 21 et 31, mais les caractéristiques à rupture (contrainte et déformation) ne sont identifiables qu'à l'aide des configurations 12 et 13. Contrairement à l'essai de Iosipescu où les orientations 21 et 31 sont les seules exploitables, ce seront ici les orientations 12 et 13 qui seront exploitées pour identifier les comportements de cisaillement 12 et 13.

3.2.3.1 Dépouillement des essais réalisés dans les configurations 12 et 13

Les courbes contrainte - déformation de cisaillement pour l'ensemble des essais réalisés dans les configurations 12 et 13 présentent peu de dispersion. Il est ainsi possible d'identifier de façon fiable le module de cisaillement dans la partie élastique ($G_{12} = G_{13} = 4,1$ GPa) ainsi que la limite d'élasticité (40 MPa). Les réponses des jauges des différents essais sont similaires : comme le montre la figure 3-13, la réponse de la jauge à 0° est quasi nulle tandis que celles des jauges à 45° et -45° sont sensiblement opposées, ce qui correspond à un état de cisaillement quasiment pur (cercle de Mohr quasi-centré sur l'origine).

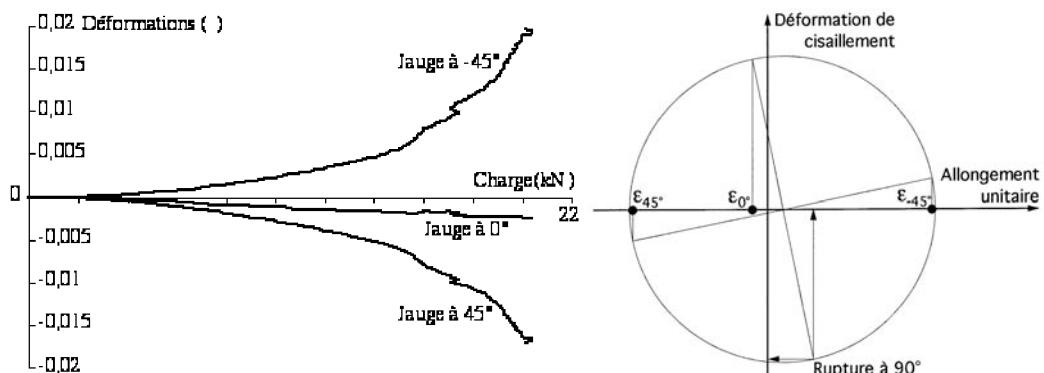


Figure 3-13 : réponse des jauges lors d'un essai sur la configuration 12

La rupture a lieu dans un plan vertical situé soit à l'extrémité d'un talon, soit entre les talons (figure 3-14), ce qui prouve que les concentrations de contrainte de compression induites par le dispositif de chargement jouent un rôle négligeable.

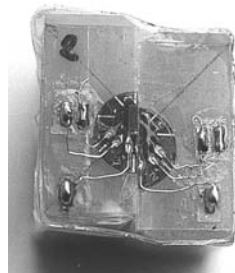


Figure 3-14 : rupture type des configurations 12 ou 13

Les directions principales des déformations étant sensiblement situées à 45° et -45° , la rupture est bien gouvernée par le cisaillement (normale au plan de rupture orientée à 90°) comme en atteste les dents de scie observées au MEB sur les faciès de rupture (figure 3-15), caractéristiques de ce mode de rupture. Les caractéristiques à rupture sont alors identifiables : $\tau_{12r} = \tau_{13r} = 65 \text{ MPa}$, $\epsilon_{12r} = \epsilon_{13r} = 1,4 \%$. Ces valeurs sont cohérentes avec les caractéristiques de cisaillement intra-laminaire trouvées dans la littérature pour ce type de matériau.

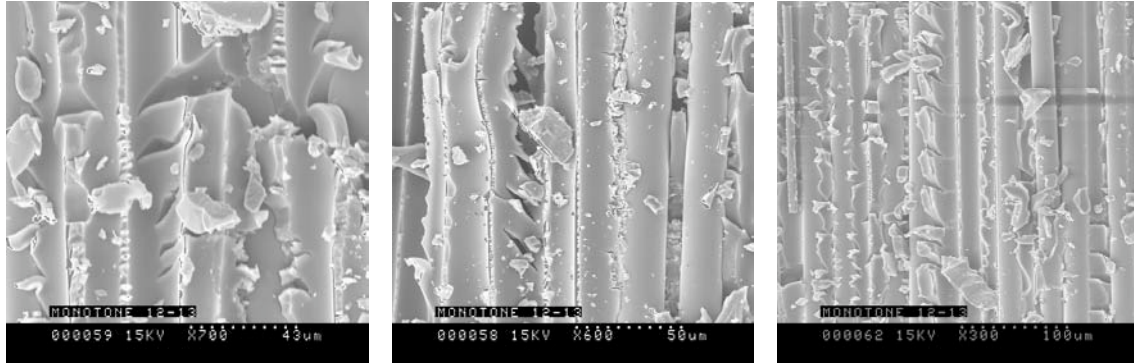


Figure 3-15 : faciès de rupture d'éprouvettes testées dans les configurations 12 ou 13

3.2.3.2 Dépouillement des essais réalisés dans les configurations 23 et 32

Les courbes contrainte - déformation de cisaillement pour l'ensemble des essais réalisés dans les configurations 23 et 32 présentent peu de dispersion. Il est à nouveau possible d'identifier le module de cisaillement dans la partie élastique ($G_{23} = 5 \text{ GPa}$) ainsi que la limite d'élasticité (35 MPa). Les réponses des jauges sont toujours semblables entre les différents essais, mais différentes de celles des configurations 12 et 13. Le type de réponse est présenté figure 3-16 : les signaux des jauges à 0° et à 45° sont très proches, et globalement opposés à celui de la jauge à -45° . Ce type de réponse correspond à nouveau à un état de cisaillement quasiment pur (cercle de Mohr quasi-centré sur l'origine).

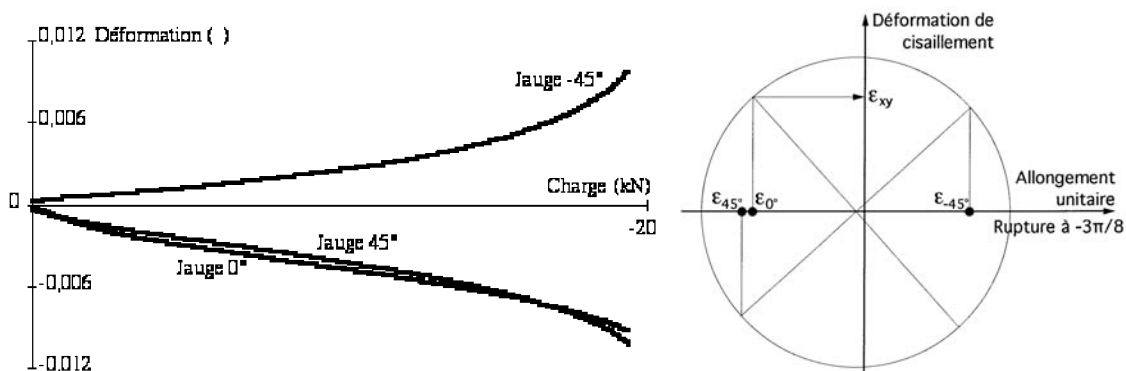


Figure 3-16 : réponse type des jauges d'un essai de configuration 23 ou 32

Le type de rupture est très reproductible, et a une forme en « S » (figure 3-17) dont les extrémités se situent aux bords des talons. Les concentrations de contrainte de compression induites par le dispositif de chargement ne peuvent plus être négligées et expliquent cette forme en « S » : la rupture s'amorce aux extrémités des talons, dans les zones où les contraintes de compression sont importantes. La partie centrale du « S » est bien située sous la rosette, ce qui permet de connaître l'état de déformation au centre de l'éprouvette lors de la rupture.

Les directions principales des déformations sont alors sensiblement situées à $\pi/8$ et $-3\pi/8$. La normale à la surface de rupture dans la partie centrale du « S » étant dirigée suivant la

direction principale de traction, c'est la traction transverse qui gouverne la rupture au centre de l'éprouvette, et non le cisaillement. La caractéristique à rupture identifiable est alors la déformation à rupture en traction transverse ($\epsilon_{22r} = 1,3 \%$). En ce qui concerne le cisaillement, les caractéristiques obtenues sont des caractéristiques « mesurées lors de la rupture » qui sous-estiment les caractéristiques « à rupture » ($\tau_{23r} > 60 \text{ MPa}$, $\epsilon_{23r} > 1,3 \%$). Le faciès de rupture observé au centre de l'éprouvette présentant aussi des dents de scie, il est probable que ces valeurs soient très proches des valeurs à rupture.

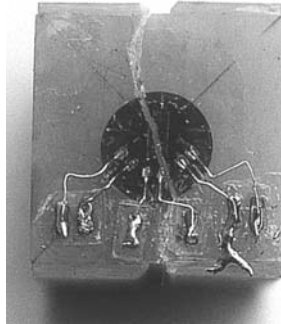


Figure 3-17 : rupture type des configurations 23 ou 32

3.2.3.3 Modélisation microscopique

Une modélisation numérique à un niveau microscopique (une à quelques fibres) a été menée dans le cadre du stage de DEA de Sergio Cocco que j'ai encadré, dans le but d'étudier la répartition des contraintes interfaciales sous sollicitation de compression ou de cisaillement. Après une première partie consacrée à la validation et au recalage sur des configurations simples (série, parallèle ...) du modèle d'interface retenu, un modèle monofilamentaire a été maillé de façon relativement fine (2400 éléments quadratiques) et testé sous sollicitation de compression puis de cisaillement (figure 3-18). La résine et la matrice sont supposées avoir un comportement élastique linéaire, le calcul est mené en 2D et en déformations planes.

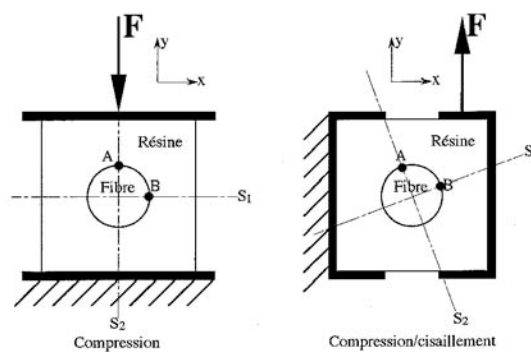


Figure 3-18 : modèle microscopique 2D retenu

Le tracé des contraintes σ_{xx} et σ_{yy} le long des lignes S_1 et S_2 a permis de montrer de façon similaire pour les deux types de sollicitation qu'une contrainte normale de traction était générée à l'interface et dans la matrice, au voisinage du point B (figures 3-18 et 3-19).

La faible résistance de l'interface et de la matrice aux sollicitations de traction permet alors de supposer que la rupture s'initie au voisinage du point B, ce qui valide le mode de rupture des orientations 23-32. Même si elle reste basique, cette simulation numérique montre que la contrainte de traction dans la matrice au voisinage du point B est voisine du double de la contrainte de traction interfaciale au point B, ce qui devrait conduire à une rupture dans la

matrice et non au niveau de l'interface. L'observation des faciès de rupture au MEB (figure 3-20) montre qu'au contraire, la rupture est principalement due à une décohésion fibre-matrice (nombreuses fibres déchaussées), ce qui prouve que nous sommes en présence d'un composite à interface faible (résistance de celle-ci inférieure au moins de moitié à celle de la matrice en traction).

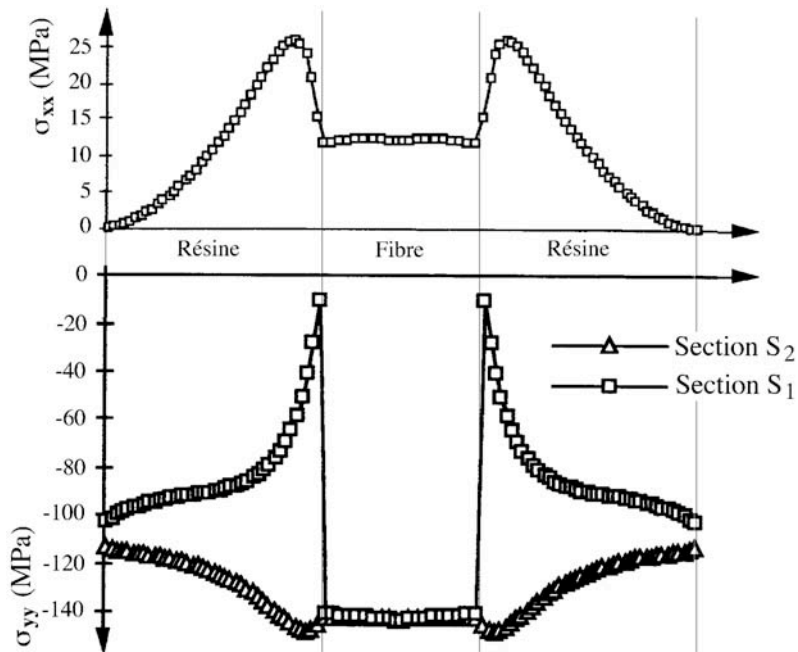


Figure 3-19 : contraintes normales obtenues suivant deux sections caractéristiques dans le cas d'une sollicitation de compression

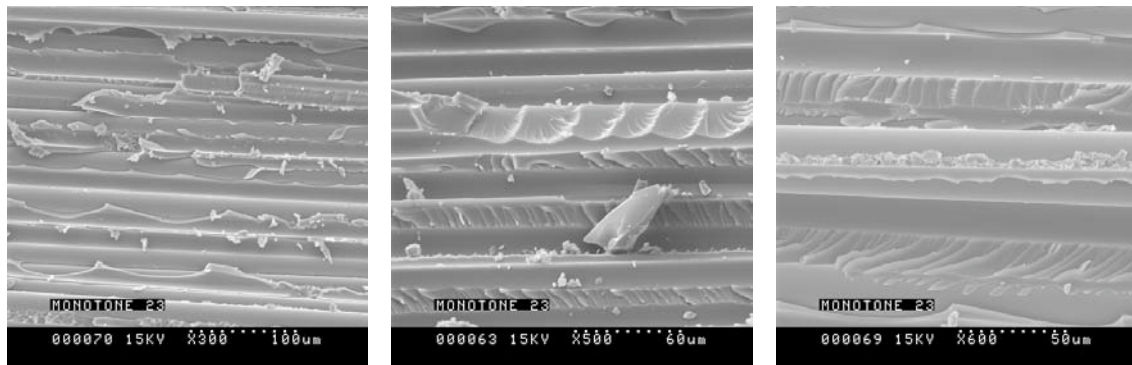


Figure 3-20 : faciès de rupture pour des essais réalisés dans les configurations 23 et 32

3.2.3.4 Bilan des essais statiques

L'ensemble des résultats a été présenté dans un Compte Rendu à l'Académie des Sciences [Hassaïni, 1999].

Dans le cas d'un matériau orthotrope ayant un module d'Young (E_1) très supérieur aux autres, le dispositif « Essai cube » permet de caractériser la quasi totalité du comportement de cisaillement tridimensionnel à partir de trois essais (configurations 12, 13, et 23 ou 32) : on peut alors mesurer les trois modules (G_{12} , G_{13} et G_{23}), les trois limites d'élasticité, les non-linéarités de comportement et deux des trois couples de caractéristiques à rupture (ϵ_{12r} , τ_{12r} , et ϵ_{13r} , τ_{13r}). Seule une valeur sous-estimée du troisième couple (ϵ_{23r} , τ_{23r}) peut être obtenue.

Dans le cas d'un matériau isotrope transverse, seuls deux essais sont nécessaires et suffisants :

un essai en configuration 12 ou 13 pour identifier complètement le comportement de cisaillement 12 (identique au 13), et un essai en configuration 23 ou 32 pour identifier les caractéristiques à rupture en cisaillement 23. Ce dernier peut permettre de vérifier le module de cisaillement 23 qui vaut en théorie $E_2/2(1+\nu_{23})$. L'ensemble des caractéristiques de cisaillement est identifiable, ainsi que deux des trois couples de caractéristiques à rupture ($\epsilon_{12r} = \epsilon_{13r}$, $\tau_{12r} = \tau_{13r}$). Seule la valeur du troisième couple (ϵ_{23r} , τ_{23r}) obtenue est sous-estimée (sans doute faiblement). De façon inattendue, cet essai permet par ailleurs d'identifier la déformation à rupture en traction transverse (ϵ_{22r}).

3.2.4 Les essais cycliques

La validation de l'essai cube sous chargement monotone étant faite, nous avons poursuivi l'étude en sollicitant les éprouvettes en fatigue. Comme nous cherchions à disposer de résultats expérimentaux de comparaison et qu'une thèse était en cours au laboratoire (essais de flexion trois points avec cisaillement prépondérant), nous avons choisi des conditions d'essai similaires, à savoir de la fatigue ondulée avec un rapport de charge $R_\tau = \tau_{\min} / \tau_{\max} = 0,1$.

La machine d'essai sur laquelle ont été réalisés les essais monotones (INSTRON 100 kN) ne permettant pas de cycliser à 10 Hz (fréquence qui a été retenue pour pouvoir dépasser 10^6 cycles en un temps raisonnable sans problème d'échauffement), les essais de fatigue ont été réalisés sur une autre machine (ESH), de capacité de charge limitée à 10 kN. Cette charge ne permettant pas de rompre des éprouvettes cubiques de 18 mm d'arrête, nous avons décidé de diminuer l'épaisseur du cube (direction z sur la figure 3-4) ... qui n'en est plus un ... pour l'amener à 12 mm.

Ne disposant plus de suffisamment d'éprouvettes pour réaliser la totalité de la campagne d'essais de fatigue, nous avons sollicité l'IMFL pour obtenir une autre plaque. Nous avons alors deux choix possibles en terme de matériau : continuer avec du verre époxyde E – M10 pour pouvoir bénéficier des caractéristiques monotones précédemment identifiées, ou choisir du verre époxyde R – M9 pour pouvoir comparer nos résultats aux essais de flexion trois points réalisés en parallèle. Nous avons choisi de tester du R – M9, mais le cycle de cuisson de notre plaque n'a pu être que « proche » de celui des plaques destinées aux éprouvettes de flexion (l'autoclave utilisé, de 8 m³, n'est pas adapté à la réalisation de nos éprouvettes, qui seront cuites avec d'autres pièces de tailles plus importantes ... qui imposeront leur cycle de cuisson). Une légère dispersion des caractéristiques du matériau entre les deux essais n'est donc pas à exclure. Cette constatation nous a conduit à nous doter de notre propre four autoclave, adapté aux besoins d'un laboratoire de recherche sur les matériaux. Conçu dans le cadre de projets et stages d'élèves ingénieurs, il a été le support d'une étude de l'influence des paramètres de cuisson sur les caractéristiques mécaniques du composite obtenu. L'autoclave et cette étude seront présentés à la fin de cette partie consacrée aux composites.

En fatigue, nous nous sommes limités aux caractérisations des orientations 12 et 13, afin de vérifier si le caractère isotrope transverse observé sous sollicitations monotones se confirmait sous cet autre type de sollicitation. Cinq niveaux de sollicitations ont été retenus, de contrainte de cisaillement moyenne maximale comprise entre 30 et 45 MPa, et de quatre à neuf essais ont été réalisés pour chacune des deux orientations et chacun de ces cinq niveaux. Afin que le dispositif de rattrapage de jeu joue son rôle, nous avons choisi de piloter ces essais en charge.

3.2.4.1 Présentation des résultats

Le comportement du montage, et en particulier du dispositif de rattrapage de jeu, a donné entière satisfaction. Malgré cela, l'exploitation des résultats est rendue très délicate en raison d'une dispersion importante sur les durées de vie. Le pilotage étant réalisé en charge, nous suivons l'évolution de l'amplitude du déplacement en fonction du nombre de cycles, ou plus exactement le rapport d_i/d_n entre l'amplitude des déplacements au premier et au $n^{\text{ième}}$ cycles. Deux cas de figure peuvent se présenter lors du dépouillement des résultats : sur les exemples de la figure 3-21, l'identification d'un nombre de cycles à rupture peut être fait de façon fiable, directement (figure 3-21 gauche) ou moyennant l'élimination justifiée de « points aberrants » (figure 3-21 droite, où la rupture prématurée d'une éprouvette est attribuée à un défaut initial de celle-ci).

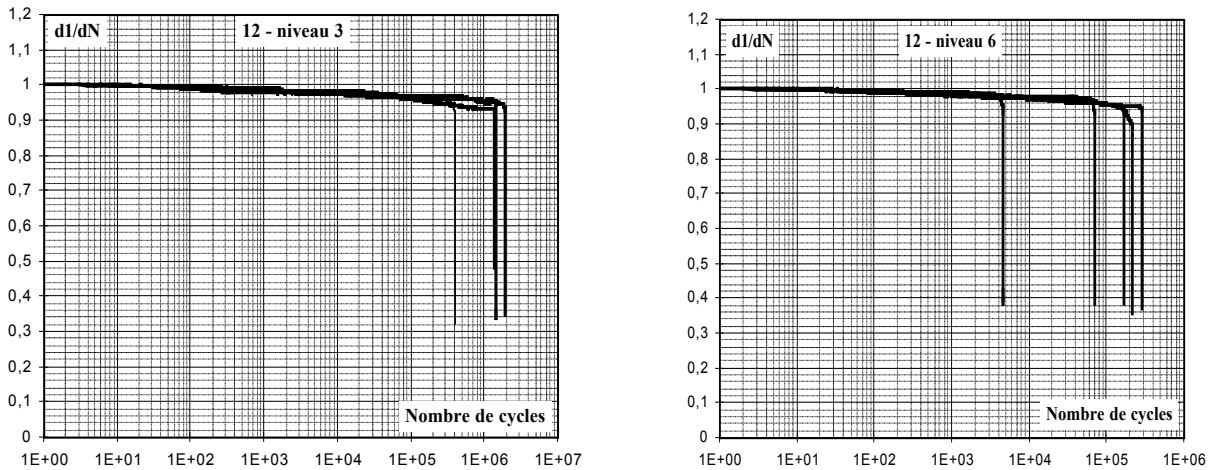


Figure 3-21 : cisaillement intralaminaire (12), $\tau_{max} = 37 \text{ MPa}$ (gauche) et 43 MPa (droite)

Sur les exemples de la figure 3-22, au contraire, l'identification d'un nombre de cycles à rupture pose plusieurs problèmes. Que choisir comme critère de durée de vie ? La rupture « définitive » de l'éprouvette (séparation en deux parties), le premier des décrochements qui sont attribués à de la fissuration, ou une perte de rigidité arbitraire ? Sur un des essais de la figure 3-22 gauche, le nombre de cycles à rupture est mille fois supérieur au nombre de cycles correspondant à une perte de rigidité de 5% ! Sur la figure 3-22 droite, la dispersion atteint un facteur 1000 sur la durée de vie, sans qu'il soit possible d'éliminer des « points aberrants ».

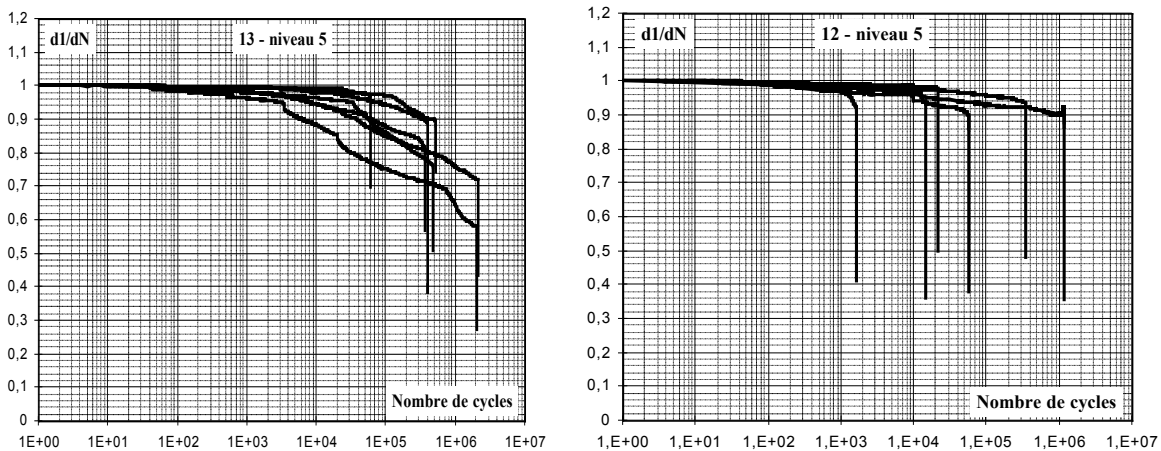


Figure 3-22 : $\tau_{max} = 41 \text{ MPa}$, cisaillement intralaminaire (gauche) et interlaminaire (droite)

3.2.4.2 Dépouillement

Nous avons malgré cela regroupé les résultats dans un diagramme de résistance à la fatigue « contrainte de cisaillement maximale en fonction du logarithme du nombre de cycles à rupture », et tenté d'identifier une pseudo-courbe de Wöhler pour chacune des deux configurations testées (figure 3-23). Si les droites identifiées par régression linéaire sont dissociées, l'examen du nuage de points ne permet pas de distinguer franchement les résistances de ces deux configurations, et l'hypothèse d'isotropie transverse semble confirmée en fatigue.

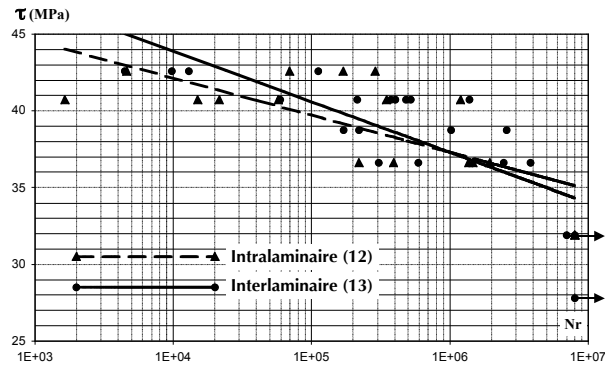


Figure 3-23 : diagramme de Wöhler exprimé en fonction du nombre de cycles à rupture

Le même type de courbe a été tracé en prenant comme critère de durée de vie le nombre de cycles à 5% ou 10% de perte de rigidité. Elles conduisent aux mêmes conclusions, et présentent des dispersions aussi importantes.

3.2.4.3 Comparaison avec les résultats des essais de flexion trois points

Les conditions d'essai étant très différentes (pilotage en charge dans le cas de l'essai cube et en déplacement dans le cas de l'essai de flexion trois points), nous avons choisi de normaliser les résultats avant de les regrouper sur un même diagramme (figure 3-24). Celui-ci présente donc la contrainte de cisaillement maximale, normée par la contrainte de cisaillement monotone à rupture ($\tau_{\text{mon,rupt}} = 65 \text{ MPa}$, tant en cisaillement 12 qu'en cisaillement 13), en fonction du logarithme de la durée de vie à rupture pour les essais cubes, et la flèche maximale, normée par la flèche monotone à rupture ($f_{\text{mon,rupt}} = 1,71 \text{ mm}$ tant en cisaillement 12 qu'en cisaillement 13), en fonction du logarithme de la durée de vie à 10 % de perte de rigidité pour les essais de flexion trois points.

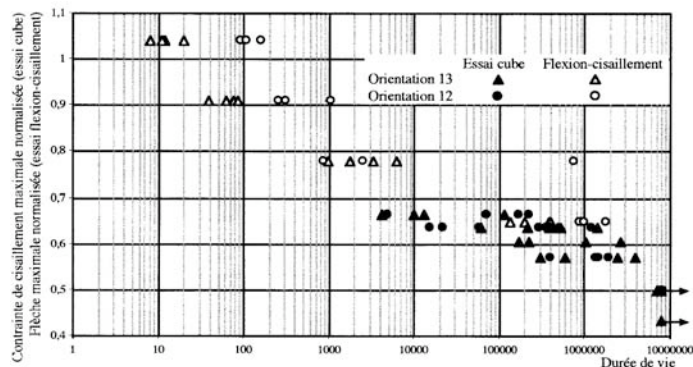


Figure 3-24 : diagramme de résistance à la fatigue regroupant les essais cube et les essais en flexion trois points avec cisaillement prépondérant

Même si les domaines de durées de vie explorés ne se recouvrent que peu (de 10 à 10^6 cycles en flexion trois points, et de 5×10^3 à 10^7 cycles en essai cube), la cohérence d'ensemble est satisfaisante. La dispersion est bien plus importante sur les résultats de l'essai cube, et aucune différence de comportement significative entre les orientations 12 et 13 n'apparaît. Au contraire, notamment sous forts niveaux de sollicitation, une différence est observée avec l'essai de flexion trois points, l'orientation 12 semblant plus résistante que l'orientation 13. Cette différence est attribuée au mode d'obtention des éprouvettes de flexion, pour lesquelles seules deux des quatre faces sont usinées (sciage dans la plaque sans usinage des faces supérieure et inférieure de celles-ci). Lors des essais 12, ce sont ces faces brutes qui sont sollicitées en cisaillement (faces latérales de l'éprouvette), tandis que lors de essais 13, ce sont les faces usinées ; d'où un amorçage précoce sur des défauts dus au sciage (arrachement de fibres ...).

3.2.4.4 Faciès de rupture

Les faciès de rupture des éprouvettes sollicitées par essai cube et par essai de flexion trois points sont similaires, et ce quelle que soit la configuration de cisaillement étudiée (12 ou 13). Ils sont de plus très proches de ceux observés sous sollicitation monotone. La rupture procède essentiellement par décohésions fibres - matrice et ruptures de la matrice par cisaillement. Là où il y a eu décohérence fibre - matrice, les surfaces des fibres et des lits de fibres dans la matrice sont généralement assez propres, signes d'une interface faible. Entre les fibres, la matrice rompue présente des dents de scie caractéristiques d'une sollicitation de cisaillement. La similitude des faciès entre les essais statiques et cycliques montre que ces stries ne peuvent pas être attribuées à la fatigue, mais au mécanisme de rupture en cisaillement décrit par Purslow [Purslow, 1986] et présenté figure 3-25. Ce mécanisme est en parfait accord avec toutes les observations et interprétations faites lors de l'analyse des résultats de l'essai cube, la rupture étant en fait gouvernée à l'échelle microscopique par la traction transverse, avant de générer, à l'échelle macroscopique, une rupture en cisaillement.

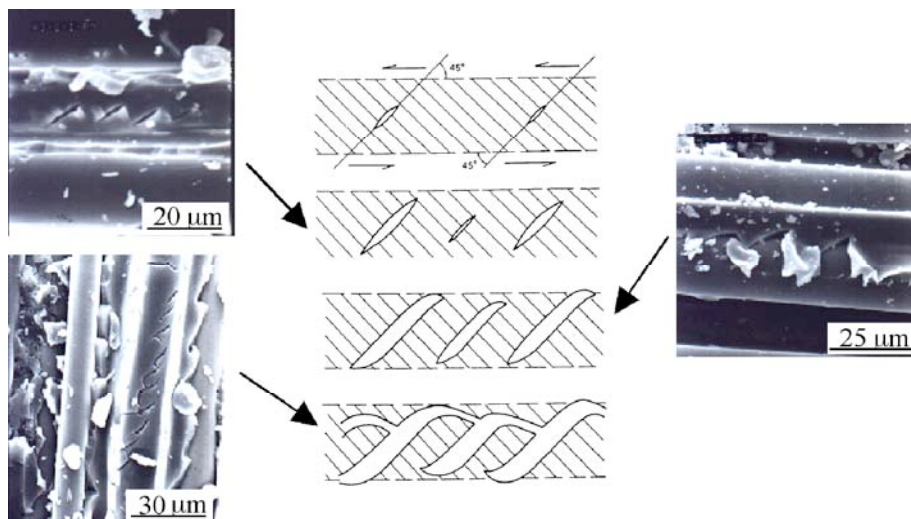


Figure 3-25 : formation des dents de scie selon le mécanisme décrit par Purslow

3.2.4.5 Bilan des essais de fatigue

Bien que le montage se soit comporté de façon satisfaisante, la grande dispersion des résultats obtenus avec l'essai cube ne permet pas de quantifier de façon fiable la tenue du matériau sous sollicitations de fatigue en cisaillement. Les résultats sont cependant cohérents avec ceux issus d'essais de flexion trois points avec appuis rapprochés ; ces résultats ont été publiés

entre autres dans [Degallaix, 2002].

L'essai cube a en revanche permis de confirmer que le comportement de ce composite stratifié unidirectionnel réalisé en autoclave était isotrope transverse. Cette première campagne d'essais de fatigue a été réalisée lors de la fin de thèse de D. Hassaïni, et le temps a manqué pour rechercher les sources de dispersion, modifier l'essai en conséquence et compléter l'étude sous sollicitation alternée.

3.2.5 Bilan général de l'essai cube

Le montage de cisaillement original proposé et réalisé a été validé sous sollicitations monotones. Les résultats obtenus sont peu dispersés, et permettent d'accéder à l'ensemble des comportements de cisaillement d'un matériau non isotrope. Ce montage demande à être amélioré pour pouvoir être exploité sous sollicitations de fatigue. Pour ces deux types de sollicitations, il a permis de prouver que pour ce composite stratifié unidirectionnel réalisé en autoclave, l'interpli n'apportait pas de faiblesse particulière en cisaillement. Ce type de constatation sera confirmé par une étude ultérieure présentée dans le chapitre des essais sous microscope : la résistance en cisaillement d'un collage de composite verre-époxyde sollicité en mode II (pour peu qu'il soit réalisé dans les mêmes conditions que la stratification), est voisine de celle du composite lui-même.

3.3 Cuisson de composites

Le problème de la dispersion des caractéristiques « matériau », induite par la mauvaise reproductibilité du cycle de cuisson, est inévitable dès que l'autoclave utilisé ne l'est pas spécifiquement pour la réalisation des plaques de test. Cette constatation nous a conduit à nous doter de notre propre four autoclave, de petite dimension, qui permettra de réaliser des cuissons spécifiques pour un coût raisonnable.

3.3.1 Conception et réalisation d'un autoclave de laboratoire

Le travail de conception et de première validation de l'autoclave a été réalisé dans le cadre d'un projet de 1^{ère} et 2nde année du cycle d'élève-ingénieur à l'EC Lille que j'ai encadré. D'un diamètre intérieur de 550 mm pour un volume inférieur à 100 litres, l'architecture du four est classique, excepté pour le brassage de l'air et le refroidissement. Le chauffage est assuré par une résistance, la température est mesurée en trois points (fond de cuve, sommet de cuve et plaque support) et le brassage de l'air est assuré par un moto-ventilateur pneumatique situé dans la cuve. Ce choix peu coûteux permet de simplifier l'étanchéité, qui se limite à deux raccords pneumatiques statiques. La vitesse de rotation du ventilateur est réglée manuellement en début de cuisson en jouant sur une vanne. Elle n'évolue a priori pas en cours de cuisson. Le refroidissement est assuré par renouvellement de l'air de la cuve : deux électrovannes sont pilotées, l'une pour la pressurisation et l'autre pour la dépressurisation, le débit de la seconde étant de moitié inférieur à celui de la première. Lors d'un refroidissement, la vanne de dépressurisation est ouverte, ce qui entraîne une chute de pression. Si la pression doit rester constante, la vanne de pressurisation s'ouvre par intermittence pour maintenir cette pression, ce qui apporte de l'air frais dans la cuve et assure le refroidissement. Ce choix de solution est, là encore, peu coûteux, mais complexifie la commande qui doit garantir le découplage des pilotages en température et en pression. La pompe à vide est constituée d'un éjecteur couplé à un manocontact et à un clapet anti-retour. Ce dispositif est complètement autonome, et

garantit un niveau de vide relatif d'environ -700 mbar durant toute la cuisson. L'architecture est présentée figure 3-26 : quatre mesures sont effectuées (trois de températures et une de pression), et permettent de piloter les deux électrovannes et la résistance de chauffage.

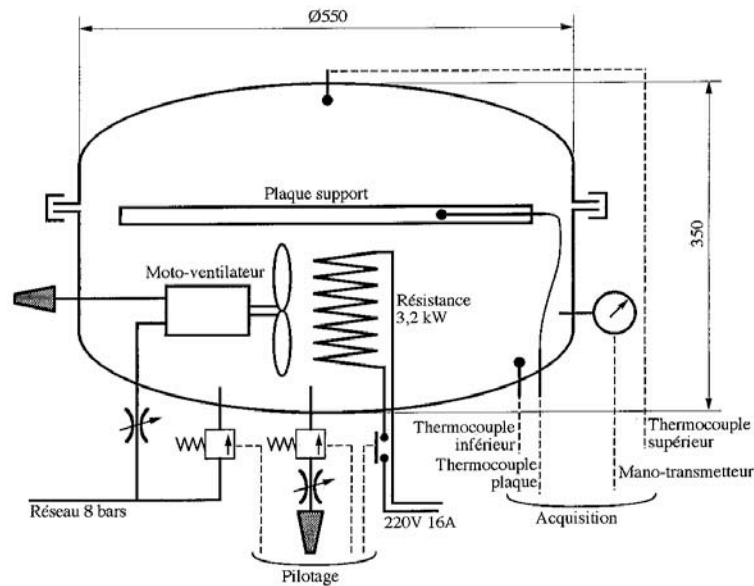


Figure 3-26 : architecture de l'autoclave de laboratoire

Un logiciel de commande a été réalisé en deux parties distinctes : dans un premier temps, les consignes de pression et de température en fonction du temps sont saisies graphiquement puis échantillonnées. Dans un second temps, l'asservissement est réalisé. Les évolutions des pressions et températures mesurées sont alors tracées en superposition de la consigne. Cette architecture a été testée sur une cuve de récupération (en se limitant à de faibles pressions pour des raisons de sécurité). Les résultats étant positifs (refroidissement et homogénéité de la température en particulier), une cuve spécifique a été commandée en fin de projet (figure 3-27).



Figure 3-27 : photo de l'autoclave

Le montage de l'autoclave définitif, et la mise au point du logiciel de commande ont été réalisés respectivement dans le cadre d'un projet de 3^{ème} année à l'EC Lille et d'un stage de

fin de 2nde année d'IUT département Mesure physiques. Ses caractéristiques définitives sont les suivantes :

Température maximale : 160 °C

Pression maximale : 8 bars

Vitesse de chauffe : de 6 °C/mn à l'ambiante à 3 °C/mn à 160 °C

3.3.2 Etude de l'influence du cycle de cuisson sur les propriétés du composite

Le premier travail de recherche utilisant le four Autoclave a eu lieu dans le cadre du DEA de Mounir Abdellouche. Son objectif était, outre de valider le fonctionnement de ce dispositif, d'étudier l'influence de quelques paramètres de cuisson sur les caractéristiques mécaniques de composites stratifiés carbone-époxyde. Ce travail a été réalisé en collaboration avec l'ONERA-IMFL pour l'approche par plans d'expérience et l'ENSAM de Lille pour la réalisation des plaques stratifiées à partir de préimprégnés.

Les paramètres retenus ont été volontairement limités aux niveaux de pression et de température durant la cuisson.

La cuisson retenue est relativement simple :

- le vide dans la vessie est établi avant la cuisson et maintenu à un niveau constant (-700 mbar),
- la pression est établie dans l'autoclave dès le début de la cuisson (pressurisation à 0,5 bar/mn), et reste constante durant toute la cuisson,
- le composite est chauffé dès le début à 3°/mn jusqu'à une température de palier (unique), et maintenu à cette température pendant un temps permettant de garantir la polymérisation complète (ce temps de maintien dépend de la température du palier, mais ne constitue pas un paramètre supplémentaire).

Enfin, un troisième paramètre est retenu : l'épaisseur du stratifié. L'exothermie de la polymérisation a en effet une influence importante sur la cinétique de la réaction, et n'est pas prise en compte par la régulation de l'autoclave (pas de sonde de température au cœur du composite).

Les plages de variation retenues pour ces paramètres sont (100°C - 160°C), (1 bar - 6 bars) et (20 plis - 60 plis).

Les évolutions des caractéristiques mécaniques en fonction de ces trois paramètres n'étant pas a priori linéaires, le choix du plan d'expérience s'est porté sur un plan de DOELHERT (non linéaire) à trois paramètres, ce qui nécessite la réalisation de 13 cuissons minimum (15 en réalisant à nouveau la première cuisson en milieu et fin de plan).

Le dernier choix a porté sur le type d'essai permettant de qualifier la qualité de la cuisson en terme de résistance mécanique. C'est un essai de flexion trois points avec appuis rapprochés (cisaillement prépondérant) qui a été utilisé. Sa simplicité de mise en œuvre (géométrie simple des éprouvettes, rapidité de l'essai et du dépouillement) a permis de tester plus de 150 éprouvettes (11 par plaque, réparties entre le centre et les bords). Cinq espacements entre appuis ont été utilisés pour chacun des cinq niveaux nécessaires à la réalisation du plan (20, 30, 40, 50 et 60 plis), de façon à garder un élancement constant ($L/h = 7,5$).

Outre ces essais de flexion, l'épaisseur des plaques après cuisson a été contrôlée (moyenne et variation) pour qualifier la qualité de la cuisson.

Le premier problème a été la forte dispersion des résultats des essais de flexion. Deux dépouillements ont été réalisés, en exploitant d'une part l'ensemble des essais, et d'autre part, en éliminant (de façon assez subjective) les essais les plus dispersés. Les résultats de ces deux dépouillements étaient finalement très proches.

Le second problème était la faible sensibilité au critère retenu : les contraintes de cisaillement

à rupture variaient entre 45,4 et 50,3 Mpa (figure 3-28).

	Ep n°1	Ep n°2	Ep n°3	Ep n°4	Ep n°5	Ep n°6	Ep n°7	Ep n°8	Ep n°9	Ep n°10	Ep n°11	Moy	σ
τ_{d1}	45.45563	47.91777	45.22733	49.21889	48.06414	47.52489	46.92275	47.12891	47.64788	48.17037	48.98360	47.47838	1.26216
τ_{d2}	47.57429	48.08949	47.42207	47.31049	45.28591	44.86265	48.37121	47.04044	45.40768	47.54517	48.44978	47.03265	1.26895
τ_{d3}	45.63828	45.82865	45.69806	47.37296	49.68286	48.79282	48.98687	47.64598	46.20424	46.16797	47.93276	47.26831	1.45743
τ_{d4}	45.67231	47.01996	42.26725	49.79415	43.71573	46.85603	47.81197	45.21357	50.24512	47.63504	46.18818	46.58357	2.37303
τ_{d5}	52.76350	45.89568	54.18933	54.31446	47.11585	50.25963	49.01324	49.52122	49.35745	49.38997	51.51776	50.30346	2.68908
τ_{d6}	44.54392	43.36313	45.25737	47.00022	46.30791	46.05938	49.04989	44.57055	45.03797	45.18765	43.49803	45.44327	1.62802
τ_{d7}	46.92163	47.96835	46.10807	47.49929	48.56808	48.55249	46.71972	44.55798	45.90574	46.22271	44.43159	46.67779	1.41972
τ_{d8}	50.21789	47.58115	45.75384	48.40677	50.04439	47.27915	44.36826	47.70813	43.89754	45.98876	48.78988	47.27598	2.09790
τ_{d9}	50.52491	50.52709	48.94253	54.19672	51.39181	46.97275	45.19138	54.68501	48.41571	49.83276	46.27677	49.72340	3.01689
τ_{d10}	49.22051	49.03870	47.85306	47.64927	50.68338	48.53844	46.63201	52.84528	49.56637	50.31982	46.74426	49.00828	1.83795
τ_{d11}	50.08102	50.41353	45.81682	44.52967	49.86842	48.17923	49.17841	48.45641	48.54018	47.60725	49.74806	48.40173	1.83880
τ_{d12}	44.33978	44.33978	48.69280	47.40138	47.35827	50.13689	47.45768	44.71635	45.86131	44.77851	48.27571	46.90187	1.92236
τ_{d13}	45.92105	45.84260	47.76163	44.66999	44.42017	46.79047	45.96282	47.04524	45.75810	47.44971	46.04016	46.15108	1.05017
τ_{d14}	44.03336	45.96705	44.29153	46.10320	46.48066	45.11576	46.77221	46.92263	46.90584	44.10119	46.45454	45.74072	1.14682
τ_{d15}	53.61638	47.76631	50.59057	45.61599	48.86448	50.81504	47.87478	47.42387	49.32013	45.57802	46.20042	48.51509	2.46682

Figure 3-28 : contraintes à rupture identifiées à l'aide des essais de flexion trois points

L'exploitation du plan d'expérience, en particulier l'analyse des résidus, a permis de conclure que le modèle choisi (non linéaire) explique convenablement les résultats expérimentaux, mais qu'il ne pourra pas donner de prévisions précises. En pratique, aucune tendance de l'influence du cycle de cuisson sur les caractéristiques mécaniques n'a pu être dégagée: la figure 3-29 montre l'évolution de la contrainte de cisaillement prédite par le modèle en fonction des variables centrées réduites pour deux cas de figure : à gauche, ces variables sont les températures et pressions de consigne et à droite les températures et pressions mesurées. Les variables ne diffèrent en moyenne que de 0,1 bar et 6,5°C (et au maximum de 0,39 bars et 28°C) entre les deux cas, alors que le type d'évolution prédit par le modèle est très fondamentalement différent.

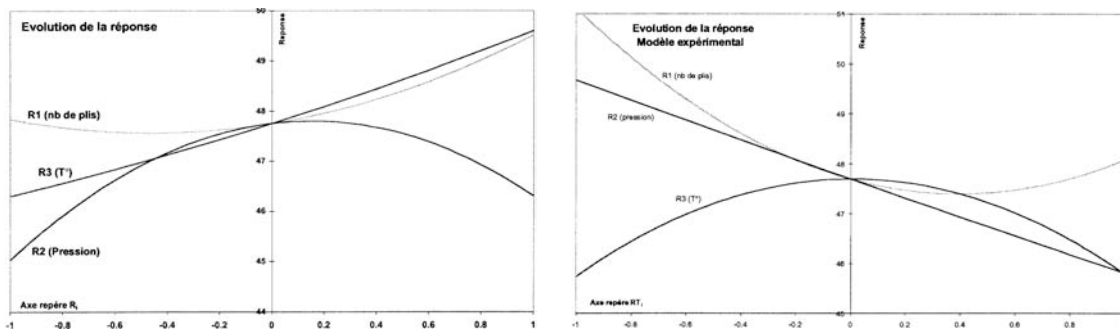


Figure 3-29 : évolution prévue de la contrainte à rupture en fonction des paramètres d'entrée

Même si l'approche générale reste d'après nous valable, cette étude n'a pas permis de construire un modèle correctement ajusté. Les arguments retenus pour expliquer cet échec sont avant tout le mauvais choix de l'épaisseur des stratifiés (la plage n'étant pas assez étendue, de plus grosses épaisseurs auraient dû être utilisées) et des problèmes de régulation de température, qui ont perturbé les deux essais de façon importante (panne du système de brassage).

3.3.3 Bilan de l'autoclave

Mis à part les problèmes de mise au point inhérents à tout nouveau matériel, cet autoclave est un outil d'une grande utilité pour tout laboratoire travaillant sur les composites. Lors du stage de DEA, quinze cuissons ont pu être réalisées en l'espace de deux semaines, pour un coût nettement inférieur à une cuisson dans un autoclave industriel. L'abandon provisoire par le laboratoire de l'axe de recherche sur les matériaux composites n'a hélas pas permis

d'exploiter ce dispositif qui aurait permis, à mon sens, de s'affranchir d'une grande partie des dispersions sur les caractéristiques du matériau observées jusqu'alors.

3.4 Essai de déchaussement dynamique

Un essai original de caractérisation de la qualité de l'adhésion fibre-matrice a été mis au point par le laboratoire Gemtex de l'ENSAIT de Roubaix. Le type de matériau testé (fibre PET dans une matrice de Latex) n'est que peu compatible avec les essais de déchaussement courants, type pull-out, du fait de la grande souplesse de la matrice, d'où l'idée de « détourner » un essai, l'essai DMA (Dynamic Mechanical Analysis), de son utilisation habituelle, pour tenter de caractériser le comportement de l'interface.

3.4.1 L'essai DMA.

L'essai DMA est un essai de traction dynamique sur fibre : une fibre est placée entre deux paires de « couteaux » (figure 3-30 gauche) distants de 20 mm, la première paire est fixe et la seconde est animée d'un mouvement de translation sinusoïdal.

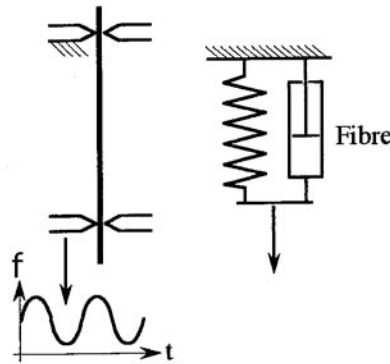


Figure 3-30 : essai DMA sur fibre et modèle rhéologique directement identifiable

Soit f l'effort appliqué à la fibre, d le déplacement relatif des paires de couteaux, S la section de la fibre et L la distance entre couteaux, la sollicitation est du type :

$$d = D_s + \frac{D}{2} \sin \omega t \quad \text{soit} \quad \varepsilon = \frac{D_s}{L} + \frac{D}{2L} \sin \omega t$$

$$f = F_s + \frac{F}{2} \sin(\omega t + \delta) \quad \text{soit} \quad \sigma = \frac{F_s}{S} + \frac{F}{2S} \sin(\omega t + \delta)$$

Outre la pulsation ω , ce sont l'amplitude du déplacement D et la précharge F_s qui sont imposées. L'amplitude de déplacement reste constante durant l'essai, et le dispositif adapte en permanence le déplacement D_s pour maintenir la charge moyenne du cycle au niveau de la précharge F_s définie initialement. Lors d'une utilisation conventionnelle, les mesures des amplitudes de charge et de déplacement F et D associées à la mesure du déphasage δ permettent de déterminer les caractéristiques visco-élastiques de la fibre testée. Si le comportement de celle-ci est du type $\sigma = E\varepsilon + \mu\dot{\varepsilon}$ (figure 3-30 droite), on obtient directement

le module élastique E à partir du module « réel » E' : $E' = \frac{FL}{DS} \cos \delta = E$ et le module visqueux

μ à partir du module « imaginaire » E'' : $E'' = \frac{FL}{DS} \sin \delta = \mu\omega$.

3.4.2 Dépouillement initial d'un essai DMA sur fibre enchâssée.

Dans notre cas, un perçage de $\varnothing 0,1$ mm environ est réalisé dans une capsule en alliage léger. La fibre ($\varnothing 40 \mu\text{m}$) est insérée dans ce perçage avant de couler de la matrice dans la capsule, sur une hauteur d'environ 0,2 mm (cette longueur d'enchâssement n'est connue précisément qu'une fois l'essai achevé, par mesure directe après découpe de l'échantillon). Durant l'essai, la capsule est posée sur le mors supérieur, et la paire de couteaux inférieure agrippe la fibre et impose la sollicitation définie précédemment, à une fréquence de 10 Hz (figure 3-32 gauche).

Un dépouillement « classique » conduit, pour chacun des essais réalisés, aux résultats suivants : durant une première phase du chargement, le module E' et le déphasage δ restent quasiment constants, puis dans une seconde phase, le module E' chute rapidement en même temps que le déphasage δ augmente et enfin, dans une troisième et dernière phase, le module E' et le déphasage δ restent à nouveau quasiment constants. Avec ce type de dépouillement, le module E' et le déphasage δ correspondent aux caractéristiques de l'ensemble fibre + interface + matrice. Il est donc préférable d'exprimer le comportement en terme de raideur (rapport charge/déplacement) plutôt que de module (rapport contrainte/déformation). La raideur élastique vaut $K = \frac{F}{D} \cos \delta = \frac{SE'}{L}$ et la raideur visqueuse vaut $\omega A = \frac{F}{D} \sin \delta = \frac{SE''}{L}$.

La figure 3-31 présente les résultats d'un essai : durant la première phase qui dure un peu plus de 50 minutes (soit un peu plus de 30000 cycles), la raideur élastique vaut 500 N/m et le déphasage 0,125 rd. La seconde dure environ 5 minutes (soit environ 3000 cycles). Dans la troisième phase, la raideur se stabilise à 75 N/m et le déphasage à 0,55 rd. Durant cette dernière phase, qui correspond à un déchaussement complet de la fibre, le déplacement D_s augmente rapidement, ce qui ne permet pas de poursuivre longtemps le chargement.

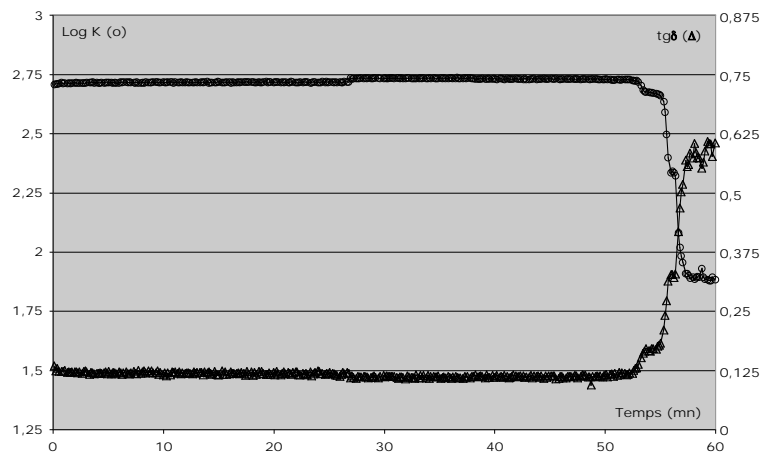


Figure 3-31 : dépouillement « classique » d'un essai DMA sur assemblage enchâssé

Si l'allure de ces courbes est très reproductible, la dispersion des résultats est importante, notamment sur les temps (ou nombres de cycles) que durent les phases 1 et 2 et sur les modules stabilisés de la phase 3. Ma contribution a porté d'une part sur l'étude des causes de ces dispersions et d'autre part sur une proposition de dépouillement de cet essai adapté à l'utilisation qui en est faite.

Si les causes des dispersions n'ont pas été identifiées, de nombreuses hypothèses ont pu être écartées. Un modèle éléments finis 2D puis un autre en 3D ont été développés, pour étudier l'évolution des contraintes de cisaillement interfaciales dans la première phase du chargement dans plusieurs configurations : présence ou non d'un ménisque dans la partie inférieure et/ou

supérieure, centrage ou non de la fibre dans le trou de la capsule. Aucun des paramètres étudiés ne modifie suffisamment la répartition des contraintes interfaciales pour expliquer les dispersions observées. Ceci démontre un point très positif de l'essai DMA : sa faible sensibilité aux paramètres géométriques de l'éprouvette. L'hypothèse actuellement retenue pour expliquer ces dispersions est un endommagement initial dû à la manipulation de l'éprouvette lors de sa fabrication et de son installation sur la machine d'essai.

3.4.3 Dépouillement spécifique à un essai DMA sur fibre enchâssée.

L'utilisation de l'essai DMA pour caractériser le comportement de l'interface n'a pas conduit à la remise en cause du modèle utilisé couramment pour le dépouillement d'un essai de caractérisation du comportement d'une fibre, mais à son amélioration. L'amélioration proposée consiste à réaliser l'essai en deux temps. Dans un premier temps, la fibre est sollicitée seule entre les couteaux du dispositif, ce qui permet d'identifier ses caractéristiques propres. Pour l'ensemble des fibres testées, le comportement visqueux n'est que très peu marqué ($\tan\delta < 0,1$). Le comportement de la fibre est donc assimilé à un comportement purement élastique. Le module identifié pour la fibre PET à l'aide de l'essai DMA vaut 8,9 GPa (soit 560 N/m traduit en terme de raideur). L'essai DMA sur fibre enchâssée n'est réalisé que dans un second temps. Le comportement de la fibre étant déterminé, les résultats de l'essai sur fibre enchâssée permettent d'identifier les deux paramètres du comportement visco-élastique retenu pour l'ensemble matrice + interface.

Le modèle à deux degrés de liberté est présenté figure 3-32 (droite) : le déplacement d se décompose en $d = d_f + d_m$, et l'effort f vaut $f = K_f d_f = K d_m + A \dot{d}_m$.

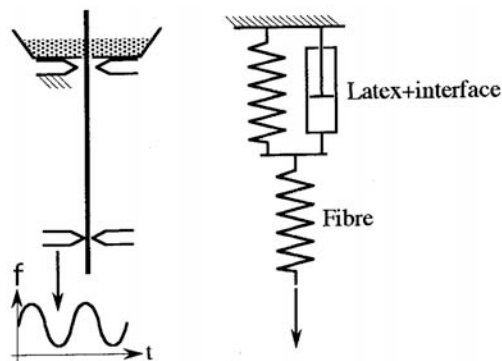


Figure 3-32 : essai DMA sur fibre enchâssée et modèle rhéologique proposé

Il est alors possible de tracer, en fonction du nombre de cycles, l'évolution de la raideur élastique de l'ensemble matrice + interface K , et celle du rapport entre la raideur d'amortissement et la raideur élastique de l'ensemble matrice + interface $A/K = \tan\delta$. Cette évolution est proposée figure 3-33, sur l'essai qui a été présenté précédemment (figure 3-31).

La sensibilité obtenue à l'aide de cette nouvelle méthode de dépouillement est bien meilleure : on peut désormais distinguer quatre phases au lieu des trois précédentes. La première phase, durant laquelle K et $\tan\delta$ sont constants, ne dure plus que 15000 cycles. La raideur élastique de l'ensemble matrice + interface vaut alors 1800 N/m, et le déphasage 1,15 rd. Une première chute de raideur apparaît ensuite, celle-ci passant quasi-instantanément de 1800 à 700 N/m. Dans le même temps, le déphasage augmente brusquement et passe de 1,15 à 1,4 rd. Cet instant correspond au début de la rupture de l'interface. Il n'était pas décelable avec la première méthode d'identification. La seconde phase, qui dure aussi environ 15000 cycles, correspond à une augmentation lente de la raideur qui passe de 700 N/m à 1250 N/m. Durant

cette phase, l'interface n'est rompue qu'en partie basse, d'où l'apparition de frottement entre la fibre et la matrice. Ceci explique l'augmentation de $\tan\delta$: la dissipation dans cette phase est due à la fois au comportement visqueux de la matrice et aux frottements à l'interface. L'augmentation lente de la raideur et la diminution lente de $\tan\delta$ peuvent être attribuées à une modification des conditions de frottement en fonction de la température (le frottement va entraîner une élévation de la température de l'interface). La troisième phase correspond à la propagation du déchaussement. Elle dure ici environ 1500 cycles. La raideur chute rapidement de 1250 à 80 N/m et le déphasage de 1,3 à 1 rd. La quatrième et dernière phase correspond au comportement de l'assemblage complètement déchaussé, phase durant laquelle le module ne semble pas évoluer. Il est probable que si l'essai pouvait être poursuivi plus longtemps (ce que l'augmentation rapide du déplacement D_s ne permet pas), l'échauffement de l'interface conduirait à une lente augmentation du module, semblable à celle observée durant la seconde phase.

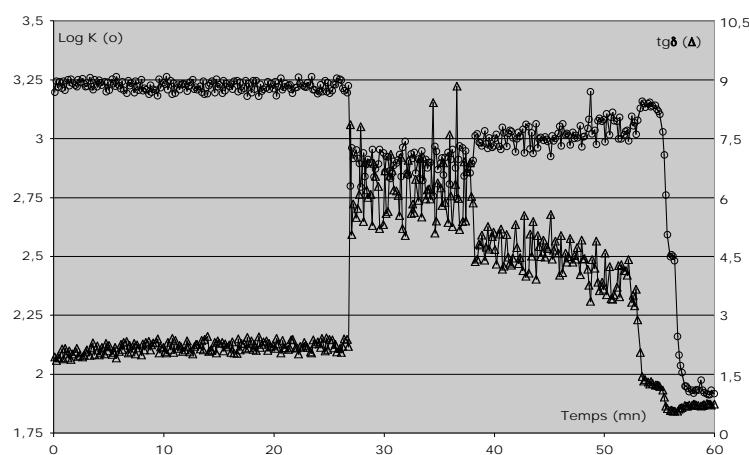


Figure 3-33 : second dépeuillement d'un essai DMA sur assemblage enchâssé

Outre la plus grande sensibilité de cette méthode de dépeuillement par rapport à celle utilisée précédemment, les valeurs identifiées et leurs évolutions sont très différentes, principalement en ce qui concerne $\tan\delta$: pour l'ensemble fibre + interface + matrice, $\tan\delta$ valait 0,1 avant la rupture et 0,6 après, alors que pour l'ensemble interface + matrice, il vaut 2 avant l'amorçage, entre 3 et 7 durant la phase de cyclage sur éprouvette endommagée, pour revenir à 0,6 après la rupture. La première méthode tendrait à montrer que le caractère visqueux est peu marqué, voire négligeable lors de la première phase du chargement, alors que la seconde méthode le révélerait prédominant. La phase où l'amortissement est le plus important n'était pas décelée par la première méthode. Elle correspond au moment où se cumulent les dissipations dues à la viscosité de la matrice et au frottement à l'interface déchaussée.

3.4.4 Perspectives

Un dépeuillement systématique de l'ensemble des résultats d'essai à l'aide de la méthode proposée est en cours, avec l'espoir de voir diminuer la dispersion des résultats. L'essai DMA sur fibre enchâssée a d'ores et déjà prouvé que qualitativement, il était à même de classer différents types d'ensymage en terme de progressivité de la rupture en cisaillement de l'interface. L'étude doit se poursuivre par l'identification, à l'aide de l'essai DMA sur fibre enchâssée, des paramètres d'un modèle micromécanique de comportement de l'interface fibre/matrice.

3.5 Références :

ALLIX O., 1989, " Délaminage des structures composites par la mécanique de l'endommagement ", Thèse de l'Université de Paris 6.

ALLIX O., LADEVEZE P. & VITTECOQ E., 1994, " Modelling and identification of the mechanical behaviour of composite laminates in compression ", Composites Science and Technology 51 - pp. 35-42

BERG C.A., TIROSCH J., & ISRAELI M., 1972, " Analysis of short bending of fiber reinforced composites ", ASTM - STP - 497, Editions Scientifiques, American Society for Testing and Matrerials, Philadelphia (USA).

BERGNER H. W., DAVIS J.G., Jr & HERAKOVICH C.T., 1977, " Analysis of shear test method for composite laminates ", Report VPI-E-77-14, Virginia Polytechnic Institut, Blacksburg, April 1977.

BÖELHER J.P. & EL AOUI L., 1990, " Le problème de la réalisation correcte des essais hors axes " Journées AMAC ; Comportement des composites à renfort tissus - Pluralis, pp 83-100.

BROUGHTON W.R, KUMOSA M. & HULL D., 1990, " Analysis of the Iosipescu shear test as applied to unidirectional carbon-fibre reinforced composites ", Composites Science and Technology, Vol 38, pp 299-325.

BUTLER R.J., BARNARD P.M. & CURTIS P.T., 1988, " The development of a satisfactory, simple, shear fatigue test for unidirectional E-glass epoxy ", Testing and Design, ASTM STP 972, Editeurs Scientifiques, American Society for Testing and Matrerials, Philadelphia (USA), pp 227 - 240.

CHIAO C.C., MOORE T.T. & CHIAO T.T., 1977, " Measurement of shear properties of fibre composites " Composites (GB), Vol 8, N°3, pp. 161-169.

CUI W.C. & WISNOM M.R., 1992, " Contact finite element analysis of three- and four-point short-beam bending of unidirectionnal composites ", Composites Science & Technology, Vol 45, pp. 323-334.

DADRAS P. & Mc DOWELL J.S., 1990, " Analytical and experimental evaluation of double-notch shear specimens of orthotropic materials ", Experimental Mechanics, june 1990; pp 184 - 189.

DEGALLAIX G., HASSAÏNI D. & VITTECOQ E., 2002, " Cyclic shearing behaviour of a unidirectionnal glass/epoxy composite ", International Journal of Fatigue of Composites, Vol. 24, pp. 319-326.

FÉRENT B., 1991, " Mise au point d'un essai de torsion pour la caractérisation du comportement en cisaillement de composites unidirectionnels à matrice organique", Thèse de Doctorat, Université Claude Bernard (Lyon I).

HASSAÏNI D., VITTECOQ E. & DEGALLAIX G., 1999, "Caractérisation des composites en cisaillement monotone par l' « essai cube »", *Compte Rendu à l'Académie des Sciences*, Tome 327, Série IIb, pp. 985-990.

KENNEDY J.M., BANNETTE T.R. & FARLEY G.L., 1992, " Experimental and analytical evaluation of a biaxial test for determining in-plane shear properties of composites ", *SAMPE QUARTERLY*, octobre 1992, pp 28 - 37.

LAGATTU F., HASSAINI D., LAFARIE-FRENOT M.C., VITTECOQ E., DEGALLAIX G., 1998 " Mesure par granularité laser du champ de déplacement d'une éprouvette sollicitée en cisaillement par l'essai cube ", 11èmes Journées Nationales sur les Composites, Arcachon, J. Lamon et D. Baptiste Eds., AMAC Publ. (Paris), Vol. II, novembre 1998, pp. 693-703

PHANG C., VONG T.S. & VERCHERY G., 1978, " Étude des tests de cisaillement d'un matériau composite à renforcement unidirectionnel", *Comptes rendus des 1^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-1, Paris)*, AMAC, pp 182-189.

PIERRON F., 1994, "L'essai de cisaillement plan d'Iosipescu : modélisation et méthodologie expérimentale pour les composites", Thèse de Doctorat de l'Université Claude Bernard (Lyon I).

PURSLOW D., 1986, " Matrix fractography of fiber-reinforced epoxy composites ", *Composites (GB)*, Vol 17, N°4, october 1986, pp 289-302.

ROSEN B.W., 1972, " A simple procedure for experimental determination of the longitudinal shear modulus of unidirectional composites ", *Journal of Composite Materials*, Vol 6, pp 552-554.

SUN C.T. & CHUNG I., 1993, " An oblique end-tab design for testing off-axis composite specimens ", *Composites (GB)*, Vol 24, pp 619-623.

SWANSON S.R., MESSICK M. & TOOMBES G.R., 1985, " Comparaison of torsion tube and Iosipescu in-plane shear test results for a carbon fibre-reinforced epoxy composite", *Composites (GB)*, Vol 16, N°3, pp 220-224, july 1985.

WALRATH D.E. & ADAMS D.F., 1983, " The Iosipescu shear test as applied to composite materials ", *Experimental Mechanics*, mars 1983, pp 105-110.

4 Axe « Mise au point de techniques expérimentales sous MEB »

4.1 Micromachines de traction

La première micromachine d'essai in-situ dans la chambre d'un microscope électronique à balayage sur laquelle j'ai travaillé a été conçue et réalisée en 1994, dans le cadre du stage de « Große Diplom Arbeit » d'Heiko Müller.

4.1.1 Caractéristiques

Cette réalisation (figure 4-1), subventionnée par l'ANVAR, se différencie des quelques machines existantes par le fait que le point central de l'éprouvette reste en permanence centré sous le faisceau d'électrons durant l'essai. Constituée principalement d'un moteur pas-à-pas et de 2 étages de réduction (roue – vis sans fin et vis – écrou), elle permet de délivrer un effort de 1350 N, à une vitesse de traction (vitesse de déplacement relative des mors) maximum de 300 $\mu\text{m}/\text{mn}$. L'incrément de déplacement relatif des mors vaut 0,3 μm .

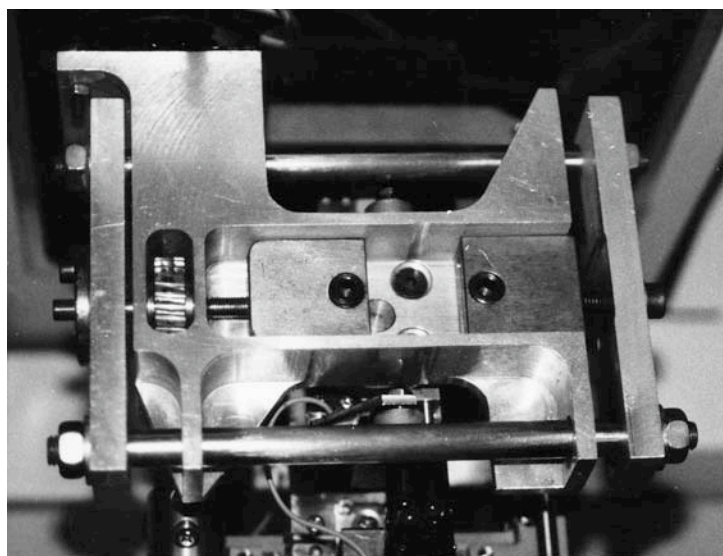


Figure 4-1 : première micromachine de traction réalisée en 1994

4.1.2 Etude de l'endommagement en traction monotone d'un Al-SiC_p

Au terme d'une phase de validation, cette machine a été utilisée dans le cadre d'un stage de DEA (Pascal Berlu) portant sur l'étude de l'endommagement en traction monotone d'un Al-SiC_p élaboré par fonderie. Le but de ce DEA était d'identifier, durant l'essai, les mécanismes d'endommagement de ce matériau sous chargement de traction monotone, et de corrélérer ces observations aux non linéarités observées lors des essais macroscopiques.

La première partie du travail a consisté en la définition des éprouvettes, en termes de géométrie et de moyens d'obtention et de finition. Les caractéristiques géométriques retenues

sont données figure 4-2. Nous avons choisi de réaliser les éprouvettes par électroérosion à fil suivi d'un polissage afin de supprimer la zone de fusion locale. Les petites dimensions de ces éprouvettes sont un atout dans le sens où elles permettent de choisir la position de l'éprouvette dans la pièce moulée (cœur ou surface) et un inconvénient car elles rendent celles-ci fragiles (obtention et manipulation). La taille des particules et précipités est très inférieure aux dimensions des éprouvettes, mais les défauts générés lors de l'obtention des éprouvettes ont fréquemment eu une dimension non négligeable par rapport aux dimensions de celles-ci, et ont conduit à rejeter certains essais.

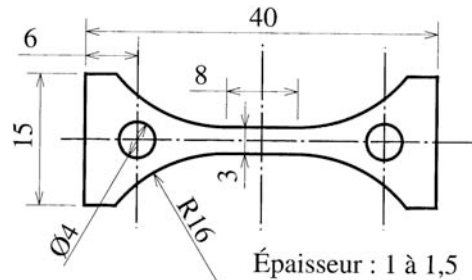


Figure 4-2 : caractéristiques géométriques des éprouvettes de traction sur Al-SiC

La réalisation des essais a constitué la seconde partie du travail. Deux matériaux ont été testés : le composite, constitué de 10% en volume de particules SiC dans une matrice A-S10U3NG (de dénomination commerciale F3K10S), et l'alliage non renforcé. Ces essais débutent toujours par une phase d'inspection initiale, permettant de cartographier la surface de l'éprouvette et de « prédire » les sites probables d'amorçage des fissures. L'éprouvette est ensuite chargée par paliers (essai piloté en déplacement, à une vitesse $0,6 \mu\text{m/s}$). Dans tous les cas, la fissure ayant conduit à la rupture de l'éprouvette s'est propagée à partir du bord de l'éprouvette. La figure 4-3 présente un exemple d'observation de la propagation d'une fissure (ici sur alliage non renforcé), et montre bien le rôle joué par les précipités Al-Ni-Cu-Fe (en clair) qui « guident » les fissures.

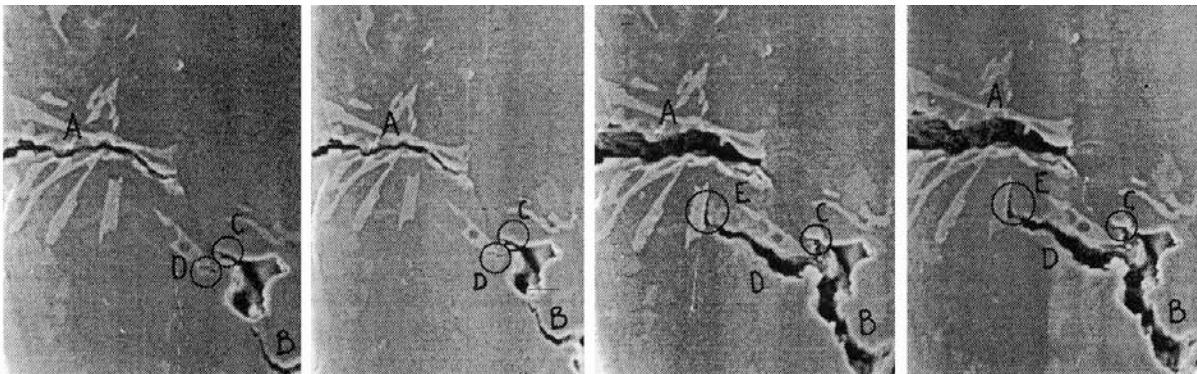


Figure 4-3 : propagation de fissure dans l'alliage non renforcé

Dans le cas des essais réalisés sur le composite, de nombreuses fissures sont observées avant le début du chargement (décohésions particule/matrice, principalement si la particule est agglomérée à un précipité Al-Ni-Cu-Fe ou Si). Plusieurs phases peuvent être différenciées : dans un premier temps, seules les fissures initiales (décohésions précipité/matrice ou renfort/matrice) s'ouvrent. On observe ensuite (à environ 50% de l'allongement à rupture) la rupture de précipités, rapidement suivie (à environ 60% de l'allongement à rupture) de la décohésion particules/précipité Si. Ce n'est qu'en toute fin de chargement (à environ 90% de l'allongement à rupture) que l'on observe la rupture de précipités Al-Ni-Cu-Fe. Il est difficile

de conclure quant à la rupture finale, celle-ci étant très brutale, mais l'observation post-mortem présente des ruptures de particules.

4.1.3 Bilan

Au bilan, ce DEA aura permis de montrer de nombreux atouts des essais in-situ, et aura mis en avant les limites de la micromachine pour l'étude de ce type de matériau, en particulier la faible capacité de charge qui impose les dimensions (trop petites) pour l'éprouvette, entraînant d'importants problèmes de réalisation et une trop grande sensibilité aux défauts. Deux autres limitations de cette machine sont apparues lors de ces premiers essais : le fait d'avoir à choisir a priori la face d'observation de l'éprouvette et celui de ne pas pouvoir faire de chargement cyclique, le laboratoire menant de nombreuses études sur le comportement en fatigue des matériaux.

4.1.4 Evolution de cette micromachine

Une évolution de cette micromachine a été étudiée et réalisée pour l'IRSID (centre de recherche du groupe ARCELOR) en 2002-2003.

La chambre du microscope destinée à recevoir cette machine étant de petites dimensions et la capacité de charge recherchée étant de 3 kN, la motorisation et la transmission ont été repensées en conservant l'idée de base du déplacement symétrique des deux mors (figure 4-4). Ce type de réalisation s'apparente plus à du développement qu'à de la recherche, mais en l'absence du stagiaire prévu pour travailler sur cette machine, j'ai été amené à la développer seul, de la partie mécanique (CAO et FAO sous I-DEAS) à la partie logicielle (LabView), en passant par la partie commande.

Ses caractéristiques sont les suivantes :

Charge maximale disponible 3800 N (2600 N à vitesse maximale)

Vitesse de déplacement relatif maximale disponible 12,75 mm/mn

Incrément de déplacement 0,07 $\mu\text{m}/\text{pas}$

Longueur totale des éprouvettes comprise entre 48 et 68 mm

Largeur maximale des talons 16 mm

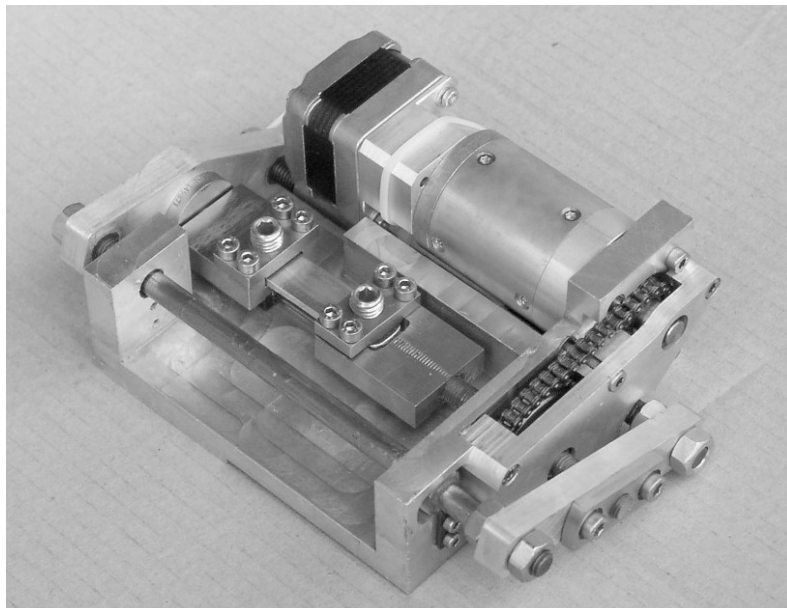


Figure 4-4 : seconde micromachine de traction réalisée en 2003

4.2 Micromachine de fatigue oligocyclique

Dès 1995, en partenariat avec la société Elexience (distributeur français des microscopes électroniques à balayage Hitachi), nous nous sommes lancés dans la conception et la réalisation d'une seconde machine. Un technicien Supérieur a été embauché durant 16 mois dans le cadre d'une convention Cortechs (G. Le Flao). L'objectif que nous nous sommes alors fixé était d'atteindre une charge de 10 kN, de permettre le retournement de l'éprouvette sous charge et d'autoriser les sollicitations de fatigue, tout en conservant l'atout de la première machine, à savoir l'immobilité du point central de l'éprouvette.

4.2.1 Caractéristiques

Commandée par deux motoréducteurs pas-à-pas, accouplés à un système de réduction vis écrou (réalisé à l'aide de vis à rouleaux précontraintes à pas fin), la cinématique de cette machine est plus innovante que la première puisque aucune des pièces maîtresses n'est reliée au bâti. Comme le montre la figure 4-5, les traverses ne sont guidées qu'axialement par rapport au bâti et sont centrées par rapport à celui-ci à l'aide de ressorts, l'ensemble de la machine étant flottant. Le système de retournement utilise une des commandes de la platine goniométrique du MEB. Ce choix permet de limiter les modifications à apporter au MEB (seule une fenêtre latérale est équipée d'un connecteur étanche au vide), mais a l'inconvénient de limiter le couple de commande du retournement (taille des cardans), ce qui interdit d'entreprendre un retournement si la charge appliquée à l'éprouvette est supérieure à 1 kN.

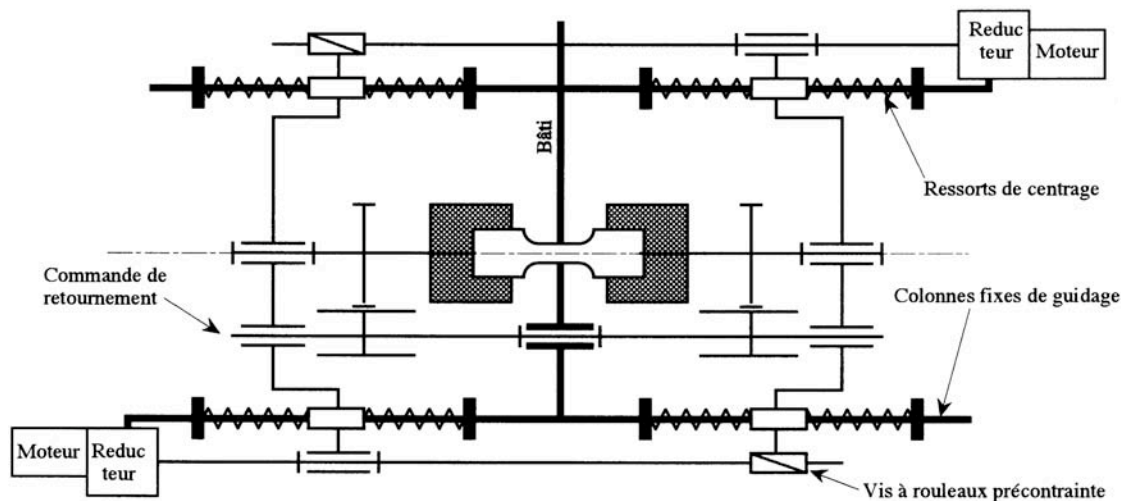


Fig 4-5 : cinématique de la micromachine de fatigue oligocyclique

Entièrement conçue et dimensionnée en CAO, cette machine devait permettre de délivrer un effort théorique de 15 kN, avec une vitesse de traction (vitesse de déplacement relatif des mors) maximale de 2,4 mm/mn, le chargement étant réalisé par pas de 0,13 μm . En pratique, l'effort maximal a dû être limité à 8 kN, pour éviter des phénomènes de « saut de pas » sur les moteurs, qui apparaissent à ce niveau de charge si on se limite à la tension de commande nominale. Une photo et une vue d'ensemble sont présentées figure 4-6. Le pilotage a été réalisé sous Labview dans le cadre d'un stage de DEA (S. Letaut). L'asservissement est réalisé en boucle fermée (PID), et permet de contrôler la charge ou le déplacement. L'absence de jeu et les précontraintes installées permettent de réaliser des essais de fatigue, y compris sous sollicitations alternées.

Le déplacement relatif des mors est mesuré directement à l'aide d'un capteur LVDT, et un capteur de charge spécifique a été développé. Dans ce but, un calcul par éléments finis a

permis de choisir une zone des traverses très sollicitée pour y coller une jauge de déformation. Une seconde jauge de compensation est ici impérative pour s'affranchir des dérives susceptibles d'apparaître lors de la dépressurisation de la chambre du MEB. Ce capteur a été étalonné et qualifié sur une machine d'essai conventionnelle : la dérive résiduelle est de 0,3 %/heure, et les défauts de fidélité, linéarité et hystérésis respectivement de 3 %, 2 % et 1,3 %.

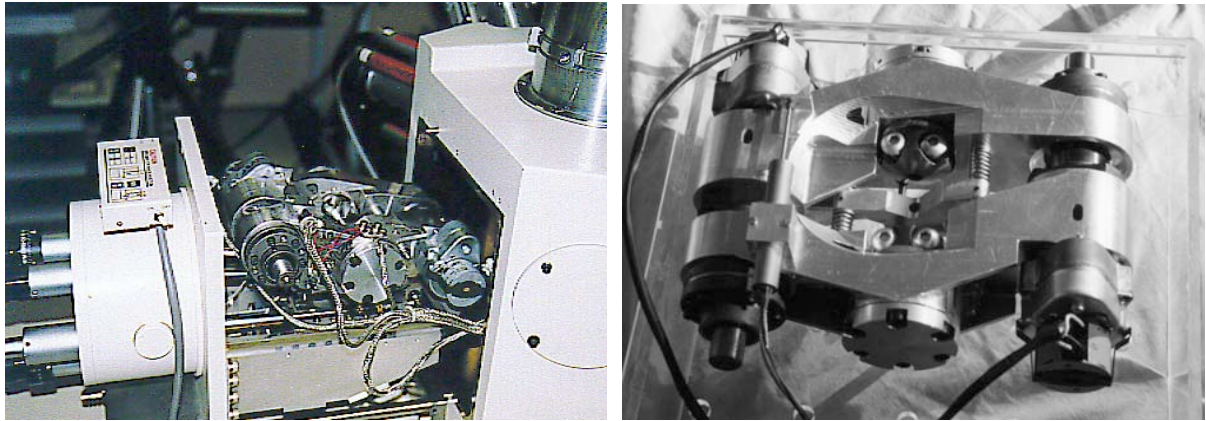


Fig 4-6 : micromachine de fatigue oligocyclique

Deux thèses ont finalement pu être lancées grâce à ce dispositif, sur l'étude des mécanismes d'amorçage et de propagation de fissures dans les aciers duplex d'une part (S. Letaut) et dans les composites Al-SiC_p d'autre part (C. Fouret). La première a malheureusement été stoppée par le décès du thésard. De nombreuses études de plus courtes durées se sont appuyées sur ce dispositif, dans le cadre de partenariats avec d'autres laboratoires de recherche (EC Paris, CEA, République Tchèque, Algérie et Argentine).

4.2.2 Essai sur GLARE 2

Les premiers essais ont eu lieu sur des matériaux hybrides composites à matrice organique – alliage d'aluminium (GLARE 2), dans le cadre d'une collaboration avec Aloïs Vasek, de l'Institut de Physique des Matériaux de Brno (République Tchèque) en 1996. Ces essais avaient pour but l'étude de l'amorçage et de la propagation de fissures sur des éprouvettes entaillées, dans le domaine des contraintes étudiées par ailleurs macroscopiquement à Brno.

4.2.2.1 Matériau et éprouvettes

Ces matériaux GLARE-2 sont constitués d'une alternance de trois strates d'alliage d'aluminium (2024-T3, épaisseur 0,3 mm) et de deux strates de composite verre-époxyde unidirectionnel (60% fibres, épaisseur 0,25 mm). Ils sont principalement utilisés dans le domaine aéronautique, et présentent de nombreux avantages par rapport à l'alliage d'aluminium qui les constitue [Beukers, 1992] [Papakyriacou, 1994] : plus faible densité de 30%, contrainte longitudinale admissible double et surtout une tenue en fatigue dix fois supérieure. Les plaques sont cuites en autoclave (120°C, 10 bars pendant 90 minutes), ce qui induit des contraintes résiduelles d'origine thermique, de traction dans l'alliage et de compression longitudinale dans le composite.

Ne disposant pas d'un microscope à vide partiel, un problème expérimental supplémentaire est à prendre en compte, lié au fait que les composites à matrice organique ne sont pas conducteurs. Si une classique métallisation de surface est suffisante pour une observation

statique, la fissuration, si elle affecte ces matériaux, risque de faire apparaître des zones non métallisées, qui vont donc se charger sous le faisceau électronique et perturber l'observation. La présence des couches d'alliage d'aluminium (conductrices) permet d'espérer la poursuite de l'observation après fissuration, d'autant plus que cette fissuration débute dans ces couches. Le nombre de cycles visé nous a conduit à ne réaliser qu'une partie de l'essai dans la chambre du MEB : 10 000 cycles sont tout d'abord réalisés sur machine d'essai conventionnelle avant de réaliser quelques cycles sous MEB, puis quelques cycles sont réalisés sous MEB tous les 1000 cycles. Les éprouvettes (figure 4-7) ont été sollicitées en fatigue ondulée ($\sigma_{\max} = 360$ MPa ; $R_{\sigma} = 0,04$). L'entaille génère un coefficient de concentration de contrainte de 1,5.

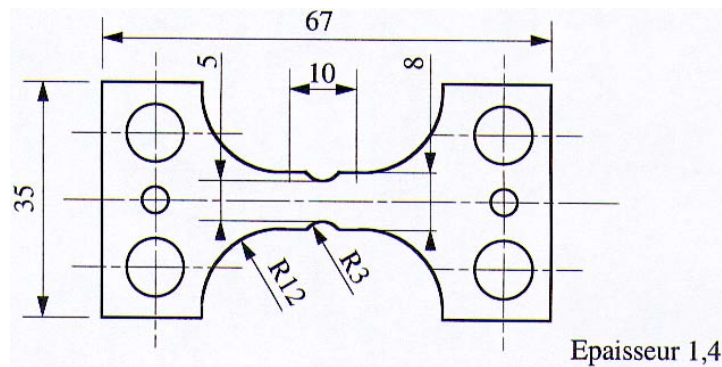


Fig. 4-7: éprouvettes de fatigue sur GLARE 2

4.2.2.2 Observations

Les premières microfissures ont été observées après 11 000 cycles (figure 4-8). Elles affectent la couche interne d'alliage d'aluminium, au niveau de l'interface avec le composite. Ces fissures sont principalement localisées à proximité de la zone où les fibres ont été coupées lors de l'usinage de l'entaille.

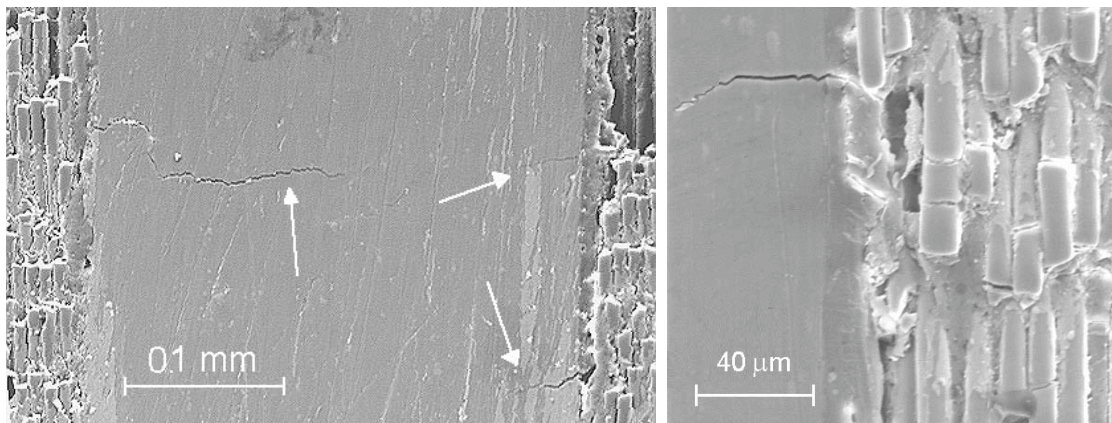


Fig. 4-8 : état de fissuration après 11 000 cycles

Des fissures apparaissent ensuite sur les couches externes d'alliage d'aluminium. Elles s'initient au niveau de l'interface avec le composite, et débouchent rapidement sur les faces externes.

A 15 000 cycles, une fissure traverse l'éprouvette sur une de ses faces latérales. La figure 4-9 présente une vue générale de cette face de l'éprouvette sous contrainte maximale. On y distingue deux fissures : la fissure dite « principale » (en haut) qui mesure alors 2,5 mm de longueur sur la couche d'alliage de droite, et 0,8 mm sur celle de gauche, et la fissure dite « secondaire » (en bas) qui n'affecte que les couches d'alliage de gauche et du centre. Les figures 4-10 et 4-11 présentent respectivement les agrandissements des zones A et B (repérées

sur la figure 4-9), au repos à gauche et sous contrainte maximale à droite. Un phénomène de charge apparaît sur ces photos (absence de métallisation au niveau des fissures), qui ont du être retravaillées pour atténuer la saturation.

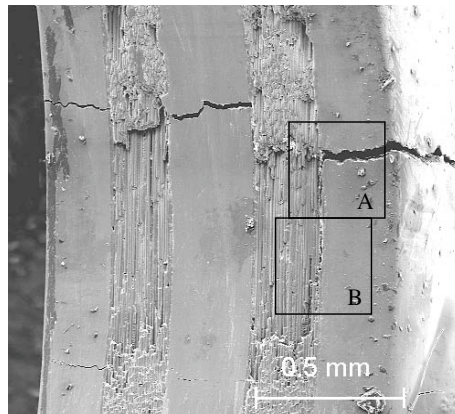


Fig. 4-9 : état de fissuration après 15 000 cycles

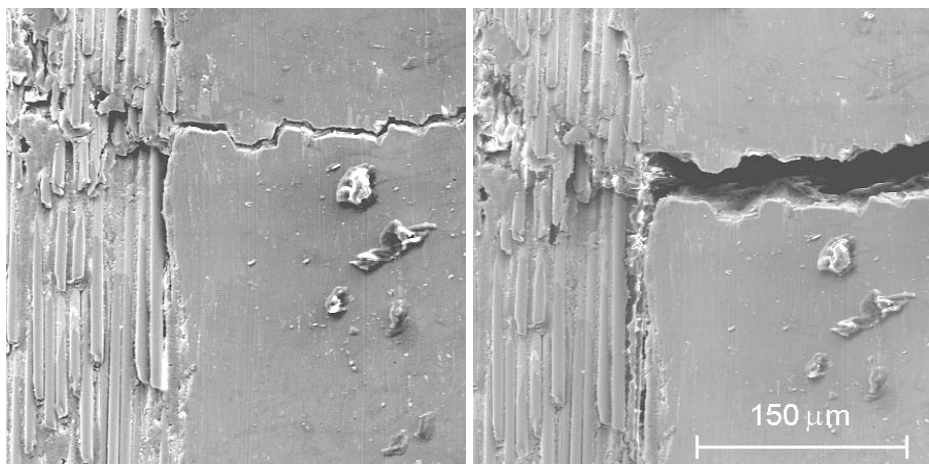


Fig. 4-10 : détail A au repos (gauche) et sous charge maximale (droite)

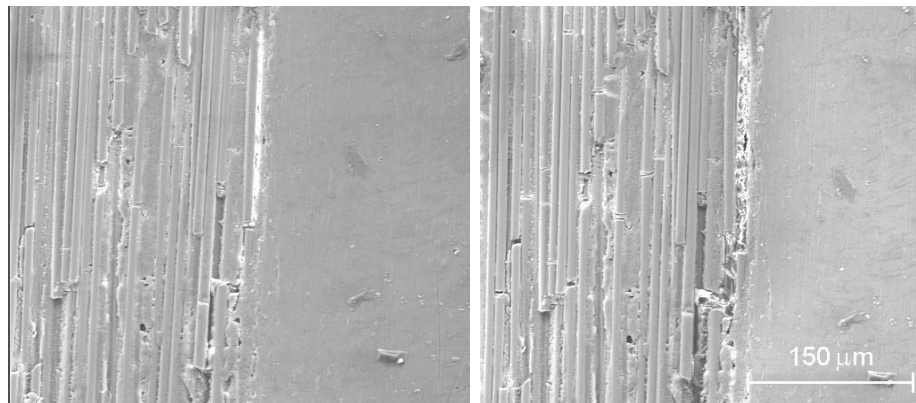


Fig. 4-11 : détail B au repos (gauche) et sous charge maximale (droite)

Deux modes d'ouverture des fissures ont été observés.

Le premier correspond à l'ouverture des fissures transversales qui affectent les couches d'alliage en mode I. Sur la fissure principale, lors d'un déchargement complet, il y a fermeture complète sur la couche de gauche mais persistance d'une ouverture résiduelle de $4 \mu\text{m}$ sur la couche centrale et de $10 \mu\text{m}$ sur la couche de droite. Sous contrainte maximum, la

fissure s'ouvre respectivement de 6, 14 et 32 μm dans les couche de gauche, du centre et de droite. La contrainte supportée par les couches de composite n'entraîne pas de fissuration transversale dans celles-ci, et en considérant l'éprouvette comme un composite « composite / alliage léger », les strates composites jouent globalement le rôle de renfort. L'ouverture persistante peut s'expliquer par la plastification des couches de composite.

Le second mode observé affecte l'interface entre les couches d'alliage et de composite. Il peut être apparenté à un délaminage entre les couches de composite et les couches d'alliage. Il est observé aux extrémités des fissures transversales des couches d'alliage, et atteint 600 μm à l'interface avec la couche d'alliage de droite. Cette grande longueur de fissuration montre que la contrainte de cisaillement résiduelle à l'interface (frottement) est faible (inférieure à 0,2 MPa) et ne peut donc expliquer la persistance de l'ouverture des fissures transversales des couches d'alliage.

4.2.2.3 Scénario de rupture

Le scénario de fissuration est donc le suivant : fissuration en mode I de la couche centrale d'alliage, au voisinage de défauts dans les couches de composites adjacentes (confirmé par un calcul par éléments finis [Vasek, 1997]), puis propagation vers les couches externes d'alliage par cisaillement des couches de composite si l'adhésion entre les couches d'alliage et de composite est bonne. Dans le cas contraire, il y a apparition de délaminage, qui limite le transfert de charge vers les couches externes d'alliage. C'est le seul cas de figure où l'apparition d'une surface non conductrice et non métallisée a perturbé l'observation. Ce problème ne perturbe que raisonnablement l'observation, sans doute grâce à la proximité des couches d'alliage qui semble être suffisante pour éviter une charge abusive de l'éprouvette.

4.2.3 Etude de l'endommagement en traction monotone et cyclique d'un Al-SiC_p

La Thèse de C. Fouret a fait suite à une autre thèse soutenue en 1994 par P. Hottebart [Hottebart, 1994]. Cette dernière avait permis de caractériser macroscopiquement le comportement mécanique monotone et cyclique d'un Al-SiC_p de fonderie produit par Montupet SA sous l'appellation F3K10S. L'absence de dispositif expérimental permettant de faire des essais sous microscope n'avait pas permis de valider les hypothèses faites au niveau du comportement micro-structural pour expliquer le comportement macroscopique observé. Les seules observations avaient été des observations des faciès de rupture, ce qui ne permettait pas de remonter à la chronologie des mécanismes observés. Il n'avait en particulier pas été possible d'expliquer pourquoi dès la sortie du domaine élastique, le modèle de comportement identifié lors d'un essai sur alliage non renforcé ne pouvait être utilisé pour déterminer le comportement du composite à partir de celui de ses constituants. De nombreuses études présentent les influences de divers paramètres sur le comportement d'un composite à matrice métallique : hétérogénéités de taille, forme et répartition des particules au sein du matériau [Biner, 1990], influence du traitement thermique [Lee, 1992] [Thomas, 1994], des contraintes résiduelles d'origine thermique [Ho, 1994] et des réactions chimiques à l'interface [Ratnaparkhi, 1994]. Le comportement mécanique macroscopique a, lui aussi, été largement étudié, que ce soit à partir d'une approche numérique [Corbin, 1994] [Xu, 1996], d'une approche analytique (modèle d'Eshelby) [Bourgeois, 1994] et bien sûr d'une approche expérimentale. L'ensemble de ces études montrent qu'en traction monotone, le module d'élasticité augmente sensiblement avec l'augmentation du taux de renfort, mais que la ductilité et la ténacité chutent fortement. Quant à la limite d'élasticité et à la résistance à rupture, les tendances ne sont pas systématiques, et le moyen d'obtention joue un rôle

fondamental dans l'évolution de ces caractéristiques par rapport à celles de l'alliage non renforcé. Pour déterminer la limite d'élasticité d'un composite à matrice métallique à partir des caractéristiques mécaniques mesurées sur ses constituants, de nombreux modèles ont été proposés, prenant en compte des paramètres microstructuraux tels que la fraction volumique de renfort [Xu, 1996] [Lloyd, 1994], le facteur de forme des renforts [Llorca, 1991], l'orientation de ceux-ci, leur taille [Doel, 1993] et leur répartition [Christman, 1989] [Mammoli, 1995]. Même les plus élaborés ne donnent pas entière satisfaction, et dès la sortie du domaine élastique, ces paramètres dimensionnels ne sont plus suffisants.

4.2.3.1 Matériau étudié

Une étude micro structurale de la matrice du composite et de l'alliage non renforcé a permis de mettre en avant un certain nombre de différences (autres que la présence des particules de renfort) qui pourraient être à l'origine des différences de comportement observées.

L'alliage non renforcé (AS10U3NG) a été observé en surface au MEB (figure 4-12) et analysé qualitativement par diffraction X à dispersion d'énergie (EDS). Il possède une structure dendritique, constituée essentiellement d'aluminium. La taille des dendrites varie de 1 à 30 μm de diamètre. Trois types de précipités apparaissent dans les espaces interdendritiques : des précipités de silicium (de forme allongée ou globulaire et de taille de l'ordre de 1 μm) et deux populations contenant chacune les éléments Al-Ni-Cu-Fe (en forme d'aiguilles ou « d'écriture chinoise »).

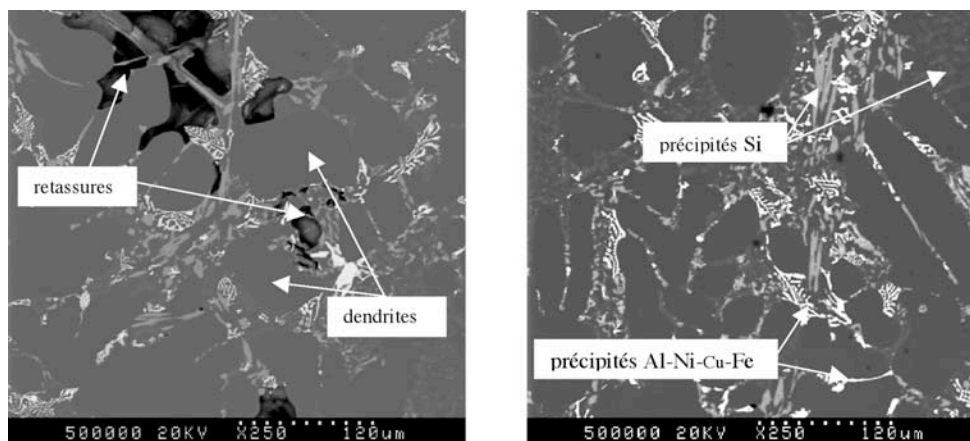


Figure 4-12 : structure de l'alliage non renforcé

Le composite (F3K10S) a une teneur en particules SiC de 10% en volume, de taille moyenne 6 μm et de facteur de forme moyen 2. La répartition de ces particules n'est pas homogène (figure 4-13) : celles-ci sont repoussées par les dendrites lors de la phase de solidification, ce qui crée des amas. La structure dendritique est légèrement plus fine que celle de l'alliage non renforcé, la présence des particules bloquant la croissance des dendrites pendant la phase de solidification. Les zones eutectiques sont donc riches en renforts, tandis que les dendrites en sont dépourvues. Les précipités présents dans l'eutectique de l'alliage AS10U3NG sont toujours visibles dans l'eutectique du composite, et une troisième population de précipités Al-Ni-Cu-Fe apparaît, de forme compacte et le plus souvent en contact direct avec les particules SiC.

Si ces deux différences (taille des dendrites et famille de précipités supplémentaire) influencent la propagation des fissures dans le composite, elles peuvent constituer une explication à la difficulté d'identifier le comportement du composite à partir de celui de ses constituants. A notre connaissance, les seules observations faites pour proposer un scénario

d'amorçage et de propagation de fissures ont été réalisées lors d'essai de traction monotone in-situ [Bourgeois, 1994] [Maire, 1995] [Derrien, 1997] ou d'essais de fatigue interrompus [Davidson, 1993]. Aucun essai de fatigue, qui plus est alternée, n'avait été réalisé dans la chambre d'un MEB.

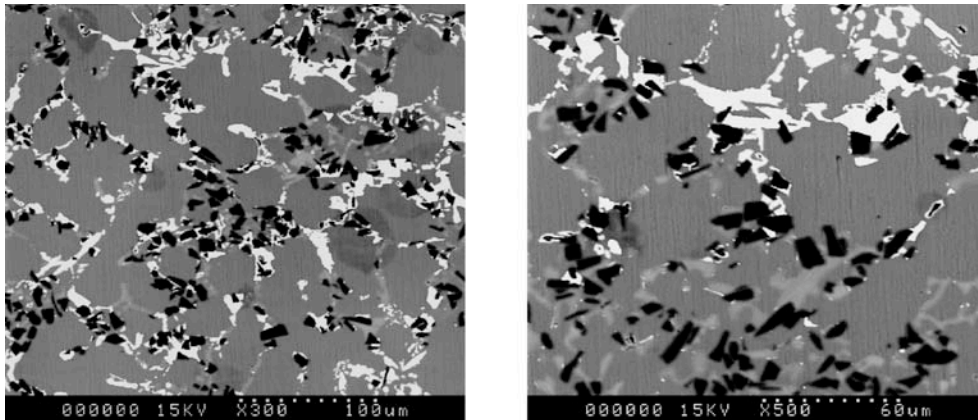


Figure 4-13 : structure du composite

L'objectif de la thèse de C. Fouret a donc été d'une part et d'un point de vue expérimental, d'étudier les mécanismes d'endommagement microscopiques rencontrés dans le composite sous sollicitations monotones et cycliques, d'autre part et d'un point de vue numérique, de proposer un modèle micromécanique de comportement du composite en accord avec ces observations expérimentales.

4.2.3.2 Essai de traction monotone.

Il nous a paru nécessaire d'étudier en premier lieu les mécanismes d'amorçage et de propagation sous chargement monotone, pour compléter les études de Pascal Berlu et Pierre Hottebart.

4.2.3.2.1 Conditions d'essai

Les éprouvettes utilisées sont présentées figure 4-14. Ces éprouvettes, d'épaisseur 2 mm et de section utile 6 mm² sont considérées comme non entaillées, la forme de la partie utile n'induisant pas de concentration de contraintes notable. Ces éprouvettes ont été obtenues par électro-érosion, polies jusqu'à une rugosité de 1 μm puis attaquées au réactif de Keller pour révéler la microstructure en surface.

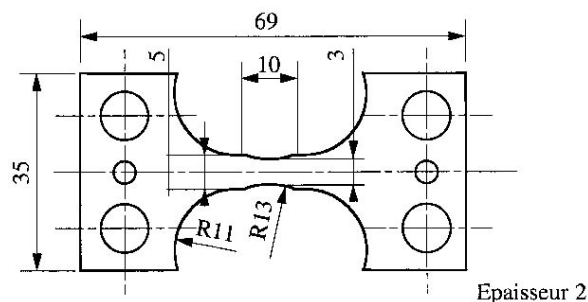


Fig. 4-14 : éprouvettes de traction

Trois essais ont été réalisés sur Composite et trois sur alliage non renforcé. Les essais étaient pilotés en charge, par paliers de 60 N (10 Mpa). Durant l'observation et l'acquisition d'images, le déplacement était maintenu constant (relaxation possible mais non observée). Sur ces six essais, seul un essai sur composite a permis d'observer les mécanismes

d'endommagement en surface, tous les autres ayant rompu brutalement durant le dernier incrément de chargement, sans qu'aucune fissure n'ait été observée lors du palier précédent. La particularité de cet essai, est sans doute due à un défaut d'usinage relativement important (figure 4-15), à proximité duquel les fissures principales vont se développer. Cet essai s'apparente donc plus à un essai sur éprouvette entaillée qu'à un essai sur éprouvette lisse. La dispersion en terme de contrainte à rupture reste en revanche étonnamment faible (moins de 5% de différence entre les trois essais sur composites).

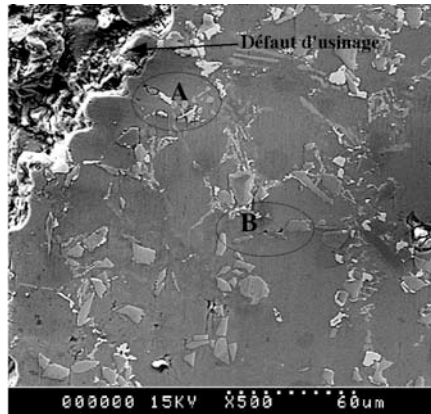


Fig. 4-15 : éprouvette vierge en Al-SiC

4.2.3.2.2 Observations lors de l'essai valide sur composite

La figure 4-16 présente les observations relatives à cet essai. La direction de sollicitation est la direction verticale. La fissure qui conduira à la rupture de l'éprouvette s'est initiée à proximité du défaut d'usinage, mais dans les deux zones non endommagées initialement (du moins en surface), repérées « A » et « B » sur la figure 4-15.

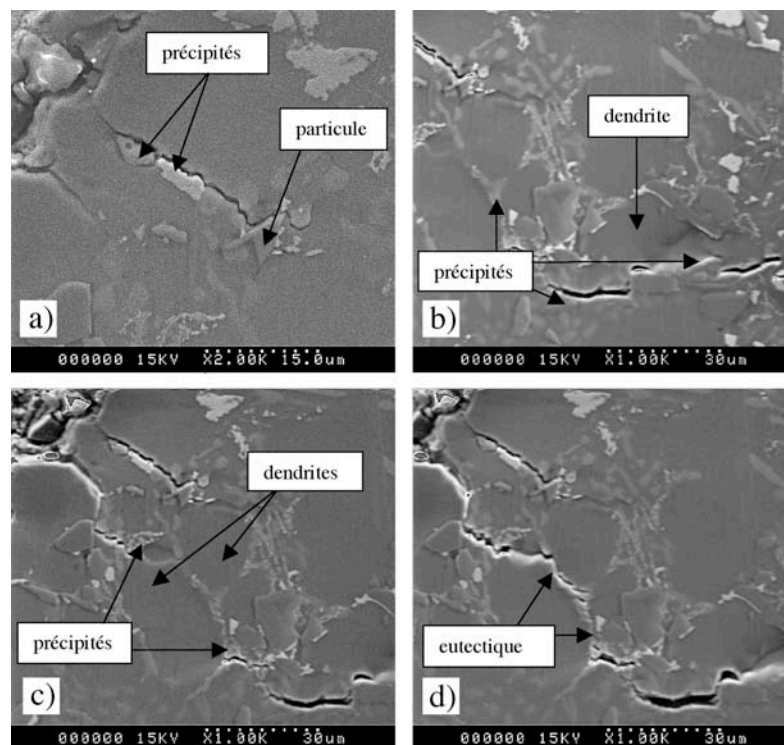


Figure 4-16 : endommagements observés durant le chargement de traction, à 73% (a), 90% (b et c) et 99% de la charge à rupture

Sous 220 MPa (73% de la contrainte à rupture), les premières décohésions dendrites/précipités et dendrites/particules sont observées dans la zone A (figure 4-16a). La zone B est alors intacte.

Sous 270 MPa (90% de la contrainte à rupture), il n'y a pas de propagation de la fissure précédemment observée, mais deux nouvelles fissures sont apparues dans les deux zones A et B. Dans la zone A, le nouvel amorçage a lieu au droit du défaut d'usinage et présente, outre des décohésions dendrites/précipités, une première rupture de précipités (figure 4-16c). Dans la zone B, le scénario est identique, avec en plus une fissure dans une dendrite (figure 4-16b). Les deux fissures sont alors dissociées, du moins en surface.

Sous 300 MPa (99% de la contrainte à rupture), on observe la coalescence de ces deux fissures (figure 4-16d), dans la zone interdendritique, par rupture de précipités et décohésions dendrites/précipités.

La rupture a lieu sous 303 MPa, par propagation brutale de la fissure, perpendiculairement à l'axe de chargement. L'observation du faciès de rupture a permis de montrer plusieurs choses :

- L'endommagement reste très localisé (il n'affecte qu'une bande de moins de 50 μm de largeur autour de cette fissure). Aucun endommagement diffus n'est observé.
- La déformation plastique reste très faible. Aucune macro-cupule n'est observée, mais à fort grossissement, des micro-cupules sont visibles dans les dendrites, confirmant le caractère ductile de celles-ci.
- Quelques particules ont été rompues (particules fissurées visibles sur une des faces, ou morceaux de particules observés en concordance sur les deux faces). Ces ruptures n'ont eu lieu que lors de la rupture finale de l'éprouvette, aucune particule rompue n'ayant été observée à 99% de la contrainte à rupture.

4.2.3.2.3 Essais monotones sur alliage non renforcé

Trois essais ont été réalisés sur l'alliage non renforcé, sans qu'aucune observation autre que les faciès de rupture ne puisse être faite (rupture brutale). La contrainte à rupture mesurée est supérieure à celle du composite de plus de 20% (370 MPa). Ceci semble dû principalement au fait que les renforts sont repoussés dans les espaces inter-dendritiques, créant ainsi des amas de particules qui induisent de fortes concentrations de contraintes. A même contrainte nominale imposée, la contrainte locale subie par les précipités du composite est alors sensiblement supérieure à celle subie par les précipités de l'alliage non renforcé. La présence dans le composite d'un type de précipités (qui « s'emboîte » autour des renforts) non observée sur l'alliage non renforcé ne peut qu'amplifier ce phénomène. Sous sollicitation monotone, ces essais confirment bien le faible intérêt de ces composites de fonderie, limité à une augmentation de la rigidité, au détriment des autres caractéristiques mécaniques (limite élastique, résistance et allongement à rupture). Le scénario de rupture est confirmé par d'autres auteurs [Wang, 1991] [Kumai, 1996] sur d'autres alliages d'aluminium de fonderie.

4.2.3.3 Essais de fatigue plastique oligocyclique

Trois essais de fatigue ont été réalisés, sur des éprouvettes identiques à celles utilisées en traction monotone (figure 4-14).

Comme lors des essais de traction monotone, un seul essai a permis d'observer les mécanismes d'endommagement en surface, les autres s'étant soldés par une rupture brutale.

4.2.3.3.1 Essai sur éprouvette lisse en composite

L'essai exploitable sur éprouvette lisse a été piloté en charge, à la vitesse de 21,4 MPa/s (signal triangulaire), en fatigue purement alternée ($R_\sigma = -1$) pour une amplitude de contrainte de 240 MPa. Les observations ont été réalisées en maintenant l'éprouvette sous chargement

maximum. Cinq fissures ont été observées, et comme dans le cas de l'essai de traction monotone, elles s'initient toutes sur des défauts préexistants. La première, amorcée sur un défaut de fonderie (figure 4-17), conduira à la rupture finale. La répartition des particules à proximité de ce défaut est bien plus homogène que ce qui est couramment observé. Les quatre autres se stabiliseront rapidement et ne participeront pas à la rupture finale. Elles ne seront pas présentées ici. La direction de sollicitation est toujours la direction verticale.

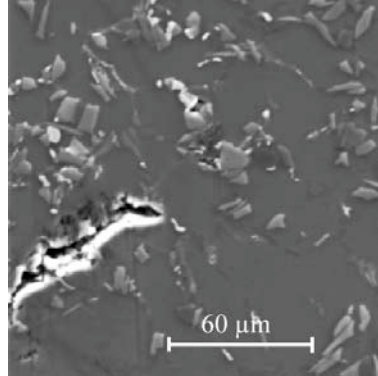


Figure 4-17 : défaut initial sur éprouvette lisse vierge en Al-SiC

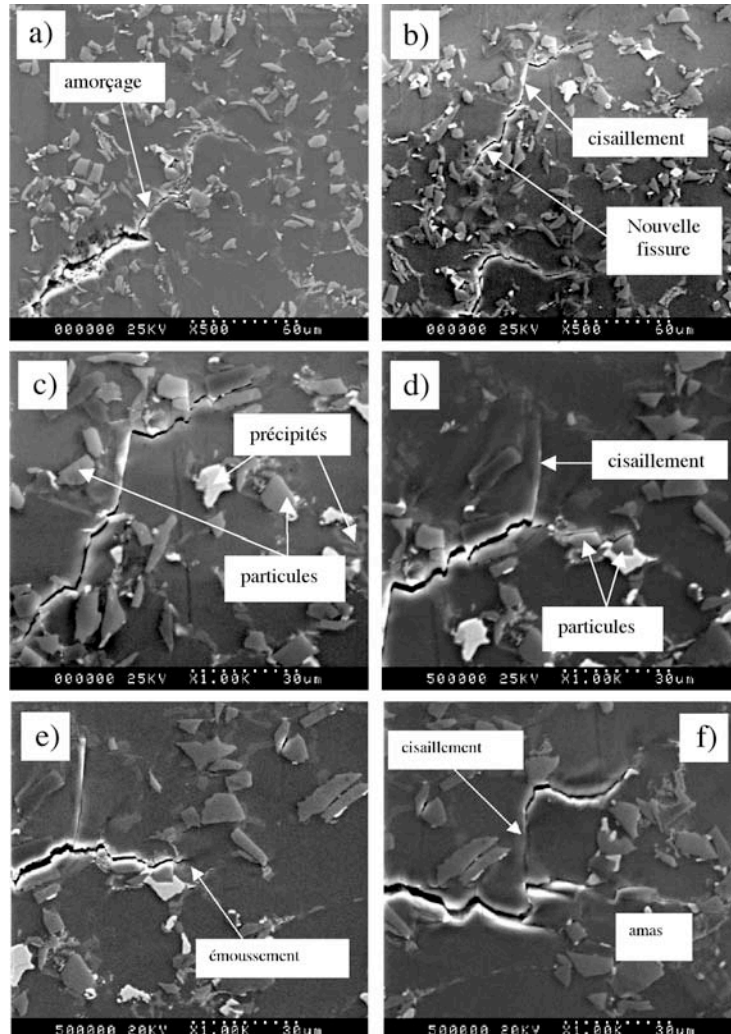


Fig. 4-18 : endommagements observés durant le chargement de fatigue sur éprouvette lisse, au 20^{ème} cycle (a), 130^{ème} (b et c), 500^{ème} (d), 650^{ème} € et 900^{ème} (f) des 936 cycles

L'amorçage de cette fissure a été observé dès le 20^{ème} cycle (figure 4-18a). D'une longueur approximative de 60 μm , cette fissure met en jeu des ruptures de précipités et des décohésions particules/dendrites et particules/précipités. La fissure semble « éviter » les particules en les contournant, et en se propageant de particule en particule mais dans les précipités. Cette fissure primaire n'a pas évolué ensuite jusqu'au 900^{ème} cycle.

Entre le 120^{ème} et le 130^{ème} cycle, une fissure secondaire (figure 4-18b et 4-18c) est apparue à proximité de la première, faisant intervenir les mêmes mécanismes, plus un nouveau : une rupture par cisaillement dans une dendrite.

Entre le 130^{ème} et le 500^{ème} cycle, cette fissure n'a progressé que de 30 μm (figure 4-18d) avant de se dédoubler : une nouvelle rupture de dendrite en cisaillement d'une part, et propagation en mode I d'autre part, avec pour la première fois une rupture de particule.

Du 500^{ème} au 650^{ème} cycle, la dendrite cisailée n'évolue pas, tandis que l'autre extrémité de la fissure continue de progresser en mode I, dans l'eutectique et maintenant dans une dendrite, faisant apparaître un émoussement (figure 4-18e).

Du 650^{ème} au 900^{ème} cycle, la fissure s'est propagée de 150 μm (figure 4-18f) avant de se dédoubler à nouveau : rupture de dendrite en cisaillement d'une part, et propagation en mode I d'autre part. Cette fois, en revanche, la propagation en mode I semble « bloquée » par un amas de particules, et c'est le cisaillement dendritique qui est favorisé, le temps de « contourner » l'obstacle et de continuer à se propager en mode I, principalement dans l'eutectique.

La rupture a eu lieu lors du chargement du 936^{ème} cycle. Le faciès de rupture ne montre que peu de différences entre la zone de propagation et la zone de rupture finale, et est très similaire à celui issu d'un essai de traction monotone, excepté dans la zone de propagation où l'on peut observer quelques stries dans les dendrites rompues (figure 4-19). Ailleurs, on retrouve des microcupules dans les dendrites et des particules rompues ou décohérées.

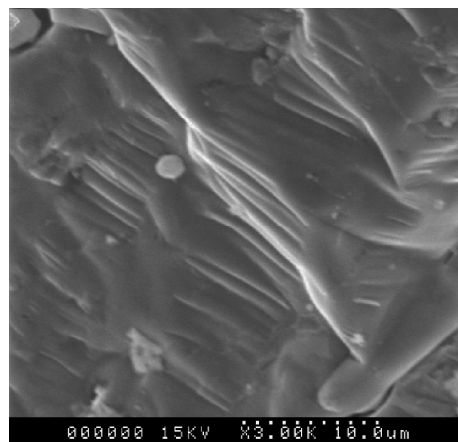


Figure 4-19 : stries de fatigue observées après rupture

Au terme des essais monotones et des premiers essais de fatigue alternée, nous pouvons proposer un scénario d'amorçage et de propagation des fissures. Celles-ci s'amorcent sur des défauts. Pour la phase de propagation, la distinction matrice/renforts n'est pas la mieux adaptée. Une distinction zone dendritique/zone interdendritique reflète mieux les différences de comportement observées : la zone interdendritique est formée de précipités et de renforts qui ont un comportement fragile (les renforts étant plus résistants que les précipités). Les dendrites ont au contraire un comportement ductile. La fissure se propage alors globalement en mode I, dans la zone interdendritique ou à l'interface des deux zones. Lorsqu'elle rencontre un obstacle (amas de renforts ou particule), deux modes de propagation semblent possibles : un contournement de l'obstacle par cisaillement dendritique ou une rupture de l'obstacle en mode I. Ce second mécanisme n'apparaît qu'en toute fin d'essai. Comme l'essai

est piloté à amplitude de charge constante, la contrainte appliquée augmente avec l'avancée de la fissure. Il est donc probable que la rupture en mode I de renforts ou de dendrites ne soit possible que sous un niveau de contrainte suffisant, qui n'est pas atteint en début d'essai.

4.2.3.3.2 Essai de fatigue sur éprouvette entaillée en composite

Pour vérifier cette hypothèse, des essais complémentaires ont été entrepris, en essayant de maintenir un niveau de contrainte nominale dans l'éprouvette aussi constant que possible, en dessous du niveau permettant d'obtenir des ruptures de renfort ou dendrite en mode I. L'endommagement n'étant pas diffus, nous avons choisi de réaliser ces essais sur des éprouvettes entaillées (figure 4-20), de façon à imposer le site d'amorçage.

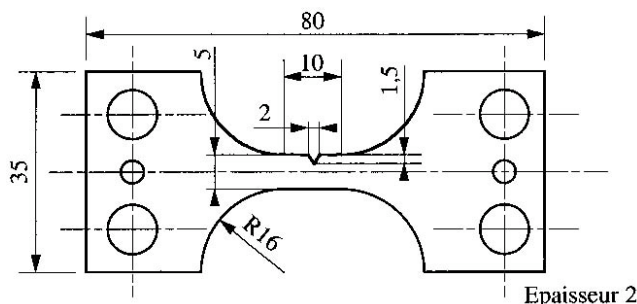


Fig. 4-20 : éprouvettes entaillées

Encore une fois seul un des cinq essais entrepris ne s'est pas soldé par une rupture fragile de l'éprouvette. Durant celui-ci, nous avons estimé la section utile de l'éprouvette durant le cyclage, en fonction de la largeur de la fissure observée, et adapté la charge afin de maintenir une amplitude de contrainte nominale la plus constante possible. Le coefficient de concentration de contrainte étant de 3,6 pour notre géométrie d'entaille, nous avons choisi d'imposer une contrainte moyenne de 70 MPa sur la section utile, ce qui permet d'atteindre environ 250 MPa en fond d'entaille. Les autres paramètres d'essai sont inchangés. A chaque observation, la longueur de fissure est estimée, et en faisant l'hypothèse qu'elle affecte toute l'épaisseur de l'éprouvette, la section utile est déterminée et la nouvelle amplitude de charge est calculée. La figure 4-21 présente l'évolution de la longueur de fissure, de l'amplitude de charge et de l'amplitude de contrainte moyenne en fonction du nombre de cycles.

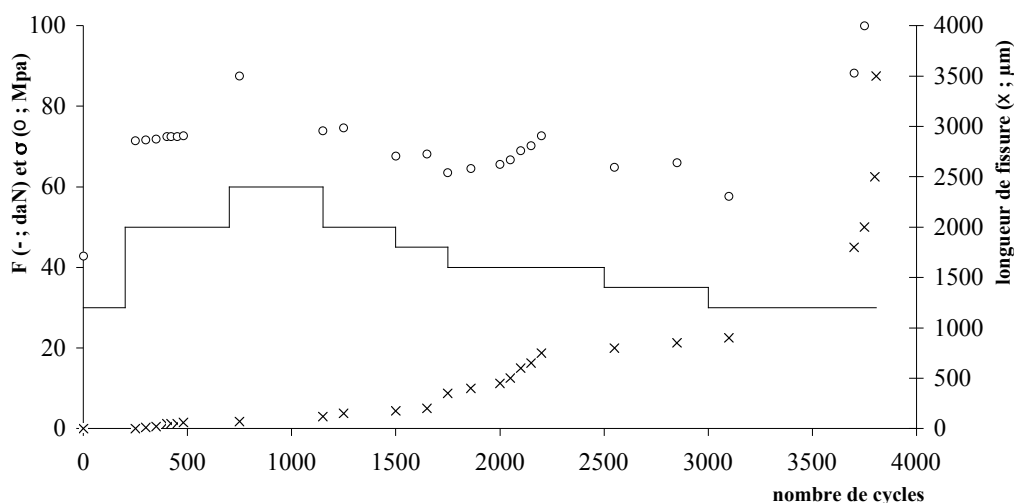


Fig. 4-21 : évolution de la sollicitation lors de l'essai à amplitude de contrainte constante

La figure 4-22 présente le fond de l'entaille de l'éprouvette vierge. Les renforts SiC apparaissent en gris foncé, les précipités Al-Ni-Cu-Fe en gris clair ou en blanc. Seuls les précipités Si apparaissent dans un niveau de gris proche de celui des dendrites.

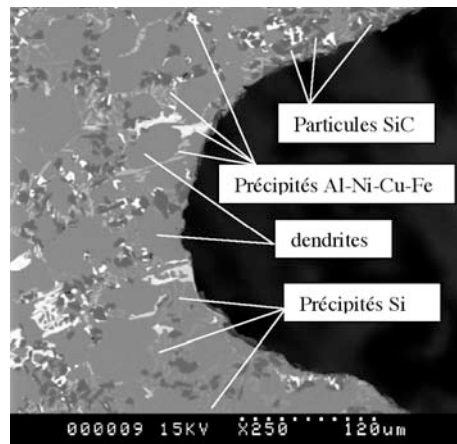


Fig. 4-22 : fond d'entaille de l'éprouvette entaillée vierge en composite

La figure 4-23 présente les observations à différentes étapes du chargement de fatigue. La direction de sollicitation est toujours verticale.

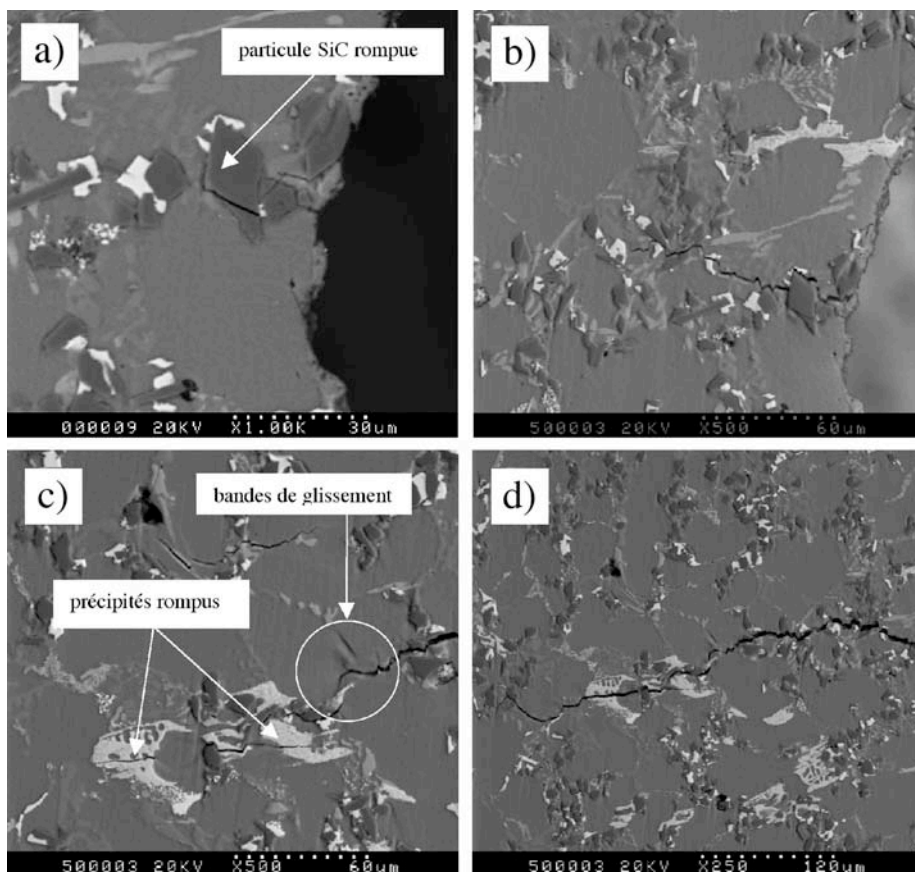


Fig. 4-23 : endommagements observés durant le chargement de fatigue sur éprouvette entaillée au 300^{ème} cycle (a), 350^{ème} (b), 1600^{ème} (c) et 2000^{ème} (d) des 3807 cycles

Le premier endommagement est apparu entre le 250^{ème} et le 300^{ème} cycle, par rupture d'une particule (figure 4-23a). C'est la seule rupture de ce type qui sera observée, ce qui nous amène à penser qu'elle est due à un défaut initial.

La fissure s'est propagée à partir du 350^{ème} cycle (figure 4-23b), comme nous l'attendions, à savoir dans la zone interdendritique, par rupture de précipités et décohésions précipités/dendrites ou précipités/particules. Lorsque la fissure rencontre une particule de taille importante, il y a contournement de celle-ci, et lorsque la rupture d'une dendrite est nécessaire à la propagation, celle-ci se fait par cisaillement (figure 4-23c). Aucune rupture de dendrite n'a été observée en mode I. La vitesse de propagation vaut environ 0,15 μ m/cycle jusqu'au 1800^{ème} cycle, 1,3 μ m/cycle du 1800^{ème} au 2200^{ème} pour revenir à 0,15 μ m/cycle du 2200^{ème} au 3600^{ème}. Jusqu'au 3600^{ème} cycle, la contrainte moyenne a été maintenue entre 60 et 80 Mpa.

Au delà du 3600^{ème} cycle, l'accélération de la propagation de la fissure n'a pas permis de garder la contrainte sous les 80 MPa. La propagation est cependant restée stable jusqu'à la rupture de l'éprouvette (figure 4-24) : la longueur de fissure mesurée au cycle 3800 est de 2,5 mm (figure 4-24b) pour une largeur de l'éprouvette de 3,5 mm. La rupture a eu lieu durant le chargement au cycle 3807.

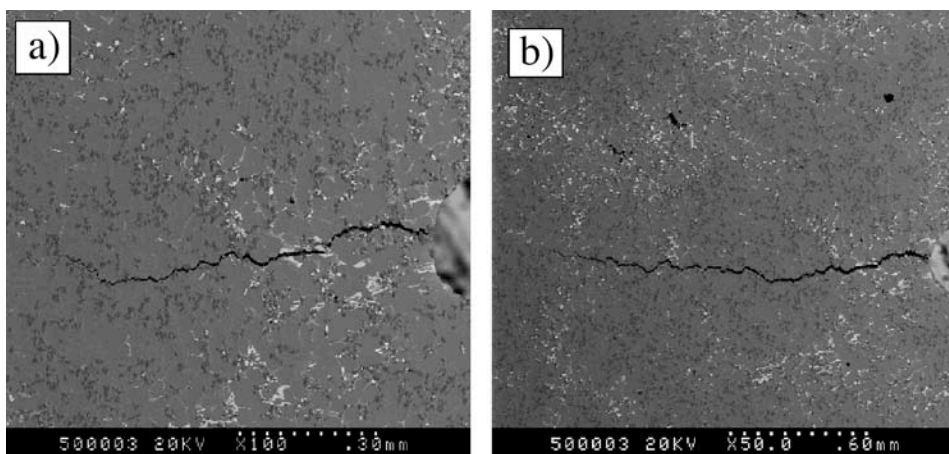


Fig. 4-24 : fissuration de l'éprouvette entaillée au 3100^{ème} (a) et 3800^{ème} (b) des 3807 cycles

Cet essai confirme bien l'hypothèse faite sur la propagation : elle a lieu macroscopiquement en mode I, et en dessous d'un seuil de contrainte, à l'exception de rares cisaillements de dendrites, exclusivement dans la zone interdendritique. Passé ce seuil, la fissure peut se propager à travers les dendrites et les particules.

4.2.3.4 Modélisation du comportement du composite Al-SiC_p

Les observations précédentes confirment bien les difficultés rencontrées pour modéliser le comportement du composite à partir de celui de ses constituants.

4.2.3.4.1 Modélisation du comportement monotone

Nous avons cherché, en traction monotone, à modéliser le comportement du composite sain par homogénéisation, en tenant compte de la forme des renforts, de leur répartition, des contraintes résiduelles ; puis nous avons tenté de modéliser le comportement du composite endommagé, en modélisant des ruptures de renforts, des décohésions à l'interface renfort/matrice et un endommagement ductile de la matrice sans succès. C'est en effet le comportement de la zone interdendritique qui est le plus influant, et sa structure est très différente entre l'alliage non renforcé et la matrice du composite (nature, taille, forme et répartition des précipités).

Nous avons donc finalement choisi d'identifier, toujours en traction monotone, le comportement de la matrice par résolution inverse. Le comportement du composite est connu

(courbes expérimentales enregistrées). Celui des renforts est supposé élastique fragile. Nous cherchons alors à identifier les paramètres de la loi de comportement choisie pour la matrice (élasto-plastique à écrouissage isotrope, loi de Ludwig). La corrélation est réalisée numériquement, à l'aide d'un couplage entre ABAQUS et SIDOLO [Sidolo, 1995]. La figure 4-25 présente ces résultats, d'une part sur le composite, pour lequel la corrélation est très bonne, ce qui valide le choix du modèle de comportement, et d'autre part sur l'alliage non renforcé, pour lequel les différences attestent bien de la différence de comportement entre la matrice et l'alliage non renforcé.

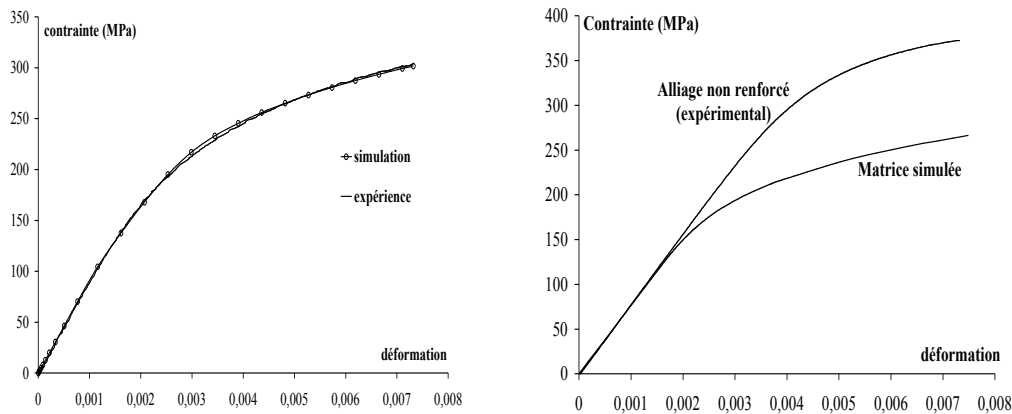


Fig. 4-25 : comparaison modèle/expérience pour le comportement monotone du composite (à gauche) et de l'alliage non renforcé (à droite)

4.2.3.4.2 Modélisation du comportement cyclique

En fatigue plastique oligocyclique, le mécanisme principal de renforcement couramment admis est le durcissement par écrouissage cyclique de la matrice. La même approche a été utilisée pour modéliser ce comportement : le comportement de la matrice est identifié par résolution inverse sur des essais cycliques uniaxiaux de traction-compression macroscopiques [Hottebart, 1994]. Le modèle retenu pour la matrice est un comportement élasto-plastique à écrouissages cinématique et isotrope non linéaire. L'identification des paramètres de cette loi est réalisée sur les deux premiers cycles, au niveau de chargement maximum disponible (amplitude de contrainte de 260 MPa). La bonne corrélation (figure 4-26) valide le choix du modèle de comportement de la matrice.

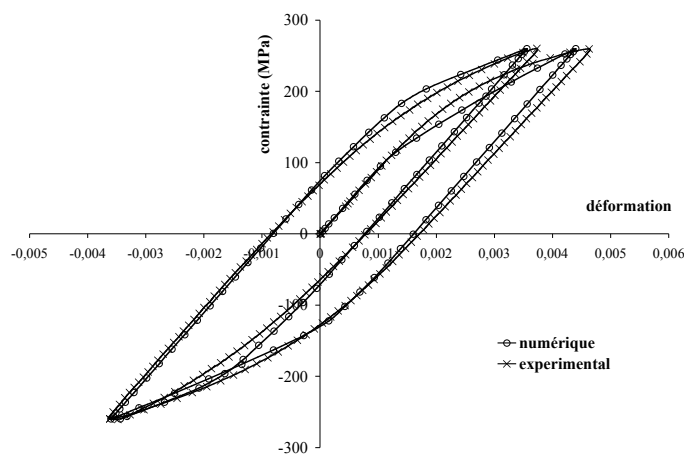


Fig. 4-26: comparaison modèle/expérience pour le comportement cyclique du composite, sur les deux premiers cycles de chargement

Le cyclage est poursuivi numériquement jusqu'à obtention du cycle stabilisé. La corrélation en terme de boucle d'hystérésis est très bonne, mais la stabilisation numérique est obtenue précocement (au 7^{ème} cycle, alors que la stabilisation expérimentale a lieu au 50^{ème} cycle). Le comportement a ensuite été simulé pour des amplitudes de contrainte de 150, 180 et 230 MPa, niveaux pour lesquels nous disposons de données expérimentales. Il a ainsi été possible d'établir la courbe d'érouissage cyclique du composite (amplitude de déformation totale en fonction de l'amplitude de contrainte imposée au cycle stabilisé), numériquement et expérimentalement (figure 4-27). La corrélation est très satisfaisante.

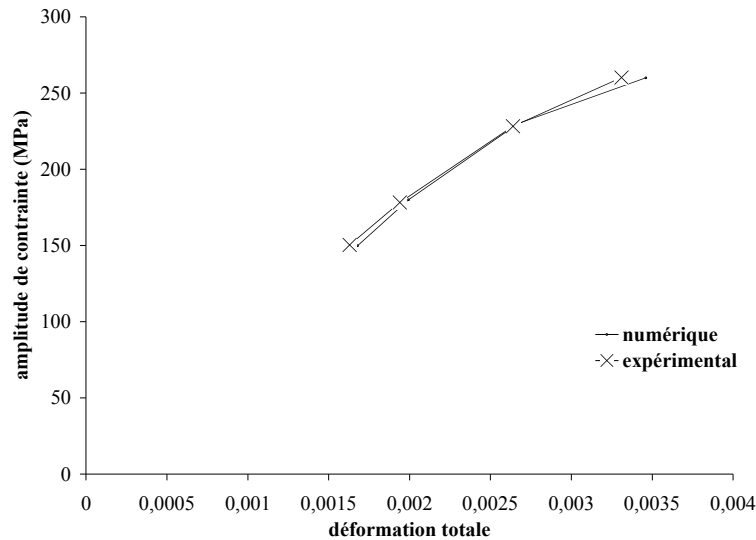


Fig. 4-27: courbes d'érouissage cyclique du composite, numérique et expérimentale

Afin de vérifier ce qui avait été déduit des essais monotones, nous avons simulé numériquement les deux premiers cycles de chargement de l'alliage non renforcé, pour une amplitude de contrainte de 260 MPa, et nous les avons comparés aux résultats expérimentaux (figure 4-28). La mauvaise corrélation confirme à nouveau l'impossibilité de modéliser le comportement du composite en utilisant un modèle de comportement de la matrice identifié à l'aide d'un essai sur l'alliage non renforcé.

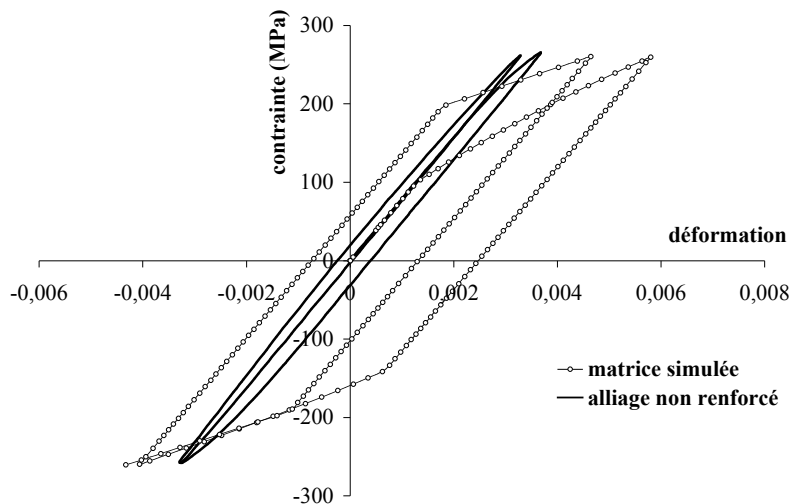


Fig. 4-28 : comparaison modèle/expérience pour le comportement cyclique de l'alliage non renforcé sur les 2 premiers cycles de chargement

4.2.3.5 Bilan de l'étude sur l'Al-SiC_p

Cette thèse a permis de confirmer l'impossibilité de construire un modèle de comportement pour un composite Al-SiC à partir du modèle de comportement de ses constituants. La matrice est à elle seule un composite (dendrites et précipités), et les états de précipitation sont différents (forme et nature) entre les états non renforcé et renforcé. Les essais réalisés ont permis de proposer des scénarios de rupture pour des niveaux de contrainte faibles et des niveaux de contraintes importants, et d'expliquer la mauvaise tenue de ces composites aux sollicitations de fatigue. Le bien-fondé d'une démarche d'identification du comportement de la matrice par résolution inverse a enfin été démontré.

4.2.4 Essais de traction sur éprouvettes composite collées

L'étude sur les GLARE présentée au 4.2.2 n'ayant pas posé de gros problèmes d'observation, même après fissuration du composite à matrice organique, une seconde campagne d'essais a eu lieu sur des matériaux composites à matrice organique (fibres de verre E – résine époxyde), dans le cadre d'une collaboration avec Kouider Sellami, de l'Université d'Alger, en 2001. Ce travail visait à compléter l'étude du comportement de joints à simple recouvrement sollicités en mode II (sujet de la thèse algérienne de K. Sellami). Ce comportement a en effet été étudié numériquement [Hadj-Ahmed, 1999] et expérimentalement [Sellami, 2002], mais aucune observation n'avait pu être faite à un niveau microscopique durant un essai.

4.2.4.1 Mise en œuvre de l'essai

L'objectif de l'étude était d'observer les mécanismes d'amorçage et de propagation de fissure dans le joint de colle sous chargement monotone, pour différentes longueurs de collage. Les éprouvettes ont été réalisées de la même façon que celles destinées aux essais macroscopiques réalisés au préalable (figure 4-29), par la technique du moulage au contact.

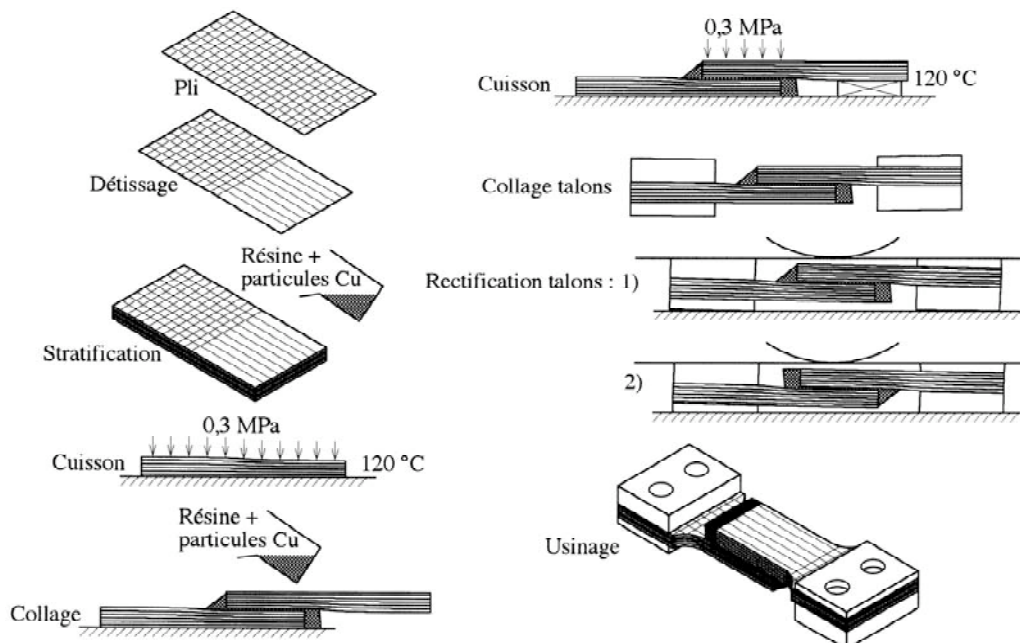


Fig. 4-29 : procédure de réalisation des éprouvettes de composites collés

Elles sont constituées de 6 couches de tissus fibres de verre (E), la résine est un époxyde bi-composant. Chaque couche, bidirectionnelle au départ, est rendue unidirectionnelle dans la

partie centrale par retrait des mèches à 90°. Les éprouvettes sont réalisées selon la norme NFT 57-151 type III, (Krawczak P.). L'assemblage des deux demi-éprouvettes est réalisé avec la même résine que celle utilisée pour le composite. Les polymérisations s'effectuent à chaud, à une température de 90°, sous la pression de serrage maintenue la plus constante possible (voisine de 0,3 MPa). Le mode d'élaboration fait apparaître des bourrelets de colle à chaque extrémité des demi-éprouvettes. Le matériau n'étant pas conducteur, il est nécessaire de métalliser l'éprouvette pour permettre une bonne observation sous MEB, mais cette métallisation s'avère insuffisante dès l'apparition des fissures. Des particules de cuivre sont donc mélangées à la résine de stratification et de collage (1% en masse, de diamètre maximum 18µm). La charge en particules de cuivre de la résine s'est révélée suffisante pour permettre l'observation de l'éprouvette au MEB dans des conditions acceptables après fissuration, et est suffisamment faible pour ne pas modifier le comportement de la résine. Les dimensions des éprouvettes (figure 4-30) correspondent aux maxima permis par la micro machine d'essai. Les éprouvettes ont une largeur dans leur partie utile de 9mm, et 8 essais ont été réalisés, pour des longueurs de collage variant de 10 à 24 mm.

Fig. 4-30 : géométrie des éprouvettes de composite collées

4.2.4.2 Observations

Durant le chargement, des paliers sont réalisés le temps d'observer les profils de l'éprouvette. Les courbes charge/déplacement restent continues (figure 4-31), ces paliers ne semblent pas avoir d'incidence sur le comportement de l'éprouvette.

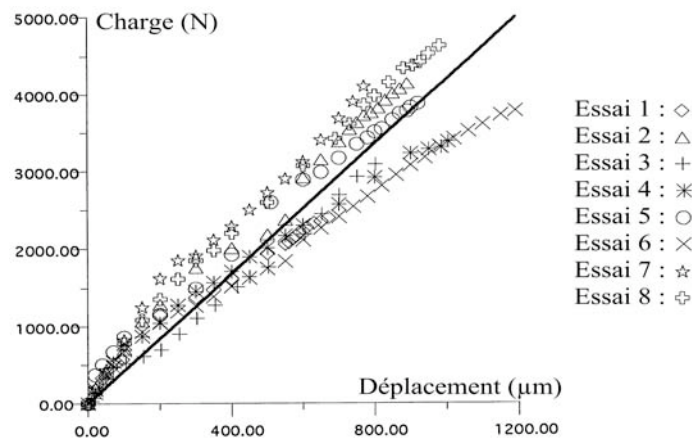


Figure 4-31 : courbes charge – déplacement des essais in-situ

En termes de grandeurs macroscopiques, les principaux résultats issus de la campagne d'essais classique précédente sont confirmés : la résistance à rupture n'est pas proportionnelle à la longueur du collage (les plus grandes contraintes moyennes de cisaillement sont obtenues pour les plus faibles longueurs de collage) et pour les grandes longueurs de collage (plus de 2 fois la largeur de l'éprouvette), les contraintes moyennes de cisaillement à rupture semblent se stabiliser autour de 21 MPa. Le seuil d'endommagement est en revanche très délicat à déceler sur les courbes charge/déplacement, pour les essais macroscopiques comme pour les essais

sous MEB (aucun rupture de pente ni décrochement visibles). Les observations faites ici apportent donc une information importante : l'apparition de la première fissure a toujours eu lieu pour une charge voisine de 80% de la charge à rupture.

Les observations réalisées lors des essais in situ ont permis d'élaborer un scénario de rupture, qui est confirmé par les observations des faciès de rupture. La figure 4-32 présente les différentes étapes de cette rupture, étayées par des photos (figures 4-33 à 4-35). Ces photos sont des vues de profil de l'éprouvette, la direction de chargement étant verticale, et correspondent à différents stades de la propagation lors d'un même essai. Deux photos complémentaires de l'ultime étape avant la rupture pour deux autres essais sont finalement présentées figure 4-36.

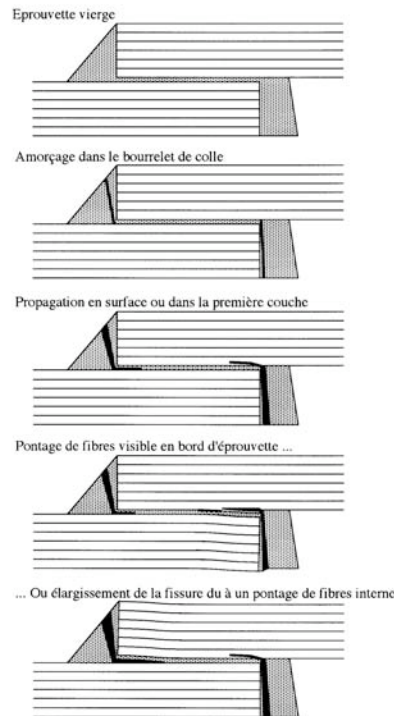


Fig. 4-32 : différentes phases de la rupture d'un assemblage collé de composites

La fissure apparaît systématiquement au niveau des bourrelets de colle, soit dans le bourrelet (rupture cohésive), soit à l'interface entre le bourrelet et la demi-éprouvette (rupture adhésive). La figure 4-33 présente cette étape pour l'un des essais réalisés. La charge est alors de 3180 N, soit un peu moins de 70% de la charge à rupture qui sera de 4630 N pour cet essai. La rupture est ici cohésive.

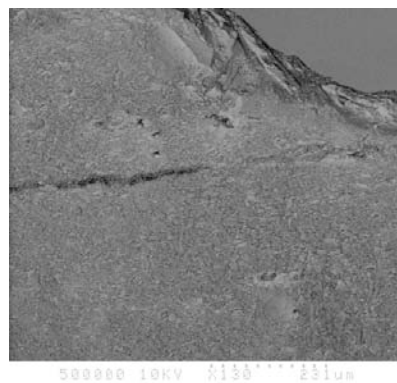


Fig. 4-33 : apparition de la fissure dans le bourrelet de colle à 70% de la charge à rupture

Une fois le bourrelet fissuré, aucune évolution n'est observée avant d'atteindre la charge de 3950 N, soit 85% de la charge à rupture. Le bourrelet n'étant pas un élément fonctionnel du collage, c'est cette valeur de la charge qui est retenue pour quantifier le seuil de fissuration. La fissure change alors de direction : après s'être amorcée et propagée transversalement, elle se propage longitudinalement, soit dans le joint de colle (rupture cohésive), soit à l'interface entre ce joint et le composite (rupture adhésive). La figure 4-34 présente un cas de rupture cohésive, pour trois niveaux de chargement, les lignes ajoutées sur les photos matérialisent les bords des demi-éprouvettes de composite.

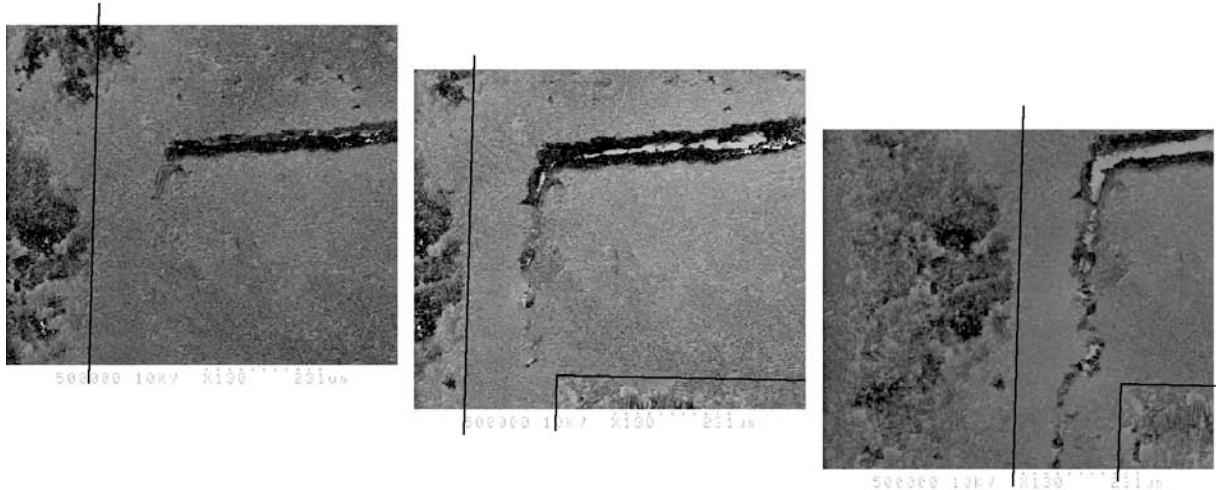


Fig. 4-34 : trois étapes de la propagation de la fissure dans le joint de colle à 85% de la charge à rupture

Il est arrivé que la propagation de la fissure soit progressive, mais le plus souvent, celle-ci est saccadée : il est courant qu'aucune évolution ne soit observée durant plusieurs incréments de chargement, et qu'au cours de l'incrément suivant, la propagation soit importante. Deux grandeurs caractéristiques de la fissure sont suivies durant son évolution : sa longueur et son ouverture. La sollicitation principale du joint de colle lors de cet essai correspond à du mode II, et la faible composante de mode I, due à la flexion de l'éprouvette engendrée par la configuration du joint (simple recouvrement), ne peut à elle seule expliquer l'évolution de l'ouverture de la fissure observée fréquemment lors de la fin de l'essai.

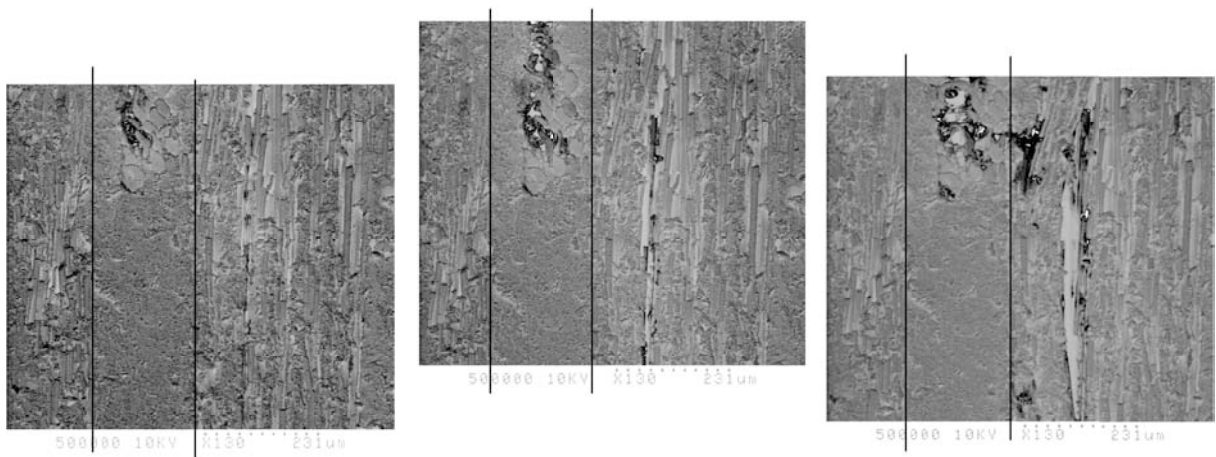


Fig. 4-35 : trois étapes de la propagation de la fissure dans le composite à 95% de la charge à rupture

La plus grande ouverture n'est en effet pas toujours observée à l'extrémité du joint de colle, ce qui tend à prouver qu'un autre phénomène est à l'origine de cette composante de mode I. L'observation des faciès de rupture montre que sur la quasi totalité des essais, la fissuration ne s'est pas propagée exclusivement dans le joint de colle ou à l'interface entre le joint de colle et le composite, des fragments de composites arrachés à une des demi-éprouvettes apparaissant sur l'autre. Sur l'essai présenté, ce type de propagation de la fissure dans le composite a été observé sur les flancs de l'éprouvette (figure 4-35).

Cette rupture dans le composite entraîne ce que nous appellerons un « pontage de fibres » : une partie plus ou moins grande de la première couche du composite est arrachée à une demi éprouvette et comme il n'y a pas rupture immédiate des fibres, les deux parties de l'éprouvette sont reliées entre elles par ce pont de fibres. Même si seul l'essai présenté précédemment a mis en évidence une rupture dans le composite sur le flanc de l'éprouvette, le phénomène de pontage a été observé sur d'autres essais (figure 4-36). Lorsque la longueur du pont de fibres est trop faible pour qu'il puisse flamber, il va générer une composante de mode I dans la sollicitation, qui explique l'augmentation rapide de la largeur de la fissure en fin d'essai. Nous l'avons alors qualifié d'actif (photo de gauche de la figure 4-36). Dans le cas contraire (photo de droite de la figure 4-36), nous l'avons qualifié d'inactif.

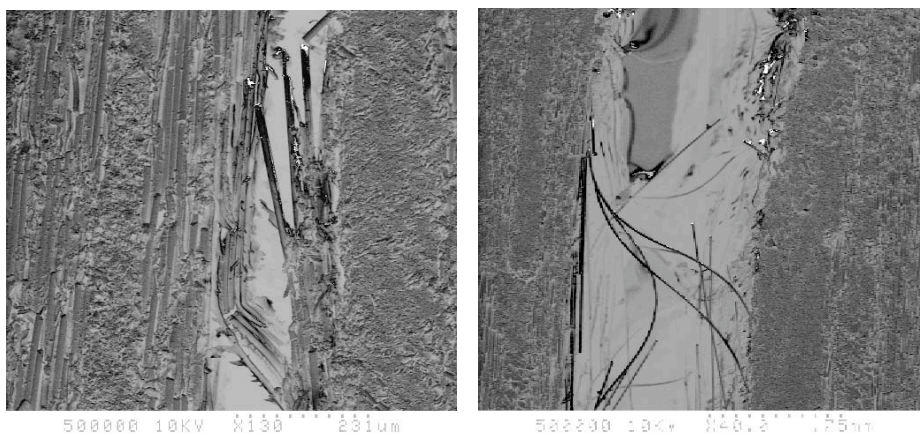


Fig. 4-36 : pontages de fibres actif (à gauche) et inactif (à droite)

4.2.4.3 Bilan des essais

Cette campagne d'essais a permis de proposer et valider un scénario de propagation de fissure dans un joint collé, en accord avec les études menées précédemment, aussi bien sur les joints collés que sur le cisaillement de composites stratifiés : la fissure se propage principalement à l'interface entre le joint de colle et le composite, en faisant de petites incursions dans le composite. Cela prouve que la résistance en cisaillement du joint de colle est voisine de celle du composite, du moins lorsque les conditions de stratification et de collage sont identiques. Ce résultat est conforme à ce qui avait été observé lors d'essais de cisaillement sur composites unidirectionnels (essai cube), sur lesquels l'inter-ply n'apportait pas de faiblesse particulière dans le cas d'un unidirectionnel réalisé en autoclave. Le protocole utilisé pour la réalisation des éprouvettes, en particulier l'adjonction de poudre de cuivre, est concluant. Les niveaux de charge mesurés durant les essais sont cohérents avec les essais réalisés préalablement hors microscope (ce qui prouve la quasi absence d'influence de cette charge sur le comportement mécanique du matériau testé). La qualité des observations post-fissuration sans nouvelle métallisation de surface prouve sa capacité à conduire les charges électrostatiques. Si ces essais n'ont pas apporté de nouvelles informations sur le comportement quantitatif du joint, ils

ont permis de montrer qu'avant 80% de la charge à rupture, aucun endommagement n'était observé.

4.2.5 Autres études menées grâce à la micromachine de fatigue

D'autres études ont pu être menées grâce à la micromachine de fatigue développée sur des aciers inoxydables duplex, sans que je ne participe directement à l'encadrement.

Des essais de fatigue plastique oligocyclique alternée ($R_{\sigma} = -0,5$) sur un acier duplex (Z3 CND 22-05-03 composé de 50% de ferrite et 50% d'austénite) ont été réalisés par Iris Alvarez-Armas, de l'Institut de Physique de Rosario (Argentine) [Fourret, 2000]. Plusieurs matériaux ont été testés, avec des teneurs en azote différentes. Les résultats des essais réalisés sous MEB sont, en terme de courbes contrainte – déformation, en tout point similaires à ceux obtenus lors d'essais macroscopiques réalisés par ailleurs dans les mêmes conditions. Ils ont permis d'observer les mécanismes d'endommagement en surface en cours de chargement. Deux phénomènes apparaissent quasi simultanément durant le chargement dès les premiers cycles : des bandes de glissement, observées d'abord dans l'austénite puis dans la ferrite, et une modification de l'orientation des grains. Aucune microfissure n'a par contre été observée.

Dans le cadre de sa thèse sur l'étude du comportement et de l'endommagement en fatigue d'un acier inoxydable austéno-férritique vieilli, Jean-Christophe Leroux [LEROUX, 1999] a aussi utilisé cette micromachine pour observer l'endommagement en surface sous sollicitation de fatigue plastique oligocyclique. Cette partie expérimentale est venue compléter une campagne d'essais macroscopiques et une campagne d'essai réalisée sur éprouvettes « mono-grain », l'ensemble de ces essais étant complémentaires et cohérents.

4.3 Micromachine de fatigue d'endurance

Même si les résultats obtenus à l'aide de la micromachine de fatigue oligocyclique sont probants, la grosse limitation observée est l'impossibilité de réaliser l'ensemble du cyclage sous MEB en un temps raisonnable. La manipulation de l'éprouvette est en effet contraignante, délicate, et doit induire des dispersions dans les résultats. Le besoin de se doter d'une troisième micromachine, plus rapide, afin de pouvoir s'affranchir de ces manipulations est donc apparu. Deux voies pouvaient être suivies : rester dans le domaine de la fatigue oligocyclique (quelques milliers de cycles, avec une déformation maximale de quelques %) ou aller jusqu'au domaine de l'endurance (quelques millions de cycles, avec une déformation maximale de quelques ‰). Dans le premier cas, la vitesse de déplacement relatif des mors de la micromachine de fatigue oligocyclique réalisée devait être multipliée par 100 (essais de quelques heures à la fréquence de 0,5 Hz), et dans le second cas par 1000 (fréquence de 30 Hz). Une collaboration avec l'IRSID nous a conduit à étudier la seconde solution, dans le cadre d'un stage de DEA (Thibaud Brière). L'ambition du cahier des charges nous a conduit à modifier l'objectif de ce stage, qui est passé de la conception d'une micromachine de fatigue endurance à la conception de l'actionneur de cette machine.

4.3.1 Le besoin et les composants « standards »

Cette machine devra être capable de réaliser aussi bien des essais de fatigue oligocyclique que des essais de fatigue-endurance. Dans le premier cas, la déformation maximale visée est de

3%, la fréquence de sollicitation de 0,1 à 1 Hz et la limite d'élasticité des matériaux testés de 300 à 1500 MPa. Dans le second cas, la contrainte maximale visée est de 800 MPa, pour une fréquence de sollicitation de 20 à 30 Hz.

Les dimensions retenues pour les éprouvettes étant une longueur utile de 20 mm pour une section de 10 mm², la capacité de charge de la machine devra atteindre 15 kN, le déplacement maximum relatif des mors $\pm 0,8$ mm (lors d'essais de fatigue oligocyclique), et la vitesse maximale de déplacement relatif des mors 30 mm/s (lors d'essais de fatigue-endurance).

Différentes technologies d'actionneurs « standard » ont été envisagées et vite abandonnées :

- Les vérins pneumatiques sont limités par la faible pression disponible (10 bars), qui entraîne des diamètres incompatibles avec l'encombrement disponible ($\varnothing 150$ mm minimum).
- Les vérins hydrauliques permettent d'obtenir des efforts élevés avec des actionneurs de faibles dimensions, mais posent deux problèmes : leur encombrement axial (dû à une course surdimensionnée) et leur non étanchéité parfaite. Une gamme de vérins hydrauliques a cependant retenu notre attention, les vérin souples (figure 4-37), insérés ou non dans une enveloppe rigide. Donnés pour fonctionner jusqu'à 40 bars, la charge recherchée peut être obtenue avec un vérin dont l'encombrement est compatible avec celui de la chambre d'un MEB de nouvelle génération. L'étanchéité est parfaite car purement statique. Ils ne sont en revanche pas conçus pour travailler en fatigue, et leur durée de vie ne permettrait pas de réaliser un essai complet.

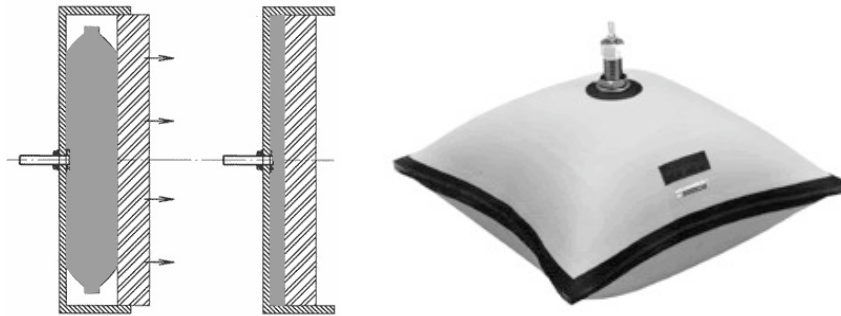


Figure 4-37 : vérin hydraulique souple

- Les systèmes par résonance ne sont pas adaptés à notre problème : la rigidité de l'éprouvette associée aux fréquences recherchées entraînent une masse du dispositif de 6 tonnes.
- Les actionneurs électriques ne répondent pas non plus au cahier des charges : les actionneurs à bobines mobiles ne génèrent que de faibles charges, les électro-aimants sont trop lourds et encombrants (un électro-aimant de $\varnothing 100$ mm ne peut générer que 5 kN) et les vérins électriques trop encombrants et trop lents. Quant aux actionneurs piezoélectriques, nous les avons étudiés en détail. Ils permettraient de générer la sollicitation de fatigue endurance, mais pas celle de fatigue oligocyclique (course trop faible). Leur coût (notamment celui de l'alimentation permettant de les faire travailler à pleine charge à 30 Hz) est prohibitif.

Ne trouvant pas l'actionneur idéal, nous avons décidé de concevoir notre propre actionneur, en nous inspirant au départ de la technologie des vérins souples.

4.3.2 L'actionneur

L'idée de base a été de concevoir un vérin de faible course utile, sans étanchéité dynamique, et compact. La première tentative a consisté à relier le piston et le corps par deux clinquants métalliques (figure 4-38). Ceux-ci devaient pouvoir autoriser un déplacement du piston de $\pm 0,8$ mm et supporter la pression maximale imposée dans les chambres. De nombreux calculs ont été faits, pour plusieurs configurations (épaisseur des clinquants, matériaux ...) sans qu'un compromis satisfaisant ne puisse être trouvé. Les configurations pour lesquelles les

contraintes dans les clinquants sous pression maximale sont compatibles avec la limite d'endurance du matériau sont beaucoup trop raides, et s'opposent de façon trop importante au déplacement du piston. A l'opposé, en limitant l'effort nécessaire au déplacement du piston à l'effort utile (15 kN), la tenue en fatigue des clinquants ne peut pas être garantie.

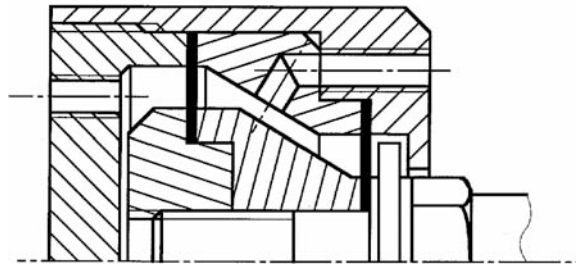


Figure 4-38 : vérin à clinquant

La seconde tentative a consisté à placer deux coussinets déformables entre le piston et la chambre (figure 4-39). L'étanchéité entre les chambres est cette fois dynamique, mais interne au vérin, toutes les étanchéités externes restant statiques. Le piston et les carters ont été calculés par élément finis, et dessinés de façon à garantir la tenue en fatigue. Le débit de fuite entre le piston et le corps du vérin a été chiffré et reste négligeable (40 ml/mn pour une différence de pression entre les chambres de 100 bars).

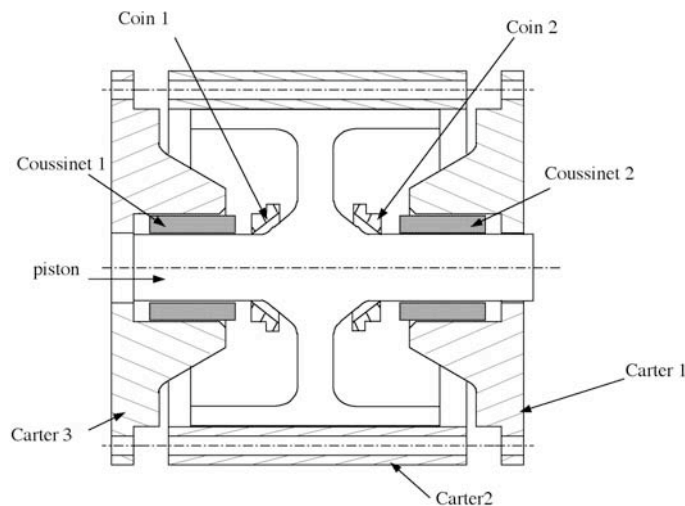


Figure 4-39 : vérin à coussinets

La majorité du travail de conception a porté sur le choix et le dimensionnement des coussinets. Ceux-ci seront précontraints de façon à ce que la pression de contact axiale coussinet-carter et coussinet-coin reste toujours supérieure à la pression de la chambre qu'ils doivent étanchéifier. Cette condition est très contraignante, car c'est dans leur configuration « détendu » que la pression est maximale dans la chambre. Ils doivent par ailleurs résister aux sollicitations de fatigue, et ne pas trop s'opposer au déplacement du piston. Cette dernière contrainte impose l'utilisation d'un matériau de faible raideur pour les coussinets, et comme ceux-ci sont amenés à supporter des niveaux de contrainte axiale importants, la seule solution trouvée a été de les confiner (déplacement radial intérieur bloqué par le piston, et extérieur bloqué par le carter). La recherche d'un matériau répondant à notre utilisation a débouché d'une part sur les polymères et d'autre part sur les élastomères.

Parmi les polymères, c'est le PolyTetraFluorEthylène (PTFE ou téflon) qui présente le meilleur compromis. Le module d'Young est cependant important, de 300 à 800 MPa, et un coefficient de Poisson plus faible aurait été souhaitable (celui-ci varie de 0,44 à 0,47). Son coefficient de frottement, sa tenue à l'huile et à la température et ses caractéristiques de résistance mécanique (limite d'élasticité, de fatigue et résistance à la compression) correspondent à celles recherchées. Pour ce type de coussinet, la longueur choisie (compromis entre encombrement et raideur) est de 30 mm. Malgré la grande longueur de ces coussinets, l'effort nécessaire à la compression du coussinet chargé est 5 fois supérieur à l'effort généré dans l'éprouvette. Cette charge peut toutefois être générée pour une dimension de vérin raisonnable (\varnothing extérieur 70 mm) et une pression raisonnable (100 bars). L'asservissement devra en revanche être robuste pour que l'effort généré dans l'éprouvette suive la consigne. Un calcul thermique de l'échauffement des coussinets en l'absence d'huile a été réalisé. Celui-ci est de l'ordre de 20°, et en fonctionnement (température de l'huile supérieure à 50°C), cet échauffement pourra être négligé.

Parmi les élastomères, c'est le PolyUrethane Hydrolysé (H-PU) qui présente le meilleur compromis. Son module d'Young est faible, compris entre 2 et 30 MPa, mais son coefficient de Poisson proche de 0,5 (de 0,49 à 0,498) est très pénalisant dans une configuration confinée. Ses caractéristiques de résistance mécanique correspondent à celles souhaitées. Ce type de matériau permet de diminuer l'encombrement axial du vérin (une longueur de coussinet de 15 mm est suffisante). L'effort nécessaire à la compression du coussinet chargé est alors 4 fois supérieur à l'effort généré dans l'éprouvette, facteur qui peut être diminué en augmentant la longueur des coussinets, au détriment de la compacité.

En choisissant de réaliser les coussinets en H-PU, la conception complète du vérin a été réalisée. L'encombrement permet d'envisager son utilisation dans la majorité des microscopes actuels, et aucune pièce ne devrait dépasser la limite d'endurance du matériau qui la constitue. Le fait de générer directement une sollicitation axiale simplifie grandement la conception du reste de la machine (plus de transmission). La préoccupation principale sera de réaliser un bâti et un système d'ancrage des éprouvettes très rigide, la faible course du vérin ne pouvant être « gaspillée » dans la déformation de la machine.

4.3.3 La démarche future

Un prototype de ce vérin va être réalisé et testé sur machine d'essai de fatigue pour vérifier la tenue des coussinets. En cas de succès, et en restant toujours hors chambre de microscope, un essai de fonctionnement autonome du vérin sera ensuite réalisé, en le raccordant à un groupe hydraulique. Cet essai d'endurance à vide puis sous charge aura pour but de valider ou invalider le comportement du vérin, son étanchéité, et de chiffrer ses performances. Ce n'est qu'en cas de réussite de cette phase que l'implantation du vérin dans une micromachine sera réalisée, et tout l'environnement nécessaire à la réalisation d'essais sous microscope développé.

4.4 Références

BEUKERS A. & al., 1992, " Fatigue of Aircraft Materials ", Delft University Press.

BINER S.B., 1990, "Growth of fatigue cracks emanating from notches in SiC particulate aluminium composite", Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 13 n°6, pp. 637-646.

BOURGEOIS N., 1994, "Caractérisation et modélisation micromécanique du comportement et de l'endommagement d'un composite à matrice métallique : Al/SiC_p", Thèse de Ecole Centrale de Paris, M.S.S.-MAT., URA CNRS 850.

CHRISTMAN T., NEEDLEMAN A. & SURESH S., 1989, "An experimental and numerical study of deformation in metal-ceramic composites", *Acta Metallurgica*, vol.37 n°11, pp. 3029-3050.

CORBIN S.F. & WILKINSON D.S., 1994, "Influence of matrix strength and damage accumulation on the mechanical response of a particulate metal matrix composite", *Acta Metallurgica et Materialia*, vol. 42 n°4, pp. 1329-1335.

DAVIDSON D.L., 1993, " Fatigue and fracture toughness of aluminium alloys reinforced with SiC and alumina particles", *Composites*, vol. 24 n°3, pp. 248-255.

DERRIEN K., 1997, "Modélisation par des méthodes d'homogénéisation de l'endommagement et de la rupture de composites Al/SiC_p", Thèse E.N.S.A.M. Paris.

DOEL T.J.A., LORETTO M.H. & BOWEN P., 1993, "Mechanical properties of aluminium based particulate-reinforced metal matrix composites", *Composites*, vol. 24 n°3, pp. 270-275.

FOURET C., ALVAREZ-ARMAS I. & DEGALLAIX S., 2000, "Surface damage evolution in a duplex steel during an in-situ cyclic loading tests in a scanning electron microscope", 6th World Duplex 2000 Conf., Venise, pp. 671-679.

HADJ-AHMED R., 1999, "Modélisation des assemblages collés : application à l'optimisation du transfert des efforts par cisaillement". Thèse de l'Ecole Nationale des ponts et chaussées.

HO S. & SAIGAL A., 1994, "Thermal residual stresses and mechanical behavior of cast SiC/Al composites", *Materials Science and Engineering*, vol. 183A, pp. 39-47.

HOTTEBART P., 1994, "Etude d'un composite à matrice métallique Al-SiC de fonderie : caractérisation microstructurale et comportement monotone et cyclique", Thèse E.C.Lille, L.M.L., URA CNRS 1441.

KUMAI S., HU J., HIGO Y. & NUNOMURA S., 1996, "Effects of dendrite cell size and particle distribution on the near-threshold fatigue crack growth behaviour of cast Al-SiC_p composites", *Acta Materialia*, vol. 44 n°6, pp. 2249-2257.

LEROUX J.-C., 1999, "Etude du comportement et de l'endommagement en fatigue d'un acier inoxydable austéno-férritique moulé vieilli", Thèse de Ecole Centrale de Paris.

LEE H.L., LU W.H. & CHAN S.L.I., 1992, "Aging behavior of powder metallurgy composite", *Scripta Metallurgica*, vol. 26, pp. 1723-1726.

LLORCA J., NEEDLEMAN A. & SURESH S., 1991, "An analysis of the effects of matrix void growth on deformation and ductility in metal-ceramic composites", *Acta Metallurgica et Materialia*, vol. 39 n°10, pp. 2317-2335.

LLOYD D.J., 1994, "Particulate reinforced aluminium and magnesium matrix composites", *International Metal Review*, vol. 39, pp. 1-23.

MAIRE E., VERDU C., LORMAND G. & FOUGÈRES R., 1995, "Study of the damage mechanisms in an OSPREY™ Al alloy-SiC_p composite by scanning electron microscope in situ tensile tests", *Materials Science and Engineering*, vol. 196A, pp. 135-144.

MAMMOLI A.A. & BUSH M.B., 1995, "Effects of reinforcement geometry on the elastic and plastic behaviour of metal matrix composites", *Acta metallurgica et materialia*, vol. 43 n°10, pp. 3743-3754.

PAPAKYRIACOU, M. & al., 1994, " Structural Integrity : Experiments, Models and Applications ", *ECF10, Berlin*, vol. 2, pp. 1193-1199.

RATNAPARKHI P.L. & HOWE J.M., 1994, "Characterization of a diffusion-bonded Al-Mg alloy/SiC interface by high resolution and analytical electron microscopy", *Metallurgical and materials transactions*, vol. 25A, pp. 617-627.

SELLAMI K., 2002, Etude de l'optimisation du collage des composites. Thèse de magister, Institut d'Aéronautique Université de Blida.

SIDOLO, 1995, "Simulation et Identification des Lois de Comportement. Notice d'utilisation".

THOMAS M.P. & KING J.E., 1994, "Quench sensitivity of 2124 Al alloy and Al/SiC_p metal matrix composite", *Scripta Metallurgica et Materialia*, vol. 31 n°2, pp. 209-214.

VASEK A. & al., 1997, "Strength of Materials", *ICSMA-11, Prague*.

WANG Z. & ZHANG R.J., 1991, "Mechanical behavior of cast particulate SiC/Al (A356) metal matrix composites", *Metallurgical Transactions*, vol. 22A, p. 1585-1593.

XU X.Q. & WATT D.F., 1996, "A numerical analysis of the effects of reinforcement content on strength and ductility in Al/(SiC)_p MMCs", *Acta Materialia*, vol. 44 n°11, p. 4501-4511.

5 Production scientifique

3 publications dans des revues internationales (+une publication en préparation)

4 publications dans des revues nationales (dont un CRAS en 1999)

2 brevets délivrés (dont un avec extension PCT)

2 contributions à des ouvrages

9 communications à des colloques internationaux

13 communications à des colloques nationaux

3 thèses co-encadrées, soutenues

5 DEA encadrés

	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	00	01	02	03	04
Revue internat.								1				1				1		
Revue nationale			1										1	1	1			
Brevet										1	1							
Contrib. ouvrage									1		1							
Com. internat.	1			1			1				3		1	2				
Com. nationale		3							1	1	1	1	2	2		1	1	
Thèse									1			1		1				
DEA								1		2				1			1	

Une copie des publications et communications précédées d'un « ● » est donnée en annexe.

5.1 Publications dans des revues internationales

- 1994 "Modelling and identification of the mechanical behaviour of composite laminates in compression"
Composites Science and Technology 51 - pp. 35-42
O. Allix - P. Ladevèze - É. Vittecoq
- 1998 "Study of monotonic shearing behaviour of unidirectional glass-epoxy composite using new testing device"
Plastics, Rubber & Composite Processing & Applications, Vol. 27, n°5, pp. 227-233.
D. Hassaini - É. Vittecoq- G. Degallaix
- 2002 "Cyclic shearing behaviour of a unidirectionnal glass/epoxy composite"
International Journal of Fatigue of Composites - Vol. 24, pp. 319-326
G. Degallaix - D. Hassaini - É. Vittecoq

"Micromechanical test by a technique based on the use of DMA"

*C. Campagne - É. Devaux - X. Legrand - É. Vittecoq
En préparation*

5.2 Publications dans des revues nationales

- 1989 "Essais mécaniques sur composites à haute performances. Difficultés et critères de validité"
Revue Française de Mécanique pp. 219-227
P. Ladevèze - Y. Remond - É. Vittecoq
- 1999 "Caractérisation des composites en cisaillement monotone par l'"ESSAI CUBE"
Compte Rendu Académie Sciences, Tome 327, Série Iib, pp. 985-990.
D. Hassaïni - É. Vittecoq- G. Degallaix
- 2000 "Une nouvelle méthode expérimentale de caractérisation du comportement en cisaillement de matériaux orthotropes".
Mécanique & Industries - Vol. 1, pp. 277-283
E. Vittecoq - D. Hassaïni - G. Degallaix
- 2001 "Cisaillement inter- et intra-laminaires de composites verre/époxydes unidirectionnels"
Revue des Composites et des Matériaux Avancés.
Numéro fatigue des composites, pp. 303-322
É. Vittecoq - S. Degallaix-Moreuil - G. Degallaix

5.3 Brevets

"Mousqueton de sûreté à freinage dynamique pour cordées d'escalade en montagne"
Déposé le 17/03/94, n°94 03150
Publié le 22/09/95, n°2 717 398
Délivré le 24/05/1996

"Béquille stabilisatrice escamotable pour engin motorisé à deux roues"
Déposé le 07/07/94, n°94 08424

"Dispositif de stabilisation à l'arrêt, escamotable, pour engin motorisé à deux roues"
Déposé le 22/06/95, n°95 07517
Publié le 27/12/96, n°2 735 745
Délivré le 05/09/97
PCT le 21/06/96, n°PCT/FR 96/00967
Inde le 24/12/96, n°2930/DEL/96

"Barre anti roulis de raideur variable"
Déposé le 19/12/95, n°95 15035

5.4 Contributions à des ouvrages

- 1995 "Data Fitting Methodology for Crash Victim Simulation"
Computational Dynamics in Multibody Systems - pp.267-286
M.F.O.S. Pereira & J.A.C. Ambrósio - Kluwer Academic Publishers
ISBN 0-7923-3304-7
Christian Goualou - Éric Vittecoq - Jean-Pierre Faïdy
- 1997 "Comparaison de moteurs : Simulation dynamique v. Bond Graphs"
Conception de produits mécaniques. Méthodes, modèles et outils
Ed. HERMES, ISBN 2-86601-694-7, ISBN 0-7923-3304-7
A. El Kamel - É. Vittecoq

5.5 Communications à des colloques internationaux

- 1987 "Damage mechanics for composite laminate under complex loading"
Proceedings IUTAM Symposium yielding, damage and failure of anisotropic solids
Grenoble - Août 1987
O. Allix - P. Ladevèze - É. Vittecoq
- 1990 "Damage modeling and experimental tools for 3D composites"
Euromech 269 : Experimental identification of the mechanical characteristics of
composite material and structures.
St Étienne - Décembre 1990
C. Cluzel - É. Vittecoq
- 1993 "Data Fitting Methodology for Crash Victim Simulation"
Proceedings de la conférence de l'OTAN "Computer Aided Analysis of Rigid and
Flexible Mechanical System" - NATO - Advanced Study Institute
Troia, Portugal - Juillet 1993
Christian Goualou - Éric Vittecoq - Jean-Pierre Faïdy
- 1997 "Simulation of dynamical system using the multibody approach and bond graphs : a
comparative study"
IEEE International Conference on System, Man and Cybernetics, SMC'97,
Orlando, USA - Octobre 1997
Conference proceedings Vol. 5, 1997, pp. 4152-4157
A. El Kamel - É. Vittecoq
- 1997 "Monotonic inter- and intra-laminar shearing behaviours of an unidirectional
glass/epoxy composite"
4th Int. Conf. on Deformation and Fracture of Composites,
Manchester, UK - Mars 1997
The Institute of Material Publ. (London, GB), 1997, pp. 515-524
D. Hassaini - É. Vittecoq - G. Degallaix

- 1997 "In-situ observation of fatigue crack initiation in notched fibre-metal laminates"
1st Int. Conf. on Fatigue of Composites, ICFC-1,
Paris - Juin 1997
S. Degallaix, C. Bathias & R. Fougères Eds, Publ. SF2M (Paris), pp. 205-212
A. Vasek - S. Letaut - É. Vittecoq

- 1999 "Active Manipulator Design in Gynecologic Coelioscopy Surgery"
IEEE International Conference on System, Man and Cybernetics, SMC'99 Conference
Tokyo, Japon - Octobre 1999
Proceedings, CDROM ISBN 0-7803-5734-5, pp. 324-328
E. Vittecoq - A. El Kamel - V. Maillot - Y. Vandenberghe

- 2000 "Characterisation of the shearing behaviour of orthotropic material using "Cube test" device"
4th Eur. Solid Mechanics Conf. (EUROMECH ESMC4). Symposium : Composite testing,
Metz - juin 2000
É. Vittecoq - D. Hassaïni - G. Degallaix

- 2000 "Cyclic shearing behaviour of a unidirectionnal glass/epoxy composite"
2nd Int. Conf. on Fatigue of Composites. ICFC'2
Williamsburg, USA - june 2000.
G. Degallaix - D. Hassaïni - É. Vittecoq

5.6 Communications à des colloques nationaux

- 1988 "Composites 2D à fibres haute résistance : caractérisation du comportement de compression"
Comptes rendus des 6^{èmes} journées Nationales sur les Composites
Paris - Octobre 1988
O. Allix - P. Ladevèze - É. Vittecoq

- 1988 "Endommagement et rupture des composites stratifiés"
Comptes rendus du 23^{ème} colloque du Groupe Français de Rhéologie
Bordeaux - Octobre 1988
O. Allix - P. Ladevèze - É. Le Dantec - É. Vittecoq

- 1988 "Comportement de compression des composites 2D carbone-epoxy"
Comptes rendus des journées communes AMAC - GAMAC
St Étienne - Janvier 1989
É. Le Dantec - J.M. Virely - É. Vittecoq

- 1995 "L'essai Cube", nouveau dispositif d'essai de cisaillement pour composites stratifiés
Comptes rendus du 12^{ème} congrès Français de Mécanique tome I pp. 373-376
Strasbourg - Septembre 1995
D. Hassaïni - É. Vittecoq - G. Degallaix

- 1996 "Comportements de cisaillement inter- et intra-laminaire sous chargement monotone d'un composite unidirectionnel verre-époxyde"
- Comptes rendus du 10^{ème} Journées Nationales sur les Composites,
Paris - Octobre 1996
D. Baptiste et A. Vautrin Eds, AMAC Publ., Vol. 1, pp. 573-582
D. Hassaini - É. Vittecoq - G. Degallaix
- 1997 "Comparaison de moteurs : Simulation dynamique v. Bond Graphs"
- 5^{ème} colloque PRIMECA sur la conception intégrée,
La Plagne - Avril 1997
A. El Kamel - É. Vittecoq
- 1998 "Mesure par granularité laser du champ de déplacement d'une éprouvette sollicitée en cisaillement par l'essai cube"
- 11^{èmes} Journées Nationales sur les Composites,
Arcachon - novembre 1998
J. Lamon et D. Baptiste Eds., AMAC Publ. (Paris), Vol. II, 1998, pp. 693-703
F. Lagattu - D. Hassaini - M.C. Lafarie-Frenot - É. Vittecoq - G. Degallaix
- 1999 "Conception et réalisation de simulateurs pédagogiques d'interventions chirurgicales"
- 6^{ème} colloque PRIMECA
La Plagne - avril 1999
G. Bodovillé - A. El Kamel - É. Vittecoq - P. Dubois
- 1999 "Fatigue d'un composite unidirectionnel sous sollicitations de cisaillement"
- 14^{ème} Congrès Français de Mécanique (AUM),
Toulouse - septembre 1999
CDRom ISBN 2 84088-040-7, papier 772, 6 pages
D. Hassaini - F. Roudet - G. Degallaix - S. Degallaix - B. Tolba - É. Vittecoq
- 2000 "Une nouvelle méthode expérimentale de caractérisation du comportement en cisaillement de matériaux orthotropes".
- Composites 2000 (AFM, AMAC & CETIM)
Evry - mars 2000
E. Vittecoq - D. Hassaini - G. Degallaix
- 2000 "Etude expérimentale du comportement mécanique de fatigue plastique oligocyclique d'un composite à matrice métallique Al-SiC de fonderie"
- 12^{èmes} Journées Nationales sur les Composites,
Cachan - novembre 2000
O. Allix, C. Cluzel et J. Lamon Eds., AMAC Publ. (Paris), Vol. II, pp. 705-714
C. Fouret - S. Degallaix - É. Vittecoq

- 2002 "Etude thermique du processus de galvanisation"
 Colloque Matériaux 2002, papier AF-02-014
 Tours – octobre 2002
D. Balloy - J.-Y. Dauphin - Y. Vandewalle - É. Vittecoq
- 2003 "Etude sous microscope électronique de l'amorçage et de la propagation de fissure dans un joint collé entre composites « fibres de verre – résine époxyde » sous chargement monotone"
 16èmes Congrès Français de Mécanique
 Nice – septembre 2003
K. Sellami - É. Vittecoq - S. Degallaix-Moreuil - T. Rezzoug

5.7 Rapports de contrats

- 1988 "Composites 2D à fibres haute résistance : caractérisation du comportement de compression"
 Rapport de fin de contrat Aérospatiale n°25269-4400
É. Vittecoq
- 1991-94 "Optimisation des systèmes de retenue en choc frontal automobile"
 Rapports de contrat PSA
 Premier rapport intermédiaire Mai 91
 Second rapport intermédiaire Novembre 91
 Troisième rapport intermédiaire Mai 92
 Corrélation du jeu de données avec un nouvel essai et consolidation Novembre 92
 Analyse du contexte de calcul. Étude technologique renfort d'assise Juin 93
 Étude paramétrique - Rapport final Mai 94
C. Goualou - É. Vittecoq
- 1994 "Conception et réalisation d'une micro-machine de traction pour essais in-situ dans un microscope électronique à balayage"
 Rapport de fin de contrat ANVAR - Aide JIT n°J 94-03-026
H. Müller - É. Vittecoq - G. Degallaix
- 1996 "Conception, réalisation et validation d'une micro-machine de fatigue pour essais in-situ dans un microscope électronique à balayage"
 Rapport de convention CORTECHS (LML, EC Lille / Elexience)
G. Leflao - É. Vittecoq
- 1996 "Micro-machine de fatigue pour essais in situ dans un microscope électronique à balayage"
 Compte rendu de fin de contrat européen FEDER OBJ2-0015-95.1-01a,
É. Vittecoq - S. Degallaix

5.8 Thèses co-encadrés

- 1995 "Elaboration d'un outil de préconception du système de retenue d'une automobile en choc frontal"
Thèse de l'Ecole Centrale de Paris - Décembre 1995
C. Goualou
- 1998 "Developpement d'un dispositif original d'essais de cisaillement monotone et cyclique. Application a l'étude du comportement en cisaillement inter- et intralaminaire de composites unidirectionnels verre-epoxyde"
Thèse de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Juillet 1998
D. Hassaïni
- 2000 "Comportement et endommagement sous sollicitations monotones et cycliques d'un composite Al/SiCp de fonderie"
Thèse de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Décembre 2000
C. Fouret

5.9 DEA encadrés

- 1994 "Etude de l'endommagement en traction monotone d'un composite Al-SiCp dans l'enceinte d'un microscope électronique à balayage"
DEA de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Septembre 1994
P. Berlu
- 1996 "Modélisation du comportement de l'interface fibre-matrice d'un composite verre-epoxyde unidirectionnel sous sollicitation mixte de cisaillement et compression"
DEA de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Octobre 1996
S. Cocco
- 1996 "Principe de dépôt de grilles d'or sur un matériau métallique – Asservissement d'une micromachine de fatigue"
DEA de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Novembre 1996
S. Letaut
- 2000 "Etude du cycle de cuisson d'un matériau composite en autoclave"
DEA de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Septembre 2000
M. Abdellouche
- 2003 "Conception d'une minimachine de fatigue travaillant in situ dans un microscope électronique à balayage"
DEA de l'Université des Sciences et Technologies de Lille - Septembre 2003
M. Brière

6 Activités d'enseignement et responsabilités administratives

6.1 Enseignements théoriques

6.1.1 Mécanique des Solides

A l'École Centrale de Paris, j'étais chargé de travaux dirigés de 1986 à 1992 dans le cadre du cours de « Mécanique Générale » assuré par Jean Claude BÔNE (cinématique, cinétique, techniques de mise en équations, linéarisation et étude des vibrations et de la stabilité de systèmes de solides indéformables). J'ai assuré quelques amphithéâtres sur la présentation de logiciels de CAO, et principalement sur la détermination numérique des caractéristiques d'inertie. J'ai mis en place en 1991 un enseignement d'application dans le cadre du comportement dynamique de véhicules routiers.

Dès mon arrivée à l'École Centrale de Lille, en 1992, j'ai eu la charge du cours de « Mécanique des Solides ». Le volume horaire alloué étant plus faible qu'à l'École Centrale de Paris (24 h contre 60), l'objectif de ce cours se limite à la modélisation d'un mécanisme et à l'écriture des équations de la dynamique qui régissent son mouvement, complétées par une introduction aux méthodes de résolution numérique. Un approfondissement de la résolution numérique dans le cadre de la mécanique des solides indéformables fait l'objet de deux enseignements optionnels en première et deuxième années (introduction aux calculs de dynamique multi-corps et application dans le cadre de la régulation d'un pendule inverse) et d'un enseignement en option de troisième année (régulation de suspensions actives).

6.1.2 Mécanique des milieux continus

Durant 2 ans (1989-91), j'ai été responsable des cours de soutien de Mécanique des milieux déformables dans le cadre de la formation permanente de la Maîtrise de Mécanique de l'Université Paris 6. Cet enseignement de 16 h était principalement constitué d'une étude des formulations variationnelles (déplacements, contraintes ou mixtes) et d'une introduction à la méthode des éléments finis.

A l'École Centrale de Lille, j'interviens depuis 1992 dans le cadre des travaux dirigés portant sur l'étude des contraintes, des déformations, des lois de comportement et des formulations variationnelles appliqué aux matériaux solides déformables.

6.2 Enseignements appliqués

6.2.1 Construction mécanique

A l'École Centrale de Paris, dès le début de la première année, un enseignement de génie mécanique était organisé dans le but de sensibiliser les étudiants à la pluridisciplinarité. Cet enseignement s'appuyait sur l'étude de différents systèmes, et avait pour but d'introduire et de justifier les différents enseignements dispensés durant le reste de la scolarité. Dans ce cadre, j'étais responsable de 2 thèmes : les transmissions hydrostatiques et les moteurs à explosion à allumage commandé.

Au Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'E.N.S. de Cachan, j'ai participé à une formation aux essais sur les matériaux composites pour des ingénieurs de l'Aérospatiale, du CNES et de la SEP. J'ai eu la responsabilité de la formation aux essais de compression ainsi que d'un cours sur les critères de validité des essais sur composites.

A l'École Centrale de Lille, j'interviens depuis 1992 en « analyse de mécanismes industriels ». Cet enseignement, basé sur une étude de composants à dominante mécanique (pompe hydraulique haute pression et transmission automatique automobile), permet d'appliquer pratiquement de nombreuses connaissances acquises de façon théorique lors de la scolarité (théorie des mécanismes, mécanique des solides, mécanique des milieux continus ...).

6.2.2 CAO

A l'École Centrale de Paris, après avoir suivi une formation chez Dassault Système en 1988, j'ai eu la responsabilité de la formation au logiciel de CAO CATIA de 1988 à 1993. Cette formation allait d'une initiation (TP de première année) à une formation poussée en option de troisième année (Innovation Conception Production, Air Espace et Modélisation Mécanique des Structures).

A l'École Centrale de Lille, je n'assure pas directement d'enseignement de CAO, mais je propose une formation spécifique dans le cadre d'encadrements de projets, que ce soit en conception (sous I-DEAS) ou en calcul (SDS en dynamique, I-DEAS ou ABAQUS en éléments finis).

6.2.3 Fabrication mécanique

A l'École Centrale de Paris, la fabrication n'est abordée que sous forme de Travaux pratiques optionnels d'une durée de 40 h. En collaboration avec Alain BERNARD, j'ai développé 2 thèmes de travaux pratiques : le premier sur la métrologie tridimensionnelle (analyse de la cotation, évaluation d'une machine à mesurer tridimensionnelle et application), et le second sur un atelier flexible didactique composé d'une fraiseuse à commande numérique, de 2 robots et de 2 convoyeurs (programmation ISO, synchronisation de tâches, stratégie de chargement, déchargement et convoyage).

A l'École Centrale de Lille, je participe en première année à des TPs d'initiation pratique à la fabrication (tournage, fraisage, soudage), et en seconde année à des TPs de métrologie, classique ou tridimensionnelle. J'assure de plus, dans le cadre d'encadrements de projets, une formation spécifique aux méthodes de fabrication et à la fabrication unitaire.

6.3 Les projets

A l'École Centrale de Paris, j'ai participé à la mise en place des premiers projets baptisés « FL ». D'une durée de 3 ans, ces projets regroupaient une dizaine d'élèves de première et seconde années, avec un volume horaire d'environ 100 heures par élève et par année. J'ai encadré 2 projets de ce type.

6.3.1 1987-1990 : Char à voile de vitesse

Ce projet avait pour but la réalisation d'un char à voile destiné à battre le record du monde de vitesse (alors de 144 km/h). Entièrement conçu et réalisé en matériaux composites dans les locaux de l'école, ce char présentait deux innovations principales :

- l'utilisation de trois pneus différents (les sollicitations des roues avant, au vent et sous le vent sont en effet très différentes) étudiés chacun pour limiter la résistance au roulement et la traînée aérodynamique, tout en assurant les fonctions de guidage (collaboration avec Michelin)
 - l'utilisation d'une aile rigide (profil naca évolutif) en guise de voile. La vitesse du vent évoluant en fonction de la distance du sol (sur un sol plan de type plage, la vitesse du vent à 8m de hauteur est quasiment le double de celle à 0,5m du sol), l'aile réalisée est « vrillée » de façon à garder une incidence constante en terme de vent apparent.
- Ce char a permis à Bertrand Lambert d'établir un nouveau record du monde en 1990 avec 151,55 km/h. Malgré plusieurs tentatives, ce record n'a toujours pas été battu aujourd'hui.

Dès 1993, je me suis impliqué dans une démarche d'enseignement par projet à l'Ecole Centrale de Lille en prenant d'une part la responsabilité de l'encadrement d'un à deux nouveaux projets chaque année et d'autre part, en m'impliquant progressivement dans la définition et l'évolution de la démarche de gestion de projet mise en place. De 2001 à 2003, j'ai été co-responsable du département Ingénierie. Les projets font partie intégrante du cursus des élèves ingénieurs. Ils correspondent pour chaque élève à 300 heures de travail planifiées sur les deux premières années. Après une phase de montage de projet destinée à sensibiliser les élèves aux techniques de gestion de projet, chaque équipe de 4 à 6 élèves est tenue de mener à terme un projet innovant, le plus souvent en partenariat industriel, avec impérativement une réalisation concrète. Je considère que cette activité est une activité « charnière » entre l'enseignement et la recherche, au même titre que l'encadrement de stages. Je vais présenter ici brièvement quelques-uns des projets encadrés de 1992 à 2003, dans des domaines assez proches de mes thématiques de recherche.

6.3.2 1990-1994 : mousqueton à freinage contrôlé

Un mousqueton d'escalade sert à relier la corde à la paroi et à parer une éventuelle chute du grimpeur. Lors d'une chute, il a une fonction secondaire : dissiper une partie de l'énergie de la chute par frottement avec la corde. La première partie de ce projet a été réalisée à l'Ecole Centrale de Paris, et visait à étudier la forme optimale du mousqueton permettant de minimiser les paramètres néfastes de la chute : distance de freinage, effort supporté lors du freinage par le grimpeur, par celui qui l'assure et par le piton. Remplacer le mousqueton par une poulie conduirait à minimiser l'effort sur le grimpeur, mais à maximiser les trois autres paramètres. A l'opposé, un mousqueton à coincement minimiserait l'effort sur l'assureur et la distance de freinage, mais maximiserait les efforts sur le grimpeur et sur le piton. En faisant varier le rapport entre l'effort dans le brin « assureur » et celui dans le brin « grimpeur » de 0 (coincement) à 1 (poulie), les différents paramètres ont été calculés, et un optimum au sens d'une fonction coût basée sur ces paramètres a été défini. Il correspond à un rapport voisin de 0,7 alors que les mousquetons « classiques » ont un rapport voisin de 0,85. Différentes formes de la partie basse du mousqueton ont été testées pour atteindre l'objectif de 0,7. Le mousqueton a ensuite été dessiné et réalisé par prototypage rapide (stéréo-lithographie, à gauche sur la figure 6-1) afin d'en tester l'ergonomie. La seconde partie du projet a été réalisée à l'Ecole Centrale de Lille et visait à améliorer l'ergonomie du mousqueton puis à valider par un calcul par éléments finis la forme retenue et enfin à réaliser des prototypes fonctionnels en Zicral (à droite sur la figure 6-1) et à les tester sur machine d'essai. Les excellents résultats obtenus ont conduit l'initiateur du projet à déposer un brevet (publié le 22/09/95 sous le numéro 2 717 398) sur lequel la société PETZL a pris une option avant de se rétracter.



Figure 6-1 : prototypes en résine et en Zicral du mousqueton

6.3.3 1993-95 : Anti-roulis non linéaire pour véhicule

La raideur des suspensions d'un véhicule est définie principalement sur des critères de confort. Elle est assurée par les ressorts principaux (hélicoïdaux ou de torsion) et n'est pas suffisante pour limiter l'angle de roulis en virage. Le dispositif anti-roulis permet d'augmenter la raideur des suspensions en roulis sans modifier la raideur en pompage. Il est bénéfique en virage (meilleur comportement des pneumatiques donc meilleure tenue de route) mais néfaste lors de roulage sur chaussée déformée (augmentation de la raideur globale donc inconfort). L'idée de ce projet consiste à proposer un dispositif anti-roulis non linéaire : la raideur sera d'abord faible lors de petits angles de roulis (correspondant au roulage sur chaussée déformée) pour augmenter ensuite de façon progressive mais importante lors des angles de roulis plus importants (virages rapides ou serrés). La solution proposée consiste à remplacer la biellette rigide d'accrochage de la barre anti-roulis par une biellette déformable (vérin rempli partiellement d'élastomère) et à augmenter la raideur de la barre anti-roulis. Lors de la première phase (faible roulis) la raideur de la biellette (et donc du dispositif anti-roulis) est faible. Après un débattement choisi, correspondant à un angle de roulis d'environ 1°, l'élastomère (quasi incompressible) remplit toute la chambre du vérin ce qui l'immobilise pratiquement, et la raideur du dispositif anti-roulis est voisine de celle de la barre, qui a pu être durcie puisque n'étant plus néfaste en terme de confort durant la première phase. Ce dispositif a été testé au banc et monté sur un véhicule prototype (Safrane). Les résultats ont conduit la société Allevars Rejna Autosuspension (partenaire du projet) à déposer un brevet en décembre 1995. Bien que le surcoût de ce dispositif ne soit que de 10€ à la fabrication, aucun constructeur ne l'a adopté à ce jour.

6.3.4 1994-96 : Béquille stabilisatrice escamotable pour engin à deux roues

L'objectif initial de ce projet était de développer un prototype de scooter équipé d'une béquille stabilisatrice permettant au conducteur de s'arrêter sans avoir à mettre un pied à terre. Le brevet initial sur lequel s'appuyait ce projet a vite été remis en cause, les solutions proposées ne permettant pas d'utiliser le dispositif sur sol accidenté ou en dévers. Une collaboration avec l'inventeur (Marcel Canetti) d'une part et Peugeot MTC d'autre part a conduit à la rédaction d'un nouveau brevet (publié le 27/12/96 sous le numéro 2 735 745) et à la réalisation d'un prototype utilisable sur tout type de revêtement. L'originalité proposée consistait à décomposer la phase d'arrêt en deux temps : en dessous d'une certaine vitesse

estimée par le conducteur, celui-ci sort une béquille se terminant par deux roulettes par l'action sur une pédale. Les roulettes entrent en contact avec le sol et suivent les irrégularités qui sont ressenties par le conducteur au travers de la pédale, ce qui ne gêne en rien le roulage à basse vitesse. Dans un second temps, manuellement ou automatiquement à une vitesse donnée (quelques km/h), la béquille est bloquée en position, ce qui permet au conducteur de s'arrêter sans poser un pied à terre, et ce, quelle que soit le profil de la chaussée (dévers ...). Lors du redémarrage, toujours manuellement ou automatiquement à une vitesse donnée (toujours de quelques km/h), la béquille est libérée et retourne en position de repos par rappel élastique. J'ai depuis (hors projet) continué de participer avec Marcel Canetti à la réalisation et à l'amélioration d'autres prototypes. Une extension PCT et un brevet pour l'Inde ont été pris en 1996, et ce dispositif a remporté un prix (préfecture de police) au concours Lépine 2000, récompensant l'amélioration proposée en terme de sécurité en circulation urbaine.

6.3.5 1996-1999 : *Simulateur pédagogique de cœliochirurgie*

Le Centre Hospitalier Universitaire de Lille a lancé en 1995 un projet de réalisation d'un simulateur pédagogique de cœliochirurgie en gynécologie, afin que l'apprentissage des actes liés à ces interventions ne nécessite plus le recours aux expérimentations sur animaux. Ce dispositif devait permettre à un étudiant en médecine de simuler une intervention dans des conditions proches du réel, en termes de sensation tactile (retour d'effort) et de visualisation (imagerie virtuelle créée en temps réel). J'ai encadré deux projets rattachés à celui du CHU de Lille : la réalisation de la partie mécanique du manipulateur équipé d'un dispositif de retour d'effort de 1996 à 1998, et la réalisation d'une pince de cœliochirurgie instrumentée de 1997 à 1999.

Le manipulateur réalisé (figure 6-2) est suffisamment compact pour permettre son implantation dans un mannequin. Il permet de renvoyer de façon indépendante un effort suivant trois des quatre degrés de liberté autorisés (translation axiale de la pince et deux des trois rotations autour du point d'entrée, la « torsion » étant négligeable). Il a été testé avec succès suivant chacun des trois axes sur des lois de commandes basiques (simulation d'un ressort, d'un amortisseur ...). L'inertie des pièces et les frottements sont en particulier suffisamment faibles pour ne pas perturber les sensations qui seraient ressenties lors d'une intervention avec une pince réelle. Une enveloppe Soleau a été déposée avant de publier les résultats lors du congrès international SMC'99.

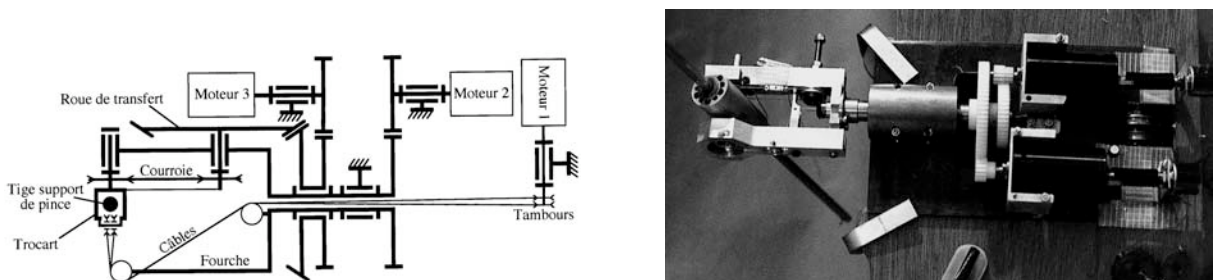


Figure 6-2 : schéma et photo du manipulateur équipé d'un dispositif de retour d'effort

Afin de générer sur le simulateur les efforts « réels », une pince de cœliochirurgie instrumentée destinée à mesurer les efforts appliqués durant une opération réelle a été réalisée (figure 6-3). Equipée d'un capteur six axes (qui permet de mesurer le torseur complet des efforts appliqués par le praticien sur la pince en cours d'opération), elle conserve quasiment les caractéristiques de la pince d'origine (encombrement et poids) et reste stérilisable. Après étalonnage, les premiers essais sur animaux ont été entrepris, et les résultats obtenus sont très

encourageants : les mesures des trois efforts nécessaires à la commande du simulateur sont bien découplées, peu bruitées et reproductibles. L'effort axial est connu à 0,02 N près sur une plage de ± 5 N, et les deux moments à 1 mNm près, sur une plage de $\pm 0,5$ Nm. Ces travaux ont fait l'objet d'une communication lors d'un congrès national (PRIMéca 99) et ont servi de support à la thèse de Anne-Claire Jambon (faculté de médecine de Lille 2 – 2000).

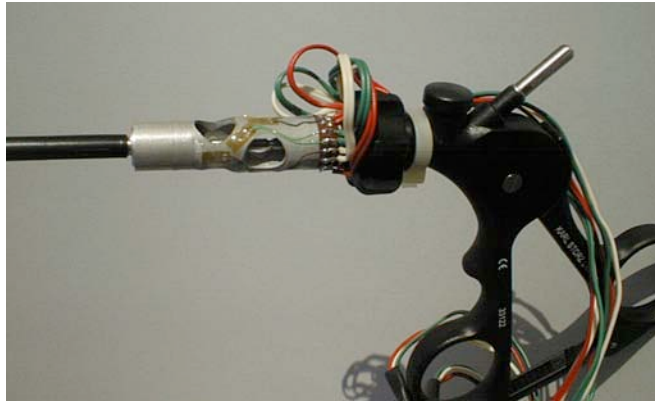


Figure 6-3 : pince de cœliochirurgie instrumentée

6.3.6 1997-1999 : Capteur de niveau pour boîte de vitesse automatique

La boîte de vitesse automatique « DP-0 » développée et produite par la STA (Société des Transmissions Automatiques, filiale de Renault), n'est équipée d'aucune jauge de niveau. Le niveau d'huile est pourtant le premier contrôle à réaliser lors d'un dysfonctionnement de la boîte. La procédure est longue et coûteuse : le véhicule est réceptionné et arrêté quelques heures pour permettre à l'huile de refroidir ; il est ensuite redémarré, 0,5 litre d'huile sont ajoutés, et lorsque la température atteint 60°C (15 à 30 minutes plus tard), le trop-plein est ouvert. Si le niveau d'huile n'est pas la cause du dysfonctionnement, les 0,5 litre d'huile (onéreuse) ajoutés s'écoulent et sont jetés. Le capteur développé est basé sur la technologie du fil chaud. Cinq prototypes ont été réalisés et testés au banc. Le meilleur permet de contrôler le niveau entre +0,2 et -0,6 litre à 0,05 litres près. Une campagne d'essais complète a permis de déterminer la correction à apporter à la mesure en fonction de la température de l'huile, permettant ainsi de contrôler le niveau entre 40°C (ouverture du clapet thermostatique) et la température maximale admissible.

Ce capteur est monté en série depuis 2001 sur la DP-0, et la technologie reconduite sur la boîte remplaçante. La première utilisation qui justifie économiquement à elle seule son implantation concerne la sortie de chaîne de montage, où une procédure proche de la procédure de maintenance décrite ci-dessus est remplacée par un premier remplissage partiel, une mise en rotation pendant 10 minutes, une mesure de niveau et un apport complémentaire d'huile. L'implémentation de la valise diagnostique utilisée en concession était en cours de réalisation en 2001 afin que ce capteur puisse être utilisé lors d'une opération de maintenance.

6.3.7 1999-2001 : Banc d'essai de suspension

Dans le cadre d'une prestation de service, j'ai développé en 1997 un modèle numérique (dynamique multi-corps) paramétré d'une suspension automobile de type MacPherson pour le ressortier Allevard Rejna Autosuspension. Le niveau de finesse retenu pour la modélisation du ressort hélicoïdal (raideur non linéaire, droite d'action mobile et couple de rappel non linéaire) permet d'avoir accès aux caractéristiques de tirage et de frottement. Le tirage correspond à la différence entre les efforts générés par les deux suspensions sur les biellettes de direction, et se traduit par un défaut de tenue de cap du véhicule nécessitant une correction

au volant. Le frottement correspond aux efforts radiaux dans l'amortisseur, qui engendrent une hystérésis néfaste lors d'un cycle de compression – détente. Le tirage et le frottement dépendent des caractéristiques du ressort et de la géométrie de la suspension, et pour les minimiser, il faut que le ressortier conçoive un ressort adapté à la géométrie fournie par le constructeur automobile dont il est sous-traitant. La validation expérimentale du ressort nécessite son implantation dans la suspension, et n'est donc possible que lorsque le constructeur a réalisé les premières pièces (berceau, triangles, moyeux ...), ce qui retarde la phase de mise au point.

La société Allevard Rejna Autosuspension a donc souhaité s'équiper d'un banc d'essais de ressort dans l'environnement d'une suspension MacPherson paramétrable. L'étude et la réalisation de ce banc ont été réalisées dans le cadre d'un projet. Sur ce banc, quatorze paramètres sont réglables (inclinaison et longueur du bras de suspension, position de l'ancrage supérieur, position de la rotule de direction, longueurs de la crémaillère et de la biellette de direction, inclinaison et position de la pivot de roue). Il est ainsi possible de configurer le banc de façon à faire travailler le ressort dans l'environnement de la suspension en cours de développement chez le constructeur commanditaire. Le débattement des suspensions est commandé par deux moteurs électriques linéaires. Les biellettes de direction sont équipées de capteurs d'efforts axiaux pour mesurer le tirage. Dans un premier temps, un jeu laissé au niveau des tiges d'amortisseur permettra de mesurer à l'aide d'un dynamomètre l'effort nécessaire au recentrage de cette tige pour accéder au tirage. Il devrait être remplacé à terme par un capteur d'effort radial qui n'a pu être réalisé durant le projet.

6.3.8 2001-2002 : Banc d'essai de montures de lunettes

De nombreuses lunettes n'ont aujourd'hui plus de cerclage autour des verres. Les montures sont directement vissées dans ceux-ci, soit perpendiculairement au verre (assemblage boulonné), soit radialement (assemblage vissé). La résistance de ce type d'assemblage est très sensible à la composition de « verre », et certains traitements (anti-rayure, anti-reflet et/ou progressif) conduisent à un affaiblissement au niveau de l'assemblage. La société Essilor disposait d'une machine de traction - compression mécanique et souhaitait se doter d'un montage d'essai pour qualifier la tenue de ses assemblages, tant en terme de caractéristiques statiques que de tenue en fatigue. Un tel montage a été conçu et réalisé dans le cadre d'un projet de troisième année en génie mécanique (figure 6-4).

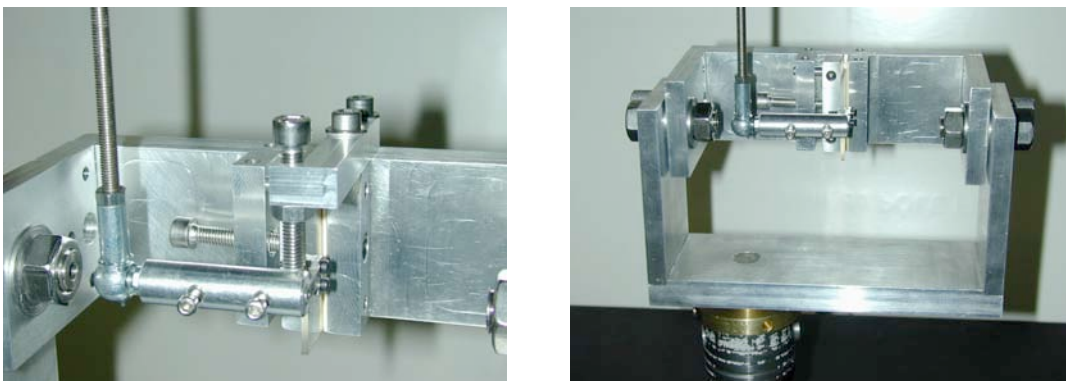


Figure 6-4 : banc d'essai de montures de lunettes

Il permet de tester l'assemblage en flexion (écartement des branches), en torsion ou en mode mixte, sous chargement monotone, alterné ou ondulé. Il est composé d'une partie polyvalente et d'une pièce spécifique à l'assemblage verre – monture testé qui correspond à l'extrémité de

la monture. Cette pseudo monture est à réaliser en autant d'exemplaire qu'il y a d'assemblages différents, ce qui permet de tester tous les assemblages, actuels comme futurs. Le projet s'est achevé par une validation du montage sur un type d'assemblage verre – monture (double boulonnage), la rédaction d'une notice d'utilisation complète et une formation sur site.

6.3.9 2001-2003 : Banc de contrôle de ressort de suspension automobile

Une autre préoccupation de la société Allevard Rejna Autosuspension était de contrôler géométriquement ses ressorts. Dans la phase prototype, les ressorts sont retouchés manuellement de nombreuses fois avant de donner satisfaction. Il est alors important de pouvoir connaître la géométrie du ressort définitif pour définir les outillages de production. Dans la phase série, une mesure périodique permet de chiffrer les dispersions et dérives de production. La seule solution dont disposait Allevard Rejna Autosuspension était un bras instrumenté permettant de palper point à point le ressort. Cette mesure durait au minimum quatre heures, et la précision obtenue était supérieure à celle souhaitée, à savoir $\pm 0,1$ mm, tant en rayon qu'en hauteur et $\pm 0,5^\circ$ angulairement. Le palpage des extrémités était de plus souvent délicat, voir impossible dans le cas de spires quasi jointives. Allevard Rejna Autosuspension a donc demandé à ce qu'un dispositif de mesure soit conçu et réalisé dans le cadre d'un projet. Le cahier des charges précis était imposé (précision, polyvalence par rapport aux formes des extrémités, durée de palpage, coût ...) mais aucune contrainte n'a été fixée concernant la technologie utilisée. La solution retenue (figure 6-5 gauche) consiste à déplacer axialement par rapport au ressort (maintenu fixe verticalement) un « U » équipé de cinq faisceaux lumineux orientés à -45° , $-22,5^\circ$, 0° , $22,5^\circ$ et 45° par rapport à l'horizontale. Le processus est entièrement automatisé : le « U » se déplace à vitesse constante sur la zone de mesure (des butées de fin de course réglables permettent de s'adapter au ressort à contrôler), s'immobilise et repart en sens inverse en même temps qu'il tourne d'un angle prédéfini, et ce jusqu'à avoir balayé les 320° utiles. Le logiciel fait en temps réel l'acquisition des positions correspondant aux ruptures et rétablissements des différents faisceaux, et en post-traitement, recalcule les coordonnées de la ligne moyenne du ressort (figure 6-5 droite) en utilisant les faisceaux les mieux adaptés. Lorsque ces coordonnées sont calculées à partir des faisceaux à 45° et -45° , la précision recherchée est atteinte. L'utilisation d'une autre paire de faisceaux permet de contrôler quasiment toutes les géométries d'extrémité, y compris les pas négatifs, mais au détriment de la précision qui atteint au pire $\pm 0,3$ mm au rayon dans le cas de deux faisceaux adjacents.

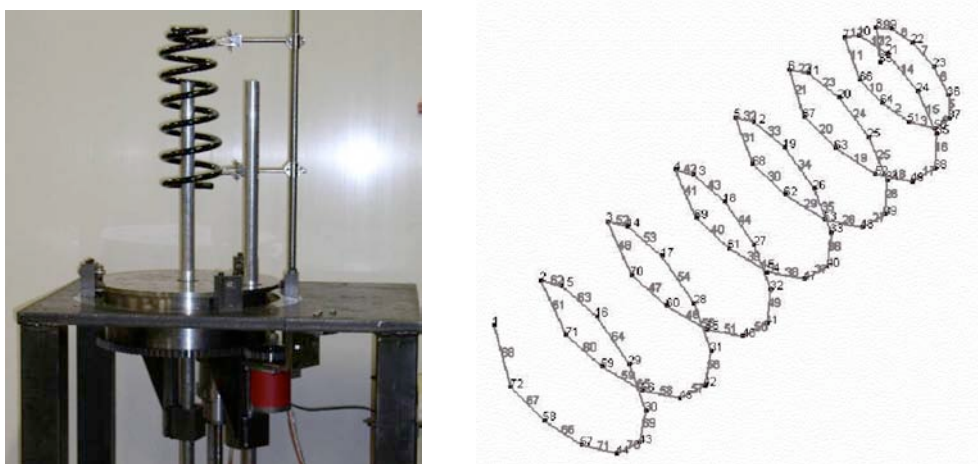


Figure 6-5 : banc de mesure de ressorts automobile et nuage de points acquis

Les premiers essais sur ressorts « étalons » ont prouvé le bon fonctionnement du dispositif (mécanique et logiciel), mais un problème de vibrations du « U » impose de réduire la vitesse de déplacement de moitié pour que la précision recherchée soit atteinte (ce qui double le temps de palpation objectif et le porte à dix minutes). Ce dispositif est actuellement en cours de duplication pour équiper tous les sites de production du groupe, avec augmentation de la rigidité du « U » pour tenter d'atteindre le temps de palpation initialement prévu.

6.4 Responsabilités administratives

J'ai été membre du jury des trois thèses que j'ai co-encadrée :

Christian Goualou en décembre 1995,
Djelloul Hassaïni en juillet 1998,
Charles Fouret en 2000.

J'ai été membre du jury du concours commun Centrale – Supélec de 1995 à 1998, et j'ai participé activement à la création d'une épreuve d'admission en CAO (définition des objectifs, étude de faisabilité logistique et réalisation d'une épreuve blanche). Cette épreuve a été retenue en 1995. J'ai été co-auteur du sujet d'écrit de mécanique PSI de 1998.

J'ai été membre du groupe d'orientation PRIMéca de 1996 à 2000.

J'ai été membre élu du Conseil des Etudes et de la Vie Universitaire de l'Ecole Centrale de Lille de 1997 à 2001, et j'ai participé activement à la commission pédagogique de 1997 à 2003 (évolution du règlement de scolarité, mise en place d'une procédure d'évaluation des enseignements).

Je suis membre titulaire de la commission de spécialistes en 60° section à l'Université de Technologie de Compiègne depuis 1997.

J'ai été co-organisateur (responsable des actes) du congrès international IDMMME'98 (UTC – EC Lille et ENSIMEV).

Je suis membre du jury de l'agrégation externe de mécanique depuis 2001. J'ai été co-auteur des sujets d'écrit de mécanique des systèmes et milieux déformables de 2001 et 2003.

Je suis membre du conseil d'administration de l'AIP-PRIMéca du Nord Pas-de-Calais depuis 2001.

6.5 Responsabilités associatives

J'ai créé en 1999 une association, KIDAM (pour Kilomètre Départ Arrêté Musculaire) ayant pour but l'organisation d'une compétition universitaire de véhicules à propulsion humaine (VPH). Ces engins ressemblent de près ou de loin à un vélo, et ont un potentiel bien supérieur : sur un kilomètre départ arrêté, le record du monde cycliste est de plus de 59 secondes alors qu'en VPH, il est de moins de 55 secondes. A titre de comparaison, une 2 chevaux met 45 secondes pour franchir le kilomètre ...

La création de cette association s'est doublée de l'encadrement d'un projet de conception et réalisation d'un VPH pour participer au premier trophée KIDAM dès 2000 (figure 46-6). L'originalité principale retenue est la position du coureur, qui est allongé sur le ventre, alors que sur quasiment tous les VPH, le pédalage se fait en étant allongé sur le dos.



Figure 6-6 : vélo KIDAM EC Lille

Quatre compétitions ont été organisées, en mai 2000, 2001, 2002 et 2003, sur le vélodrome de Roubaix, et ont vu la participation de nombreuses écoles : EC Lille, EC Paris, INSA Lyon, IST Valenciennes, IUT Nancy, IUT Nantes, IUT Tarbes, IUT Villeneuve d'Ascq, Lycée Schumann du Havre, Mines de Douai, Polytech'Lille et UT Compiègne. Afin qu'un nombre significatif de coureurs puissent se mesurer entre eux, cette compétition a été ouverte à tous, et en moyenne, elle a regroupé 25 équipes par an qui ont été accueillies, nourries et logées sans qu'aucun frais d'engagement ne soit demandé.

7 Conclusion

Après un mémoire à la présentation somme toute assez peu originale, ma conclusion sera moins conventionnelle.

Ma motivation pour l'enseignement n'a pas faibli depuis bientôt 20 ans. L'enseignement supérieur, même si tous les étudiants ne sont pas parfaits, est à mon sens un lieu d'exercice privilégié. Ma motivation pour la recherche n'a pas faibli non plus. Elle est toujours plus importante pour la recherche appliquée que pour la recherche fondamentale. Le statut d'enseignant-chercheur correspond donc parfaitement à mon attente, mais un choix de vie personnel m'amène cependant à douter de mon avenir professionnel.

Je souhaite en effet depuis de nombreuses années vivre avec ma famille en Haute-Savoie. Après plusieurs tentatives infructueuses, j'ai compris que les chances d'être recruté à la mutation dans un des établissements de l'Université de Savoie sans avoir au préalable initié une collaboration de recherche étaient infimes. J'ai donc demandé et bénéficié d'une demi-année de congé recherche et conversion thématique en 2003-2004, demi-année que j'ai mis à profit pour rédiger cette habilitation d'une part et initier un travail de recherche à l'Université de Savoie d'autre part (au LMécA, à Annecy). J'espère ainsi avoir mis toutes les chances de mon côté pour être recruté comme Professeur d'Université ou obtenir une mutation en tant que Maître de Conférence.

Un début de scolarisation pour ma fille cadette, un passage en primaire pour ma fille aînée et une opportunité de travail pour ma femme à Annemasse nous ont conduit à prendre une décision quelque peu irréversible : vendre notre maison du Nord, déménager et faire construire sur le terrain que nous avons acheté à côté d'Annecy en 1996. Avons-nous fait preuve d'un excès d'optimisme, sans doute, mais nous ne regrettons rien, même si ma situation actuelle est particulièrement inconfortable. Continuer plus longtemps de travailler à l'École Centrale Lille en habitant Annecy n'est, pour moi, pas raisonnable, et ce, même à temps partiel comme c'est le cas cette année. Cette situation est fatigante, difficile à gérer au plan familial et non profitable pour Centrale Lille. Ce constat m'amène, à grand regret, à envisager une réintégration (que j'espère temporaire) dans l'enseignement secondaire. La crédibilité de mon dossier lors d'une future candidature dans l'enseignement supérieur passe alors par le maintien d'une activité de recherche significative, condition que je pense pouvoir remplir en conservant le statut de « collaborateur bénévole » que j'ai actuellement au LMécA.

Ma situation n'est donc pas propice à l'évocation de perspectives concrètes et franches. Je pense que mes compétences dans le domaine de la caractérisation expérimentale sont suffisamment polyvalentes pour être mises à profit dans de nombreux laboratoires de recherche et que j'ai fait preuve de réelles facultés d'adaptation, gage d'un potentiel d'intégration rapide dans une nouvelle équipe de recherche. Maintenant, habilitation ne rime pas forcément avec qualification, et le côté comptable du nombre de publication ouvrant la porte des qualifications flirte avec la limite. Aucune publication n'a pu être rédigée sur le travail réalisé au LRSA, pour cause de confidentialité. Concernant le travail de caractérisation du comportement des Al-SiC, c'est le départ du thésard pour l'industrie au lendemain de sa soutenance qui explique (sans l'excuser) l'absence de publication, lacune que je compte

réparer dès 2005. Le CRAS, les deux brevets délivrés et les trois thèses co-encadrées seront ils suffisants pour contrebalancer ce déficit ?

8 Annexes

8.1 : pages 107 à 114

"Modelling and identification of the mechanical behaviour of composite laminates in compression"

Composites Science and Technology 51 - 1994 - pp. 35-42
O. Allix - P. Ladevèze - É. Vittecoq

8.2 : pages 115 à 121

"Study of monotonic shearing behaviour of unidirectional glass-epoxy composite using new testing device"

Plastics, Rubber & Composite Processing & Applications 27 - 1998 - pp. 227-233.
D. Hassaïni - É. Vittecoq- G. Degallaix

8.3 : pages 123 à 130

"Cyclic shearing behaviour of a unidirectionnal glass/epoxy composite"

International Journal of Fatigue of Composites 24 - 2002 - pp. 319-326
G. Degallaix - D. Hassaïni - É. Vittecoq

8.4 : pages 131 à 137

"Une nouvelle méthode expérimentale de caractérisation du comportement en cisaillement de matériaux orthotropes".

Mécanique & Industries 1 - 2000 - pp. 277-283
E. Vittecoq - D. Hassaïni - G. Degallaix

8.5 : pages 139 à 146

"In-situ observation of fatigue crack initiation in notched fibre-metal laminates"

1st International Conference on Fatigue of Composites, ICFC-1,
Paris - Juin 1997

S. Degallaix, C. Bathias & R. Fougères Eds, Publ. SF2M (Paris), pp. 205-212
A. Vasek - S. Letaut - É. Vittecoq

8.6 : pages 147 à 156

"Etude expérimentale du comportement mécanique de fatigue plastique oligocyclique d'un composite à matrice métallique Al-SiC de fonderie"

12èmes Journées Nationales sur les Composites,
Cachan - novembre 2000

O. Allix, C. Cluzel et J. Lamon Eds., AMAC Publ. (Paris), Vol. II, pp. 705-714
C. Fouret - S. Degallaix - É. Vittecoq

Discipline : MECANIQUE

Nom/Prénom du candidat : VITTECOQ Eric

N° d'ordre :

Membres du Jury

-Rapporteurs :

Robert ARRIEUX
Alain BERNARD
Michel GREDIAC

-Examineurs :

Didier BELLET
Gérard DEGALLAIX
Suzanne DEGALLAIX
Géry DESAXCE
Marie-Christine LAFARIE-FRENOT

Titre

**DU CRASH-TEST AUX ESSAIS MONO-FILAMENTAIRES,
QUELQUES APPORTS DANS LE DOMAINE
DE LA CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT
DE MATERIAUX ET DE STRUCTURES**

Résumé

Ce mémoire présente les activités de recherche effectuées dans le domaine de la caractérisation expérimentale du comportement des matériaux et des structures.

Ces recherches ont débuté au Laboratoire de Recherche en Sécurité Automobile (commun à l'Ecole Centrale de Paris et PSA Peugeot-Citroën) avec l'objectif d'optimiser les systèmes de retenue d'un véhicule lors d'une collision frontale. Un modèle dynamique multi-corps a été développé et validé, puis exploité afin de connaître d'une part la sensibilité des différents paramètres structurels du système de retenue et enfin intégré à une boucle d'optimisation permettant de déterminer la configuration minimisant les lésions subies par les occupants du véhicule. Une démarche proche a été adoptée pour concevoir un dispositif d'absorption d'énergie destiné aux véhicules urbains, concept qui a été validé par un crash-test.

Ces recherches se sont poursuivies à l'Ecole Centrale de Lille, avec un recentrage sur la caractérisation du comportement des matériaux, composites en particulier. Deux domaines principaux ont été abordés : l'étude du comportement en cisaillement des matériaux composites stratifiés et le développement de techniques d'essai sous microscope électronique à balayage (MEB).

Un montage d'essai de cisaillement spécifique a été développé pour caractériser l'ensemble des comportements de cisaillement d'un matériau orthotrope. Il a été validé sous chargement monotone, et partiellement sous chargement cyclique sur composite unidirectionnels verre-époxyde. Outre la détermination des principales caractéristiques mécaniques de cisaillement, l'essai a permis de montrer que pour des stratifiés réalisés en autoclave, l'interpli ne présentait pas de faiblesse particulière en cisaillement par rapport au pli. Cette observation a été étendue au collage de composite, en réalisant un essai de traction sous MEB sur éprouvette à simple recouvrement.

Quant aux techniques expérimentales sous MEB, plusieurs machines de traction ont été conçues et mise au point. Machine de traction monotone sous faible charge commandée en déplacement puis machine de fatigue oligocyclique de 10 kN de capacité de charge asservie en charge ou déplacement, tous les dispositifs ont la particularité de maintenir le centre de l'éprouvette sous le faisceau d'électron durant l'essai. Ils ont servi de support à de nombreuses études et collaborations, nationales et internationales, universitaires et industrielles. L'étude d'une nouvelle machine basée sur un vérin hydraulique sans étanchéité dynamique a débuté. Elle devra à terme permettre de réaliser des essais de fatigue endurance.

Présentation prévue le 16 Décembre 2004 à 13 Heures 30
Grand Amphithéâtre de l'Ecole Centrale de Lille