

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	7
1.1 Contexte historique des ailes déformables.....	7
1.2 Alliages à mémoire de forme.....	12
1.2.1 Introduction aux alliages à mémoire de forme .....	12
1.2.2 Origine du comportement des AMF .....	13
1.2.3 La transformation de phase.....	17
1.2.4 Effet mémoire de forme .....	20
1.2.5 Les AMF en tant qu'actionneurs.....	21
1.3 Travaux sur la décohésion d'une interface .....	23
1.3.1 Méthodologie du test d'arrachement .....	23
1.3.2 Décohésion d'une interface dans les matériaux composites.....	26
1.3.3 Résultats de tests d'arrachement AMF/polymère recensés .....	29
1.3.4 Tests en contraction .....	35
1.4 Conclusion .....	37
CHAPITRE 2 DÉTERMINATION D'UNE CONFIGURATION MAXIMISANT LA RÉSISTANCE À LA DÉCOHÉSION EN ARRACHEMENT .....	39
2.1 Paramètres étudiés .....	39
2.2.1 Décapage.....	41
2.2.2 Modification de la géométrie des spécimens.....	43
2.2.3 Moulage des spécimens .....	44
2.2.4 Montage expérimental .....	47
2.2.5 Résultats.....	49
2.3 Analyse .....	51
2.4 Conclusion .....	54
CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION DES PROPRIÉTÉS DE MÉMOIRE DE FORME ....	57
3.1 Indicateurs et paramètres d'influence .....	57
3.1.1 Méthodologie .....	58
3.1.2 Résultats.....	64
3.1.3 Analyse .....	67
3.1.4 Conclusion .....	69
CHAPITRE 4 RÉSISTANCE À LA DÉCOHÉSION EN CONTRACTION .....	71
4.1 Montage expérimental de contraction.....	71
4.2 Contraction transversale.....	78
4.2.2 Mesure de la température.....	81
4.2.3 Essais de contraction.....	85
4.3 Contraction longitudinale.....	88

4.3.1	Méthodologie .....	88
4.3.2	Résultats .....	91
4.3.3	Analyse .....	94
4.4	Conclusion .....	101
CHAPITRE 5 MODÉLISATION NUMÉRIQUE DES ÉCHANGES THERMIQUES .....		103
5.1	Construction du modèle .....	103
5.2	Propriétés des matériaux .....	107
5.2.1	Résistivité de l'AMF .....	108
5.2.2	Coefficient de chaleur massique spécifique (Cp) .....	112
5.2.3	Calibration des autres propriétés .....	117
5.3	Études de convergence .....	122
5.4	Validation du modèle .....	125
5.5	Comparaison avec des essais expérimentaux .....	126
5.5.1	Méthodologie .....	126
5.5.2	Résultats .....	127
5.5.3	Analyse .....	128
5.5.4	Discussion .....	129
5.6	Champ de température .....	129
5.6.1	Méthodologie .....	130
5.6.2	Résultats .....	130
5.6.3	Analyse .....	132
5.6.4	Discussion .....	133
5.7	Champ de contrainte .....	133
5.7.1	Méthodologie .....	133
5.7.2	Résultats .....	134
5.7.3	Analyse .....	135
5.7.4	Discussion .....	135
5.8	Conclusion .....	136
CHAPITRE 6 CONCEPTION D'UNE MACHINE DE TRACTION MINIATURE .....		139
6.1	Contraintes de conception .....	140
6.2	Présentation du concept .....	142
6.2.1	Structure .....	143
6.2.2	Système de traction .....	144
6.2.3	Système de transmission .....	146
6.2.4	Système d'attache de l'échantillon .....	149
6.2.5	Dispositifs de sécurité .....	150
6.2.6	Ajustement de la hauteur .....	151
6.2.7	Système de mesure de la force .....	152
6.3	Calibration du système de mesure de la force .....	158
6.4	Conclusion .....	160
CONCLUSION .....		163
RECOMMANDATIONS .....		167

ANNEXE I ARTICLE PRÉSENTÉ À LA CONFÉRENCE THERMEC 2011 .....	169
ANNEXE II DESSINS TECHNIQUES DU MATÉRIEL EXPÉRIMENTAL FABRIQUÉ POUR LES TESTS D'ARRACHEMENT .....	177
ANNEXE III FICHE TECHNIQUE DES RÉSINES ÉPOXY POUR INFUSION DE MARQUE HUNTSMAN.....	181
ANNEXE IV CALCULS RELATIFS AUX ÉLÉMENTS DE TRANSMISSION DE PUISSANCE.....	183
ANNEXE V NOMENCLATURE DE PRODUIT COMPLÈTE DE LA MACHINE DE TRACTION MINIATURE.....	205
APPENDICE A CODE ANSYS.....	211
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	224



## LISTE DES TABLEAUX

		Page
Tableau 1.1	Paramètres de maille du NiTi .....	14
Tableau 1.2	Études recensées .....	30
Tableau 1.3	Résultats recensés .....	31
Tableau 2.1	Étapes successives de déformation et épaisseurs associées .....	43
Tableau 2.2	Caractéristiques mécaniques des résines utilisées (Huntsman Inc., 2012) .....	46
Tableau 2.3	Configurations des essais d'arrachement .....	50
Tableau 2.4	Contrainte normale maximale des essais d'arrachement (MPa) .....	51
Tableau 3.1	Étapes successives de déformation et épaisseurs associées .....	59
Tableau 3.2	Contrainte générée pour différentes procédures de réduction de l'épaisseur .....	65
Tableau 3.3	Déformation récupérable pour différentes procédures de réduction de l'épaisseur .....	66
Tableau 3.4	Contrainte générée pour différents niveaux de réduction de l'épaisseur .....	66
Tableau 3.5	Déformation récupérable pour différents niveaux de réduction de l'épaisseur .....	66
Tableau 4.1	Mesures de la décohéation dans les essais de contraction transversale pour des fils de 0.22 mm d'épaisseur .....	87
Tableau 4.2	Glissement pour un échantillon de 0.16 mm, PD 6% .....	92
Tableau 4.3	Glissement pour un échantillon de 0.22 mm, PD 6% .....	92
Tableau 4.4	Mesure du glissement pour un échantillon de 0.16 mm, PD 2.5% .....	92
Tableau 4.5	Mesure du glissement pour un échantillon de 0.74 mm, PD 6% .....	93
Tableau 5.1	Mesures effectuées sur les trois échantillons .....	110
Tableau 5.2	Résistivité du matériau selon la température pour les trois échantillons .....	111
Tableau 5.3	Données mesurées pour chaque essai de résistivité .....	116

Tableau 5.4	Cp calculé.....	117
Tableau 5.5	Paramètre $T_{60,1}$ (°C) pour différentes combinaisons de paramètres pour la première itération.....	118
Tableau 5.6	Paramètre $T_{120,1}$ (°C) pour différentes combinaisons de paramètres pour la première itération.....	119
Tableau 5.7	Écarts relatifs absolus pour la première itération.....	119
Tableau 5.8	Résultats de l'analyse de convergence #1, $T_{\max}$ , (°C).....	123
Tableau 5.9	Résultats de l'analyse de convergence #2, $T_{\max}$ , (°C).....	123
Tableau 5.10	Description des cas expérimentaux utilisés .....	127
Tableau 5.11	Résultats expérimentaux et numériques.....	127
Tableau 5.12	Écarts entre les résultats expérimentaux et numériques .....	129
Tableau 5.13	Températures maximale et moyenne .....	131
Tableau 5.14	Écarts de lecture du thermocouple selon deux méthodes .....	132

## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 0.1	Principe d'actionnement de l'aile utilisée pour le projet CRIAQ 7.1,.....	2
Figure 0.2	Visualisation de l'écoulement par l'introduction de fumée du prototype CRIAQ 7.1 .....	3
Figure 0.3	Schéma de principe de la configuration étudiée a) en vue isométrique et b) en vue de profil. ....	4
Figure 1.1	Évolution des concepts des frères Wright a) cerf-volant de 1899 b) le planeur de 1902 et c) l'avion de 1903 (Wikimédia commons).....	7
Figure 1.2	Reproduction de la soufflerie construite par les Frères Wright (Wikimédia commons).....	8
Figure 1.3	Concept de gauchissement de l'aile par les frères Wright montrant les contreventements et les câbles reliés aux commandes manuelles (Wikimédia commons).....	9
Figure 1.4	Concept de l'aile déformable, tiré de (Parker, 1920).....	11
Figure 1.5	Configurations typiques de dispositifs hypersustentateurs modernes, (Wikimédia commons).....	11
Figure 1.6	Principe de l'effet mémoire de forme (Réalisation interne du LAMSI)....	12
Figure 1.7	Mailles élémentaires des deux phases du NiTi, tiré de (Brailovski, 2003).....	14
Figure 1.8	Transformation de phase lors de l'effet mémoire de forme.....	15
Figure 1.9	Transformation de phase lors du comportement superélastique.....	17
Figure 1.10	Diagramme d'état de la transformation martensitique.....	18
Figure 1.11	Températures de transformation selon la direction de transformation vers la martensite (a) et vers l'austénite (b).....	19
Figure 1.12	Effet mémoire de forme rapporté sur un graphique contrainte-déformation-température, tiré de (Branco, Kelly et Guerreiro, 2011).....	20
Figure 1.13	Processus thermomécanique de l'effet mémoire de forme .....	21
Figure 1.14	Schéma d'un actionneur AMF en mode poids libre (a) et courbe de contrainte-déformation correspondante (b).....	22

Figure 1.15,	Schéma de principe d'un essai d'arrachement.....	23
Figure 1.16	Résultat typique d'un test d'arrachement .....	24
Figure 1.17	Terminologie utilisée pour décrire les résultats du test d'arrachement .....	25
Figure 1.18	Illustration de la décohésion dans un matériau composite, a) vue générale, b) illustration des zones de décohésion.....	27
Figure 1.19	Schéma du test d'arrachement de fibre de composite mono-filament (Zhandarov, Mader et Yurkevich, 2002) .....	28
Figure 1.20	Variation de la contrainte de cisaillement le long d'une fibre encastrée en traction (Pisanova et al., 2001) .....	28
Figure 1.21	Comparaison des résultats pour différents traitements de surface.....	32
Figure 1.22	Comparaison des résultats de Kline et de Jonnalagadda .....	33
Figure 1.23	Comparaison des résultats de tests d'arrachement à différentes températures.....	34
Figure 1.24	Résultat typique d'un test d'arrachement (Jonnalagadda, Kline et Sottos, 1997) .....	35
Figure 1.25	Micrographies prises après transformation d'un fil pré-déformé à a) 4%, b) 6% et c) 8%, (Lau et al., 2002) .....	36
Figure 1.26	Mode de fracture radial typique sur les échantillons préparés à pression atmosphérique, (Lau et al., 2002) .....	37
Figure 2.1	Fils immergés dans une solution de Kroll.....	41
Figure 2.2	Montage utilisé pour le sablage manuel.....	42
Figure 2.3	Montage utilisé pour le décapage au jet de sable.....	43
Figure 2.4	Illustration du procédé de laminage dans le but de changer la géométrie du spécimen .....	44
Figure 2.5	Dessin technique montrant la géométrie des échantillons destinés aux tests d'arrachement .....	45
Figure 2.6	Fils avant l'encastrement .....	46
Figure 2.7	Échantillon utilisé pour les tests d'arrachement .....	47
Figure 2.8	Dessin technique de mâchoire fixe tiré de la norme ASTM D2229 .....	48

Figure 2.9	Montage des échantillons en vue des essais de traction, a) à température ambiante et b) à haute température .....	49
Figure 2.10	Contrainte normale maximale selon le type de traitement de surface appliqué, résine 8604, 20°C, 0.74 mm .....	52
Figure 2.11	Influence du traitement de surface pour la résine Huntsman 8605, 20°C 0.74 mm .....	52
Figure 2.12	Contrainte normale maximale selon le type de polymère utilisé et la température lors de l'essai, 0.74 mm, décapage au jet de sable.....	53
Figure 2.13	Contrainte normale maximale selon l'épaisseur du fil, résine 8604, décapage au jet de sable, 20°C.....	53
Figure 2.14	Influence a) de l'épaisseur et b) du rapport P/As sur la contrainte normale maximale.....	54
Figure 3.1	Relation contrainte-déformation pour les indicateurs de performance d'un actionneur AMF, adapté de (Brailovski et Terriault, 2010).....	58
Figure 3.2	Montage utilisé pour la mesure des propriétés d'actionnement.....	61
Figure 3.3	Schéma de processus de la procédure de mesure des propriétés d'actionnement des fils d'AMF .....	62
Figure 3.4	Stabilisation typique des propriétés au fil des cycles.....	63
Figure 3.5	Données de contrainte-déformation d'un dernier cycle typique.....	64
Figure 3.6	Propriétés d'actionnement mesurées, a) génération de contrainte et b) déformation récupérable .....	65
Figure 3.7	Propriétés de mémoire de forme pour les trois procédures de réduction de l'épaisseur considérées, a) GC, b) DR .....	67
Figure 3.8	Propriétés mémoire de forme pour cinq épaisseurs finales .....	68
Figure 3.9	Essais de traction sur des fils de 0.12 mm ayant subi différents temps de PDA.....	69
Figure 4.1	Montage physique utilisé pour les essais de contraction des fils.....	72
Figure 4.2	Schéma électrique du montage de contraction.....	73
Figure 4.3	Interface du système de contrôle du montage de contraction.....	74

Figure 4.4	Paramètres d'opération, a) en mode temps et b) en mode température .....75
Figure 4.5	Paramètres de protection.....75
Figure 4.6	Menu de départ de cycle .....76
Figure 4.7	Menu sauvegarde .....76
Figure 4.8	Menu échantillon .....77
Figure 4.9	Fenêtre d'affichage de la température.....78
Figure 4.10	Menu système .....78
Figure 4.11	Schéma de l'expérience de contraction transversale .....79
Figure 4.12	Montage utilisé pour l'encastrement du fil en contraction transversale ....80
Figure 4.13	Spécimen de contraction transversale.....81
Figure 4.14	Vue rapprochée du thermocouple collé sur le fil d'AMF .....82
Figure 4.15	Évolution de la température dans le temps pour des échantillons a) de 0.74 mm et b) de 0.16 mm .....83
Figure 4.16	Analyse d'un chauffage rapide .....84
Figure 4.17	Mesure de la résistance à la décohésion .....86
Figure 4.18	Schéma de l'échantillon en contraction longitudinale .....88
Figure 4.19	Moule modifié pour réaliser les échantillons de contraction longitudinale .....89
Figure 4.20	Montage utilisé pour l'encastrement du fil en contraction transversale ....90
Figure 4.21	Montage de l'échantillon utilisé pour les tests en contraction longitudinale .....90
Figure 4.22	Marque de crayon montrant le glissement entre le fil et le polymère.....94
Figure 4.23	Progression du glissement des extrémités. a) 0.16 mm, PD 6%, b) 0.22 mm, PD 6%, c) 0.16 mm PD 2.5%, d) 0.74 mm PD 6% .....95
Figure 4.24	Déformation dans une fibre d'aramide lors d'un test d'arrachement, tiré de (Bannister et al., 1995).....96

Figure 4.25	Comportement proposé de la contrainte axiale dans le fil d'AMF (quart de la géométrie de fil) en contraction selon la position, a) sans décohésion, b) apparition du front de décohésion, c) et d) progression du front de décohésion.....	97
Figure 4.26	Cisaillement à l'interface d'un fil d'AMF encastré, a) sans décohésion, b) avec décohésion .....	98
Figure 4.27	Comparaison du glissement pour deux valeurs de PD.....	101
Figure 5.1	Vue de la géométrie du modèle numérique .....	104
Figure 5.2	Configuration modélisée pour imposer un courant à l'AMF .....	105
Figure 5.3	Résistivité en fonction de la température pour différents traitements thermomécaniques, tirée de (Uchil et al., 1998) .....	109
Figure 5.4	Schéma du montage expérimental de mesure de la résistivité.....	110
Figure 5.5	Résistivité du matériau selon la température pour les trois échantillons .	112
Figure 5.6	Plaquettes typiques composant l'échantillon d'époxy testé, le quadrillage est fait de carrés de 5 mm .....	114
Figure 5.7	Lecture de température typique a) lors d'un essai de référence et b) lors d'un essai avec échantillon .....	116
Figure 5.8	Écarts relatifs absolus pour la première itération.....	120
Figure 5.9	Écarts relatifs absolus pour les itérations subséquentes, point minimum (25,0.8).....	121
Figure 5.10	Analyse de convergence sur la durée minimale des sous-étapes pour un CCNR de 0.01 .....	124
Figure 5.11	Température en fonction du temps a) et b) pour un fil de 0.16 mm, c) pour un fil de 0.23 mm et d) pour un fil de 0.74 mm.....	128
Figure 5.12	Progression de la température à travers l'échantillon .....	130
Figure 5.13	Gradient de température à travers l'échantillon.....	131
Figure 5.14	Contrainte en y en Pa sur la section transversale de l'échantillon, a) pour le chauffage lent et b) pour le chauffage rapide.....	134
Figure 5.15	Contrainte en y à l'interface en fonction de la température du fil pour les deux vitesses de chauffage.....	135

Figure 6.1	Diffractomètre PANalytical avec le berceau d'Euler .....	141
Figure 6.2	Contraintes géométriques du berceau d'Euler, dimensions en mm .....	142
Figure 6.3	Vue d'ensemble du concept final.....	143
Figure 6.4	Vue de dessus de la structure de support (gauche) et vue de dessous (droite).....	144
Figure 6.5	Description de la vis à bille.....	145
Figure 6.6	Vue du système de traction.....	146
Figure 6.7	Vue du train d'engrenages servant à la synchronisation.....	147
Figure 6.8	Vue du système d'entraînement.....	148
Figure 6.9	Vue du système d'attache de l'échantillon, a) de derrière, b) du côté de l'échantillon et c) en vue explosée.....	150
Figure 6.10	Vue de la machine en position de fin de course a) ouverte, b) fermée ....	151
Figure 6.11	Plage d'ajustement de la hauteur disponible.....	152
Figure 6.12	Vue du système de mesure de la force, a) barre de flexion seulement, vue de dessus, b) vue isométrique .....	153
Figure 6.13	Modèle de simulation avec le chargement utilisé .....	155
Figure 6.14	Résultat de la simulation numérique montrant le déplacement en y .....	155
Figure 6.15	Résultat de la simulation numérique montrant la contrainte équivalente	156
Figure 6.16	Vue du système de mesure de position a) en vue de dessus et b) en vue isométrique.....	158
Figure 6.17	Montage utilisé pour calibrer le signal des barres de flexion .....	159
Figure 6.18	Résultat de la calibration.....	160

## **LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES**

AMF	Alliage à mémoire de forme
APDL	ANSYS parametric design language
ASTM	American society for testing and metals
CCNR	Critère de convergence de Newton-Raphson
CREPEC	Consortium de recherche en plasturgie et composite
DR	Amplitude de déformation récupérable en condition de force constante
DVRT	Differential variable reluctance transducer
GC	Génération de contrainte en condition de déplacement bloqué
LAMSI	Laboratoire sur les alliages à mémoire et les systèmes intelligents
LVDT	Linear variable differential transducer
PD	Pré-déformation
PDA, °C	Recuit post déformation (post deformation annealing)
PS	Polystyrène
SDA	Structure déformable adaptative



## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$a$ , mm	Distance du point d'application de la force
$A_f$ , °C	Température de fin de la transformation martensitique inverse sous contrainte nulle
$A_s$ , °C	Température de début de la transformation martensitique inverse sous contrainte nulle
$A_s$ , mm <sup>2</sup>	Aire de section
$C_p$ , J/g K	Chaleur massique
$d$ , mm	diamètre du fil
$E_f$ , MPa	Module d'élasticité de la fibre
$E_m$ , MPa	Module d'élasticité de la matrice
$E_r$ , %	Écart relatif
$F$ , N	Force axiale
$G_i$ , J/mm <sup>2</sup>	Énergie de fracture spécifique
$I$ , A	Courant électrique
$I_s$ , mm <sup>4</sup>	Moment d'inertie de la section transversale
$l$ , mm	Longueur encastrée
$m$ , g	Masse de l'échantillon
$M_f$ , °C	Température de fin de la transformation martensitique directe sous contrainte nulle
$M_s$ , °C	Température de début de la transformation martensitique directe sous contrainte nulle
$p$ , mm	Périmètre de la section transversale
$P$ , W	Puissance électrique
$r$ , mm	Rayon de la fibre
$R$ , Ohm	Résistance électrique
$R_1$ , mm	Distance affectée autour de la fibre
$R^2$	Mesure de corrélation
$t_f$ , mm	Épaisseur finale
$t_i$ , mm	Épaisseur initiale
$V$ , Volts	Voltage
$W$ , N	Charge

## XXVI

$y$ , mm	Distance à la fibre neutre
$\Delta E$ , J	Variation d'énergie
$\Delta T$ , °C	Différence de température
$\varepsilon$	Déformation
$\nu_m$	Coefficient de poisson de la matrice
$\rho$ , kg/mm <sup>3</sup>	Densité
$\sigma_s$ , N	Contrainte normale ou de section
$\tau_{avg}$ , MPa	Contrainte de cisaillement moyenne
$\tau_d$ , MPa	Contrainte de cisaillement locale
$\tau_{max}$ , MPa	Contrainte de cisaillement maximale

## INTRODUCTION

Dans le domaine de l'aviation commerciale, il existe cinq grands axes permettant une réduction de la consommation de carburant (GAO, 2009), soit le développement de moteurs plus efficaces, la réduction de la masse de l'appareil (Beck et al., 2011), la modification des techniques de vol (L'Afflitto et Sultan, 2010), l'introduction de nouveaux carburants (Hileman, Stratton et Donohoo, 2010) et la réduction de la trainée de l'appareil (Bushnell, 2003). Le projet CRIAQ 7.1, une collaboration entre Bombardier, Thales, l'ÉTS et l'École Polytechnique de Montréal, fait partie de cette dernière catégorie. Le but de ce projet réalisé entre 2007 et 2009 était de créer un prototype d'aile déformable adaptative présentant une trainée réduite (Coutu, Brailovski et Terriault, 2009). Cette technologie développée en vue d'une éventuelle intégration dans la flotte d'avion de Bombardier aéronautique permettrait une économie substantielle de carburant.

Le principe utilisé pour le projet CRIAQ 7.1 est similaire à un concept imaginé par Parker il y a plus de 90 ans (Parker, 1920). Le profil de l'aile est modifié en vol pour améliorer ses caractéristiques de portance et de trainée. La nouvelle version fonctionne toutefois grâce à des actionneurs en alliages à mémoire de forme (AMF) tel qu'illustré à la Figure 0.1. On peut décomposer ce système en trois parties. La première est la peau flexible qu'on voit sur la partie supérieure de l'aile. On nomme cette partie de l'aile l'extrados dans le domaine aéronautique. La partie avant de la peau flexible est encastrée avec l'aile, tandis que la partie arrière est libre de se déplacer parallèlement à sa surface. Tous les autres mouvements sont bloqués à cet endroit. La forme globale de cette dernière est modifiée quand un point de la peau est déplacé de façon verticale, ce qui a le potentiel d'améliorer les propriétés aérodynamiques de l'aile. La deuxième partie est composée du fil d'AMF et d'un élément de rappel, généralement un ressort. Lorsque le fil et le ressort sont couplés à leurs deux extrémités, ils se contractent lorsqu'ils sont chauffés et reprennent leur forme lorsqu'ils se refroidissent. La troisième partie est le système de transmission. Son rôle est de transférer le mouvement du fil d'AMF, qui est horizontal et dans le sens de l'envergure de l'aile, à la peau

flexible, qui doit être déplacée localement de façon verticale dans le but de donner une forme générale présentant des propriétés aérodynamiques améliorées.

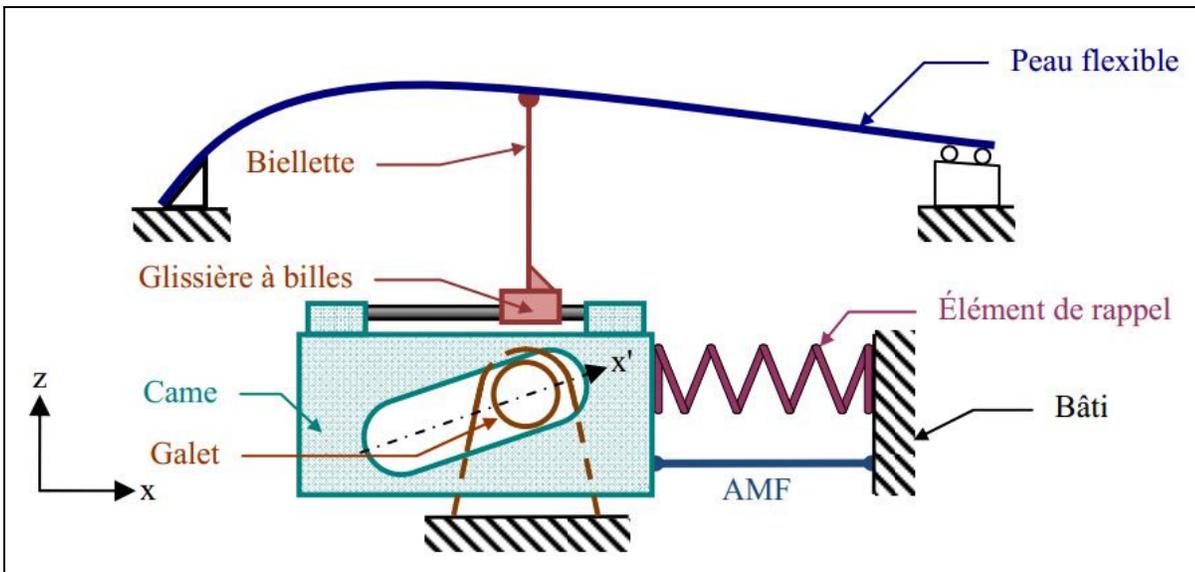


Figure 0.1 Principe d'actionnement de l'aile utilisée pour le projet CRIAQ 7.1,

Un prototype a été réalisé et des essais en soufflerie ont démontré une diminution de la traînée de 15% en moyenne (Coutu, Brailovski et Terriault, 2009). Ces résultats ont été suffisants pour justifier la poursuite du développement de cette technologie. La Figure 0.2 montre le prototype réalisé dans la soufflerie du Conseil National de Recherche du Canada.

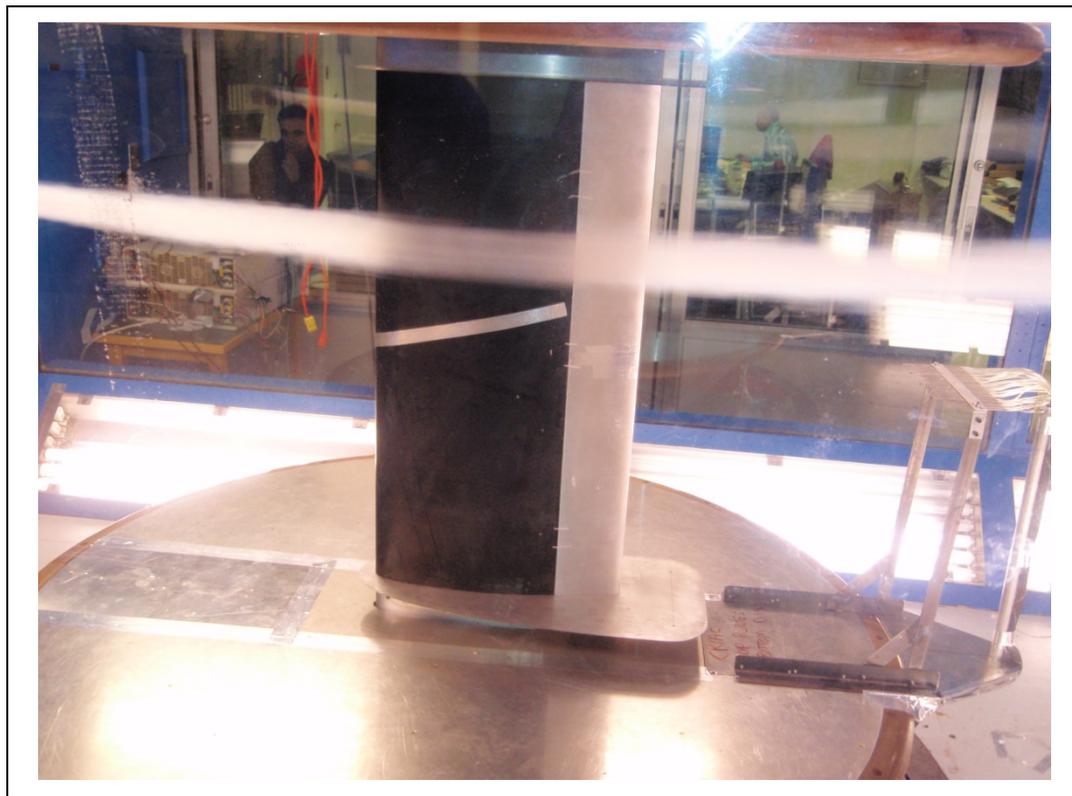


Figure 0.2 Visualisation de l'écoulement par l'introduction de fumée du prototype CRIAQ 7.1

Il y a toutefois des points qui restent à améliorer avant le déploiement commercial de cette technologie. Un de ceux-ci est le fait que le mécanisme permettant la déformation de l'aile occupe un volume important à l'intérieur de celle-ci. Ce volume est en général utilisé comme réservoir de carburant dans les avions modernes. Cette configuration est avantageuse car l'accès y est difficile et il est impossible d'y ranger des bagages. De plus, le fait de mettre le carburant dans les ailes plutôt que dans le fuselage réduit les risques liés aux incendies lors d'un écrasement.

Une façon de remédier à ce désavantage est d'utiliser une structure déformable adaptative (SDA) comme extrados. L'avantage de cette solution vient du fait que les éléments actifs sont situés à même la peau qui constitue l'extrados, libérant par le fait même le volume de l'aile pour d'autres usages. La Figure 0.3 illustre la configuration proposée.

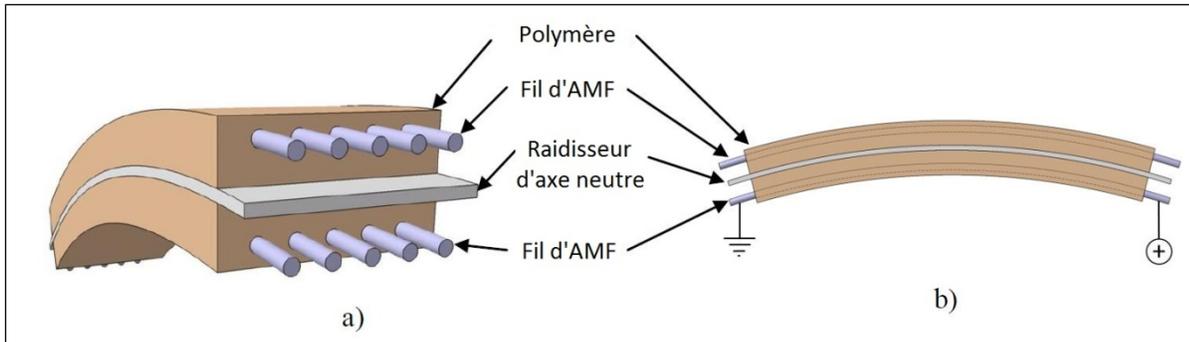


Figure 0.3 Schéma de principe de la configuration étudiée a) en vue isométrique et b) en vue de profil.

Dans cette configuration, la structure prend une courbure dans la direction opposée à la position des éléments actifs. Pour y arriver, des fils d'AMF sont encastrés dans une résine polymère de part et d'autre d'une structure médiane. Lorsqu'on applique un courant électrique dans les fils d'un seul côté, ils se contractent et engendrent une flexion de la structure. Les fils se comportent ainsi parce qu'ils ont été préalablement étirés avant de les encastrer dans la résine, ce qui induit un effet mémoire de forme. De plus, comme la structure médiane est souple en flexion mais rigide en compression, une contraction des fils d'un côté provoquera un étirement des fils de l'autre côté, ce qui a pour effet de réarmer les fils du côté opposé pour éventuellement générer une flexion dans le sens contraire. Le rôle du polymère est de transférer la charge entre les fils et la structure médiane.

Lors de l'effet mémoire de forme, les fils cherchent à se contracter pour récupérer la déformation imposée lors de la pré-déformation. Cette contraction est gênée par trois facteurs. Premièrement, la résine s'oppose à la flexion de la plaque, elle cherche à revenir à la forme donnée lors du moulage. Ensuite les fils situés du côté opposé ont besoin d'un certain travail pour être étirés et finalement, lors de l'utilisation de la SDA en contexte, une force externe risque de s'opposer à sa flexion. Par exemple, dans un contexte aéronautique, la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de l'aile tendra à faire bomber la structure vers l'extérieur. La SDA devra donc combattre cette force en contractant les fils situés du côté extérieur. Tous ces facteurs font que le fil d'AMF, lorsqu'activé, se trouve en tension alors que le polymère qu'il entoure se trouve en compression. Ces états de contrainte

très différents se rencontrent à l'interface des deux matériaux, ce qui crée un cisaillement important. Il peut devenir assez important pour provoquer une décohésion entre les deux matériaux. Il faut éviter cette situation car la décohésion de l'interface pourrait entraîner une perte de fonctionnalité de la SDA.

Le but de ce travail de recherche est de comprendre les mécanismes en jeu lors de la décohésion de l'interface entre le fil d'AMF et le polymère et de développer une façon de prévenir le phénomène de décohésion en service. Voici un aperçu du mémoire qui permettra au lecteur de situer les chapitres entre eux :

#### Chapitre 1. Revue de la littérature

Afin de comprendre les mécanismes en jeu lors de la décohésion, ce chapitre présente un contexte historique des ailes déformables, une introduction aux alliages à mémoire de forme, une revue des publications traitant spécifiquement du sujet de la décohésion des fils d'AMF dans une matrice polymère mais également de façon plus générale de la résistance à la décohésion des interfaces.

#### Chapitre 2. Détermination d'une configuration optimale

Plusieurs paramètres sont explorés dans le but d'augmenter la résistance à la décohésion. Les paramètres analysés sont le traitement de surface appliqué au fil avant l'encastrement, le type de résine polymère et le changement de géométrie de section transversale du fil, en particulier la réduction de son épaisseur par laminage. La résistance à la décohésion est comparée à l'aide d'un test d'arrachement dans le but de trouver la combinaison la plus favorable au niveau de la résistance à la décohésion.

#### Chapitre 3. Caractérisation des propriétés de mémoire de forme

Le laminage effectué pour réduire l'épaisseur du fil modifie ses propriétés de mémoire de forme. Une caractérisation de ces propriétés est donc réalisée sur des

échantillons ayant subi diverses procédures de laminage pour identifier celle qui conserve le mieux ses propriétés de mémoire de forme.

#### Chapitre 4. Résistance en contraction

Le test le plus couramment utilisé pour mesurer la résistance à la décohésion est le test en arrachement alors que dans une SDA la décohésion se produit lors d'une contraction du fil. Une nouvelle méthode d'évaluation de la résistance à la décohésion est donc développée dans le but d'augmenter la validité des tels tests de résistance adaptés aux SDA.

#### Chapitre 5. Modélisation numérique

Un modèle numérique permettant de simuler les phénomènes transitoires d'échanges thermiques entre le fil d'AMF et le polymère est développé. Ce modèle, réalisé avec le logiciel ANSYS, permet de vérifier certaines hypothèses faites au niveau de la distribution de la température dans les échantillons en contraction.

#### Chapitre 6. Conception d'une machine de traction miniature

La mesure du champ de déformation à l'interface du fil et du polymère dans une SDA permettrait de développer et valider un modèle numérique prenant en compte l'effet mémoire de forme d'un fil encastré. La conception d'une machine de traction pouvant effectuer ces essais in situ en utilisant la technique de microspectrométrie Raman est donc réalisée. Ce chapitre détaille le cahier de charge, la description de la machine et le travail d'analyse des éléments de machine.

#### Conclusion et recommandations

L'analyse des résultats identifie certains problèmes liés à la décohésion des fils mais propose un cadre de travail pour les surmonter et pouvoir intégrer ces travaux aux autres en cours au laboratoire LAMSI.

## CHAPITRE 1

### REVUE DE LA LITTÉRATURE

La recension des écrits est séparée en trois sections distinctes. La première dresse un portrait de l'historique du développement des profils d'aile à géométrie variable. La seconde présente les alliages à mémoire de forme et l'origine de leurs propriétés mécaniques particulières. La troisième section fait un tour d'horizon de différents domaines pour lesquels des travaux de recherche traitant de la décohésion d'interfaces ont été réalisés et une sous-section traite spécifiquement de la décohésion de l'interface entre des fils d'AMF et une matrice polymère.

#### 1.1 Contexte historique des ailes déformables

Les frères Orville et Wilbur Wright sont les premiers à avoir effectué un vol habité, motorisé et contrôlé d'un avion plus lourd que l'air en 1903. Leur exploit est certes remarquable et celui-ci est dû beaucoup plus à une approche expérimentale méthodique qu'à un éclair de génie soudain. En observant l'évolution de leurs concepts à la Figure 1.1, du cerf-volant de 1899 vers le planeur de 1902 puis vers l'avion en 1903, on remarque aisément une morphologie commune.

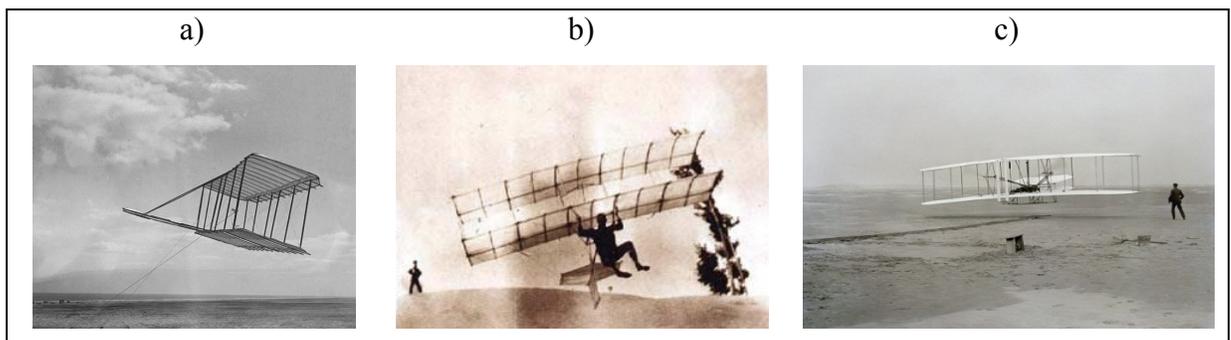


Figure 1.1 Évolution des concepts des frères Wright a) cerf-volant de 1899 b) le planeur de 1902 et c) l'avion de 1903 (Wikimédia commons)

À cette époque, les inventeurs en aéronautique concevaient et fabriquaient des modèles, les testaient et développaient par la suite d'autres modèles complètement nouveaux. Les frères Wright attaquaient les problèmes un à la fois d'une manière très rigoureuse et fabriquaient un nouveau prototype en ne changeant que quelques détails à la fois pour pouvoir mesurer la pertinence de leur amélioration. Quand ils se sont aperçus que l'information sur la performance des profils d'aile était erronée, ils ont construit une soufflerie, qu'on peut voir à la Figure 1.2, et ont testé plus de 200 profils d'aile, un fait remarquable pour l'époque. Cela démontre bien le niveau de rigueur qui animait leur travail.



Figure 1.2      Reproduction de la soufflerie construite par les Frères Wright (Wikimédia commons)

La solution choisie pour le contrôle du roulis de l'avion est d'un intérêt particulier pour le présent travail de recherche. Les frères Wright utilisaient un gauchissement de l'aile qui augmentait ou diminuait la portance de l'aile indépendamment de chaque côté. Cela avait pour effet de contrôler le roulis de l'appareil. On peut voir le système de gauchissement utilisé à la Figure 1.3.

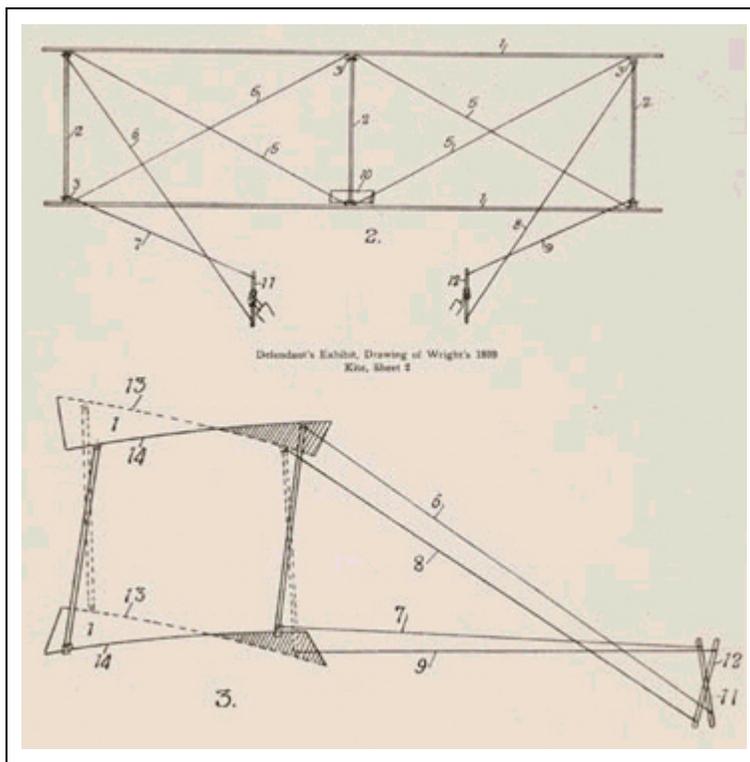


Figure 1.3 Concept de gauchissement de l'aile par les frères Wright montrant les contreventements et les câbles reliés aux commandes manuelles (Wikimédia commons)

Contrairement aux frères Wright qui utilisaient le changement de forme d'une aile pour le contrôle en vol, le concept de modification du profil d'une aile d'avion dans le but d'améliorer ses caractéristiques de portance et de trainée remonte à 1920 (Parker, 1920). Parker publie un article dans lequel il élabore une stratégie visant à augmenter la plage de vitesse disponible pour un avion. Cette caractéristique est importante car à cette époque, on avait réussi à augmenter considérablement la vitesse de pointe, mais la vitesse de décrochage restait approximativement égale à la moitié de la vitesse maximale. Cette situation forçait les pilotes à tenter des décollages et atterrissages de plus en plus rapides. L'approche proposée consiste à modifier la cambrure de l'aile comme l'illustre la Figure 1.4. Ses travaux ont mené à l'apparition des dispositifs hypersustentateurs modernes qui permettent aux avions modernes d'atterrir en toute sécurité malgré des vitesses de croisière de l'ordre de 900 km/h. La citation suivante illustre bien le niveau de compréhension du phénomène qu'il avait acquis.

[...] next for consideration is variable surface. Theoretically, this gives a perfect solution. If the wings of the airplane could be increased in area during flight, the speed could be reduced so as to land as slowly as desired. Conversely, given sufficient surface to insure a low enough landing speed, if the surface could be reduced in flight the planes could always be made to operate at the angle of incidence giving the best lift/drag ratio; thus securing the least possible drag at maximum speeds. Unfortunately, mechanical difficulties prevent the realization of this method [...] Suppose, now, that instead of removing the wings we leave them in place, but when they are not required for lifting we change them to a shape offering only a fraction of their former drag. If this fraction is approximately the same as that required for variable surface we will have all the advantages of variable surface, and the problem will become one of changing the wing from an efficient lifting shape to a shape offering the least possible resistance;

La Figure 1.4 montre le concept que Parker avait envisagé. La structure de l'aile comporte deux types des membrures : celles rigides simultanément en tension et en compression et d'autres offrant une résistance en tension seulement. Cette conception permet à l'aile de réduire sa traînée pour atteindre une vitesse de croisière élevée, « maximum speed shape », tout en permettant une vitesse d'atterrissage réduite « landing speed shape ».

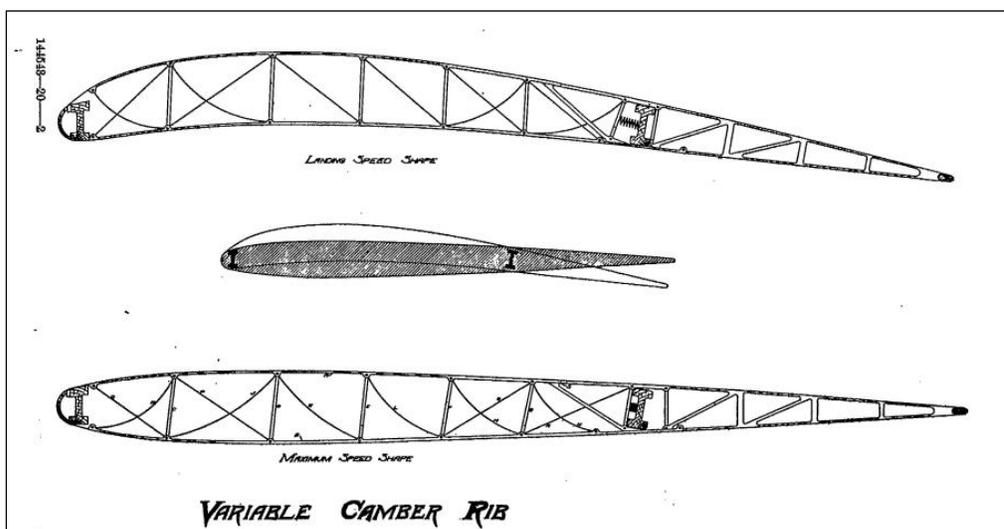


Figure 1.4 Concept de l'aile déformable, tiré de (Parker, 1920)

Les contraintes de fabrication ont toutefois incité les constructeurs à adopter une aile fixe avec des dispositifs hypersustentateurs rétractables tels qu'illustré à la Figure 1.5.

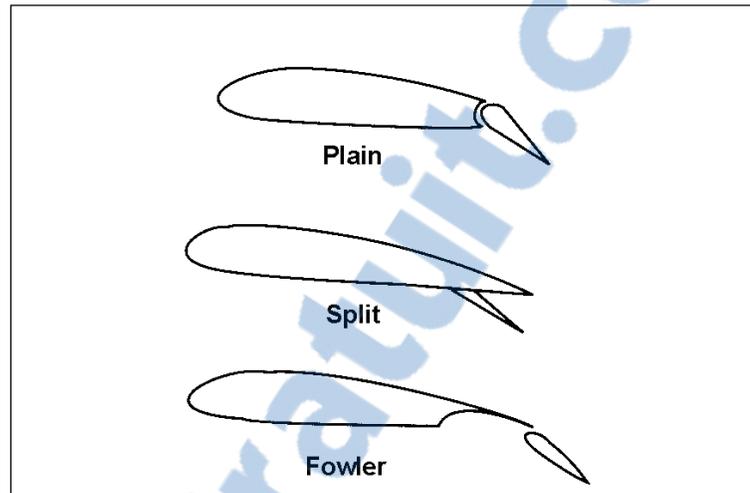


Figure 1.5 Configurations typiques de dispositifs hypersustentateurs modernes, (Wikimédia commons)

De nombreux concepts d'aile déformable adaptative ont été proposées par la suite (Bird, 1973; Henry, 2005; Levinsky et Palko, 1982) mais l'intégration de cette technologie dans l'aviation commerciale et militaire a connu peu de succès jusqu'à maintenant. La tendance semble toutefois sur le point de s'inverser pour plusieurs raisons. Tout d'abord, la part du carburant dans les coûts d'exploitation des compagnies aériennes augmente constamment et de nombreux chocs pétroliers depuis 1970 ont causé des difficultés financières aux transporteurs aériens (GAO, 2009). De plus, la préoccupation croissante du public par rapport au réchauffement planétaire pousse le secteur de l'aérospatiale à réduire ses émissions de gaz à effet de serre. Il est donc logique de constater un intérêt marqué de la part des avionneurs pour des technologies permettant de réduire la consommation de carburant des avions. La section suivante permettra au lecteur non-familier avec les AMF de comprendre les propriétés lui permettant de jouer le rôle d'actionneur dans les SDA.

## 1.2 Alliages à mémoire de forme

### 1.2.1 Introduction aux alliages à mémoire de forme

Alliage à mémoire de forme (AMF) est un terme qui fait référence à des matériaux métalliques pouvant présenter deux phénomènes étroitement liés, l'effet mémoire de forme et l'effet superélastique. L'effet mémoire de forme permet à une pièce de retrouver une forme mémorisée après une déformation apparemment permanente lorsqu'on la chauffe, tel qu'illustré à la Figure 1.6. Le comportement élastique classique commun à tous les métaux permet à une pièce de retrouver sa forme initiale de façon spontanée dès que la force qui la déformait est retirée. La particularité de l'effet superélastique est que ce phénomène permet de subir une déformation réversible allant jusqu'à 10% pour l'AMF le plus commun en alliage de nickel-titane.

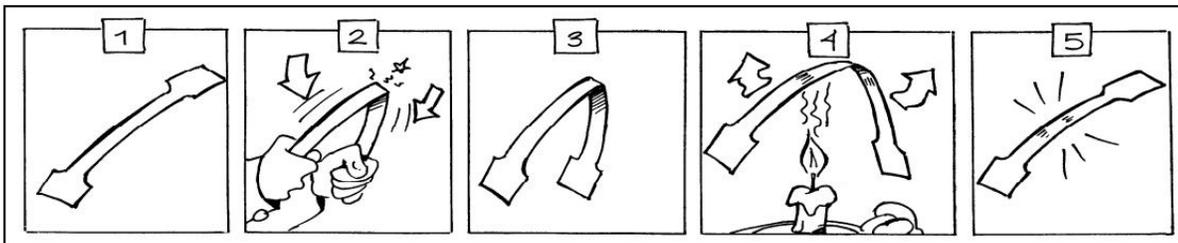


Figure 1.6 Principe de l'effet mémoire de forme (Réalisation interne du LAMSI)

La découverte du phénomène de mémoire de forme remonte à 1932 quand il fut observé pour la première fois par A. Ölander sur un alliage Au-Cd. Cet alliage n'était toutefois pas assez performant et trop dispendieux pour en faire un usage commun. Ceci changea en 1962 avec le développement du Nitinol, un alliage équiatomique de Nickel et de Titane au laboratoire Américain Naval Ordnance Laboratory, d'où son nom acronyme, le Nitinol. On l'appelle également NiTi à cause de sa composition chimique. Il est toujours l'AMF dont l'usage est le plus répandu. Plusieurs produits commerciaux allant des raccords de conduites hydrauliques en aéronautique aux prothèses biomédicales exploitent ses propriétés surprenantes

(Aerofit inc., 2009; AMF inc., 2012). Plusieurs propriétés expliquent l'emploi de cet alliage notamment la mémoire de forme, sa résistance à la corrosion et sa biocompatibilité.

### 1.2.2 Origine du comportement des AMF

Le comportement particulier des AMF trouve son origine dans leur structure cristalline. Alors que dans un matériau classique, le mécanisme impliqué dans une déformation permanente est le passage de dislocations à travers le réseau cristallin, dans un AMF les déformations au-delà de la limite élastique sont expliquées par une transformation de phase solide. Ce qui explique le comportement mémoire de forme est le caractère réversible de cette transformation.

Le NiTi se présente sous deux structures cristallographiques, soit une phase de martensite à basse température et une phase d'austénite à haute température. Le terme pour la transformation cristallographique entre les deux phases est transformation martensitique. On retrouve également le terme de transformation martensitique lors de la trempe d'un acier. La principale différence qui fait qu'un acier ne présente pas de comportement de mémoire de forme est le fait que la transformation de l'austénite vers la martensite est possible à une température relativement basse mais que la transformation inverse n'est possible qu'à très haute température (723°C et plus).

Dans le cas du NiTi, la martensite se présente sous deux formes, autoaccommodante et orientée. Les paramètres de maille sont identiques pour les deux formes, soit une forme monoclinique, ou plus précisément B19'. L'austénite est caractérisée par une maille cubique centrée (B2). On peut voir les deux mailles élémentaires à la Figure 1.7.

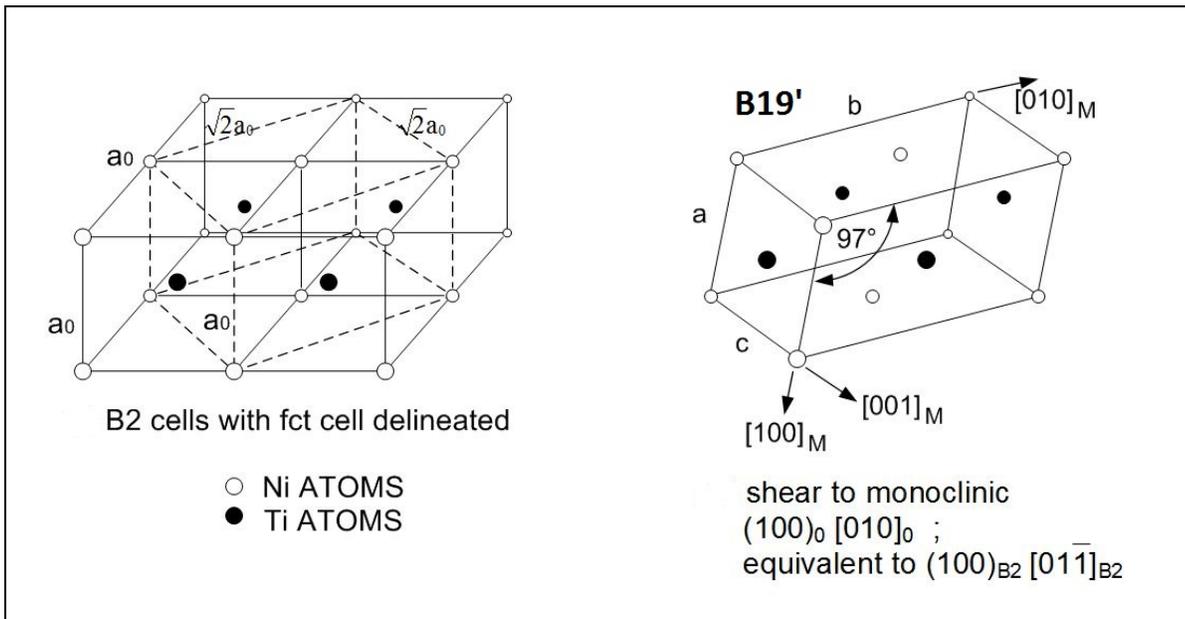


Figure 1.7 Mailles élémentaires des deux phases du NiTi, tiré de (Brailovski, 2003)

Il est intéressant de noter que le volume des deux mailles est très proche, l'effet mémoire de forme ne peut pas être expliqué par cette différence uniquement. La transformation entre les deux phases se fait selon un facteur d'échelle dans les trois axes ainsi qu'un cisaillement de la maille. Le Tableau 1.1 donne les paramètres de maille pour les deux phases (Kibey, Sehitoglu et Johnson, 2009).

Tableau 1.1 Paramètres de maille du NiTi

Austénite (B2)		Martensite (B19')	
[100]	0,3011 nm	[100]	0,2847 nm
[011]	0,4258 nm	[001]	0,4672 nm
[011̄]	0,4258 nm	[010]	0,4116 nm
β	90°	β	97.78°

La Figure 1.8 présente la relation entre le changement de phase du NiTi et son comportement mémoire de forme.

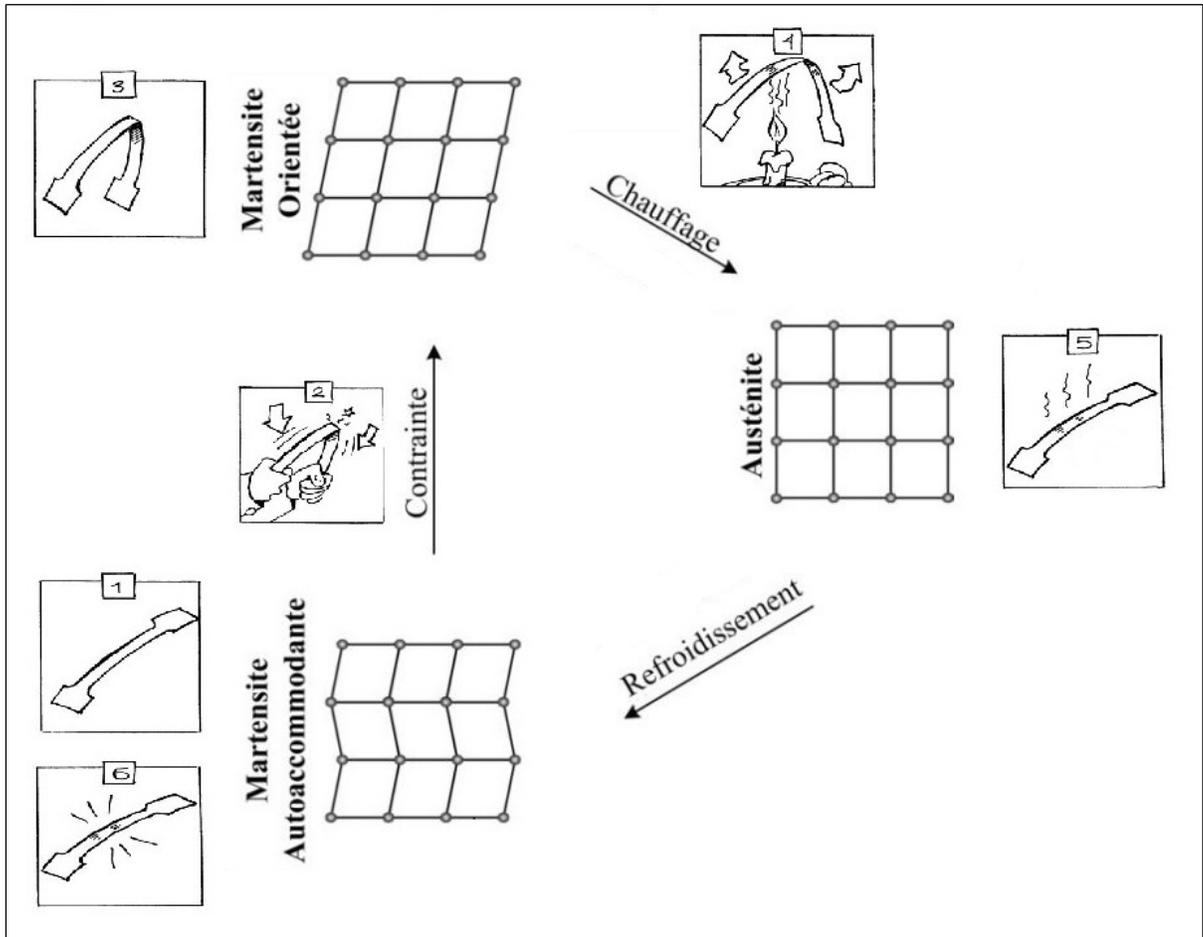


Figure 1.8 Transformation de phase lors de l'effet mémoire de forme

Une pièce faite de Nitinol initialement droite possède une structure cristallographique de martensite autoaccommodante à la température ambiante (1). Elle est déformée de façon apparemment permanente en lui appliquant une contrainte (2). La grande déformation observée ne cause pas de passage de dislocations comme ce serait le cas avec un matériau classique. Elle est plutôt expliquée par un changement d'orientation de certaines zones cristallines (réorientation de la martensite). Ce changement d'orientation de certaines mailles permet une déformation de la forme macroscopique de la pièce. La structure est toujours composée de mailles de martensite mais on parle maintenant de martensite orientée (3). La pièce est ensuite chauffée à une température suffisamment élevée pour provoquer une transformation de phase vers une structure cristalline austénitique. En pratique, cette température est de l'ordre de  $-160^{\circ}\text{C}$  à  $120^{\circ}\text{C}$  (Brailovski, 2003). Elle est choisie selon la

fonction que la pièce doit accomplir et de l'environnement dans lequel elle évolue. On peut modifier cette température en agissant sur la composition de l'alliage et le traitement thermomécanique appliqué au matériau (4). Quand cette température est atteinte, la pièce retrouve sa forme d'origine quand les changements d'orientation des mailles sont annulés lors de la transformation vers l'austénite (5). Lorsque la pièce revient à la température ambiante, l'austénite se transforme en martensite autoaccomodante. Ce changement de phase ne crée pas de changement dans la forme globale de la pièce (6).

Le comportement superélastique du Nitinol se manifeste lorsqu'on applique une contrainte, ce qui provoque une grande déformation (jusqu'à 10% pour le NiTi) et que la pièce revient spontanément à sa forme d'origine. Ce comportement est également expliqué par une transformation martensitique, mais celle-ci n'est pas due au fait de passer au-dessus ou en-dessous de la température de transformation puisqu'elle se produit dans un environnement à température constante et sans apport de chaleur externe. Il vient plutôt du fait que la température de transformation de l'alliage est choisie pour être sous la température ambiante et que la transformation de phases est initiée par l'application de contrainte. La Figure 1.9 illustre le principe.

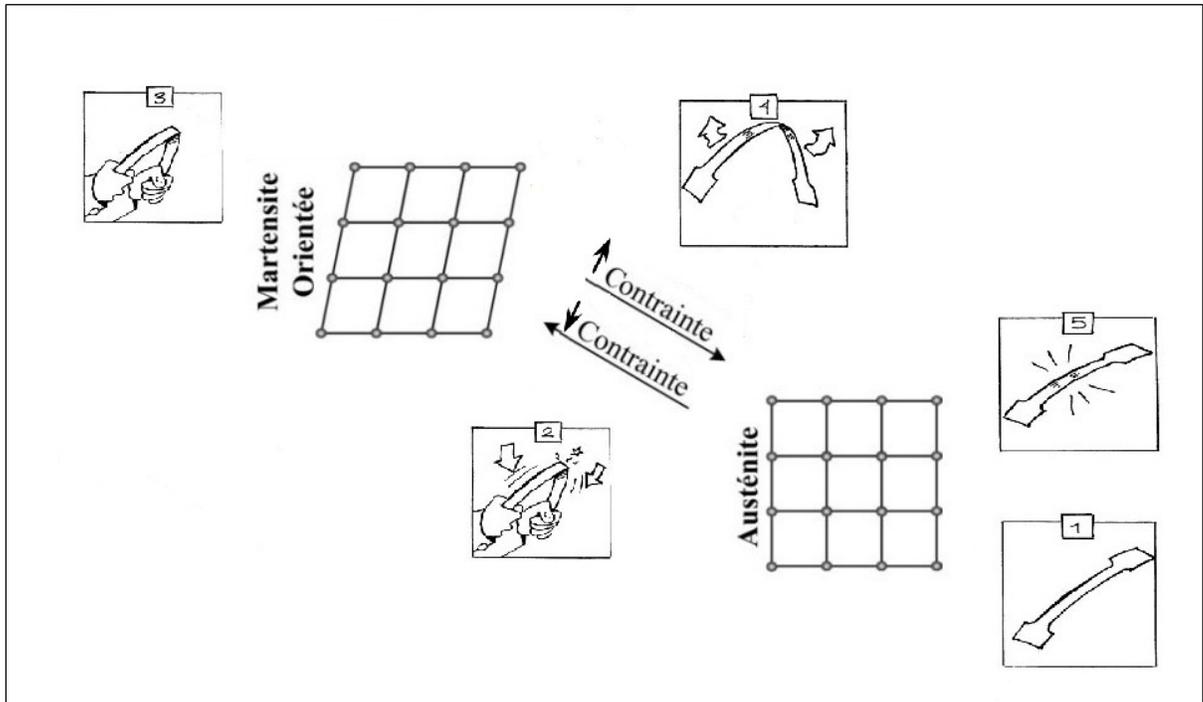


Figure 1.9 Transformation de phase lors du comportement superélastique

À température ambiante et sans contrainte, le matériau se trouve dans l'état austénitique (1). On applique une contrainte importante sur la pièce pour atteindre une déformation pouvant aller jusqu'à 10% (2). Afin d'accommoder cette déformation sans impliquer de mouvements de dislocations, une partie de la pièce se transforme en phase martensitique orientée. La fraction de matière transformée sous forme martensitique correspond à peu près au niveau de déformation. Lorsque toute la matière est transformée, le matériau adopte un comportement conventionnel (3). Aussitôt que la contrainte appliquée sur la pièce est relâchée, la pièce reprend sa forme initiale (4). Toute la matière qui avait été transformée en martensite est maintenant revenue sous forme austénitique (5).

### 1.2.3 La transformation de phase

La transformation martensitique observée dans les AMF obéit à la relation de Clausius-Clapeyron au même titre que tous les autres changements d'état tels que les transformations de fusion et de condensation. Comme pour les substances pures, on peut provoquer un

changement de phase, soit par un changement de température, comme à la Figure 1.8, soit par un changement de pression, comme à la Figure 1.9. La Figure 1.10 montre l'état cristallographique selon la contrainte et la température pour le NiTi.

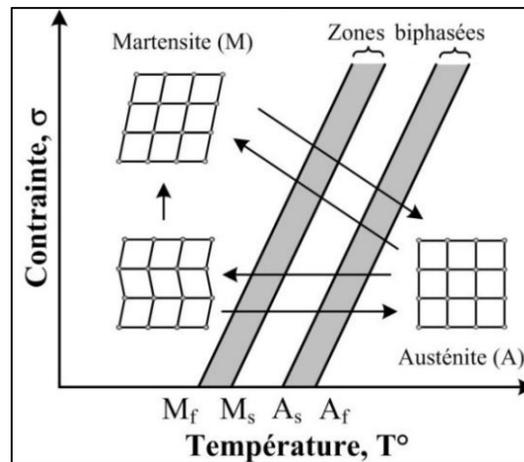


Figure 1.10 Diagramme d'état de la transformation martensitique

On remarque que la transformation ne s'effectue pas à une température fixe mais bien sur une plage de température. Par exemple, la transformation vers l'austénite débute à  $A_s$  et se termine à  $A_f$  tandis que la transformation vers la martensite commence à  $M_s$  et se termine à  $M_f$ . La Figure 1.11 décompose le diagramme d'état selon la direction de transformation. On observe que les températures de transformation sont différentes dans les deux directions. Cela entraîne un comportement mécanique comprenant une hystérésis.

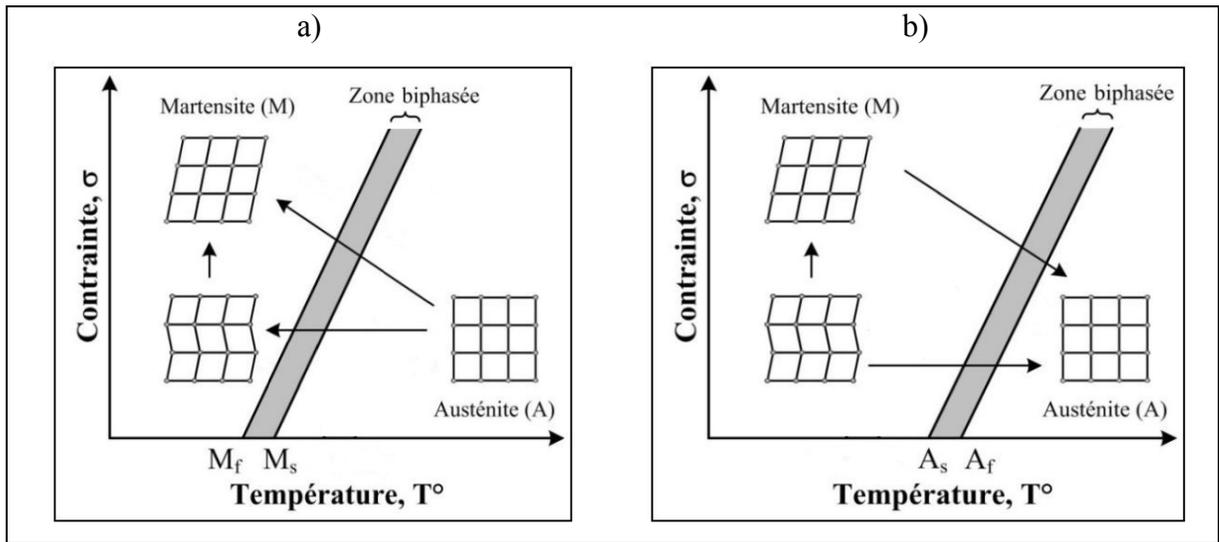


Figure 1.11 Températures de transformation selon la direction de transformation vers la martensite (a) et vers l'austénite (b)

Pour bien décrire le comportement du matériau, il importe de créer un graphique contrainte-déformation-température, tel qu'illustré à la Figure 1.12. On voit alors la complexité du comportement en comparaison d'un matériau classique qui peut être représenté sur un simple graphique contrainte-déformation.

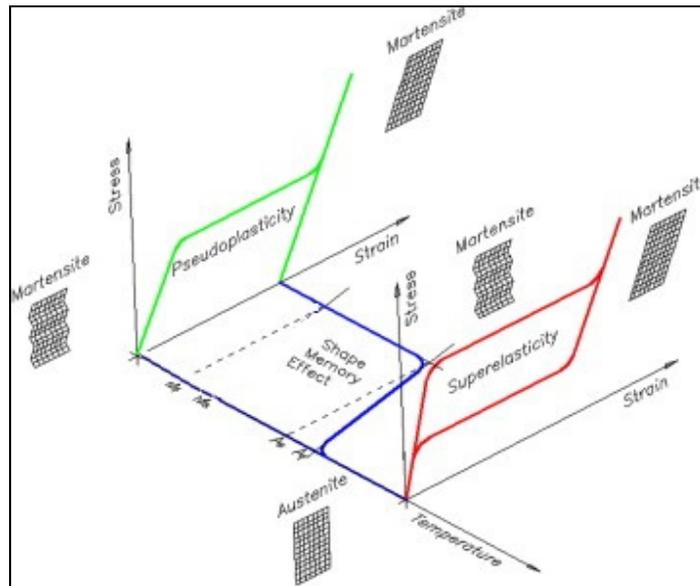


Figure 1.12 Effet mémoire de forme rapporté sur un graphique contrainte-déformation-température, tiré de (Branco, Kelly et Guerreiro, 2011)

#### 1.2.4 Effet mémoire de forme

La Figure 1.13 illustre de nouveau le phénomène de mémoire de forme, cette fois sur un graphique contrainte-déformation-température plutôt que de façon purement schématique. La pièce est initialement à l'état basse température et non déformée. Sa structure est alors composée de martensite autoaccommodante (1). Une contrainte externe est alors appliquée (2), puis relâchée (3). La martensite a alors été orientée par maillage. La pièce présente alors une déformation importante, sans toutefois que le matériau ne soit déformé plastiquement. En effet, la pièce retrouvera sa forme initiale suite à un chauffage (4), durant lequel la martensite se transformera en austénite. Après refroidissement, la pièce sera dans les mêmes conditions qu'à l'état initial (5), tant au niveau macroscopique que microscopique.

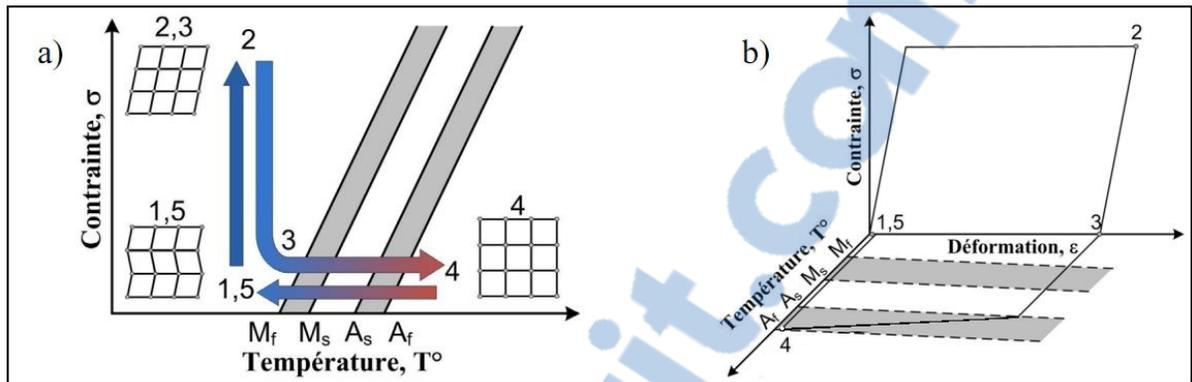


Figure 1.13 Processus thermomécanique de l'effet mémoire de forme

La seule contrainte externe appliquée sur la pièce est à l'étape 2. La pièce est libre durant tout le reste du cycle. Cela n'est pas tout-à-fait représentatif du comportement des AMF dans un contexte d'application réelle. Celui-ci est abordé à la section suivante.

### 1.2.5 Les AMF en tant qu'actionneurs

Dans le domaine aéronautique, les premiers avions n'utilisaient que la force manuelle directe pour bouger les surfaces de contrôle. À mesure que la taille et la vitesse des avions augmente, la force requise de la part du pilote augmente également. On a donc introduit le concept d'actionneurs servant à déplacer les surfaces de contrôle. Un actionneur est un organe fournissant la force nécessaire à l'accomplissement d'un travail ordonné par une unité de commande distante. Dans un avion moderne, l'énergie est fournie par le moteur de l'avion soit sous forme électrique via un alternateur, soit sous forme hydraulique via une pompe. On retrouve donc deux types d'actionneurs dans un avion, des vérins hydrauliques et des moteurs électriques linéaires et rotationnels.

Les AMF peuvent également servir d'actionneur (Brailovski, 2003; Seelecke et Muller, 2004). Le poids libre suspendu par un AMF est un exemple simple d'AMF utilisé comme actionneur. À la Figure 1.14a, un poids est mis en suspension sur le fil d'AMF schématisé par un ressort (A-B), ce qui lui confère un certain allongement (C). Un courant est ensuite

envoyé dans le fil, ce qui le chauffe par effet Joule. Le changement de température provoque un changement de phase qui tend à ramener le fil près de sa longueur initiale (D). Lorsque le courant est coupé, le fil se refroidit et le poids l'étire de nouveau (E). Il est alors possible de répéter ce cycle de chauffage (C-D-E).

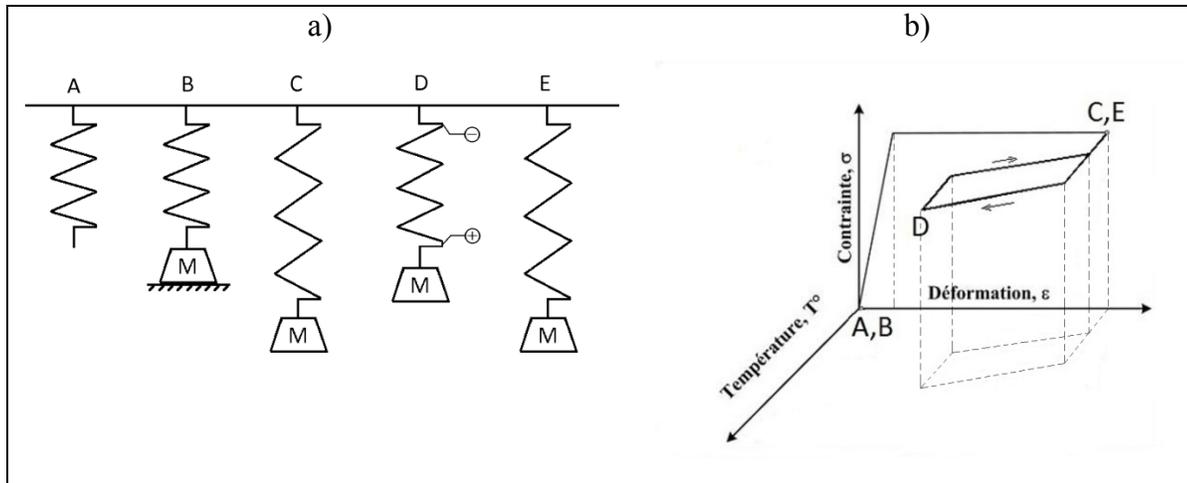


Figure 1.14 Schéma d'un actionneur AMF en mode poids libre (a) et courbe de contrainte-déformation correspondante (b)

L'exemple de la Figure 1.14 montre un actionneur simple qui peut osciller entre une position à chaud et une position à froid. Il a été démontré qu'en faisant varier le courant, on pouvait contrôler la position d'un actionneur AMF (Sreekumar et al., 2007). Le contrôle en position est cependant ardu et plusieurs travaux de recherche en ce sens ont été réalisés (Ahn et Nguyen, 2007; Dutta, Ghorbel et Dabney, 2005; Seelecke et Muller, 2004; Sreekumar et al., 2007). Le principal obstacle vient du fait que la relation entre la température du fil et la position de l'actionneur est non-linéaire, comme on peut le voir sur la Figure 1.14b. Cet obstacle peut cependant être surmonté avec succès comme Coutu l'a démontré (Coutu et al., 2009). Il a toutefois été démontré que la contraction des fils suite à l'effet mémoire de forme peut être assez forte pour briser le lien qui les unit à la résine polymère, la section suivante fait un tour d'horizon des travaux effectués sur le sujet.

### 1.3 Travaux sur la décohésion d'une interface

Plusieurs auteurs ont publié des travaux concernant directement la décohésion de l'interface AMF/Polymère et ont indiqué qu'elle pouvait être un élément limitant dans la conception d'une SDA (Kline, Jonnalagadda et Sottos, 1995). Leurs travaux ont été largement inspirés de ceux réalisés dans le cadre d'études portant sur la décohésion fibre/matrice dans les matériaux composites. Dans la plupart de ces travaux, on retrouve le test d'arrachement comme mesure de la ténacité de l'interface, tout comme dans ceux portant sur la décohésion AMF/polymère. Ce test et l'analyse de ses résultats sont donc décrits dans la prochaine section.

#### 1.3.1 Méthodologie du test d'arrachement

La Figure 1.15 montre un schéma simplifié du test d'arrachement. Une force d'arrachement est appliquée sur le fil et l'autre extrémité du fil est encastrée dans un bloc de polymère qui est fixe. La force augmente de façon graduelle jusqu'à ce que le fil soit arraché du bloc de polymère. La force et le déplacement de la tête de traction sont enregistrés tout au long du test. Il n'existe pas de norme décrivant le test d'arrachement dans le contexte des AMF encastrés ni dans le domaine des composites. La norme ASTM D2229 est la plus proche, elle est faite pour le domaine des pneus, où la résistance à l'arrachement des fils d'acier dans le caoutchouc est évaluée. Cette norme servira de base à certains essais dans ce travail.

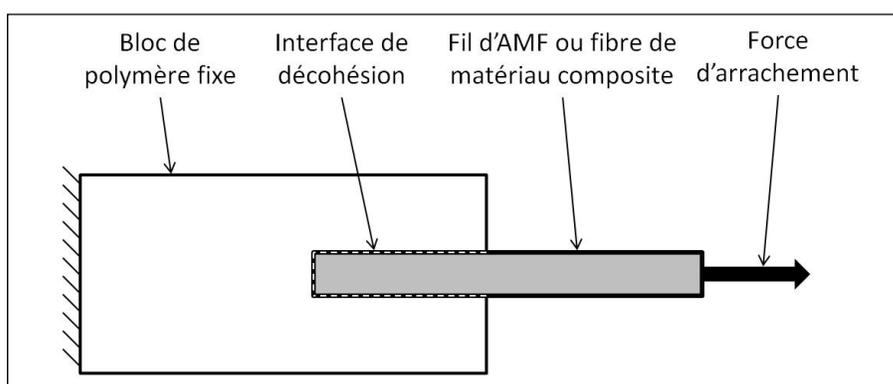


Figure 1.15, Schéma de principe d'un essai d'arrachement

Un résultat typique de ce test est présenté à la Figure 1.16. On peut voir l'augmentation de la force jusqu'à une chute soudaine. Cette chute correspond au moment où le fil se sépare du polymère. Dans ce cas, la décohésion se propage instantanément sur toute l'interface. On remarque alors que la force ne devient pas nulle après la décohésion. Ceci est dû à la friction entre le fil et la matrice lorsque le fil sort du bloc de polymère. L'écart entre la force initiale et la force maximale est la force de décohésion. On considère cette mesure comme étant la résistance de l'interface à la décohésion.

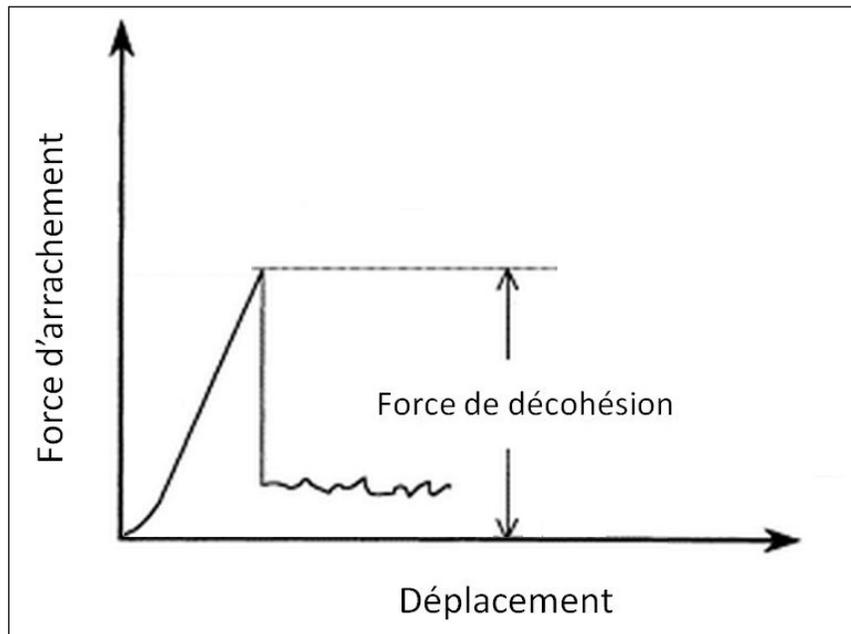


Figure 1.16 Résultat typique d'un test d'arrachement

La comparaison par la force de décohésion est seulement possible entre des échantillons de géométrie identique testés selon les mêmes conditions. Il est toutefois possible de traiter le résultat pour obtenir une valeur de ténacité de l'interface spécifique au couple de matériaux fil/polymère.

Il existe une multitude d'interprétations de la force d'arrachement maximale mesurée par les différents auteurs. Le traitement le plus simple consiste à rapporter uniquement la force maximale elle-même, elle peut alors servir d'indicateur relatif de performance. Pour aborder

les méthodes de traitement plus complexe des résultats du test d'arrachement, la Figure 1.17 illustre la terminologie utilisée dans la suite de ce chapitre.

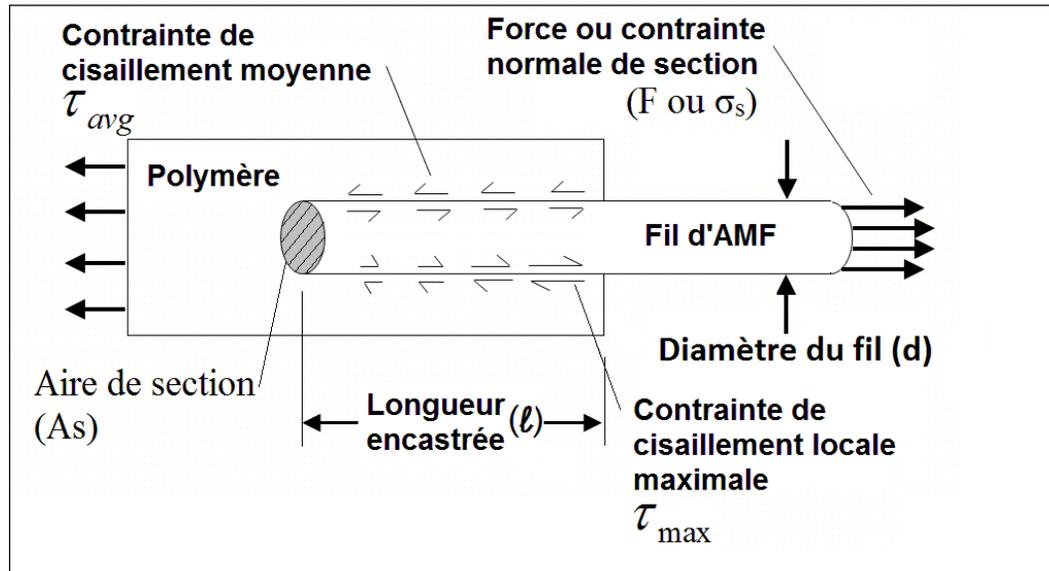


Figure 1.17 Terminologie utilisée pour décrire les résultats du test d'arrachement

Afin de s'affranchir du diamètre du fil, certains auteurs rapportent la force en termes de contrainte normale en divisant la force par l'aire de section transversale  $A_s$  selon les équations (1.1) et (1.2), (Chi-kin, Kin-tak et Li-min, 2005).

$$\sigma_s = \frac{F}{A_s} \quad (1.1)$$

$$A_s = \frac{\pi d^2}{4} \quad (1.2)$$

Cette dernière formulation ne permet toutefois pas de comparer des essais dont la longueur encastrée du fil est différente. On peut aussi diviser la force par l'aire de la surface externe du fil encastré dans la résine selon les équations (1.3) et (1.4), on emploie alors le terme contrainte de cisaillement moyenne.

$$\tau_{avg} = \frac{F}{A_d} \quad (1.3)$$

$$A_d = \pi d \cdot l \quad (1.4)$$

Cette approche de contrainte de cisaillement moyenne utilisée par (Bettini et al., 2009) pourrait à première vue permettre de comparer des échantillons de diamètre et de longueur différents puisque le terme  $A_d$  est calculé à partir de ces deux valeurs. Cela suppose par contre que chaque longueur unitaire de fil encastré participe également à la résistance du fil. Zhandarov a montré que le cisaillement à l'interface diminuait rapidement pour tendre vers zéro pour une portion de fil encastré profondément. Ceci contredit les équations (1.3) et (1.4) qui indiquent que la résistance à l'arrachement augmente proportionnellement avec la longueur d'encastrement de l'échantillon, à cause de la présence de  $l$  dans l'équation (1.4). L'utilisation de ces équations doit donc être limitée à des cas où la longueur d'encastrement est relativement faible pour que la contrainte demeure relativement constante le long du fil.

### 1.3.2 Décohésion d'une interface dans les matériaux composites

Le phénomène de décohésion des fils d'AMF et du polymère est très similaire à celui de la décohésion des fibres et de la matrice dans les matériaux composites (Jonnalagadda, Kline et Sottos, 1997). Une grande quantité de travaux ont été réalisés dans ce domaine afin de modéliser le comportement microscopique du matériau (Bruck, Moore et Valentine, 2002; Jiang et Penn, 1992; Piggott, 1987; Pisanova et al., 2001; Scheer et Nairn, 1995; Zhandarov et Pisanova, 1997). Dans un matériau composite, la charge voyage principalement dans les fibres du renfort. À l'extrémité d'une fibre, ou lors d'un bris dans une fibre, elle est transférée d'une fibre à l'autre par la matrice, qui est généralement un polymère. C'est ce transfert de charge qui donne la ténacité élevée caractéristique aux composites. À partir d'une certaine charge, il peut y avoir décohésion entre la fibre et la matrice. La Figure 1.18a montre une fissure dans un matériau composite. Malgré les ruptures de fibres, la matrice transfère tout de même une partie de la charge d'un côté à l'autre du bris de la fibre, ce qui ralentit la

progression de la fissure. La Figure 1.18b montre comment la décohésion entre la fibre et la matrice est liée à la rupture d'une fibre. La zone de décohésion, près de la rupture de la fibre, est une zone où la fibre glisse dans la matrice. La charge voyage dans la matrice pour éviter ces zones. Il est admis que plus la contrainte critique de décohésion est élevée, plus la résistance mécanique du matériau composite sera élevée (Chi-kin, Kin-tak et Li-min, 2005).

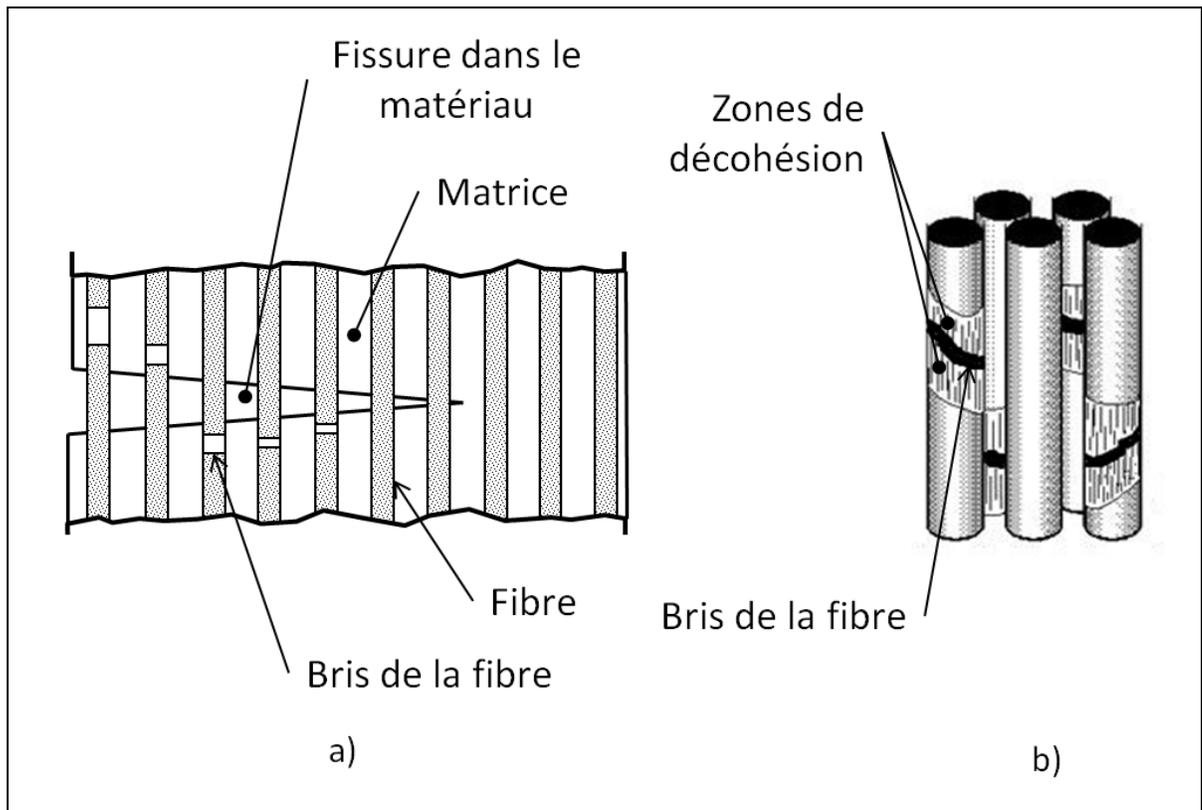


Figure 1.18 Illustration de la décohésion dans un matériau composite, a) vue générale, b) illustration des zones de décohésion

Comme la cohésion entre la fibre et la matrice est un facteur important dans la résistance macroscopique du matériau composite, une approche expérimentale a été développée pour la mesurer. L'approche la plus courante consiste à arracher une fibre ayant été partiellement encastrée tel qu'illustré à la Figure 1.19. La force et le déplacement de l'extrémité libre de la fibre sont enregistrés et tracés sur un graphique comme à la Figure 1.16.

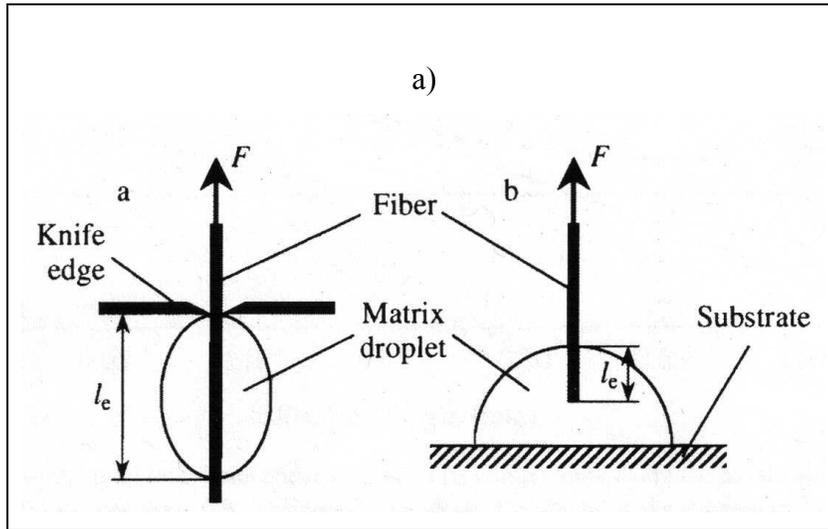


Figure 1.19 Schéma du test d'arrachement de fibre de composite mono-filament (Zhandarov, Mader et Yurkevich, 2002)

Une investigation du phénomène permet de voir que le champ de contrainte n'est toutefois pas uniforme. Le cisaillement à l'interface est maximal près de la surface libre et diminue progressivement plus creux dans le bloc de résine comme l'illustre la Figure 1.20 qui compare deux modèles d'évolution du cisaillement le long de la fibre (Pisanova et al., 2001).

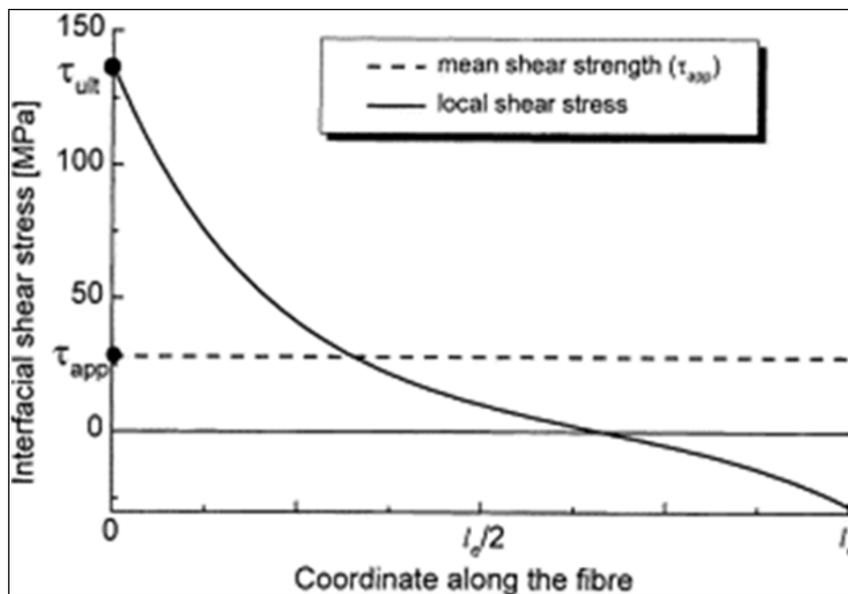


Figure 1.20 Variation de la contrainte de cisaillement le long d'une fibre encastrée en traction (Pisanova et al., 2001)

Ces données restent hypothétiques car elles proviennent d'un modèle. Il existe des mesures du champ de déformation local qui sont des données relativement récentes (Imanaka et al., 2009; Qing et Daniel Wagner, 2003; Qing, Frogley et Wagner, 2002; Young et al., 2001). Les chercheurs travaillent donc avec différents modèles théoriques du comportement local de l'interface; par méthode de l'énergie, contrainte locale, méthode variationnelle, éléments finis et retard de cisaillement (Penn et Lee, 1989; Piggott, 1987). Une de ces méthodes, la méthode de contrainte locale, a été utilisée pour décrire l'interaction entre un fil d'AMF et un polymère. Les équations (1.5) à (1.7) ont été développées par Penn et Lee. Ces équations permettent de déterminer la contrainte locale de cisaillement maximale.

$$F_a = 2\pi r^2 \sqrt{\frac{E_f G_i}{r}} \tanh(n \cdot s) \quad (1.5)$$

$$n^2 = \frac{E_m}{E_f (1 + \nu_m) \ln(R_1 / r)} \quad s = l / r \quad (1.6)$$

$$\tau_{\max} = n \sqrt{E_f G_i / r} \quad (1.7)$$

$r$  : rayon de la fibre (mm)

$l$  : longueur encastrée (mm)

$E_f$  : Module d'élasticité de la fibre (MPa)

$E_m$  : Module d'élasticité de la matrice (MPa)

$G_i$  : Énergie de fracture spécifique de l'interface (J/mm<sup>2</sup>)

$\tau_d$  : Contrainte de cisaillement locale (MPa)

$\nu_m$  : Coefficient de Poisson de la matrice (-)

$R_1$  : distance autour de la fibre affectée par la traction (mm)

### 1.3.3 Résultats de tests d'arrachement AMF/polymère recensés

Six publications portant en partie sur la décohésion de l'interface entre un fil d'AMF et le Polymère d'une SDA, et comportant des résultats de tests d'arrachement ont été recensées

(Bettini et al., 2009; Bruck, Moore et Valentine, 2002; Chi-kin, Kin-tak et Li-min, 2005; Jonnalagadda, Kline et Sottos, 1997; Kline, Jonnalagadda et Sottos, 1995; Schrooten et al., 2002). Le Tableau 1.2 identifie les six études recensées.

Tableau 1.2 Études recensées

Auteur	Année	Type d'AMF	Type de polymère	Nom de produit
Moore	2002	NiTi	Polyuréthane	IE-90A
Schrooten	2002	NiTi	Époxy	Non spécifié
Kline	1995	NiTi	Époxy	Epon 828/AMICURE PACM
Jonnalagadda	1997	NiTi	Époxy	Epon 828/AMICURE PACM
Bettini	2009	NiTi	Époxy	Araldite LY5052
Chi-Kin	2005	NiTi	Époxy	Non spécifié

Les études différaient au niveau du diamètre de fil, du type de résultat rapporté, de la température du test et du traitement de surface du fil avant l'encastrement dans le polymère. Le Tableau 1.3 présente les résultats des différentes études en détail.

Tableau 1.3 Résultats recensés

Auteur	Diamètre du fil (mm)	résultat rapporté	Valeur rapportée (N ou MPa)	Attaque de surface	Température
Moore	0,375	Contrainte locale maximale	9,6 MPa	Aucun	Ambiante
Schrooten	0,15	Contrainte locale maximale	23,9 MPa	Aucun	Ambiante
Schrooten	0,15	Contrainte locale maximale	18,9 MPa	Papier abrasif	Ambiante
Schrooten	0,15	Contrainte locale maximale	17,0 MPa	Acide	Ambiante
Kline	0,15	Force d'arrachement	6,51 N	Aucun	Ambiante
Kline	0,15	Force d'arrachement	5,6 N	Papier abrasif	Ambiante
Kline	0,15	Force d'arrachement	5,1 N	Acide	Ambiante
Kline	0,15	Force d'arrachement	20,6 N	Jet de sable	Ambiante
Jonnalagadda	0,15	Contrainte locale maximale	10,5 MPa	Aucun	Ambiante
Jonnalagadda	0,15	Contrainte locale maximale	9,0 MPa	Sablé	Ambiante
Jonnalagadda	0,15	Contrainte locale maximale	8,1 MPa	Acide	Ambiante
Jonnalagadda	0,15	Contrainte locale maximale	30,3 MPa	Jet de sable	Ambiante
Bettini	0,381	Contrainte de cisaillement moy.	6,67 MPa	Acide	Martensite*
Bettini	0,381	Contrainte de cisaillement moy.	7,59 MPa	Aucun	Martensite*
Bettini	0,381	Contrainte de cisaillement moy.	20,05 MPa	Aucun	Austénite*
Chi-Kin	0,34	Contrainte normale de section	604 MPa	Aucun	20°C
Chi-Kin	0,34	Contrainte normale de section	784 MPa	Aucun	40°C
Chi-Kin	0,34	Contrainte normale de section	1057 MPa	Aucun	60°C

\*Il faut noter que Bettini n'a pas indiqué la température exacte à laquelle le test a été effectué, seulement dans quel état le matériau se trouvait. Selon les données sur le matériau disponibles dans l'article, les essais en état martensitique se sont déroulés sous 41.2°C, soit As, et les essais austénitiques au-dessus de 69.6°C, Af. Il serait raisonnable de présumer que les essais martensitiques se sont déroulés à la température de la pièce, tout comme les essais des autres auteurs où la température n'est pas spécifiée.

Il est difficile de comparer les résultats à cause de la variation des conditions expérimentales, mais il est tout de même possible de tirer certaines conclusions qualitatives. Par exemple, au niveau des traitements de surface, la Figure 1.21 montre les quatre études où les auteurs ont essayé plusieurs traitements en conservant les autres paramètres constants. Les unités sont

arbitraires car les auteurs n'ont pas tous rapporté leurs résultats de la même manière. Les comparaisons possibles sont donc limitées aux résultats d'une même étude.

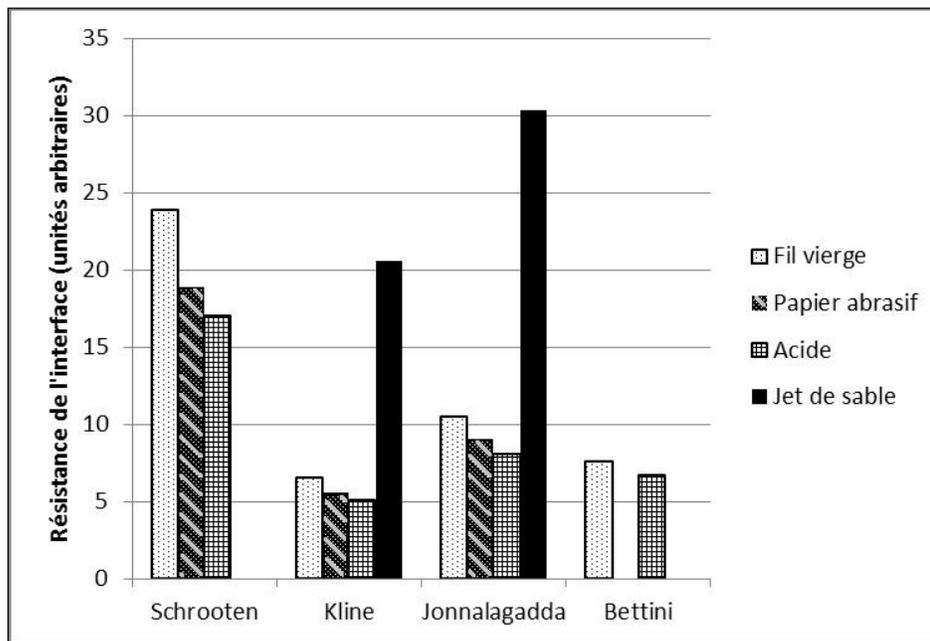


Figure 1.21 Comparaison des résultats pour différents traitements de surface

On constate la même tendance de performance relative dans tous les travaux. Le décapage à l'acide offre la moins bonne performance dans tous les cas et le sablage au papier abrasif est sensiblement plus performant. Le fil à l'état vierge offre toujours une cohésion plus forte que les deux précédents traitements. Le seul traitement qui soit supérieur au fil vierge est l'attaque au jet de sable, car il présente la plus grande résistance dans les deux études où il a été évalué.

Il faut cependant ajouter un bémol à cette conclusion, car il semble que résultats publiés par Kline et Jonnalagadda soient possiblement tirés des mêmes essais comme en témoigne la Figure 1.22. Le quotient des deux résultats est pratiquement constant ce qui suggère qu'ils ont utilisé les mêmes données sans le mentionner. La différence entre les deux articles tient au fait que Jonnalagadda a fait une analyse théorique du champ de contrainte en se basant sur

les travaux de Penn et Lee et a calculé la contrainte locale maximale théorique plutôt que de donner la force maximale comme Kline l'a fait. Les auteurs des deux études sont les mêmes dans un ordre inversé, ce qui supporte la possibilité qu'il n'y ait eu qu'une série d'essais pour les deux articles.

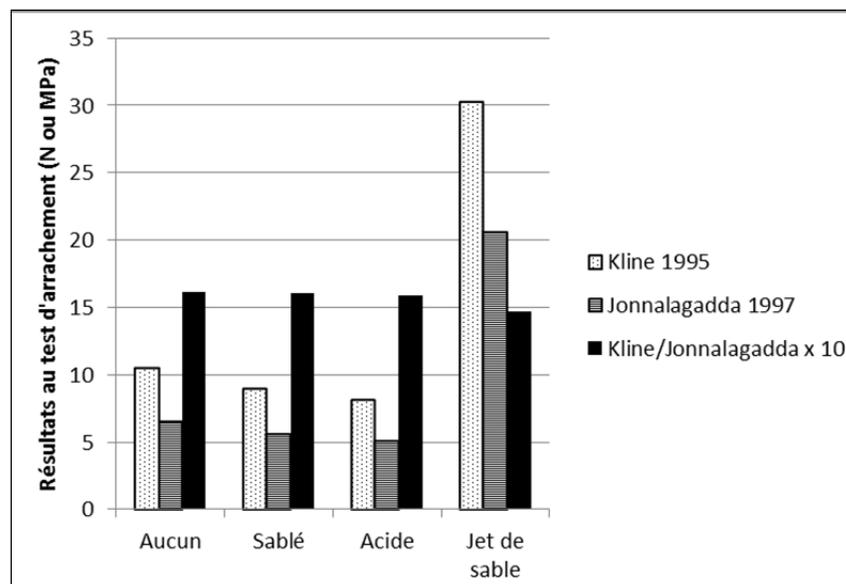


Figure 1.22 Comparaison des résultats de Kline et de Jonnalagadda

Bien sûr, ceci n'invalide pas les conclusions pour autant mais il ne faut pas considérer qu'il s'agit des deux études indépendantes arrivées aux mêmes conclusions.

Les travaux de Bettini et Poon font intervenir la température comme variable et dans les deux cas la résistance de l'interface augmente avec la température. La Figure 1.23 montre les résultats sur une échelle arbitraire vu que les deux auteurs ont rapporté leurs résultats de façon très différente.

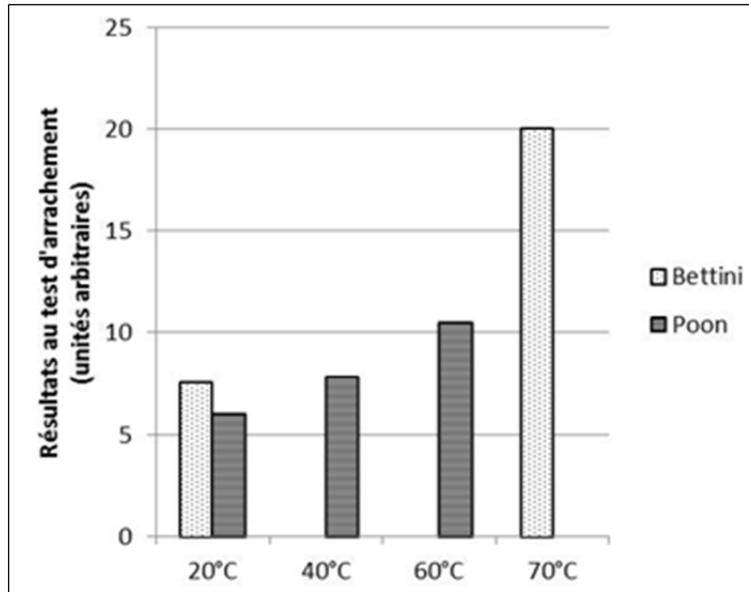


Figure 1.23 Comparaison des résultats de tests d'arrachement à différentes températures

Les différences observées entre les différentes températures peuvent être attribuées à l'expansion thermique différente entre le fil d'AMF et la matrice polymère. Il pourrait également être attribuable à la nature non-linéaire du comportement des AMF, à cause de la variation de rigidité du fil selon la température, entre autres.

La Figure 1.24 montre le résultat typique du test d'arrachement d'un fil d'AMF.

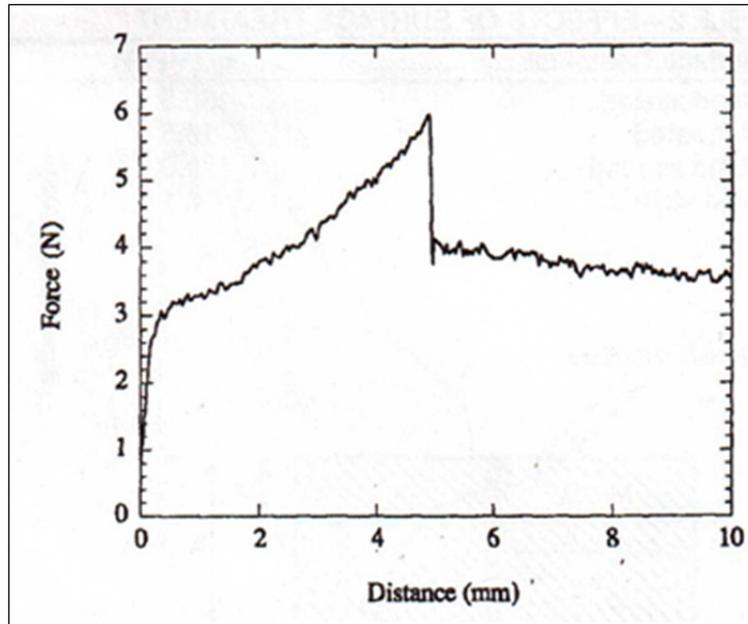


Figure 1.24 Résultat typique d'un test d'arrachement (Jonnalagadda, Kline et Sottos, 1997)

En comparant ce résultat avec celui d'un test d'arrachement d'une fibre composite à la Figure 1.19b, on note que le comportement n'est pas linéaire avant la décohésion. Ceci est dû à la relation complexe entre la contrainte et la déformation dans les AMF. Celle-ci est non-linéaire, dépendante de la température et de l'historique thermomécanique. L'influence de la complexité de ce comportement n'est pas prise en compte dans les travaux analysés et les équations (1.5) à (1.7) développées par Penn et Lee pour les composites sont utilisées telles quelles.

#### 1.3.4 Tests en contraction

Un des travaux analysés porte sur la décohésion d'une interface fil d'AMF/polymère provoqué par un effet mémoire de forme (Lau et al., 2002). Un fil est encastré au milieu d'un bloc cylindrique d'époxy. Le fil est étiré préalablement à l'encastrement dans le polymère. C'est entre autres le niveau de déformation imposé au fil qui détermine l'ampleur des propriétés de mémoire de forme. Plus le fil est étiré, plus il générera de force pour reprendre

sa forme initiale lors de la transformation martensitique. On appelle cet étirement préalable la pré-déformation. La Figure 1.25 montre une micrographie pour trois niveaux de pré-déformation, 4%, 6% et 8%. On observe une dépression autour du fil plus profonde au niveau 6% qu'à 4%. Ceci est en accord avec les observations faites par Zhandarov. L'observation la plus importante est le fait qu'à 8% de pré-déformation, l'interface entre le fil et le polymère cède et l'extrémité du fil rentre jusqu'à n'être plus visible de la surface.

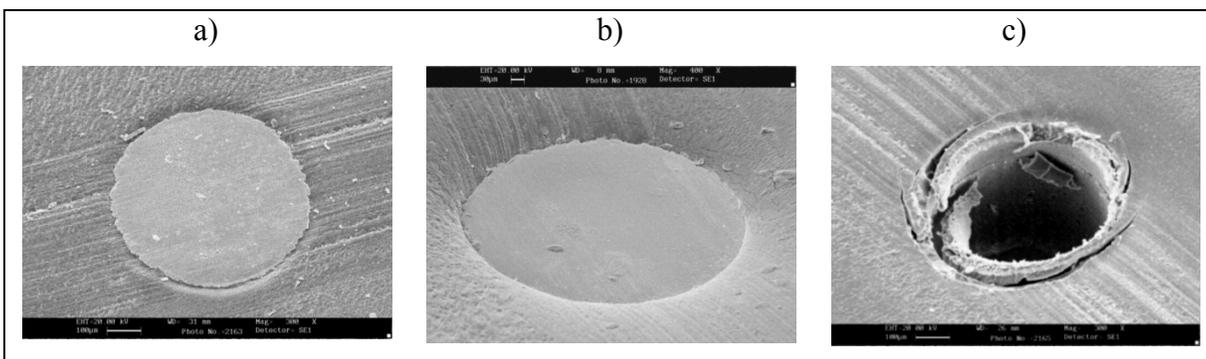


Figure 1.25 Micrographies prises après transformation d'un fil pré-déformé à a) 4%, b) 6% et c) 8%, (Lau et al., 2002)

En se fondant sur ces résultats, l'auteur conclut qu'on peut pré-déformer les fils jusqu'à 6% sans provoquer de décohésion. Il ne dit pas par contre si ou comment ces conclusions peuvent être généralisées pour des configurations différentes en terme de diamètre de fil ou de compliance de la structure.

L'auteur décrit également le processus d'encastrement des fils sous vide. Ce processus permet d'éviter la formation de bulles dans la matrice polymère autour du fil. Une analyse visuelle confirme l'absence de bulles dans les échantillons préparés avec cette méthode. Les échantillons préparés à pression atmosphérique ont incorporé une certaine quantité d'air sous forme de bulles dans la matrice. Ces échantillons présentent un mode de rupture différent comme on peut le voir à la Figure 1.26.

Ces tests sont toutefois intéressants dans le cadre de la conception d'une SDA car la charge sur le fil y est plus près des conditions rencontrées en service que pour les essais en

arrachement. Dans les tests en contraction de Lau, l'effet mémoire de forme est produit par un chauffage uniforme, alors que dans le concept de SDA envisagé, il serait produit par effet Joule. Des tests en contraction seront donc réalisés avec un chauffage par effet Joule.

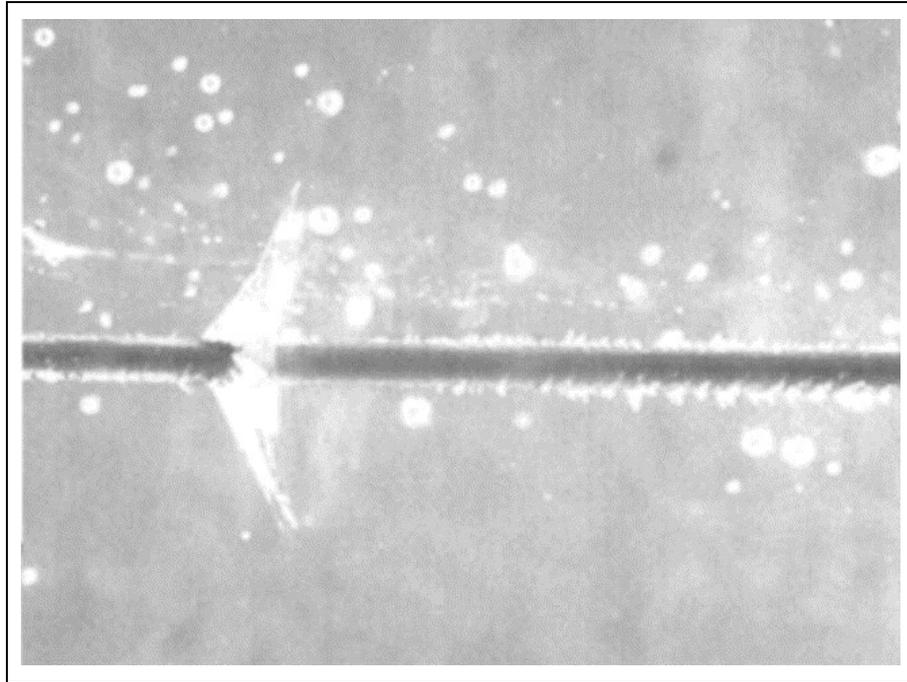


Figure 1.26 Mode de fracture radial typique sur les échantillons préparés à pression atmosphérique, (Lau et al., 2002)

#### 1.4 Conclusion

On envisage d'utiliser les SDA comme moyen d'améliorer les caractéristiques aérodynamiques des avions depuis plus de 90 ans. Des difficultés techniques ont toutefois empêché leur intégration par les avionneurs civils et militaires. De par leur densité énergétique, les AMF ont toutefois le potentiel d'agir comme actionneur dans une SDA. Si les propriétés de fatigue des AMF ont déjà été étudiées, la fiabilité de leur intégration dans une SDA est toujours à démontrer.

Plusieurs travaux ont montré que la décohésion pouvait être un facteur limitant dans la conception d'une SDA avec AMF. L'analyse des travaux a montré qu'il n'y a pas de

consensus au niveau de la résistance à la décohésion tant dans les résultats que dans la manière de les tester ou de les rapporter. Il est donc nécessaire d'effectuer des tests supplémentaires pour déterminer si les AMF peuvent être intégrés dans des SDA sans risque excessif de décohésion. Des tests de décohésion en arrachement et en contraction seront effectués pour déterminer l'effet sur la résistance à la décohésion de divers paramètres de conception comme les traitements de surface, le type de résine polymère utilisé et la géométrie du fil. Un modèle numérique permettant de simuler les phénomènes transitoires d'échanges thermiques entre le fil d'AMF et le polymère a été développé. Ce modèle permet de valider certaines hypothèses formulées permettant d'expliquer le comportement des fils d'AMF encastrés. Finalement, la conception d'une machine de traction miniature qui permettrait de valider certaines hypothèses faites au niveau du champ de contrainte autour des fils d'AMF encastrés est présentée.

## CHAPITRE 2

### DÉTERMINATION D'UNE CONFIGURATION MAXIMISANT LA RÉSISTANCE À LA DÉCOHÉSION EN ARRACHEMENT

On cherche à optimiser une SDA actionnée par des AMF du point de vue de la résistance à la décohésion en arrachement des fils d'AMF. Trois paramètres sont considérés dans cette optimisation de la configuration d'une SDA, soit le traitement de surface, le choix du polymère et la géométrie du fil. Ces trois paramètres ont été choisis, car il s'agit de ceux qui ont été variés le plus entre les études analysées dans la revue de la littérature.

Les paramètres de conception d'une structure tels que les dimensions reliées aux charges imposées n'ont pas été abordés. Par exemple, la densité et le positionnement des fils peuvent être variés pour répondre aux besoins d'une application donnée.

#### 2.1 Paramètres étudiés

- Trois études parmi celles traitant de la décohésion AMF/polymère abordent le sujet des traitements de surface appliqués au fil avant l'encastrement et concluent qu'il a un impact significatif sur la résistance à la décohésion. Des essais sont donc réalisés afin de valider les conclusions recensées et de vérifier si elles s'appliquent pour le type de fil et de polymère utilisés ici. La résistance à la décohésion après les trois traitements, soit l'attaque à l'acide, le sablage manuel et le décapage au jet de sable (*sandblast*) sont comparés au fil tel que reçu. Typiquement, le fil est reçu dans un état recuit suite à un tréfilage, une couche d'oxyde de titane recouvre donc le fil.
- Le type de polymère est considéré en tant que variable de notre étude pour deux raisons. Premièrement, il y a énormément de variation entre les études au niveau du type de polymère utilisé. Le seul consensus à ce niveau est que toutes les études utilisent un

polymère thermodurcissable, de l'époxy dans tous les cas. Deuxièmement, le comportement des polymères varie significativement avec la température et l'activation des fils d'AMF implique une plage de température très variée pour amener le fil au-dessus et en dessous des températures de transformation. Comme chaque polymère est affecté de manière différente, trois formulations de la résine époxy thermodurcissable sont considérées dans cette étude. Ils ont des températures de transition vitreuse ( $T_g$ ) différentes.

- La géométrie du fil, notamment son diamètre, ont une influence sur la force maximale d'arrachement. L'équation (1.5) montre que la force maximale d'arrachement augmente avec le rayon du fil, ce qui est logique car la force est distribuée sur une plus grande surface, ce qui diminue la contrainte de cisaillement locale. En ce qui concerne un AMF, la contrainte normale d'arrachement a une signification plus importante que la force d'arrachement. La contrainte locale de cisaillement est donnée par l'équation (1.7). L'hypothèse avancée est que ce n'est pas le rayon ou l'épaisseur en soi qui affecte la contrainte normale à l'arrachement, mais bien le rapport de l'aire de section transversale  $A_s$  du fil sur son périmètre  $p$  ( $P/A_s$ ). On pourrait donc réduire le diamètre du fil pour augmenter la contrainte normale de section mais cela nécessite un équipement de tréfilage spécialisé qui n'est pas disponible dans le réseau de recherche universitaire. Un procédé de laminage est donc employé afin de transformer le fil en un mince ruban dans le but de modifier le ratio  $P/A_s$ .

## 2.2 Méthodologie

Les fils utilisés sont composés d'un alliage Ti-50.3%Ni en proportion atomique et avaient un diamètre de 1 mm originalement. Tous les fils ont subi un traitement thermomécanique avant l'encastrement. Celui-ci consiste à laminier à froid les fils à 30% de déformation dans un laminoir Fenn modèle Quattro 4-046 suivi d'un recuit post-déformation à 400°C pendant une heure. Ce traitement provient de (Georges et al., 2009) qui a utilisé le même type de fil dans le but d'en faire des actionneurs. Le but de ce traitement thermomécanique est d'agir sur les

propriétés de mémoire de forme pour modifier les températures de transition ou les amplitudes de déformation qu'il est possible d'atteindre.

### 2.2.1 Décapage

L'attaque à l'acide est réalisée à l'aide d'une solution de Kroll ( $1 \text{ HF} : 3 \text{ HNO}_3 : 6 \text{ H}_2\text{O}_2$ ). L'échantillon est immergé en totalité, comme l'illustre la Figure 2.1, pendant une minute. Ceci a pour effet d'enlever complètement la couche d'oxyde formée lors du traitement thermique de la surface du fil.



Figure 2.1 Fils immergés dans une solution de Kroll

Le sablage manuel est effectué avec du papier abrasif d'oxyde d'aluminium avec une grosseur de grain de 120 selon la norme ISO 6344. La Figure 2.2 montre le montage utilisé pour le sablage des fils. Les fils sont déposés sur le papier fixé à la surface de travail et douze allers retours sont effectués dans la direction perpendiculaire au fil avec le bloc de sablage.

Le fil est retourné et le sablage est répété de l'autre côté. On pose l'hypothèse que le sablage manuel n'affecte pas les propriétés, comme l'avait fait Schrooten.

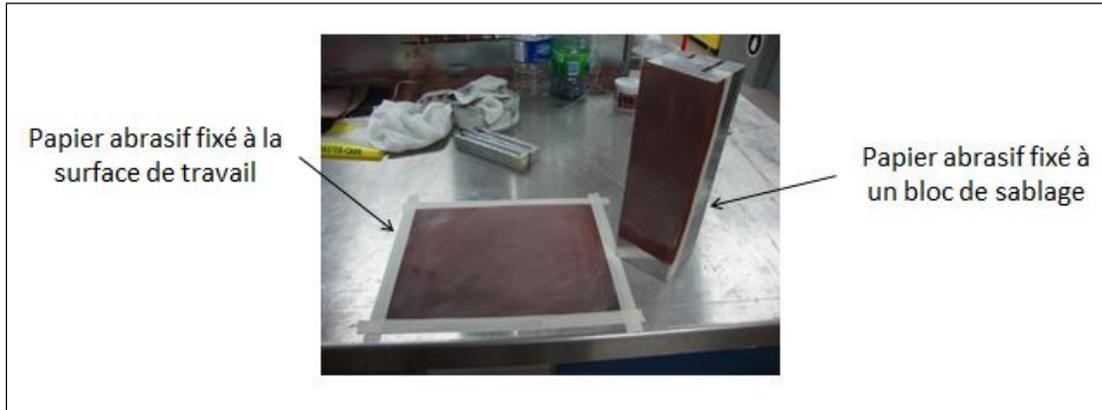


Figure 2.2 Montage utilisé pour le sablage manuel

L'attaque au jet de sable (*sandblast*) est réalisée avec de la poudre d'oxyde d'aluminium de grosseur de grain 200. Le but de ce traitement est à la fois d'enlever la couche d'oxyde et de créer une rugosité sur la surface du fil. Le montage illustré à la Figure 2.3 permet de récupérer la poudre après le décapage à l'aide d'un filtre. Le fil et le jet de sable se croisent dans le collecteur. Le jet poursuit sa route dans le contenant où le sable s'accumule tandis que l'air sort par le filtre. Le sable peut ainsi être réutilisé. La pression d'air du jet de sable est réglée à 90 PSI. Cinq secondes semblent amplement suffisantes au décapage complet de la couche d'oxyde et d'augmenter la rugosité du fil. Un temps de décapage plus long ne semble pas modifier la rugosité. La couche d'oxyde se reforme instantanément en surface mais elle est très mince en comparaison de celle présente après la fabrication du fil. L'adhérence n'est pas nécessairement meilleure sur la couche d'oxyde fraîche, on enlève complètement la couche d'oxyde originale surtout comme indicateur visuel pour s'assurer que toute la surface du fil a été décapée et que la rugosité est uniforme.

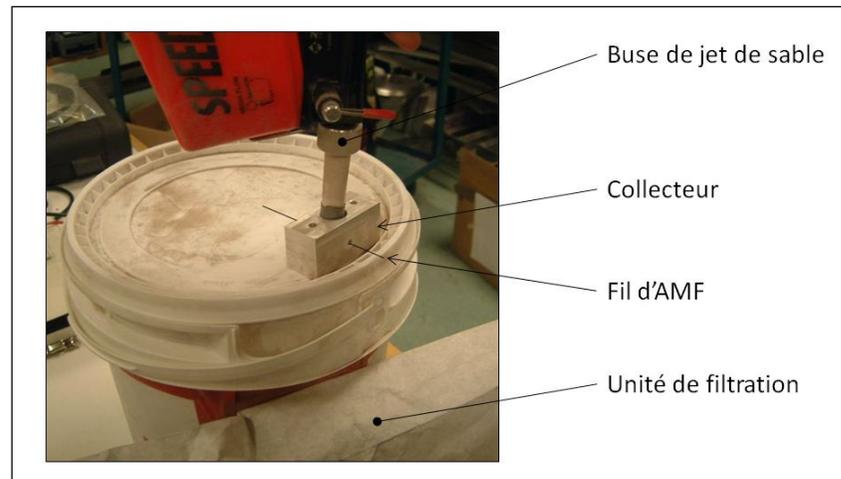


Figure 2.3 Montage utilisé pour le décapage au jet de sable.

### 2.2.2 Modification de la géométrie des spécimens

La géométrie des spécimens est modifiée dans le but de réduire le ratio  $P/As$  en les amincissant sous forme de ruban. Cette opération est réalisée à l'aide du même laminoir servant à induire une déformation à froid dans la préparation initiale commune à tous les spécimens.

La procédure a un effet prononcé sur les propriétés de mémoire de forme du fil. Toutefois, ce chapitre ne traite que de l'aspect de résistance à la décohésion qui n'en dépend pas directement. Pour ce dernier aspect, seule la forme géométrique compte. La déformation à froid s'effectue par étapes, on réduit l'épaisseur de manière à ce que le matériau subisse la même déformation réelle à chaque étape. On obtient la succession d'épaisseur décrite au Tableau 2.1. Le chapitre 3 traite en détail de la procédure thermomécanique permettant de réduire l'épaisseur ainsi que de l'effet du traitement sur les propriétés de mémoire de forme.

Tableau 2.1 Étapes successives de déformation et épaisseurs associées

Nombre de passages dans le laminoir	0	1	2	3	4	5	6	7	8
Diamètre ou épaisseur (mm)	1	0,74	0,55	0,41	0,31	0,22	0,19	0,16	0,12

La Figure 2.4 illustre le procédé de laminage par lequel la modification de la géométrie de la section transversale du fil est réalisée. Les spécimens sont ensuite découpés au jet de sable avant l'encastrement dans le polymère en vue des essais d'arrachement.

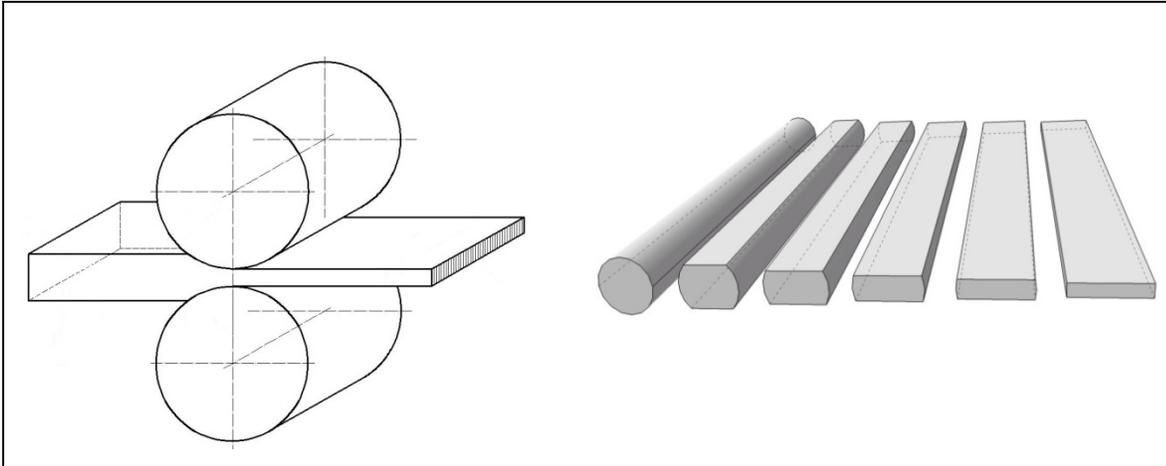


Figure 2.4 Illustration du procédé de laminage dans le but de changer la géométrie du spécimen

### 2.2.3 Moulage des spécimens

Les échantillons doivent être encastrés dans le polymère afin de tester la résistance à la décohésion. La configuration et la géométrie des échantillons sont tirées de la norme ASTM D2229, *Standard Test Method for Adhesion Between Steel Tire Cords and Rubber*. La Figure 2.5 montre un dessin technique réalisé pour la conception des moules.

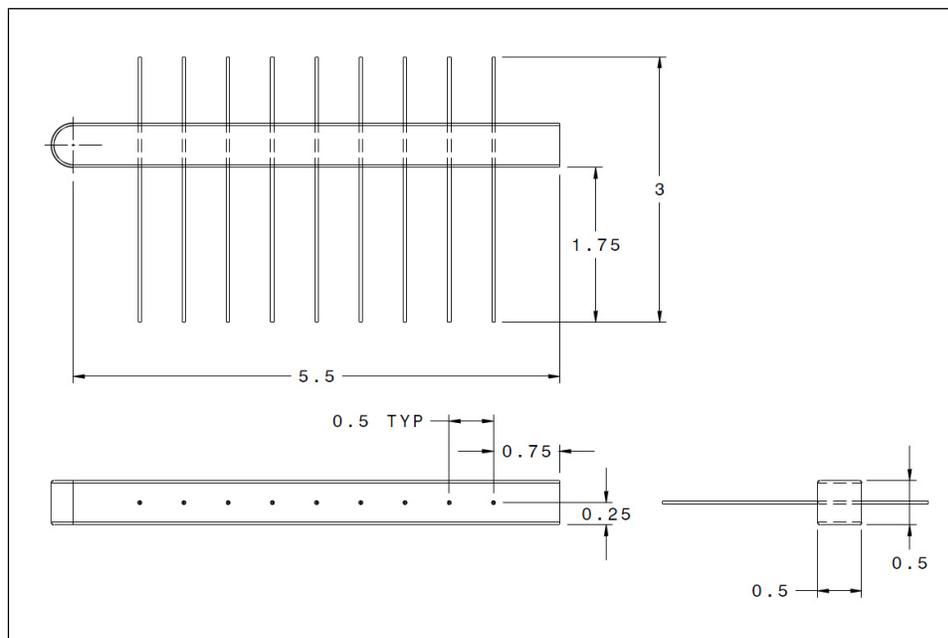


Figure 2.5 Dessin technique montrant la géométrie des échantillons destinés aux tests d'arrachement

Des moules d'aluminium ont été conçus et fabriqués pour maintenir les fils en place, contenir le polymère et assurer un joint sans bavure d'époxy à la sortie du fil. Le dessin technique du moule est disponible en annexe II. Tous les échantillons ont été nettoyés avec de l'acétone avant le moulage afin d'enlever toute trace de graisse ou de saleté. Chaque moitié du moule est traitée avec une cire de démoulage de type Partall #2. Du ruban scellant de type Airtech AT-200Y est appliqué autour du moule pour éviter que le polymère ne s'échappe du moule. La Figure 2.6 montre cette étape. Des goupilles de positionnement sur chaque moitié assurent un alignement adéquat. Les deux moitiés sont ensuite refermées et placées en position verticale.

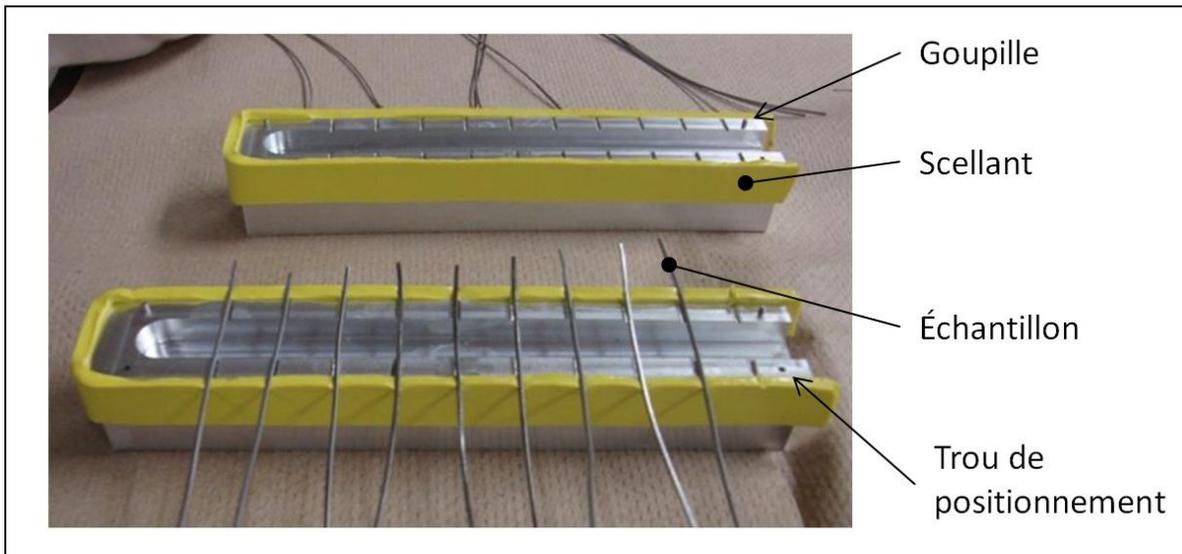


Figure 2.6 Fils avant l'encastrement

Tous les polymères testés sont des résines époxy provenant de la compagnie Huntsman et sont désignés par leur numéro de produit, soit 8601, 8604 et 8605. La principale différence entre les trois types de résine est leur température de transition vitreuse et leur temps de cure.

Tableau 2.2 Caractéristiques mécaniques des résines utilisées (Huntsman Inc., 2012)

	Résistance à la traction ASTM D-638 (MPa)	Élongation à la rupture ASTM D-638 (%)	Température de transition vitreuse ASTM D-4065 (°C)
Renifusion® 8601	37,9	30	66
Renifusion® 8604	52,4	2	73
Renifusion® 8605	47,6	2,5	153

Le mélange de résine époxy est réalisé dans les proportions recommandées par le fabricant. Il passe ensuite 10 minutes dans une chambre sous vide afin d'éliminer la plus grande portion des bulles d'air introduites durant le mélange. Le mélange est versé dans les moules et une période de 24 heures est allouée afin d'assurer une réticulation complète du polymère. Dans le cas de la résine 8601, aucune post-cuisson n'est nécessaire. Une post-cuisson à 65°C

pendant 12 heures est requise pour la résine 8604, et à 95°C pendant 12 heures pour la résine 8605. La Figure 2.7 montre un échantillon une fois démoulé et prêt pour les tests d'arrachement. Chaque fil peut être arraché séparément. Il est donc possible de combiner jusqu'à 10 fils ayant subi différents traitements de surface dans le même moule.

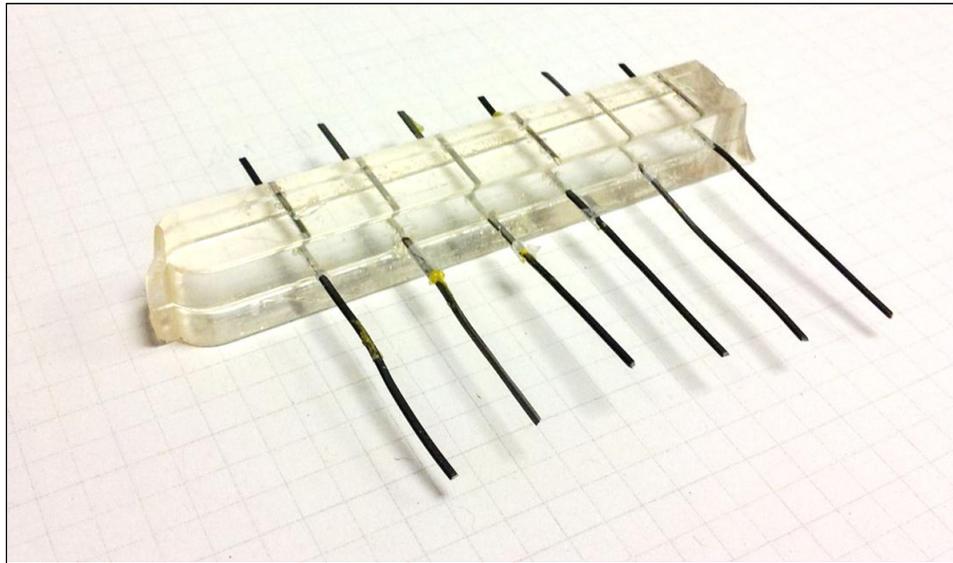


Figure 2.7 Échantillon utilisé pour les tests d'arrachement

#### 2.2.4 Montage expérimental

La résistance à la décohésion est évaluée à l'aide d'un test d'arrachement. Un montage correspondant à la norme ASTM D2229 est utilisé pour mesurer la force maximale lors de l'arrachement. La Figure 2.8 montre le montage mécanique décrit dans la norme pour attacher la partie immobile, soit le bloc de polymère, dans la mâchoire fixe de la machine de traction. Le bloc d'échantillons peut se déplacer dans la mâchoire pour présenter successivement chaque fil au milieu de celle-ci afin que le test de traction se déroule toujours avec le fil dans l'axe des vérins de la machine de traction. Une mâchoire correspondant aux spécifications de la norme a été conçue et fabriquée afin d'adapter le concept à la machine de traction disponible, un modèle MTS-858. Les dessins techniques réalisés sont disponibles en annexe II.

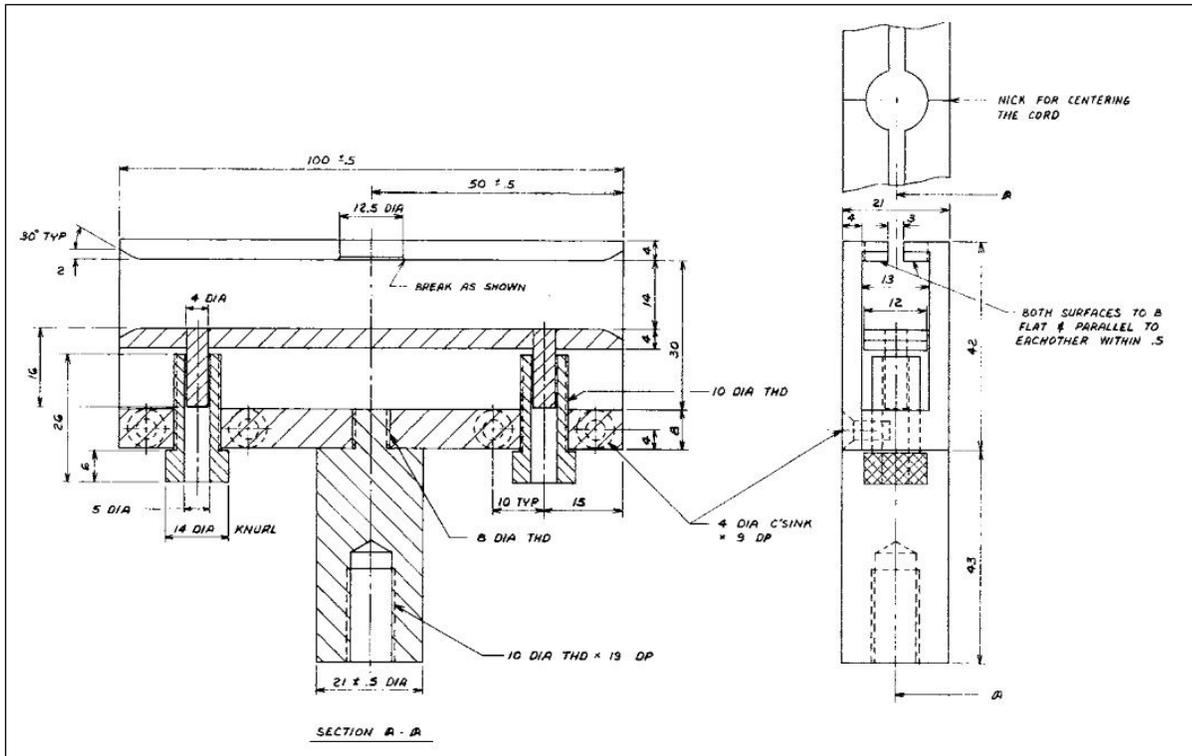


Figure 2.8 Dessin technique de mâchoire fixe tiré de la norme ASTM D2229

La mâchoire mobile se déplace à vitesse constante de 0.015 mm/s lors de l'essai de traction. Les signaux de force, de position et de temps sont enregistrés. Les essais sont effectués à  $\sim 20^{\circ}\text{C}$  (température ambiante) et à  $80^{\circ}\text{C}$  (chambre thermique). La température de  $80^{\circ}\text{C}$  est suffisante pour provoquer la transformation de phase lorsque la température est uniforme dans l'échantillon. Cela a été démontré lors des essais de caractérisation de propriété des fils décrit au Chapitre 3. Cela permet de vérifier si le fait d'utiliser le polymère en haut de son  $T_g$  a un effet sur la résistance à la décohésion (dans le cas des résines 8601 et 8604). La Figure 2.9 montre le montage des fils dans la machine de traction. Les échantillons reposent dans la chambre thermique à la température du test pendant 3 heures afin de s'assurer de l'uniformité de la température à travers le bloc d'échantillon. De plus, une pause de 10 minutes est faite chaque fois que la chambre thermique est ouverte pour repositionner le spécimen entre les essais pour la même raison.

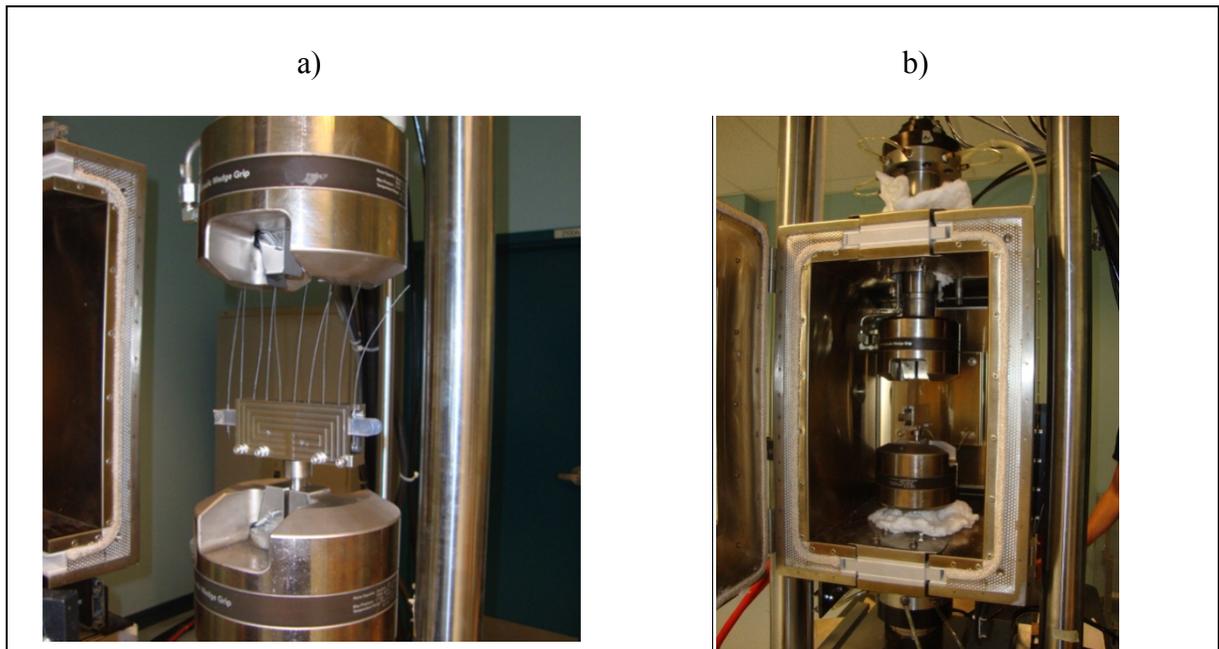


Figure 2.9 Montage des échantillons en vue des essais de traction, a) à température ambiante et b) à haute température

### 2.2.5 Résultats

Les configurations des essais sont organisées de manière à pouvoir isoler l'effet des différents paramètres étudiés, soit le traitement de surface, le type de polymère, la température et la géométrie du fil. Le Tableau 2.3 répertorie les différentes configurations testées.

Tableau 2.3 Configurations des essais d'arrachement

Essai #	Épaisseur (mm)	Largeur (mm)	Traitement de surface	Type de polymère	Température (°C)
1	0,22	1,25	-	8601	20
2	0,22	1,25	-	8601	80
3	0,74	0,95	-	8604	20
4	0,74	0,95	sablage manuel	8604	20
5	0,74	0,95	décapage à l'acide	8604	20
6	0,74	0,95	décapage à l'acide suivi d'un sablage manuel	8604	20
7	0,74	0,95	jet d'abrasif	8604	20
8	0,22	1,25	-	8605	20
9	0,22	1,25	jet d'abrasif	8605	20
10	0,22	1,25	jet d'abrasif	8604	20
11	0,22	1,25	jet d'abrasif	8604	80
12	0,22	1,25	jet d'abrasif	8605	80
13	0,74	0,95	jet d'abrasif	8604	20
14	0,55	1,05	jet d'abrasif	8604	20
15	0,41	1,12	jet d'abrasif	8604	20
16	0,31	1,19	jet d'abrasif	8604	20
17	0,19	1,85	jet d'abrasif	8604	20
18	0,16	2,06	jet d'abrasif	8604	20
19	0,12	2,2	jet d'abrasif	8604	20

Les résultats de tous les essais pour chacune des configurations sont donnés au Tableau 2.4. Chaque configuration est testée trois fois pour être en mesure d'évaluer la dispersion. Les trois résultats, la moyenne et l'écart-type y sont donnés.

Tableau 2.4 Contrainte normale maximale des essais d'arrachement (MPa)

Essai #	Moyenne	Écart-type	Résultat 1	Résultat 2	Résultat 3
1	842	75,3	924,9	778,0	822,9
2	123	8,8	129,2	127,5	113,2
3	122	5,5	117,0	127,9	122,1
4	139	8,9	140,4	147,4	129,7
5	115	25,4	103,8	144,2	97,5
6	150	7,5	148,5	158,2	143,3
7	188	10,6	195,6	192,8	176,0
8	86	3,4	86,0	89,3	82,6
9	197	5,3	196,8	201,9	191,3
10	320	51,4	282,2	378,6	299,7
11	106	10,4	111,5	113,1	94,3
12	793	83,9	805,9	870,3	703,9
13	161	12,5	147,2	171,8	163,6
14	169	11,3	163,6	181,9	161,2
15	245	42,3	217,4	294,0	224,7
16	268	85,0	364,3	237,4	203,2
17	557	51,7	608,4	645,4	596,0
18	661	27,4	645,4	692,4	644,7
19	672	67,6	596,0	725,4	694,5

### 2.3 Analyse

On obtient un portrait plus utile en séparant les données selon le type de paramètre variant entre les essais.

La Figure 2.10 compare la moyenne de la contrainte normale maximale pour les quatre traitements de surface : sablé à la main, attaqué à l'acide, attaqué à l'acide et sablé et décapé au jet de sable, ainsi que tel que reçu ; sur des fils d'une épaisseur de 0.74 mm dans un polymère de type 8604 à température ambiante (essais 3 à 7). La Figure 2.11 compare le traitement de décapage au jet de sable au fil sans traitement en utilisant la résine 8605 pour

s'assurer que les conclusions tirées de la Figure 2.10 s'appliquent toujours avec un autre polymère (essais 8 et 9). Les résultats montrent que le traitement de surface le plus efficace est le décapage au jet de sable. Par rapport aux autres traitements, un test de Student indique un niveau de confiance élevé contre l'hypothèse nulle avec une valeur p allant de 0.004 à 0.029 selon le traitement comparé avec celui au jet de sable. Ces résultats concordent de façon qualitative avec ceux observés dans la littérature (Jonnalagadda, Kline et Sottos, 1997; Schrooten et al., 2002).

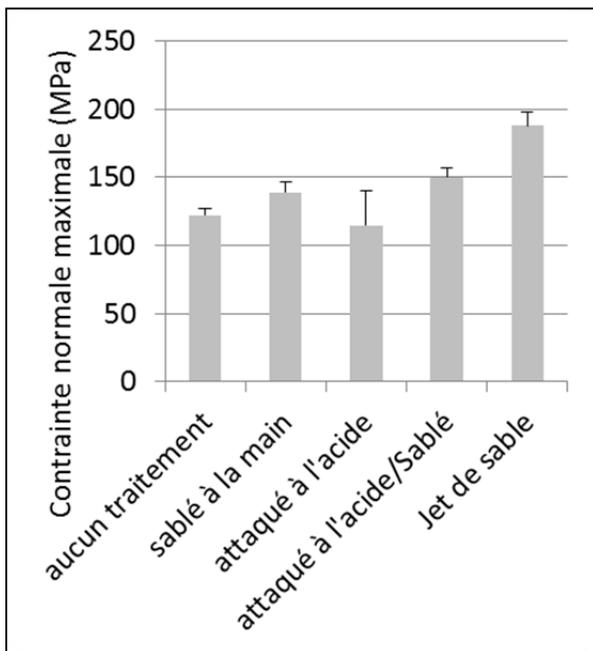


Figure 2.10 Contrainte normale maximale selon le type de traitement de surface appliqué, résine 8604, 20°C, 0.74 mm

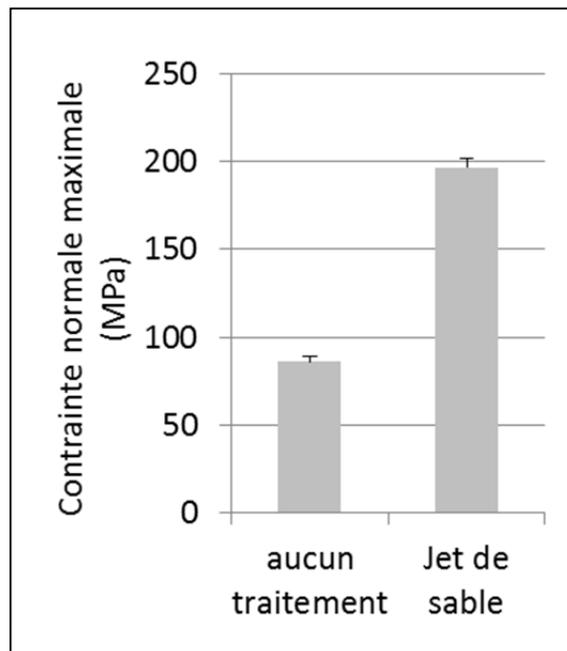


Figure 2.11 Influence du traitement de surface pour la résine Huntsman 8605, 20°C 0.74 mm

La Figure 2.12 compare la performance des résines 8601, 8604 et 8605 à différentes températures (essais 1, 2, 9, 10, 11 et 12). La performance supérieure de la 8604 par rapport à la 8605 à température ambiante peut être due à une contrainte ultime plus élevée (Tableau 2.2). À 80°C, la tendance s'inverse, la 8604 diminue en résistance à la décohésion tandis que celle de la 8605 augmente par un facteur de 8. Ce comportement provient certainement du fait qu'à cette température, la 8601 et la 8604 sont au-dessus de leur  $T_g$  (66°C et 73°C), tandis

que la 8605 est encore en-dessous de son  $T_g$  (153°C). Un autre facteur qui peut entrer en ligne de compte est l'effet de la température ambiante sur les propriétés mécaniques du fil d'AMF. Sa rigidité augmente lorsque la température est assez élevée pour provoquer une transformation, ce qui modifie le champ de contrainte en la répartissant sur une plus longue portion du fil. À l'extrême, c'est-à-dire un fil infiniment rigide, la contrainte serait uniforme tout le long du fil encastré, ce qui réduirait la contrainte locale à l'endroit où le fil entre dans le polymère. Ce phénomène a déjà été observé (Chi-kin, Kin-tak et Li-min, 2005) mais il est en contradiction avec les résultats obtenus pour les résines 8601 et 8604. On peut donc supposer que le phénomène dominant dans notre cas est celui de la transition vitreuse.

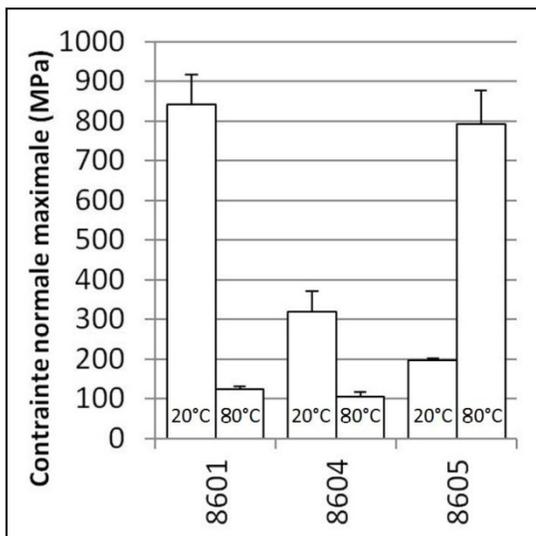


Figure 2.12 Contrainte normale maximale selon le type de polymère utilisé et la température lors de l'essai, 0.74 mm, décapage au jet de sable

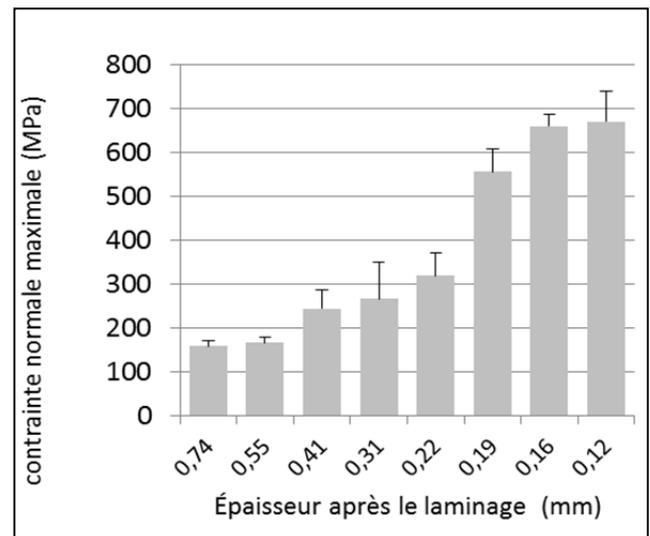


Figure 2.13 Contrainte normale maximale selon l'épaisseur du fil, résine 8604, décapage au jet de sable, 20°C

La Figure 2.13 mesure l'effet de l'épaisseur du fil sur la contrainte normale maximale. Elle indique que la réduction de l'épaisseur a un effet bénéfique sur la contrainte normale maximale lors du test d'arrachement. Les mêmes résultats sont rapportés à la Figure 2.14a sur un graphique en nuage de points afin d'établir le type de relation et le niveau de corrélation entre les deux variables. Le type de régression présentant la meilleure corrélation est une régression de type puissance avec un coefficient de corrélation ( $R^2$ ) de 0.92. La

Figure 2.14b reprend les mêmes données de contrainte normale maximale mais les compare en fonction du rapport P/As. Une régression de type linéaire correspondant maintenant le mieux aux données avec un  $R^2$  de 0.89. Rappelons l'hypothèse posée veut que la variation de contrainte normale maximale soit mieux expliquée par le rapport P/As que par le rayon du fil.

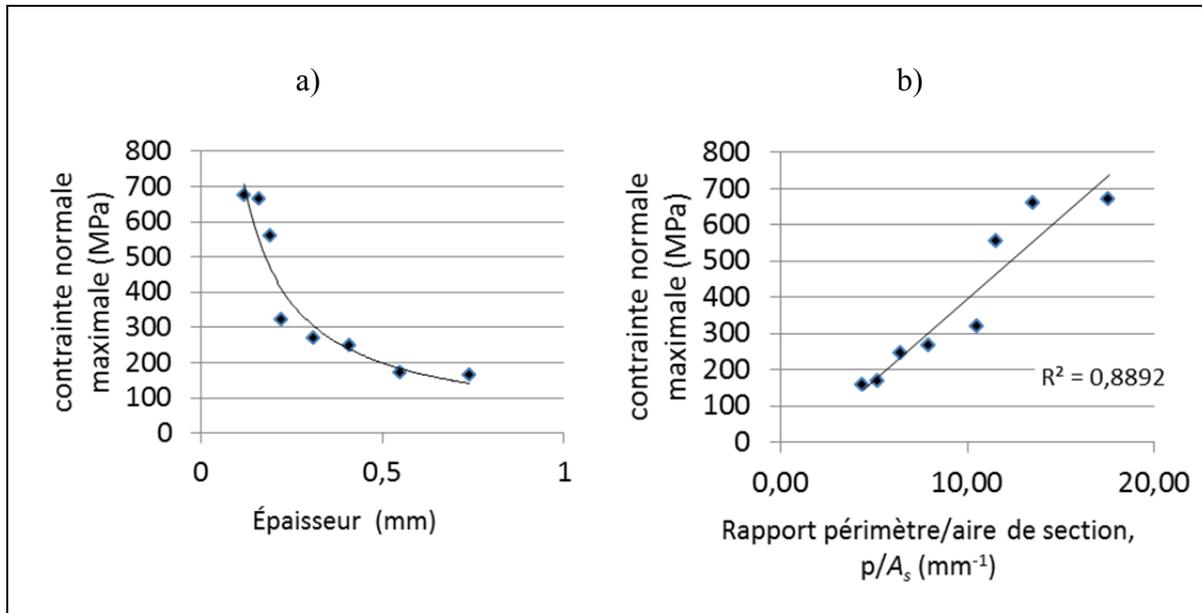


Figure 2.14 Influence a) de l'épaisseur et b) du rapport P/As sur la contrainte normale maximale

La limite d'épaisseur qu'il a été possible d'obtenir est de 0.12 mm. Cette limite est due à la fois à la rigidité de la machine et du diamètre des rouleaux. Il faudrait des rouleaux d'un plus petit diamètre pour obtenir des fils plus minces.

## 2.4 Conclusion

La combinaison de paramètres permettant d'atteindre la plus haute contrainte normale maximale serait un fil décapé au jet de sable encastré dans une résine époxy Huntsman 8605. En considérant que la décohésion se produit à haute température lorsque le fil est chauffé par

effet Joule pour induire un effet mémoire de forme, la valeur de résistance à la décohésion la plus pertinente dans le contexte d'une SDA est celle obtenue à haute température.

Il y a lieu de se demander jusqu'à quel point la tendance linéaire observée à la Figure 2.14 peut être extrapolée et à partir de quel niveau de contrainte normale maximale l'interface est-elle suffisamment robuste pour éviter la décohésion lorsqu'utilisée comme actionneur dans une SDA. Ces questions seront abordées en détail au Chapitre 4.



## CHAPITRE 3

### CARACTÉRISATION DES PROPRIÉTÉS DE MÉMOIRE DE FORME

#### 3.1 Indicateurs et paramètres d'influence

Plusieurs travaux de recherche ont démontré que le traitement thermomécanique était un des principaux facteurs déterminant les propriétés de mémoire de forme (Demers et al., 2009; Miller et Lagoudas, 2001). Les propriétés de mémoire de forme ont donc certainement été affectées par le changement de géométrie du fil effectué par un laminage à froid qui lui a imposé une déformation cumulative allant jusqu'à 2.4 dans le cas des fils ayant été laminés jusqu'à 0.12 mm d'épaisseur. Comme la raison d'être du projet est d'exploiter les capacités d'actionnement des AMF, un travail doit être entrepris pour s'assurer d'obtenir un fil ayant des caractéristiques de mémoire de forme appropriées pour l'utilisation dans une SDA.

Il faut avant tout se pencher sur la manière de mesurer les propriétés de mémoire de forme. Les deux principaux indicateurs pour des actionneurs sont la génération de contrainte en condition de déplacement bloqué (GC) et l'amplitude de déformation récupérable en condition de force constante (DR). Les deux indicateurs GC et DR sont l'expression d'un système ayant respectivement une rigidité infinie ou nulle.

La Figure 3.1 montre deux courbes de traction d'un même spécimen de Nitinol, une effectuée à la température ambiante, sous la température de transformation et l'autre effectuée au-dessus de la température de transformation. Les trajets A-B, A-C et A-D illustrent donc l'effet mémoire de forme suite à un changement de température, la condition d'utilisation du fil diffère toutefois entre ces trois trajectoires. Lors de l'utilisation du fil comme actionneur, la pente de la courbe contrainte-déformation entre les deux états dépend de la rigidité du système. Comme la pente du trajet A-B est infinie, celui-ci correspond à l'indicateur de performance GC représenté par un fil dont les deux extrémités sont encastrées. La pente du

trajet A-D représente quant à elle un système de rigidité nulle représenté par un poids libre et correspondant à l'indicateur de performance DR. Le trajet A-C est plus représentatif d'un système tel une SDA où les fils devront fournir un effort proportionnel au rayon de courbure.

Le niveau de laminage ainsi que les étapes exactes de la procédure ont un impact sur ces deux indicateurs de performance. Il faut trouver la limite à laquelle on peut réduire l'épaisseur avec l'équipement disponible au laboratoire LAMSI tout en maintenant des propriétés d'actionnement adéquates. Pour ce faire, il faudra chercher à obtenir un fil dont les indicateurs GC et DR sont maximisés.

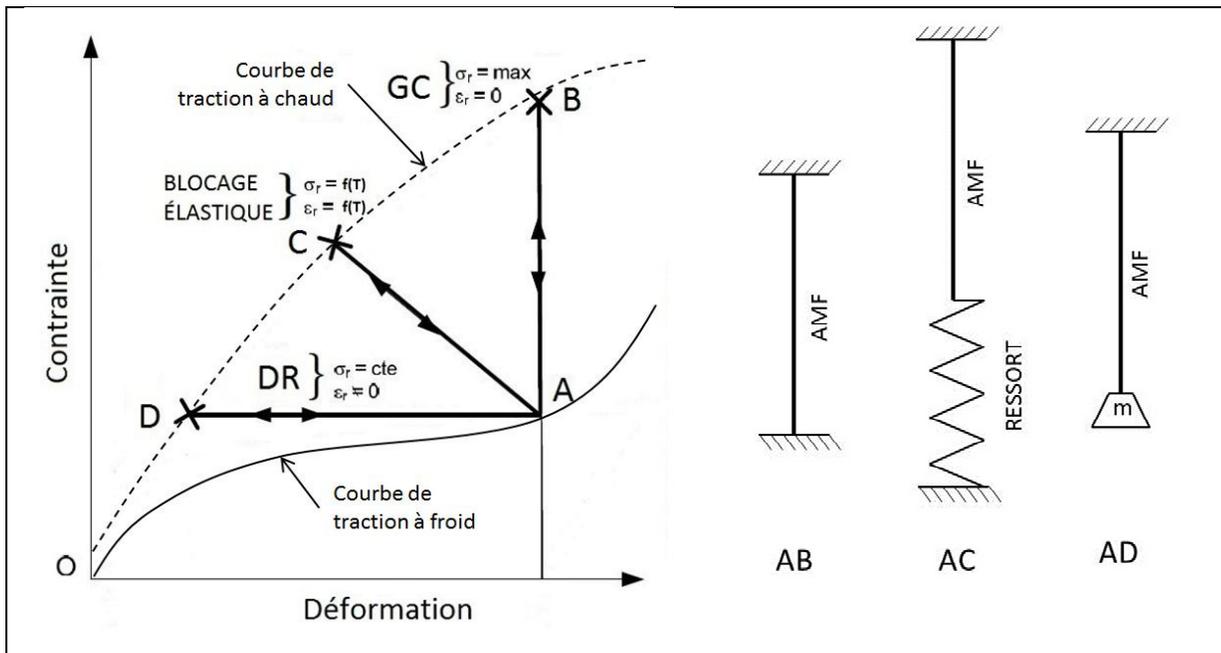


Figure 3.1 Relation contrainte-déformation pour les indicateurs de performance d'un actionneur AMF, adapté de (Brailovski et Terriault, 2010)

### 3.1.1 Méthodologie

À chaque passage dans le laminoir, une déformation identique est imposée. Suivant les travaux de (Demers et al., 2009), une valeur de déformation de 0.3 est utilisée. Ceci produit

une série d'épaisseurs rapportée au Tableau 3.1. L'équation (3.1) donne la déformation cumulative entre deux états dont les épaisseurs sont connues, les variables  $t_i$  et  $t_f$  correspondant respectivement aux épaisseurs initiales et finales. En appliquant l'équation (3.1) à partir d'un fil de 1 mm de diamètre, on obtient la succession d'épaisseurs décrite au Tableau 3.1. L'épaisseur de 0.19 mm a été ajoutée suite à une erreur de manipulation. Les résultats de cet échantillon ont été pris en compte au même titre que les autres.

$$\ln(\varepsilon) = \frac{t_i}{t_f} \quad (3.1)$$

Tableau 3.1 Étapes successives de déformation et épaisseurs associées

Déformation cumulative (mm/mm)	0	0,3	0,6	0,9	1,2	1,5	1,65	1,8	2,1
Diamètre ou épaisseur (mm)	1	0,74	0,55	0,41	0,31	0,22	0,19	0,16	0,12

La procédure de laminage de référence, d'après (Demers et al., 2009), est la suivante : Passage unique dans le laminoir avec une déformation de  $\varepsilon=0.3$ , réduisant l'épaisseur 1 mm à 0.74 mm puis un recuit post-déformation (PDA) à 400°C.

La première procédure envisagée permettant de réduire davantage l'épaisseur est la suivante : Passages successifs dans le laminoir avec une déformation de  $\varepsilon=0.3$  à chaque fois, réduisant l'épaisseur selon les valeurs du Tableau 3.1. Un PDA à 400°C est effectué une fois tous les passages dans le laminoir effectués.

La deuxième procédure envisagée permettant de réduire davantage l'épaisseur est la suivante : Passages successifs dans le laminoir avec une déformation de  $\varepsilon=0.3$  à chaque fois, réduisant l'épaisseur selon les valeurs du Tableau 3.1. Un PDA à 400°C est effectué après chaque passage dans le laminoir (recuit dite intermédiaire).

Pour la PDA à 400°C, deux durées sont considérées, soit 60 et 20 minutes. On prélève une longueur de 178 mm après les étapes à 0.74, 0.22, 0.19, 0.16 et 0.12 mm. Ces échantillons serviront aux essais de traction afin de mesurer les propriétés d'actionnement. La longueur active du fil est de 128 mm une fois que l'échantillon est installé dans les mors de la machine de traction pour l'immobiliser et agir comme électrode.

Les deux propriétés qu'on désire mesurer sont la génération de contrainte (GC) et la déformation récupérable (DR). Ces propriétés dépendent de la sollicitation. Par exemple, dans le cas de GC, la valeur dépend du niveau de déformation auquel le fil était soumis lors du blocage. La valeur de DR dépend quant à elle de la contrainte lors du chauffage. Ces propriétés seront donc évaluées sur une plage de sollicitations typiques pour un actionneur AMF.

La Figure 3.2 montre le montage utilisé pour la mesure des propriétés d'actionnement. Une machine de traction hydraulique MTS858 permet de contrôler le mouvement de la mâchoire mobile avec une commande de force ou de déplacement. Le fil d'AMF est chauffé par effet Joule en faisant passer un courant continu dans celui-ci. Une source de courant reçoit une commande externe provenant du contrôleur principal et envoie un courant continu pouvant aller jusqu'à 15 A. La température est mesurée à l'aide d'un thermocouple de type K attaché au fil d'AMF. Le contrôleur enregistre les signaux de temps, de position, de force et de température de l'échantillon.

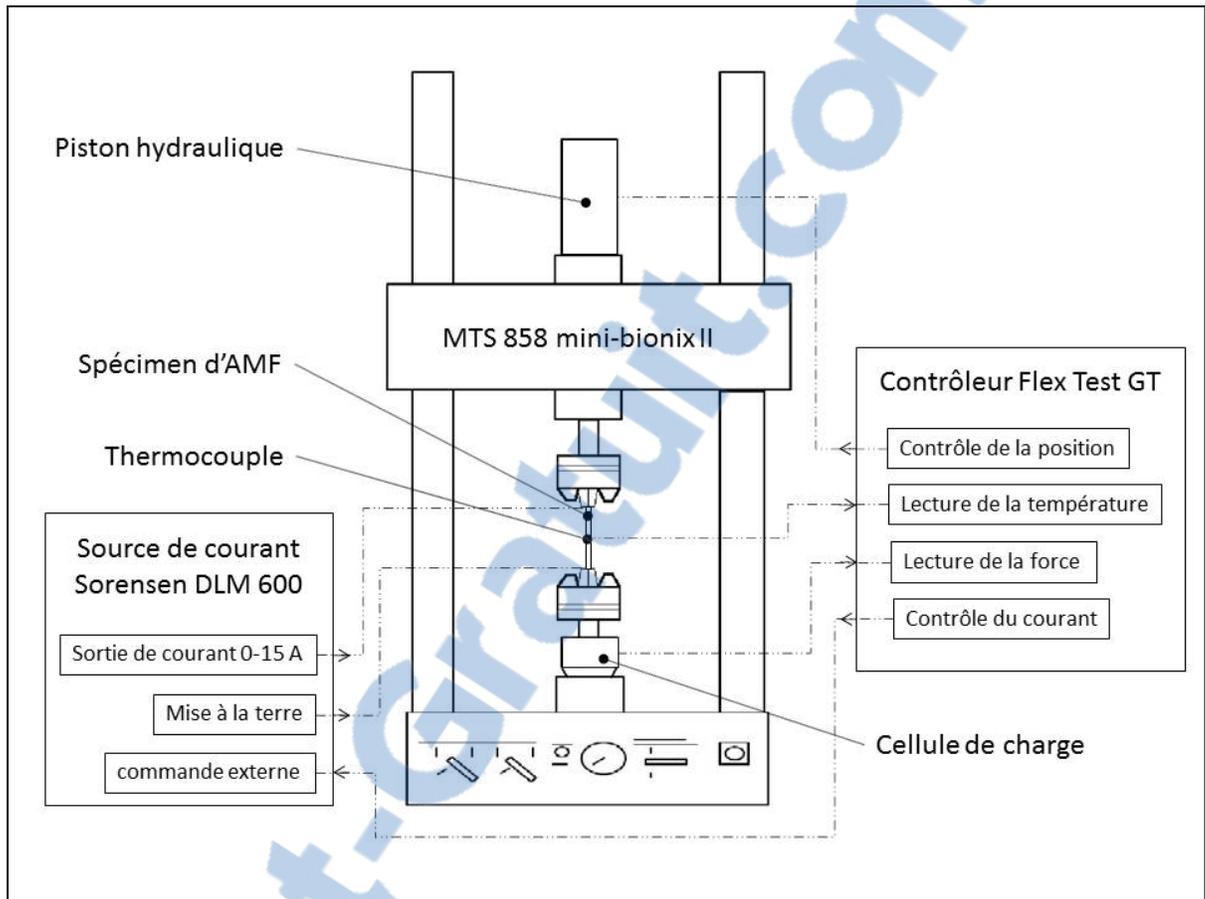


Figure 3.2 Montage utilisé pour la mesure des propriétés d'actionnement

Les propriétés de GC sont testées à cinq niveaux de déformation et celles de DR à six niveaux de contrainte afin de balayer une plage suffisante. Comme les propriétés d'actionnement des AMF évoluent au cours des premiers cycles d'utilisation, on doit refaire ces tests jusqu'à ce qu'elles se soient stabilisées. Cela demande un test de traction relativement complexe dont la procédure est illustrée à la Figure 3.3. Il s'agit essentiellement d'effectuer des cycles d'activation sous différentes conditions de force et de contrainte. Ce cycle d'activation est composé de 4 étapes. Un courant est appliqué au fil, ce qui fait augmenter sa température. Une limite logicielle est activée lorsque la température atteint une valeur jugée suffisante pour avoir provoqué l'effet mémoire de forme. Cette température est de 110°C, ce qui donne une marge suffisante par rapport à la température d'environ 80°C où la transformation de phase a été observée dans des essais de traction préliminaires. Le

courant est alors coupé. Le fil refroidit ensuite par convection naturelle jusqu'à ce que sa température soit inférieure à 30°C.

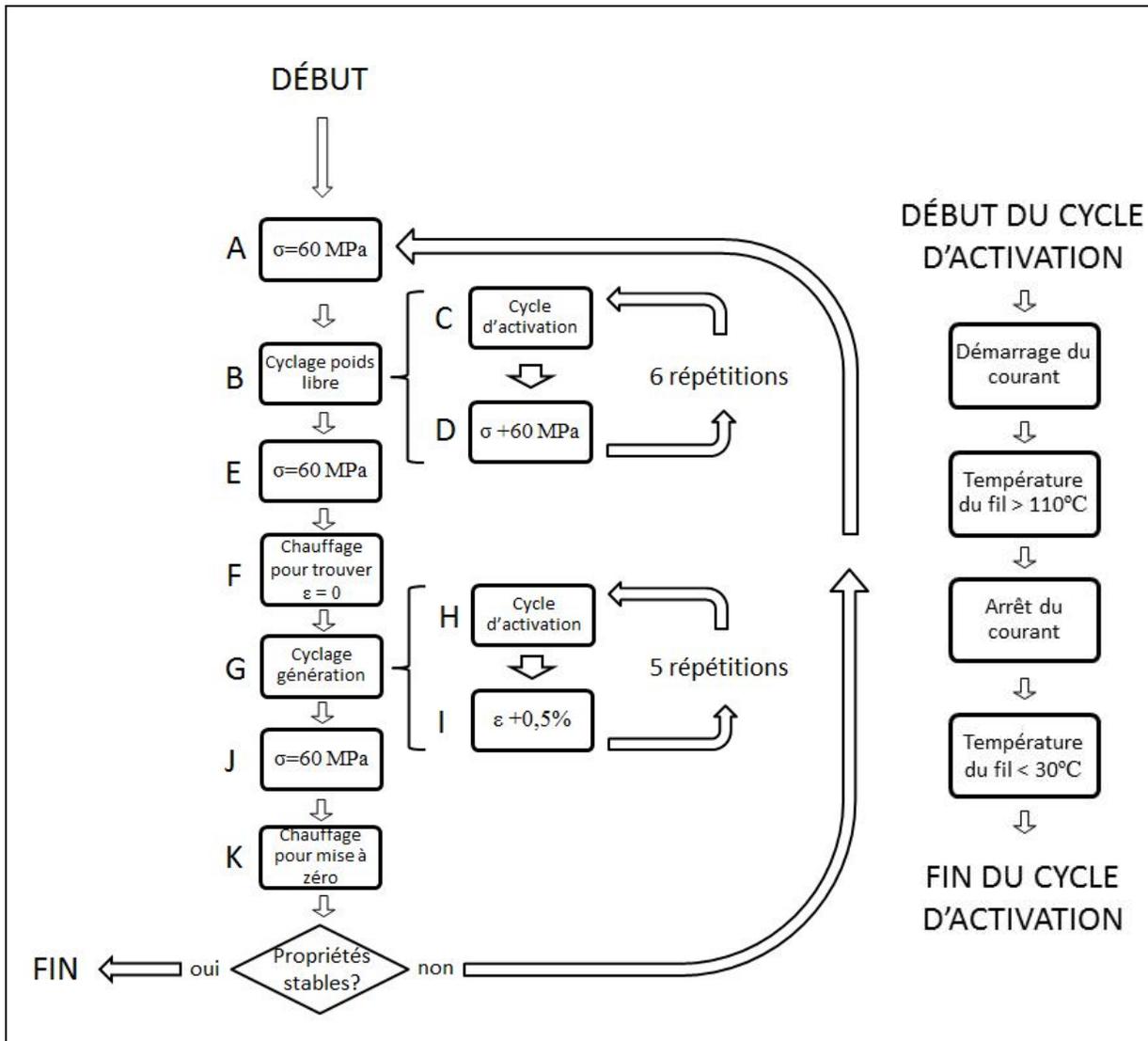


Figure 3.3 Schéma de processus de la procédure de mesure des propriétés d'actionnement des fils d'AMF

La surface de section transversale de chaque fil est mesurée avant l'essai afin d'ajuster les paliers de force pour obtenir des niveaux de contrainte similaires entre les essais. Les étapes B à F sont effectuées en contrôle de force et les étapes G, H et I sont effectuées en contrôle

de position. Le fil d'AMF acquiert une déformation résiduelle, particulièrement avant d'être stabilisé, la position de référence (contrainte quasi-nulle et fraction de martensite = 100%) n'est donc pas constante d'un cycle à l'autre. L'étape F sert à pallier à ce problème. Un contrôle en force de 10 N est maintenu pendant qu'un cycle d'activation est réalisé. La force de 10 N a été choisie parce-que c'était la plus petite force qu'il est possible d'imposer sans courir un trop grand risque que le fil perde toute tension, ce qui provoque une instabilité de la machine. La position du fil après le cycle d'activation est donc utilisé comme point de référence pour les étapes H et I où des incréments de déformation sont ajoutés de façon relative. Cela permet de comparer les valeurs de GC d'un cycle à l'autre.

Le critère de stabilité des propriétés a été fixé à 5%, c'est-à-dire que les valeurs ne doivent pas avoir changé de plus de 5% entre 2 cycles complets consécutifs. La Figure 3.4 montre que 20 cycles complets, soit plus de 200 cycles d'activation au total, sont largement suffisants pour atteindre la stabilité, ce qui est en accord avec les résultats de Georges (Georges et al., 2009). Par souci d'uniformité, tous les essais sont par la suite stabilisés avec le même nombre de cycles, soit 200.

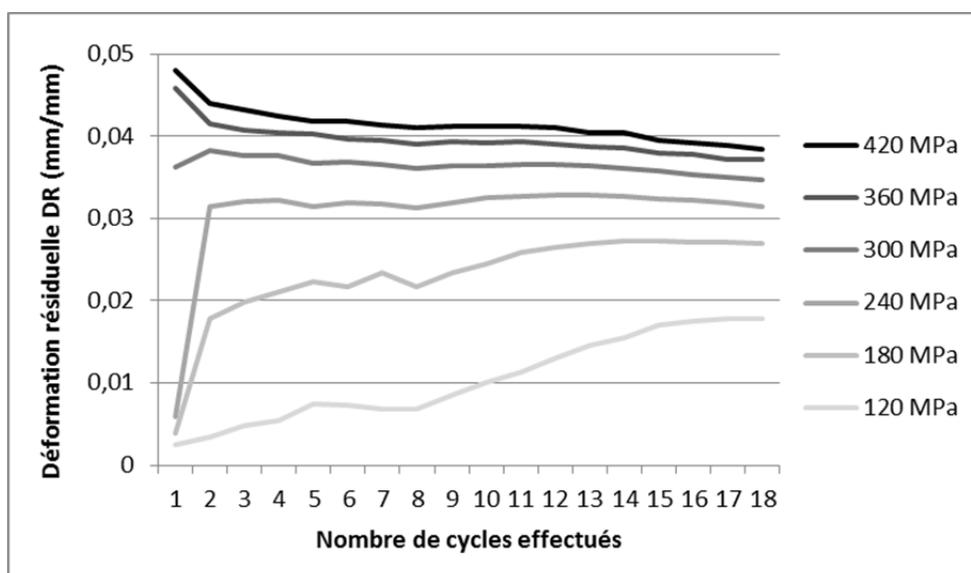


Figure 3.4 Stabilisation typique des propriétés au fil des cycles

### 3.1.2 Résultats

Les résultats de l'historique complet sont trop complexes pour être interprétés sur un seul graphique. L'information la plus pertinente se trouve dans le dernier cycle, c'est-à-dire une fois que les propriétés se sont stabilisées. La Figure 3.5 montre un dernier cycle typique où on peut voir les différents niveaux de contrainte et de déformation pour lesquelles les propriétés ont été obtenues.

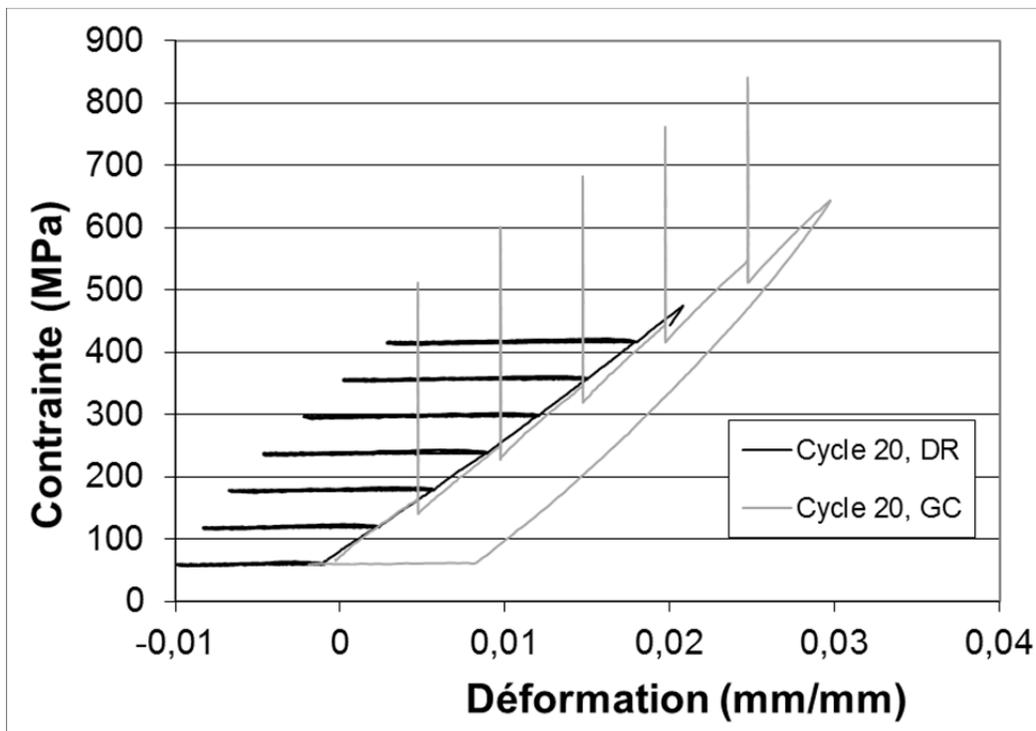


Figure 3.5 Données de contrainte-déformation d'un dernier cycle typique

La représentation graphique de tous les derniers cycles des essais n'a toutefois pas la concision nécessaire pour rapporter les résultats et les comparer. Les valeurs de GC et DR sont donc extraites de l'historique contrainte-déformation selon la méthode illustrée à la Figure 3.6 pour chaque niveau de contrainte au dernier cycle de chaque test.

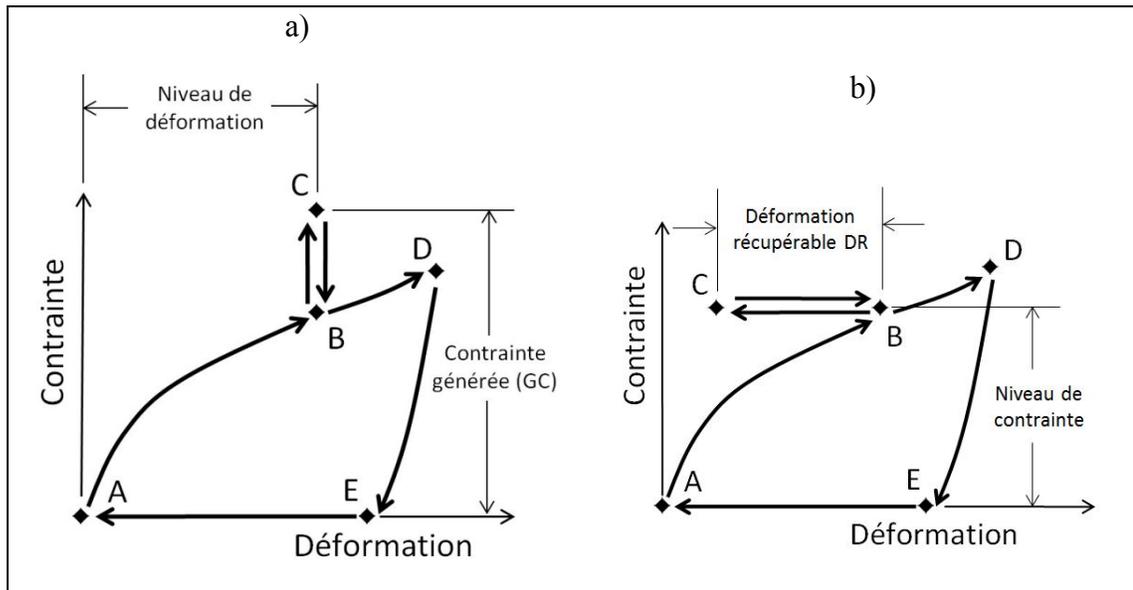


Figure 3.6 Propriétés d'actionnement mesurées, a) génération de contrainte et b) déformation récupérable

Les Tableaux (3.2) et (3.3) rapportent les résultats comparant les paramètres GC et DR pour les essais visant à déterminer la meilleure procédure de laminage. Les échantillons pour les procédures #1 et #2 ont une épaisseur de 0.22 mm, tandis que la procédure de référence est réalisée sur un échantillon d'une épaisseur de 0.74 mm.

Tableau 3.2 Contrainte générée pour différentes procédures de réduction de l'épaisseur

Niveau de déformation (mm/mm)	Contrainte générée (MPa)		
	procédure de référence	procédure #1	procédure #2
0,005	388,7	410,6	352,0
0,01	545,0	518,7	554,3
0,015	694,2	598,3	664,0
0,02	800,8	681,5	767,8
0,025	912,7	759,5	820,1
0,03	980,4	839,4	881,2

Tableau 3.3 Déformation récupérable pour différentes procédures de réduction de l'épaisseur

Niveau de contrainte (MPa)	Déformation récupérable (mm/mm)		
	procédure de référence	procédure #1	procédure #2
120	0,00911	0,01788	0,00199
180	0,01094	0,02692	0,00344
240	0,01268	0,03151	0,00875
300	0,01385	0,03478	0,01093
360	0,01458	0,03715	0,04656
420	0,01524	0,03842	0,04894

Les Tableaux (3.4) et (3.5) rapportent les paramètres GC et DR pour les essais réalisés sur les fils dont la géométrie a été modifiée selon la procédure #2.

Tableau 3.4 Contrainte générée pour différents niveaux de réduction de l'épaisseur

Niveau de déformation (mm/mm)	Contrainte générée (MPa)				
	0,12 mm	0,16 mm	0,19 mm	0,22 mm	0,74 mm
0,005	138	317	486	389	411
0,01	421	436	590	545	519
0,015	504	532	680	694	598
0,02	572	612	768	801	681
0,025	595	687	862	913	759
0,03	610	719	939	980	839

Tableau 3.5 Déformation récupérable pour différents niveaux de réduction de l'épaisseur

Niveau de contrainte (MPa)	Déformation récupérable (mm/mm)				
	0,12 mm	0,16 mm	0,19 mm	0,22 mm	0,74 mm
120	0,0131	0,0121	0,0138	0,0179	0,0091
180	0,0216	0,0161	0,0155	0,0269	0,0109
240	0,0298	0,0191	0,0171	0,0315	0,0127
300	0,0352	0,0213	0,0184	0,0348	0,0138
360	0,039	0,0237	0,0195	0,0372	0,0146
420	0,0253	0,0253	0,0198	0,0384	0,0152

Les résultats rapportés ont tous été obtenus pour une durée de PDA de 20 minutes. Les résultats pour le PDA de 60 minutes n'étaient pas différents, mais les échantillons présentaient des ruptures prématurées pour les fils de 0.19 mm et moins. Les essais avec une PDA de 60 minutes ont été abandonnés par la suite.

### 3.1.3 Analyse

Les résultats numériques sont difficiles à comparer entre eux puisqu'on ne cherche pas simplement un maximum. Les propriétés doivent offrir une performance acceptable sur une large plage d'opération. La Figure 3.7 compare les propriétés de mémoire de forme pour les trois procédures envisagées.

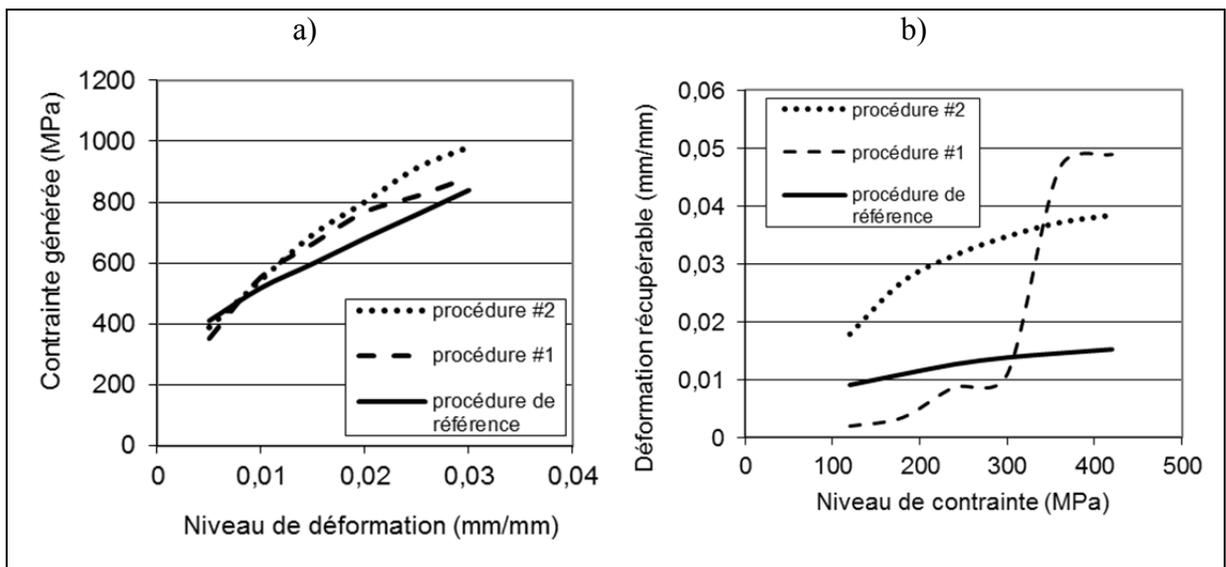


Figure 3.7 Propriétés de mémoire de forme pour les trois procédures de réduction de l'épaisseur considérées, a) GC, b) DR

Considérant que l'objectif était de trouver un moyen de réduire l'épaisseur du fil d'AMF sans nuire à ses propriétés d'actionnement, les données sur la Figure 3.7 montrent que la procédure #2 semble être le meilleur compromis. Cette procédure préserve ou améliore les propriétés d'actionnement par rapport à la procédure de référence. Il importe donc de faire un

recuit post-déformation entre chaque passe de laminage dans une optique de maximisation des propriétés d'actionnement.

La Figure 3.8 compare les propriétés d'actionnement pour les différents niveaux de laminage étudiés.

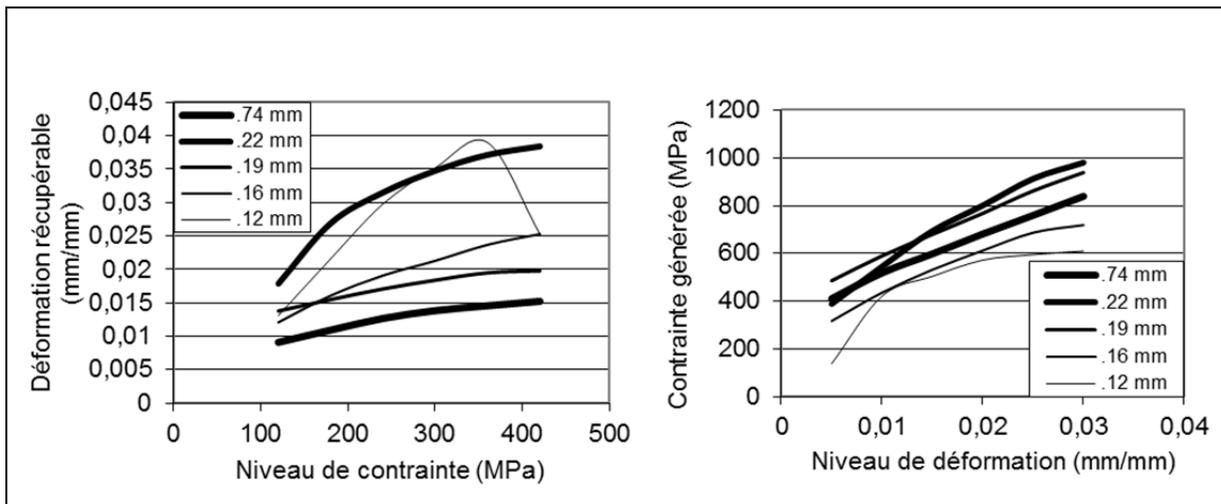


Figure 3.8 Propriétés mémoire de forme pour cinq épaisseurs finales

Le fil de 0.12 mm possède la plus grande DR à 300 et 360 MPa mais celle-ci chute brusquement à 420 MPa. De plus, il possède la plus faible GC de toutes les épaisseurs testées. Le fil de 0.22 mm semble avoir des propriétés supérieures aux autres sur une plus large plage. Celui-ci serait donc un meilleur choix considérant à la fois la contrainte générée et la déformation récupérable.

La Figure 3.9 montre des essais de traction simple réalisés sur des fils ayant passé 20 et 60 minutes dans le four lors du PDA. Le but de ces essais est de tenter d'expliquer la rupture des fils ayant une plus longue PDA. Le plateau de transformation a disparu pour l'échantillon ayant passé plus de temps à haute température. Cela confirme que les propriétés de mémoire de forme ont été très affectées dans ces échantillons. L'hypothèse la plus plausible pour expliquer cette différence est la croissance d'une couche d'oxyde plus épaisse. Cela

expliquerait pourquoi la différence entre les deux traitements est faible pour les fils épais, où la couche d'oxyde représente une faible proportion de la section transversale de l'échantillon, et qu'elle va jusqu'à causer la rupture prématurée des fils minces, où la couche d'oxyde représente une plus grande proportion de la section transversale.

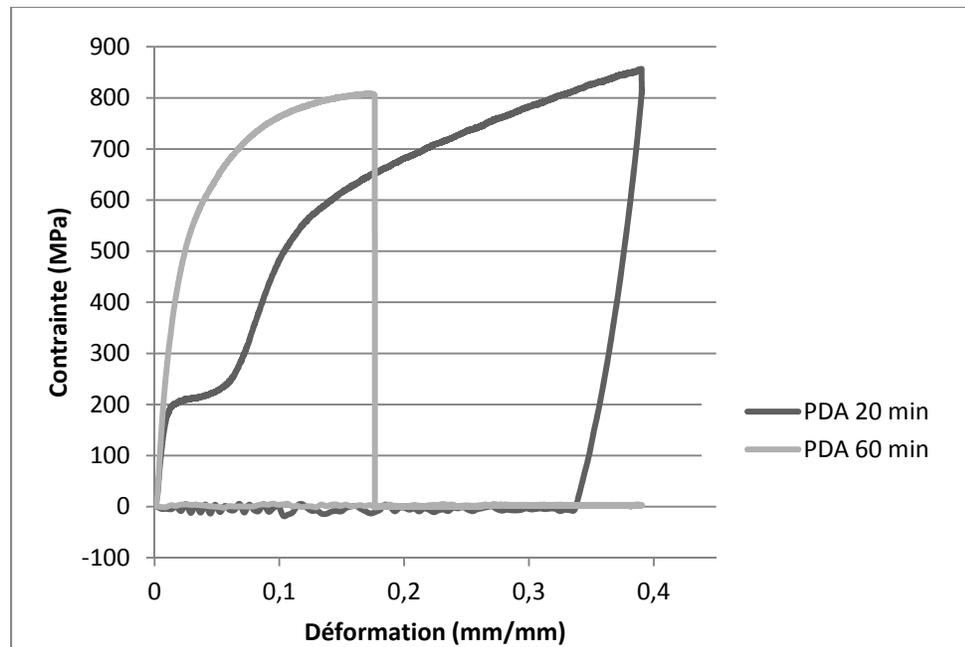


Figure 3.9 Essais de traction sur des fils de 0.12 mm ayant subi différents temps de PDA

### 3.1.4 Conclusion

Le traitement thermomécanique optimal semble être une réduction successive d'épaisseur par incréments de 0.3 de déformation avec un PDA à 400°C pendant 20 minutes entre chaque passe dans le laminoir. L'épaisseur offrant les meilleures performances semble être 0.22 mm.

L'épaisseur de 0.12 mm est la plus faible qu'il ait été possible d'atteindre de façon répétable sur le laminoir disponible au LAMSI. Il est définitivement possible d'atteindre des épaisseurs plus faibles sur d'autre type d'équipement. Il s'est également avéré que 60 minutes est une

période de temps trop longue de PDA dans les circonstances à cause de l'oxydation excessive du matériau.

Il est important de préciser que les tests ne visaient pas seulement à déterminer le traitement optimal, car le choix ultime de celui-ci a été également dicté par des considérations de résistance à la décohésion de l'interface. Si un fil offre des meilleures performances d'actionnement mais que l'interface fil/matrice ne peut pas supporter cette charge utile dans le cadre d'une SDA, cela n'apporte pas d'avantage du point de performances globales.

Il y a quelques points à améliorer concernant ces expériences. Premièrement, elles bénéficieraient d'être répétées pour vérifier si les tendances observées sont répétables. De plus, l'épaisseur du fil est difficile à contrôler pour de faibles épaisseurs. Les incréments de déformation de 0.3 ont été respectés approximativement d'une passe à l'autre mais sans toutefois aboutir exactement aux mêmes valeurs d'un échantillon à l'autre. La force appliquée dans la machine de traction a été corrigée à chaque essai pour tenir compte des variations d'aire de section transversale rencontrées. Les épaisseurs rapportées ne correspondaient donc pas nécessairement aux valeurs réelles mais bien aux valeurs théoriques correspondant à l'étape de laminage.

## CHAPITRE 4

### RÉSISTANCE À LA DÉCOHÉSION EN CONTRACTION

Dans le concept de SDA proposé, la sollicitation des fils d'AMF n'est pas en arrachement mais bien en contraction. Les essais de caractérisation réalisés jusqu'ici étaient en arrachement uniquement, comme suggère la littérature. Par conséquent, il n'est pas évident que les conclusions des chapitres 2 et 3 sont valides dans le cas d'une SDA. Afin de s'approcher des conditions de sollicitation rencontrées dans une SDA, un protocole d'essais de décohésion par contraction est réalisé.

#### 4.1 Montage expérimental de contraction

##### Vue d'ensemble

La Figure 4.1 montre le montage physique utilisé pour la contraction des fils. La contraction est réalisée par chauffage du fil par effet Joule. Le courant est appliqué avec une source de voltage variable pouvant être ajusté de 0 à 130V et un rhéostat de 5  $\Omega$  en série. Pour un essai où l'on a besoin d'un courant très important, pour chauffer un fil rapidement par exemple, le rhéostat peut être ajusté à 0  $\Omega$ . Par contre, la résolution de l'ajustement d'un courant très faible est limitée à cause de la discrétisation limitée des paliers de la source de voltage. L'application d'une résistance plus forte sur le rhéostat permet alors un ajustement plus fin pour un courant faible. Ceci est utile dans le cas des échantillons très minces qu'on veut chauffer lentement.

Le montage est conçu pour effectuer des tests en parallèle sur trois échantillons à la fois. Un ordinateur contrôle individuellement l'application du courant sur chacun des fils à l'aide d'un module USB d'entrée/sortie de marque National Instruments, modèle US1 6009.

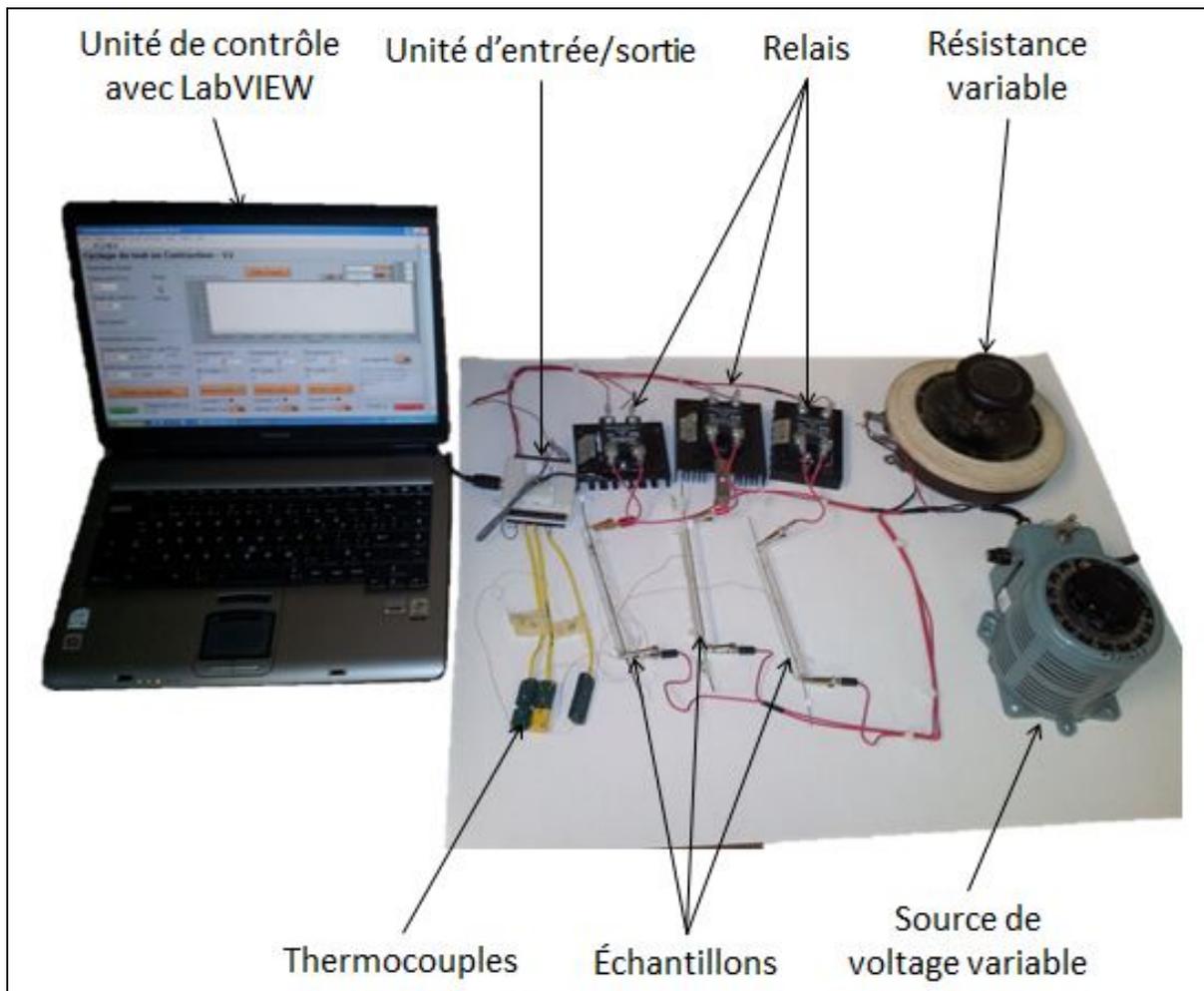


Figure 4.1 Montage physique utilisé pour les essais de contraction des fils.

### Schéma électrique

La Figure 4.2 montre le schéma électrique de connexion des composants. Les fils d'AMF sont représentés par un symbole de résistance identifié FIL1 à FIL3. Les thermocouples sont identifiés par les symboles TC1 à TC3. Les relais à transistors sont représentés par les symboles SSR1 à SSR3. La résistance variable 0-5  $\Omega$  est identifiée par le symbole RV1.

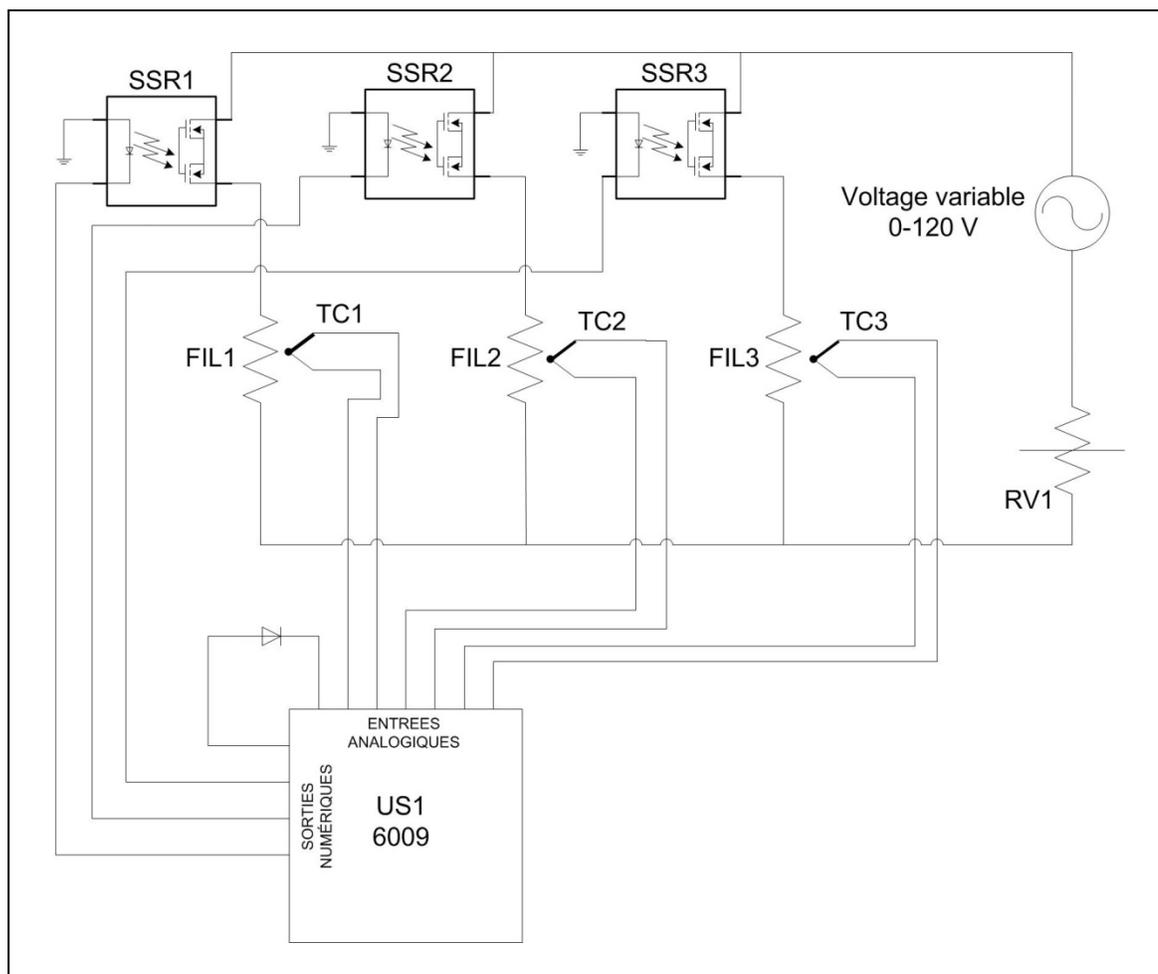


Figure 4.2 Schéma électrique du montage de contraction

À noter que les thermocouples ne sont pas nécessairement assignés à un fil en particulier. Ils peuvent être disposés de façon à mesurer dans les deux endroits d'un même fil également.

### Interface

Le système de contrôle a été réalisé à l'aide du logiciel LabVIEW. La Figure 4.3 montre son interface usager, une description est fournie pour chacun des sous-menus.

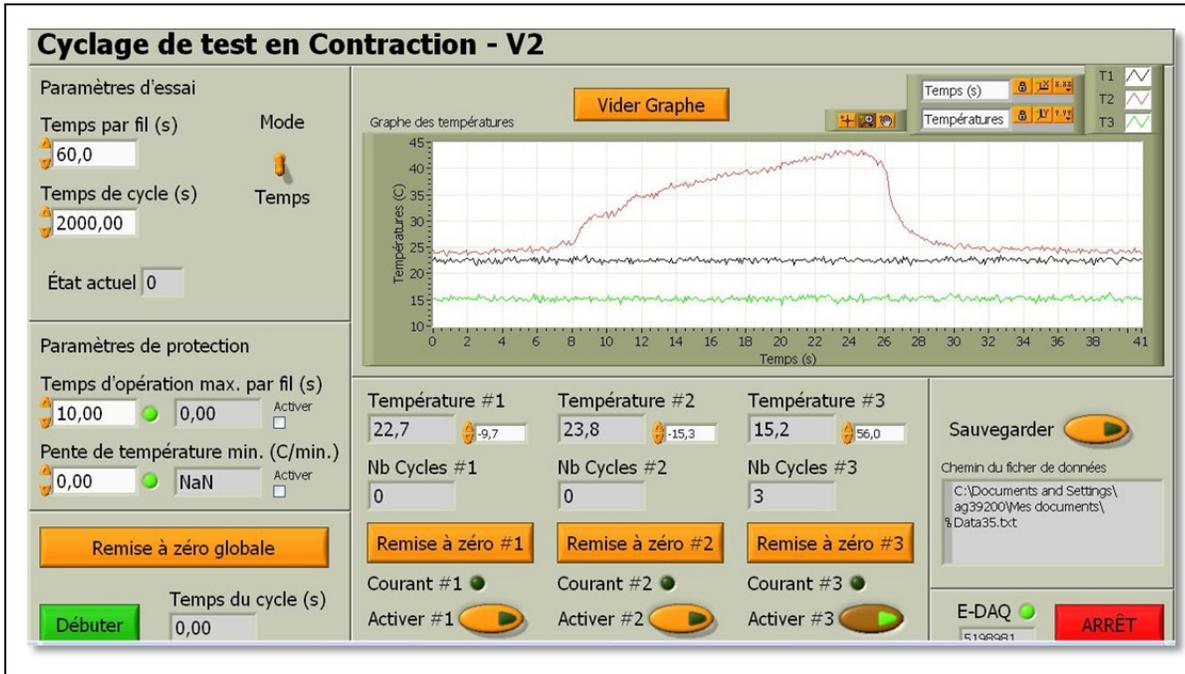


Figure 4.3 Interface du système de contrôle du montage de contraction

### Modes d'opération

Le programme peut fonctionner selon deux modes d'opération, soit selon le mode de contrôle en température ou le mode de contrôle en temps. Dans le cas du mode d'opération par temps qu'on peut voir à la Figure 4.4a, un courant parcourt le fil pendant le temps spécifié dans la case 'Temps par fil'. Pour le mode d'opération par température qu'on peut voir à la Figure 4.4b, un courant parcourt le fil tant que le thermocouple du fil correspondant n'atteint pas la valeur inscrite dans la case 'Température max'. Pour les deux modes d'opération, l'application de ce courant est répétée après le temps d'attente spécifié dans la case 'Temps de cycle'. Cette valeur agit comme pause entre les cycles de chauffage afin de permettre à l'échantillon de retrouver sa température initiale.

Afin d'accommoder trois échantillons en parallèle sans surcharger la source de courant, les fils sont testés de façon séquentielle, un à la fois. Le courant suivant est appliqué au fil seulement quand le courant est coupé sur le précédent.

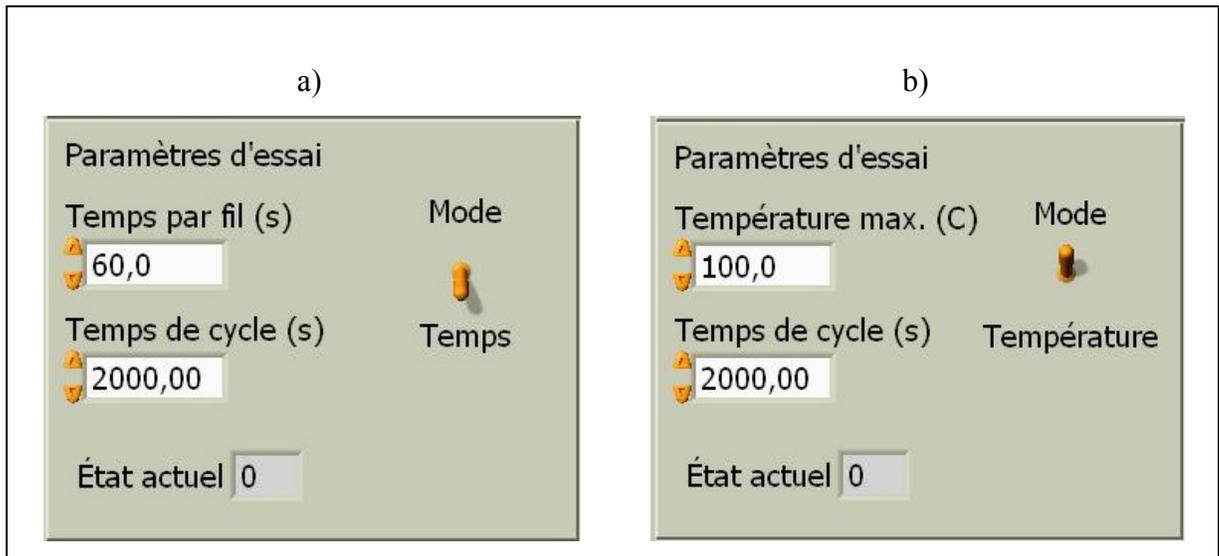


Figure 4.4 Paramètres d'opération, a) en mode temps et b) en mode température

### Paramètres de protection

Le chauffage par courant électrique peut représenter un danger d'incendie significatif dans certaines situations. Par exemple, si un thermocouple se détache de l'échantillon en mode température, le courant sera appliqué sans arrêt. Pour éviter cette situation, un système de protection est mis en place (voir Figure 4.5). Pour le mode température uniquement, l'essai est arrêté automatiquement si la température cible n'est pas atteinte avant la valeur inscrite à la case 'Temps d'opération max. par fil'. De plus, une pente de température minimale peut être imposée pour éviter que les électrodes ne représentent un risque de court-circuit si elles se détachent ou si elles se décrochent. Si le courant ne passe pas par le fil, la température n'augmentera pas. Cette pente est calculée selon une moyenne de 1000 échantillonnages en 1 s.

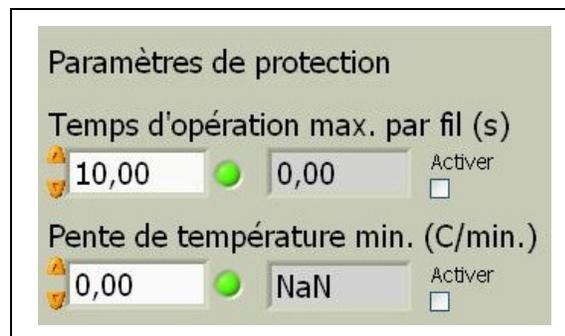


Figure 4.5 Paramètres de protection

### Contrôle du cycle

La Figure 4.6 montre le menu de départ de cycle. Le bouton Débuter provoque le démarrage du test. Une fois le test démarré, le temps écoulé depuis le début de chaque cycle est affiché. Le bouton Remise à zéro globale ramène les compteurs de cycles de tous les fils à zéro.



Figure 4.6 Menu de départ de cycle

### Sauvegarde

La Figure 4.7 montre le menu sauvegarde où le chemin d'accès au fichier est indiqué. La sauvegarde des données n'est pas nécessairement activée, pour ce faire, le bouton sauvegarder doit être enfoncé. Les données de temps, de température de chaque fil et d'état d'activation de chaque fil sont enregistrées pour tous les rafraîchissements de la carte d'acquisition.



Figure 4.7 Menu sauvegarde

### Informations par échantillon

La Figure 4.8 montre la zone d'information dédiée aux données spécifiques à chaque échantillon. Ce menu est répété pour chaque échantillon. La température de l'échantillon est affichée en temps réel. La valeur dans la case à droite est un décalage ajouté à la température pour ajuster sa valeur. Le nombre de cycles d'application de courant est indiqué à la case nombre de cycle. En plus du bouton de remise à zéro globale, le nombre de cycles peut être remis à zéro individuellement. Cela peut être utile si un seul échantillon est remplacé en cours de test. Le voyant de courant s'allume lorsque le courant est présentement appliqué. Le bouton Activer doit être enfoncé pour que le courant soit appliqué sur ce fil. S'il n'est pas activé, le programme ignore ce fil et peut poursuivre le test sur les autres fils.



Figure 4.8 Menu échantillon

### Affichage de la température

La Figure 4.9 montre la fenêtre d'affichage graphique où est rapportée la température mesurée par les thermocouples.

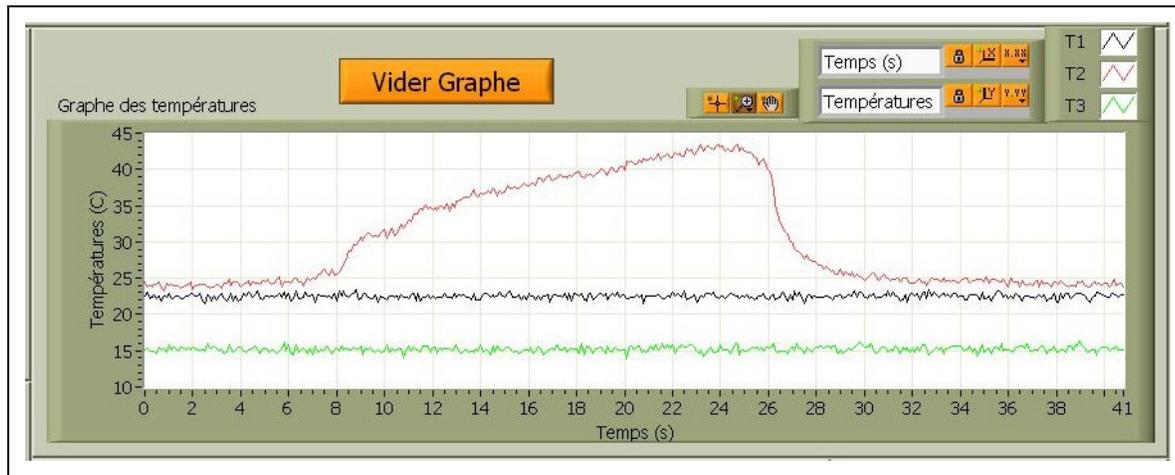


Figure 4.9 Fenêtre d'affichage de la température

### Arrêt d'urgence

La dernière zone de l'interface, à la Figure 4.10, possède un bouton d'arrêt qui éteint toutes les sorties électriques. Il y a également un voyant qui s'allume lorsque la connexion avec l'unité d'entrée/sortie USB est établie.



Figure 4.10 Menu système

## 4.2 Contraction transversale

### 4.2.1 Fabrication des échantillons

Deux types d'expériences de contraction de fils d'AMF ont été réalisés sur le banc d'essai décrit à la section 4.1. La première, la contraction transversale, utilise le même moule et sensiblement la même géométrie que les tests en arrachement décrits au chapitre 2, tel qu'illustré à la Figure 4.11. La différence principale est que les fils sont étirés avant d'être encastrés dans le polymère. On applique ensuite un courant à travers le fil pour le chauffer et provoquer un effet mémoire de forme.

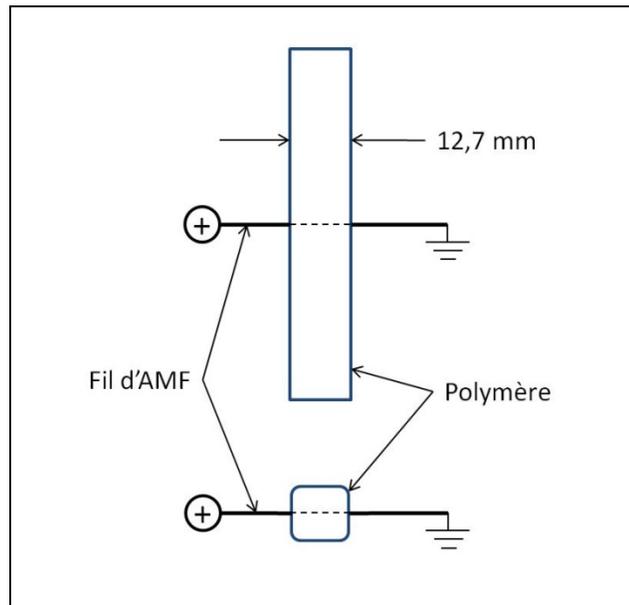


Figure 4.11 Schéma de l'expérience de contraction transversale

La procédure pour réaliser les échantillons de contraction transversale est décrite ci-dessous;

#### 1) Traitement thermomécanique

Le traitement thermomécanique décrit à la section 3.1 est appliqué pour obtenir un fil de l'épaisseur désirée. Les tests sont effectués avec des fils de 0.22 mm d'épaisseur. Pour le reste du chapitre, le terme fil est utilisé même si la forme s'apparente plus à un ruban.

#### 2) Stabilisation des propriétés

Les spécimens sont soumis à un cyclage pour stabiliser les propriétés de mémoire de forme. La procédure de cyclage choisie est de 200 cycles d'activation avec un poids suspendu de manière à imposer une contrainte de 120 MPa, tel qu'établi au chapitre 3.

#### 3) Décapage au jet de sable

Les fils sont décapés de la manière décrite à la section 2.2.1.

#### 4) Pré-déformation (PD)

L'échantillon est placé dans un cadre de traction pour être étiré. Deux valeurs de PD ont été appliquées, soit 2.5% et 6%. Le moule est refermé autour du fil, tel qu'illustré à la Figure 4.12.

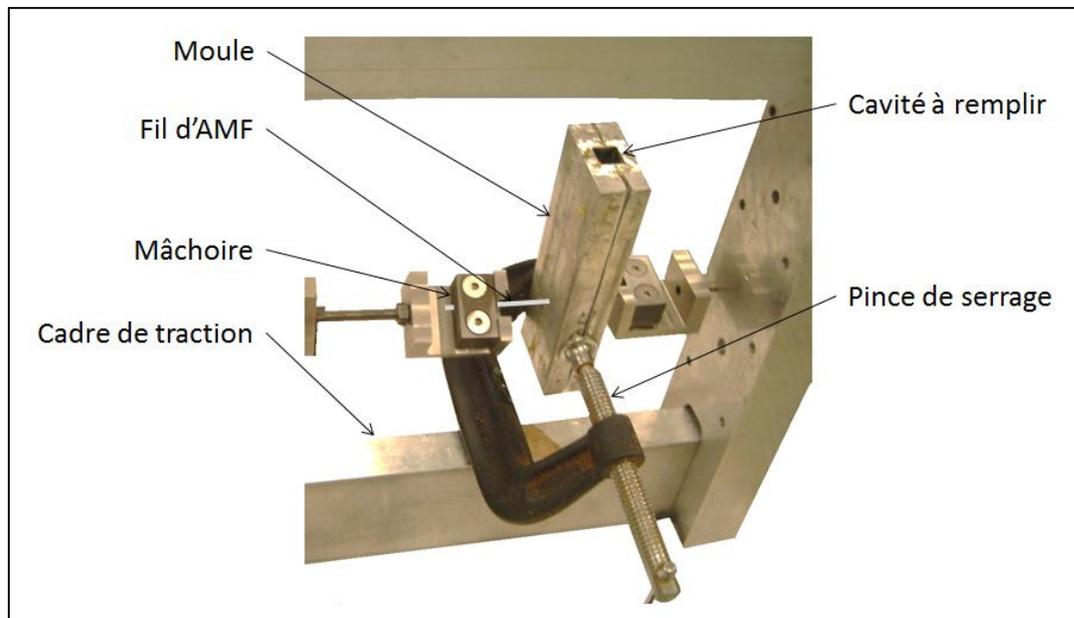


Figure 4.12 Montage utilisé pour l'encastrement du fil en contraction transversale

#### 5) Encastrement dans le polymère

La cavité est remplie avec le polymère par gravité. Deux types de polymères sont utilisés, les résines Huntsman 8604 et 8605. Le fil est toujours en traction dans le moule à ce moment.

#### 6) Post-polymérisation

Après 12 heures, le moule est chauffé aux températures données à la section 2.2.3 afin d'effectuer la post-polymérisation de la résine époxy. Le fil demeure dans le cadre de traction durant ce temps pour empêcher le fil de se contracter suite à l'effet mémoire de forme.

#### 7) Démoulage

Suite au post-traitement, le spécimen est démoulé. On peut voir une photo d'un spécimen typique à la Figure 4.13.

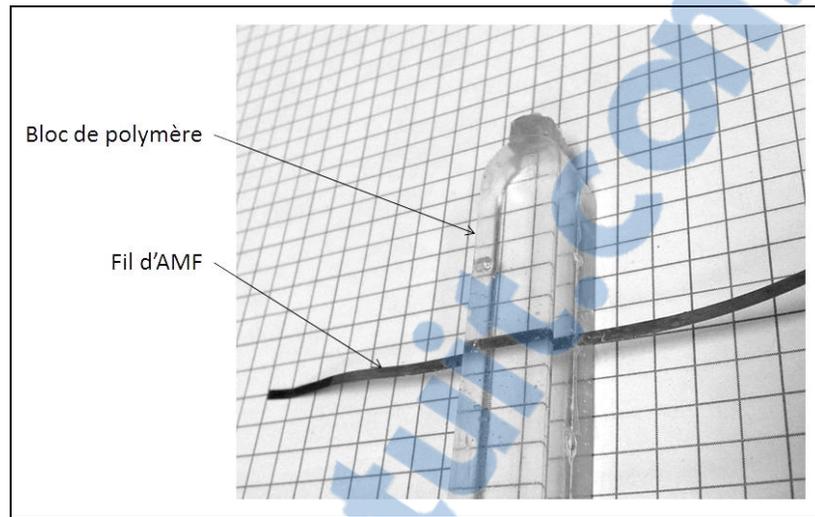


Figure 4.13 Spécimen de contraction transversale

#### 4.2.2 Mesure de la température

Jusqu'à maintenant, la température du fil a été mesurée en y attachant un thermocouple à l'aide de ruban de téflon enroulé. Le thermocouple devant être isolé électriquement du fil, un tour de ruban est fait autour du fil avant d'y apposer le thermocouple et de continuer d'enrouler le téflon. Il n'est évidemment pas possible d'utiliser cette technique à l'intérieur du bloc de polymère. Deux options sont évaluées, la première consiste à utiliser cette dernière technique sur une partie du fil située à l'extérieur et de présumer que la température mesurée représente celle prévalant dans le bloc de polymère. La deuxième option évaluée consiste à coller un thermocouple sur le fil avant de l'encastrer dans le polymère.

#### Méthodologie

La Figure 4.14 montre un échantillon où on peut également voir le thermocouple collé. Le thermocouple est de type K avec des fils d'un diamètre de 0.127 mm. Comme il doit être isolé électriquement du fil d'AMF, le bout du thermocouple est enduit de quatre couches minces de polyuréthane de type Vishay M-COAT A. Le thermocouple est ensuite collé avec de l'époxy à prise rapide commercial en s'assurant qu'il touche directement au fil d'AMF. Le même époxy que pour le reste de l'échantillon aurait pu être utilisé, ce qui aurait minimisé

les changements de propriétés thermiques autour du thermocouple. Toutefois, celui-ci demande 24 heures pour durcir, cela aurait entraîné un délai encore plus important dans une procédure déjà très longue, en plus de voir un risque que le thermocouple ne se déplace avant que la colle n'ait eu le temps de figer.

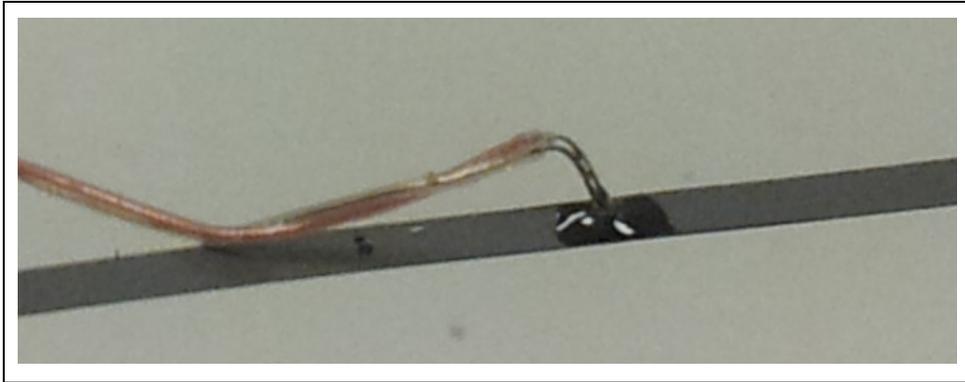


Figure 4.14 Vue rapprochée du thermocouple collé sur le fil d'AMF

Un échantillon est produit avec un thermocouple encastré dans la résine ainsi qu'un thermocouple retenu par du téflon mesurant la température du fil à l'extérieur pour comparer les deux lectures. Les échantillons sont ensuite soumis à un cyclage thermique à l'aide du montage décrit à la section 4.1.

### Résultats

La température enregistrée par les thermocouples encastrés et non-encastrés (extérieurs) est montrée à la Figure 4.15 pour deux fils d'épaisseur différente.

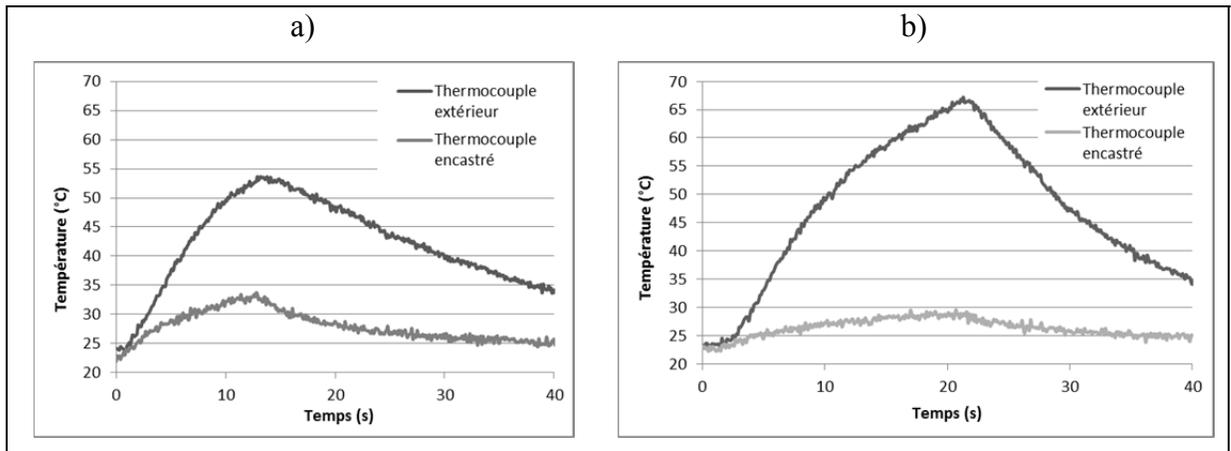


Figure 4.15 Évolution de la température dans le temps pour des échantillons a) de 0.74 mm et b) de 0.16 mm

Les températures maximales atteintes sont respectivement de 53.6 et 33.7°C pour le fil de 0.74 mm et de 67.2 et 29.6°C pour le fil de 0.16 mm.

### Analyse

On constate d'emblée qu'il y a un écart important entre les deux thermocouples, il n'est donc pas possible d'utiliser directement la température à l'extérieur du bloc comme équivalente à celle à l'intérieur. De plus, il n'est pas possible d'utiliser un facteur constant entre les deux lectures car celui-ci est de 2.27 et 1.59 pour les fils de 0.16 et 0.74 mm respectivement. Il serait donc préférable d'encastrier un fil avec un thermocouple collé, mais cela implique un temps de préparation des échantillons plus long et un nouveau thermocouple pour chaque essai.

Une solution permettant d'utiliser un thermocouple extérieur a toutefois été utilisée pour les essais de contraction transversale. Celle-ci consiste à chauffer le fil en un temps très court. L'idée est que si la vitesse de chauffage est assez grande, le transfert de chaleur entre le fil et son milieu environnant sera assez faible pour que la façon d'utiliser le thermocouple n'ait pas d'influence sur la température du fil. La limite de vitesse de chauffage est dictée par le taux de rafraîchissement de la carte d'entrée/sortie, qui est de 10 Hertz. Le voltage est donc ajusté pour chaque dimension de fil pour que la température maximale du fil dépasse la température

Af du matériau utilisé en 0.1 s. Une valeur de 95°C assure de respecter cette dernière condition. La Figure 4.16 montre la mesure des températures intérieures et extérieures pour un essai de chauffage relativement rapide.

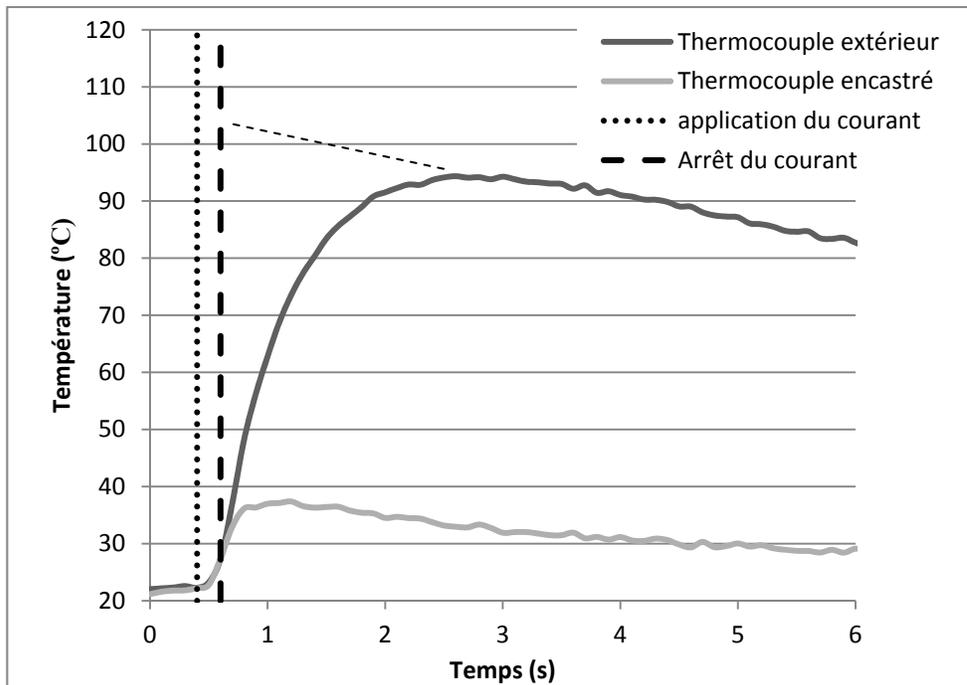


Figure 4.16 Analyse d'un chauffage rapide

On constate deux choses de l'analyse de ce graphique. Premièrement, la vitesse de refroidissement du fil mesurée par le thermocouple extérieur est assez faible pour que la température maximale mesurée soit considérée comme la température maximale du fil à une dizaine de degrés près. Deuxièmement, on voit que la température du thermocouple encastré n'a augmenté que de 7°C lorsque le chauffage prend fin. Si on considère une élévation de température uniforme sur le diamètre du thermocouple, soit 0.4 mm, l'énergie emmagasinée dans le polymère correspond à un manque à gagner de 9.9°C dans le fil. Cela donne une idée de l'approximation faite lorsqu'on estime la température du fil à la fin du chauffage par la température du thermocouple extérieur. L'estimation est améliorée par le fait que les erreurs des deux thermocouples conduisent respectivement à une sous-estimation et une surestimation de la température du fil, qui ne sont pas égales, mais s'annulent dans une

certaine mesure. On présume donc que la température du fil peut être estimée avec un degré de précision suffisant à partir de la température mesurée par le thermocouple extérieur. La décohésion observée dans les échantillons lors des essais de contraction viendra d'ailleurs appuyer cette hypothèse. Un modèle numérique tel que celui proposé au Chapitre 5 permet d'analyser plus en détail ce type de situation.

### **4.2.3 Essais de contraction**

#### **Méthodologie**

En utilisant la stratégie de chauffage rapide, quatre configurations sont testées en combinant les deux types de polymère, soit les résines 8604 et 8605, et deux niveaux de PD pour chaque type de polymère, 2.5% et 6%. Trois échantillons de chaque configuration sont testés. Des observations visuelles sont faites quant au niveau de décohésion observé.

#### **Résultat**

Les observations sur les tests en arrachement du chapitre 2 ont permis de relier une certaine décoloration avec la décohésion entre le fil et le polymère. Le même type de décoloration a été observé sur tous les échantillons dès le premier cycle où la transformation s'est produite.

Les résultats des tests de contraction transversale sont donc rapportés en termes de rapport de la longueur de fil d'AMF encore en cohésion avec le polymère sur la longueur du fil initialement encastré. Une photo de chaque échantillon est prise après le test afin d'évaluer l'étendue de la décohésion. Chaque image est importée dans le logiciel Microsoft Excel et deux zones géométriques, celle englobant l'échantillon de polymère et celle encore en cohésion sont dessinées comme on peut le voir à la Figure 4.17. Le logiciel permet de mesurer l'étendue de ces zones en termes de pixels. Cette mesure peut être convertie en longueur physique en utilisant le quadrillage comme référence.

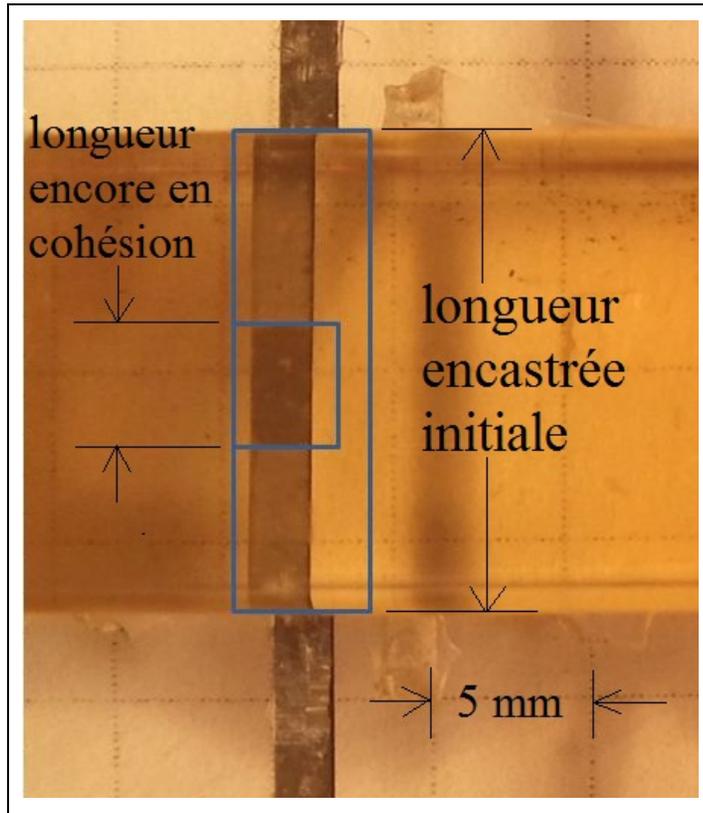


Figure 4.17 Mesure de la résistance à la décohésion

Les tests ont tous été réalisés avec des fils d'une épaisseur de 0.22 mm. Les résultats sont rapportés au Tableau 4.1. Le pourcentage indiqué représente la proportion du fil encastré qui n'a pas subi de décohésion lors du premier cycle. Des essais supplémentaires n'ont pas permis d'observer de décohésion supplémentaire pour les cycles subséquents.

Tableau 4.1 Mesures de la décohésion dans les essais de contraction transversale pour des fils de 0.22 mm d'épaisseur

	Résine 8604		Résine 8605	
	PD 2,5%	PD 6%	PD 2,5%	PD 6%
Échantillon #1	61%	74%	56%	60%
Échantillon #2	55%	59%	61%	67%
Échantillon #3	57%	82%	51%	65%
Moyenne	58%	72%	56%	64%
Écart-type	3%	12%	5%	4%

### Analyse

Le fait que tous les échantillons aient subi une décohésion suggère que la configuration étudiée ne permet pas de créer une SDA fonctionnelle. Les résultats obtenus permettent toutefois de dégager certaines tendances qui pourraient être utiles dans l'amélioration de l'intégration des fils d'AMF dans les SDA.

Au niveau de la pré-déformation, il y a une différence significative entre la PD à 2.5% et 6%. Selon un test bilatéral de Student, la probabilité qu'il n'y ait pas de différence entre les deux niveaux de PD est de 0.03, soit environ une chance sur 30. Ce résultat est logique puisque les tests de caractérisation ont montré qu'une PD plus importante permet de générer une contrainte plus importante (voir la Figure 3.7).

Dans le cas des deux types de résine, la différence ne semble pas significative. La probabilité qu'il n'y ait pas de différence entre les deux est de 0.3891 selon un test bilatéral de Student.

Une explication possible pour l'absence de décohésion dans les cycles subséquents est la proximité des fronts de décohésion provenant des deux côtés de l'échantillon. Cette situation réduit probablement la tension dans le fil d'AMF. Cette hypothèse pourra être testée à la section suivante.

### 4.3 Contraction longitudinale

#### 4.3.1 Méthodologie

À cause du type de contrôle de la température utilisé dans les tests de contraction transversale, il n'est pas possible de vérifier si la décohésion importante est causée par le chauffage rapide des fils. Cette série d'essais utilise une configuration longitudinale telle qu'illustrée à la Figure 4.18 avec un thermocouple encastré afin de le vérifier. De plus, contrairement aux échantillons en contraction transversale, la partie où il y a décohésion ne représente pas une proportion importante de la longueur encastrée après le premier chauffage. Le champ de contrainte ne sera donc pas affecté par la proximité des fronts de décohésion provenant de l'autre côté de l'échantillon. La progression de la délamination d'un cycle à l'autre pourra ainsi être étudiée.

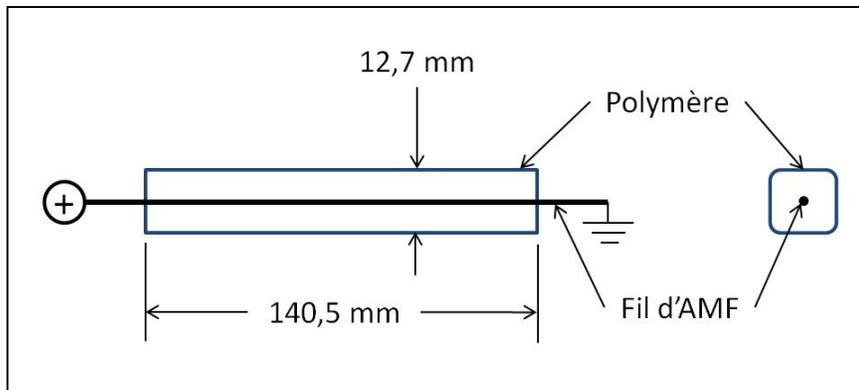


Figure 4.18 Schéma de l'échantillon en contraction longitudinale

La procédure pour fabriquer les échantillons est très similaire à celle pour les échantillons de contraction transversale. Les principales différences sont l'orientation des fils par rapport au moule et dans l'ajout d'une étape avant l'encastrement dans le polymère, soit le collage d'un thermocouple sur le fil selon la méthode décrite à la section 4.2.2.

La longueur des échantillons, 140.5 mm, a été choisie parce-que c'est la longueur maximale pouvant être réalisée dans le cadre de traction qu'on peut voir à la Figure 4.12, lui-même

ayant les dimensions maximales pouvant entrer dans le four servant à la post-polymérisation. Le moule ayant servi à la réalisation des échantillons de contraction transversale est modifié pour accommoder la nouvelle orientation des échantillons. La Figure 4.19 montre les moules modifiés. Les extrémités ont été usinées et des plaques ont été ajoutées pour que la surface de l'extrémité du bloc de polymère soit normale par rapport au fil.

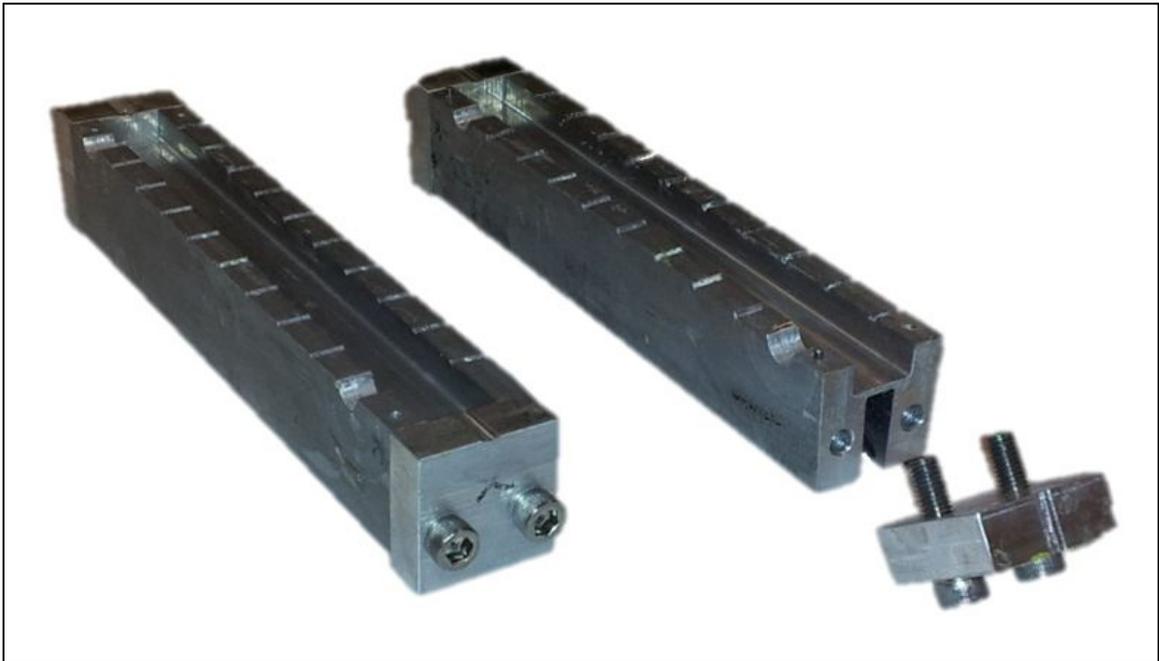


Figure 4.19 Moule modifié pour réaliser les échantillons de contraction longitudinale

La Figure 4.20 montre le montage une fois la cavité remplie. On peut voir le ruban scellant AIRTECH AT-200Y aux deux extrémités, celui-ci fait le tour du moule par le dessous et assure qu'il n'y ait pas d'époxy qui s'échappe entre les deux moitiés du moule.

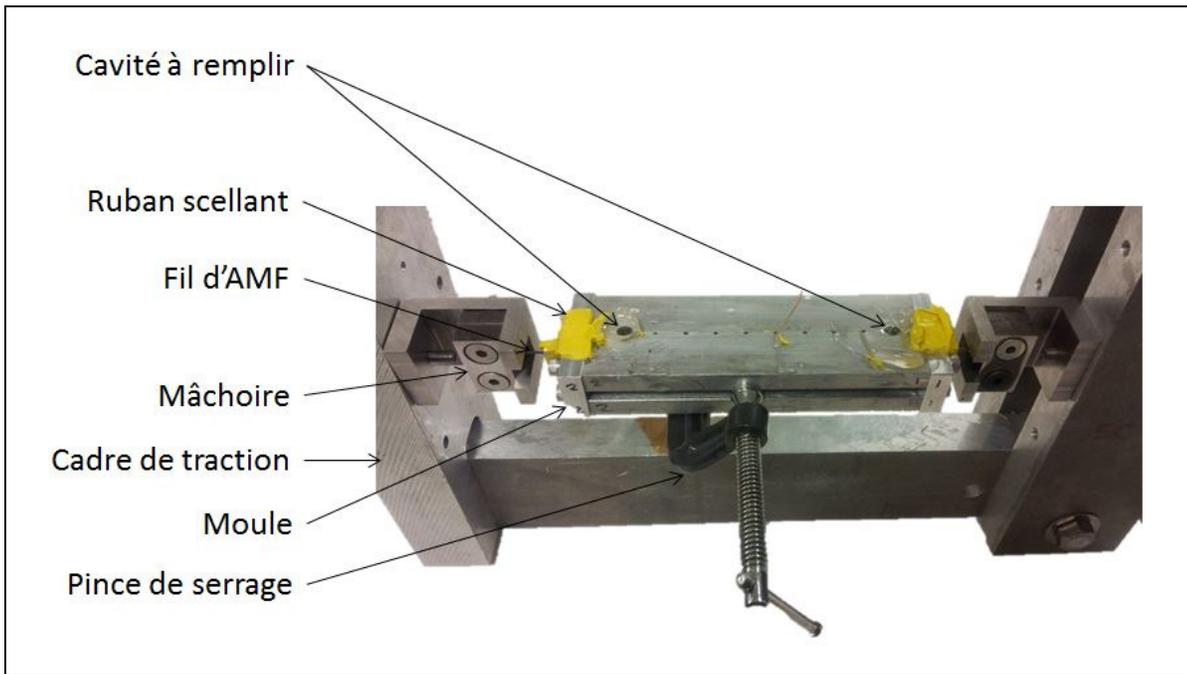


Figure 4.20 Montage utilisé pour l'encastrement du fil en contraction transversale

La Figure 4.21 montre le montage utilisé pour effectuer les tests en contraction longitudinale.

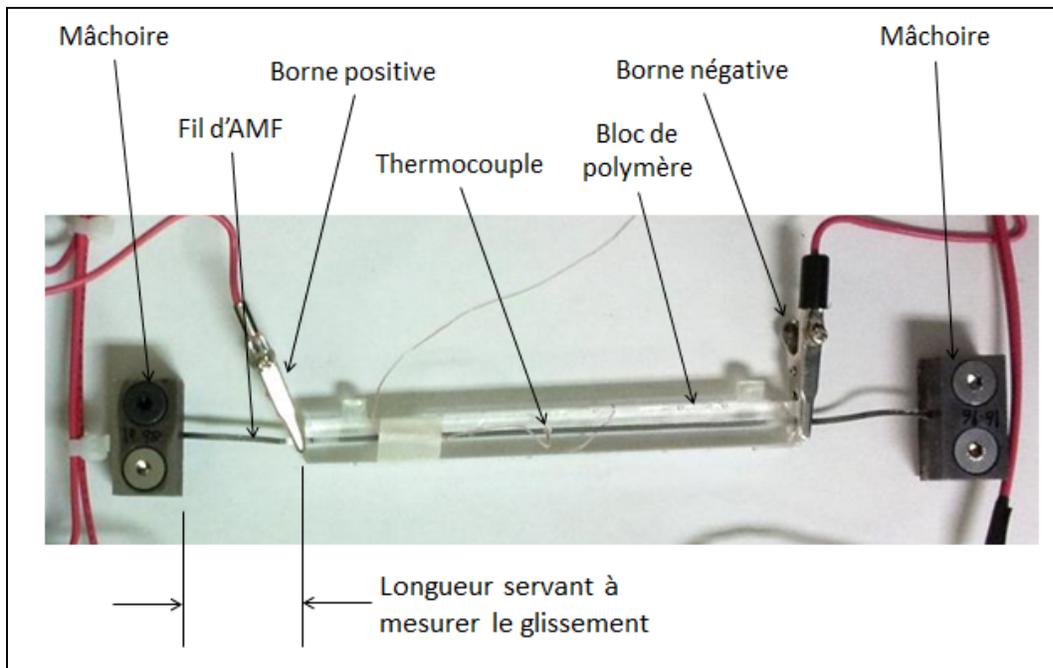


Figure 4.21 Montage de l'échantillon utilisé pour les tests en contraction longitudinale

Des essais avec trois épaisseurs de fil sont réalisés, soit 0.16 mm, 0.22 mm et 0.74 mm avec de la résine Huntsman 8605 à 6% de PD. Un essai avec un fil de 0.16 mm à 2.5% de PD a également été réalisé. Sauf indication contraire, le profil de chargement des fils est un courant qui les amène à environ 100°C en 60 s. Un temps de repos de 30 min parvient à ramener la température à moins de 25°C, soit moins de 3°C au-dessus de la température ambiante. Le cycle est ensuite répété 200 fois pour observer la progression de la décohésion. La mâchoire du cadre de traction demeure sur le fil et la distance entre l'extrémité du bloc de polymère et celle-ci est mesurée des deux côtés, ce qui permet de quantifier le glissement interne du fil. On peut voir cette mesure à la Figure 4.21. Ceci permettra de valider l'hypothèse faite dans les observations précédentes que les zones de décoloration observées correspondent à une décohésion complète.

#### **4.3.2 Résultats**

Comme pour les échantillons en contraction transversale, les observations visuelles ont indiqué une décohésion dans tous les échantillons. On peut cependant déduire le glissement relatif entre le fil et le polymère en soustrayant après chaque cycle la longueur du fil à l'extérieur du bloc de polymère de la longueur avant le cyclage. Les Tableaux 4.2 à 4.4 montrent les résultats d'un courant qui amène la température du thermocouple encastré à 100°C en 60 s. Les colonnes 'longueur' correspondent à la longueur identifiée à la Figure 4.21 pour chacun des côtés de l'échantillon. Les mesures ne sont pas intégralement rapportées. Elles ont été condensées pour se concentrer sur les cycles donnant suffisamment d'information sur la progression du glissement.

Tableau 4.2 Glissement pour un échantillon de 0.16 mm, PD 6%

Côté 1		Côté 2		# Cycle
Longueur (mm)	Glissement (mm)	Longueur (mm)	Glissement (mm)	
21,68	0	21,12	0	0
19,88	1,8	19,3	1,82	1
19,7	1,98	19,05	2,07	2
19,65	2,03	19,1	2,02	3
19,7	1,98	19	2,12	4
19,6	2,08	19,1	2,02	10
19,65	2,03	19	2,12	200

Tableau 4.3 Glissement pour un échantillon de 0.22 mm, PD 6%

Côté 1		Côté 2		# Cycle
Longueur (mm)	Glissement (mm)	Longueur (mm)	Glissement (mm)	
15,59	0	14,59	0	0
14,96	0,63	14,21	0,38	1
14,96	1,15	13,9	0,69	10
14,44	1,78	13,48	1,11	15
13,81	1,78	12,81	1,78	200

Tableau 4.4 Mesure du glissement pour un échantillon de 0.16 mm, PD 2.5%

Côté 1		Côté 2		# Cycle
Longueur (mm)	Glissement (mm)	Longueur (mm)	Glissement (mm)	
18,76	0	16,66	0	0
18,61	0,15	16,34	0,32	1
18,53	0,23	16,36	0,3	2
18,51	0,25	16,27	0,39	3
18,47	0,29	16,42	0,24	4
18,44	0,32	16,33	0,33	15
18,44	0,32	16,29	0,37	200

Le Tableau 4.5 montre le glissement pour un échantillon de 0.74 mm avec une PD de 6%. Pour les 200 premiers cycles, le chargement correspond toujours au courant qui amène la température du thermocouple encastré à 100°C en 60 s. À partir de ce cycle, le courant est

augmenté de manière à amener le fil à la même température le plus rapidement possible. Ce temps est par contre trop court pour pouvoir effectuer un relevé du courant.

Tableau 4.5 Mesure du glissement pour un échantillon de 0.74 mm, PD 6%

Côté 1		Côté 2		# Cycle
Longueur (mm)	Glissement (mm)	Longueur (mm)	Glissement (mm)	
14,7	0	17,97	0	0
14,61	0,09	17,91	0,06	1
14,18	0,52	17,63	0,34	2
14,15	0,55	17,61	0,36	3
14,1	0,6	17,52	0,45	4
14,07	0,63	17,55	0,42	5
14,06	0,64	17,4	0,57	6
14,05	0,65	17,4	0,57	50
47,01	0,65	42,15	0,57	200
47,03	0,63	41,95	0,77	201
47,03	0,63	42,11	0,61	202
46,3	1,36	41,18	1,54	203
45,15	2,51	40,28	2,44	204
44,93	2,73	40,28	2,44	205

Des observations visuelles ont également pu être réalisées au niveau du glissement. Une marque au crayon feutre permanent faite sur le fil au point d'entrée dans le bloc de polymère avant les essais de contraction a visiblement pénétré dans le bloc de polymère. La Figure 4.22 montre l'échantillon de 0.16 mm et 6% de PD. On peut estimer la distance de glissement en comparant le nombre de pixels de la marque au quadrillage de la feuille en arrière-plan mesurant 5 mm. Cette technique donne une valeur de 1.64 mm. On peut également estimer la longueur de décohésion à 9.63 mm à l'aide de la même technique.

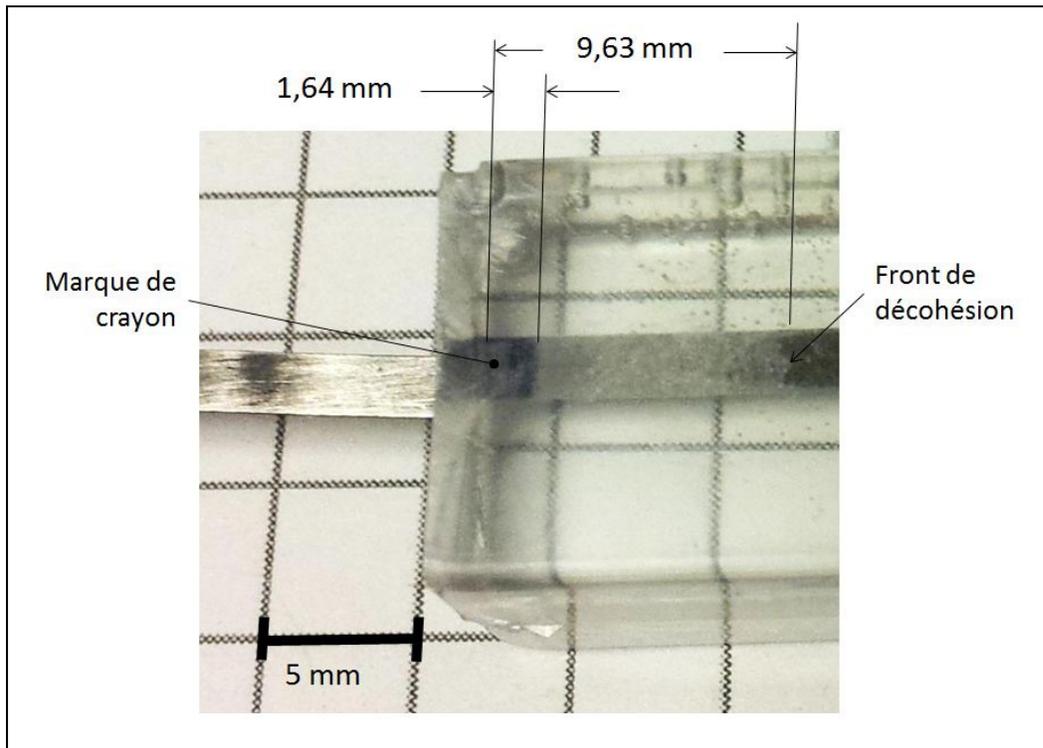


Figure 4.22 Marque de crayon montrant le glissement entre le fil et le polymère

### 4.3.3 Analyse

Le glissement selon l'observation visuelle de la Figure 4.22 est de 1.64 mm, soit une différence de 19% avec la mesure de 2.03 mm rapportée au Tableau 4.2. Cette différence est assez faible compte tenu de la méthode de mesure et vient corroborer les mesures de glissement du fil. Il y a toutefois un conflit entre la mesure de l'étendue de la décohésion de 9.63 mm faite à la Figure 4.22 et la mesure de glissement du Tableau 4.2. Une longueur de décohésion de 9.63 mm à 6% de PD pourrait engendrer un glissement à l'extrémité de 0.57 mm au maximum, ce qui est loin des deux mesures de 1.64 et 2.03 mm. Cela suggère que la décohésion est plus importante que ce qui avait été présumé à la section 4.2.

La Figure 4.23 montre la progression du glissement mesuré pour les quatre essais effectués.

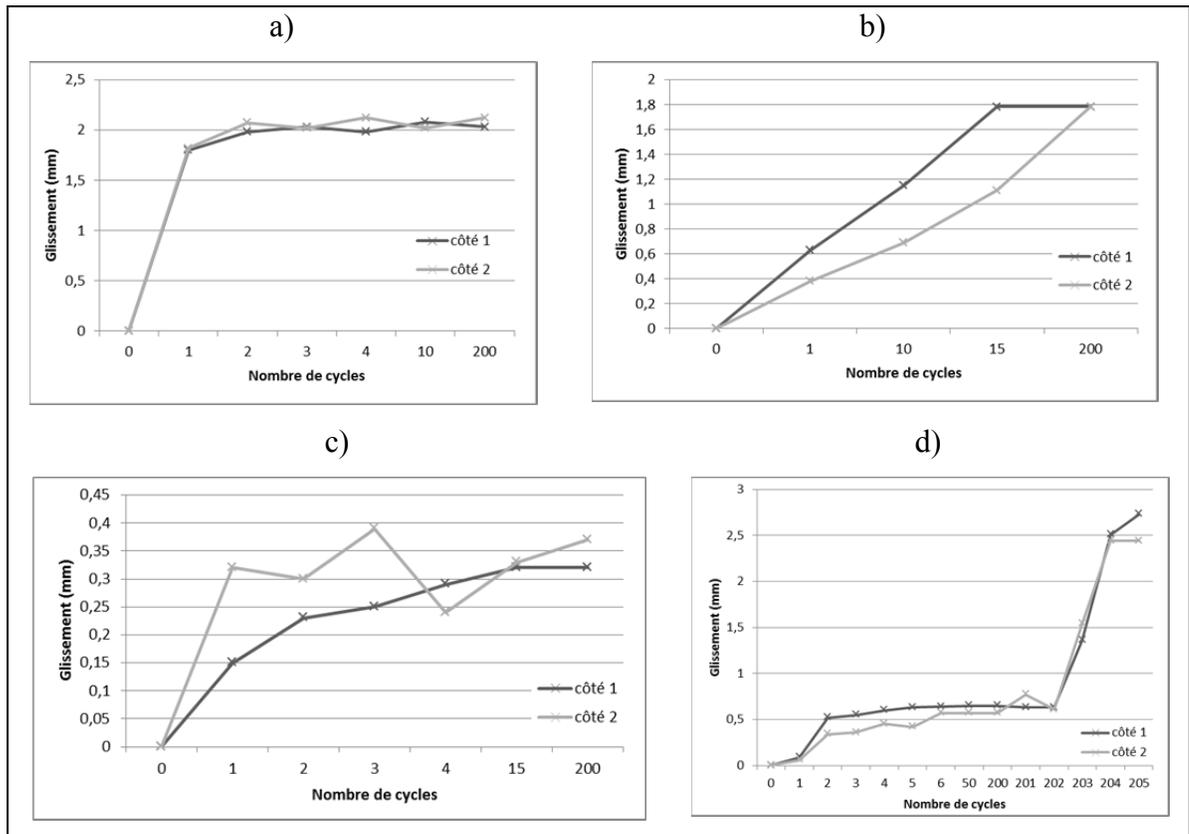


Figure 4.23 Progression du glissement des extrémités. a) 0.16 mm, PD 6%, b) 0.22 mm, PD 6%, c) 0.16 mm PD 2.5%, d) 0.74 mm PD 6%

La similitude entre les mesures des deux côtés de chaque échantillon indique une mesure répétable et un phénomène constant. Cela donne une certaine crédibilité aux résultats même si les expériences n'ont pas été répétées.

Dans les cas a), c) et d), on remarque une stabilisation rapide du glissement après le premier ou le deuxième cycle. Ceci est une donnée supplémentaire importante par rapport aux tests en contraction transversale pour lesquels l'arrêt de la progression pouvait être dû à la proximité des deux fronts de décohésion. On a maintenant une indication que la décohésion observée pourrait ne pas être problématique dans le cas d'une SDA si elle se limite au premier cycle. Il importe donc de tenter d'expliquer cette absence de progression. Une explication possible est que la contrainte générée par l'effet mémoire de forme diminue rapidement après le premier cycle. Cette explication est toutefois en contradiction avec les

résultats de la Figure 4.23d. Dans ce cas, après le 200<sup>ème</sup> cycle, la vitesse de chauffage a été augmentée, ce qui a causé un glissement plusieurs fois plus grand que celui observé au premier cycle.

Une autre explication possible est la formation d'un champ de contrainte autour du fil qui limite la progression du front de décohésion. Le point de départ de cette hypothèse est l'analyse de fibres de Kevlar lors d'un test d'arrachement effectué par Bannister et al (1995). Des mesures de microspectrométrie Raman lors de ces tests ont montré que la déformation varie de façon linéaire dans la zone où il y a glissement entre la fibre et la matrice (voir Figure 4.24). Cela implique que la contrainte axiale dans la fibre varie de façon linéaire et que la contrainte de cisaillement due au glissement est constante sur la longueur de la zone en décohésion.

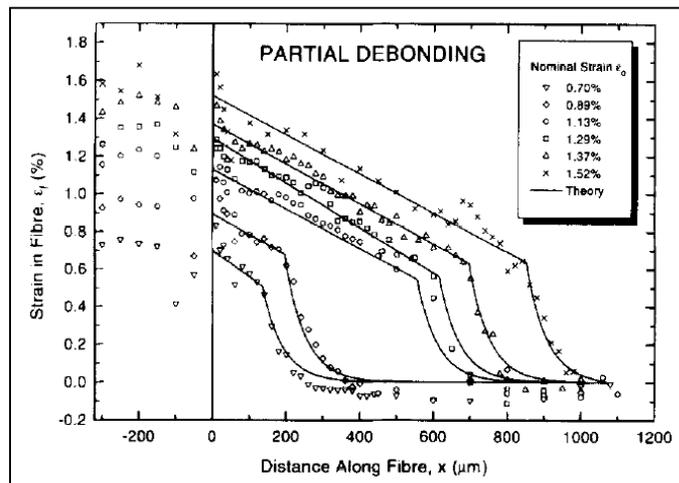


Figure 4.24 Déformation dans une fibre d'aramide lors d'un test d'arrachement, tiré de (Bannister et al., 1995)

En faisant l'hypothèse que cela s'applique également pour les fils d'AMF encastés, en contraction suite à l'effet mémoire de forme, on obtient un comportement qui s'apparente à celui décrit à la Figure 4.25 en cas si la zone de décohésion est beaucoup plus faible que la longueur du fil encasté. Seulement un quart de la géométrie est montrée car on suppose une symétrie horizontale et verticale. On peut voir la zone où il y a décohésion mise en évidence

à l'aide des crochets. La partie gauche de la figure montre le comportement global tandis que la partie droite montre la progression de la contrainte axiale dans le fil sur sa longueur. On ne connaît pas exactement la distribution de la contrainte axiale près de la zone de décohésion, mais on sait que la contrainte est constante au centre de l'échantillon, car on se trouve en situation de génération de contrainte en déplacement bloqué. On sait également que la contrainte axiale est nulle à l'extrémité libre. Voici donc le comportement proposé, en considérant que le gradient de contrainte axiale est maximal au front de décohésion et qu'il est constant sur la zone où il y a glissement.

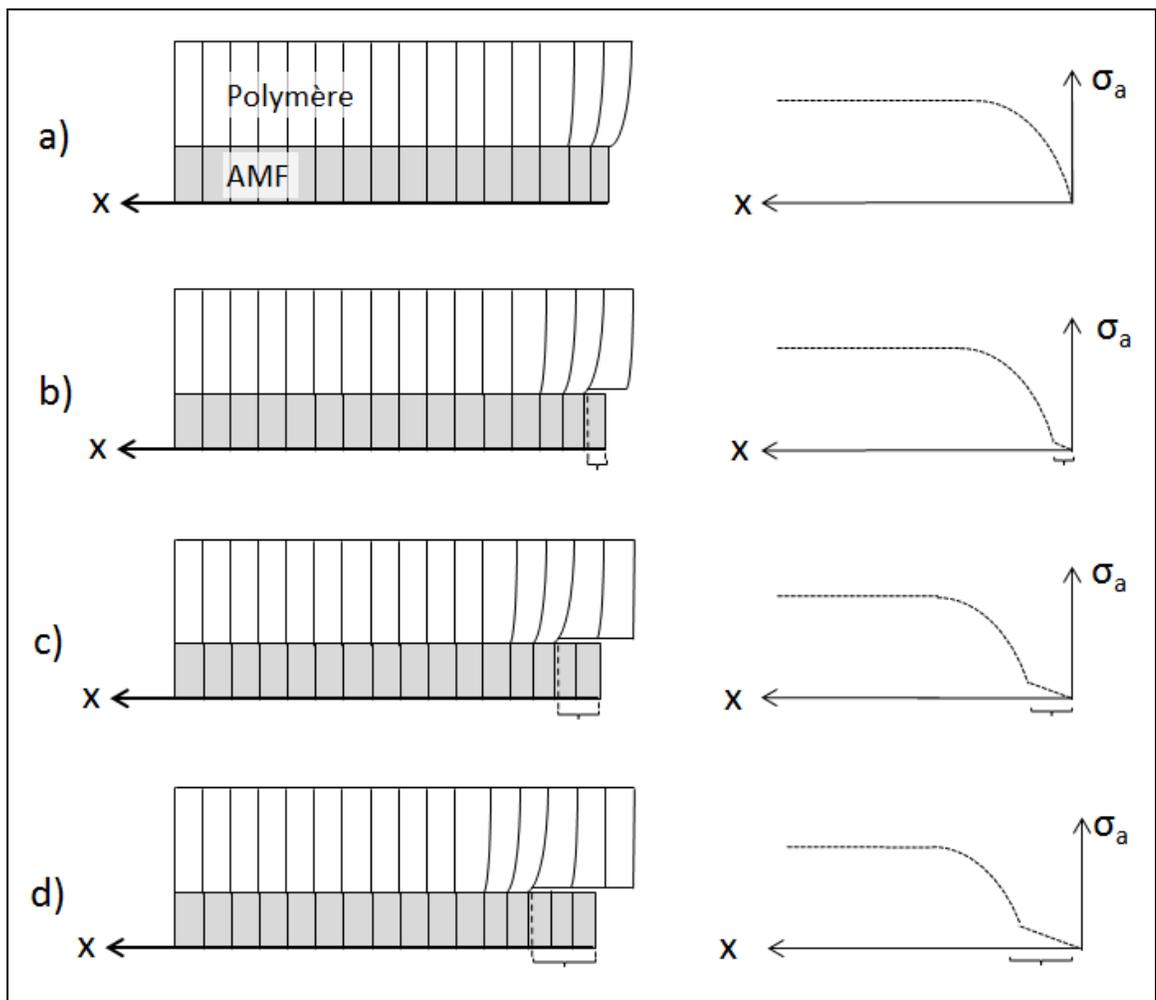


Figure 4.25 Comportement proposé de la contrainte axiale dans le fil d'AMF (quart de la géométrie de fil) en contraction selon la position, a) sans décohésion, b) apparition du front de décohésion, c) et d) progression du front de décohésion

Il est possible de déterminer le cisaillement à l'interface à partir de la contrainte axiale à l'aide de l'équation (4.1), développée pour expliquer le comportement des fibres dans les matériaux composites (Zhandarov et Pisanova, 1997).

$$\tau \cdot p = d \frac{\sigma_a \cdot A_s}{dx} \quad (4.1)$$

$\tau$  : Contrainte de cisaillement à l'interface

$p$  : Périmètre de la section transversale

$\sigma_a$  : Contrainte axiale dans le fil d'AMF

$A_s$  : Aire de la section transversale du fil d'AMF

En appliquant cette relation au comportement de la Figure 4.25 et en supposant une contrainte axiale variant de manière quadratique par rapport à la longueur, on obtient le cisaillement à l'interface illustré à la Figure 4.26.

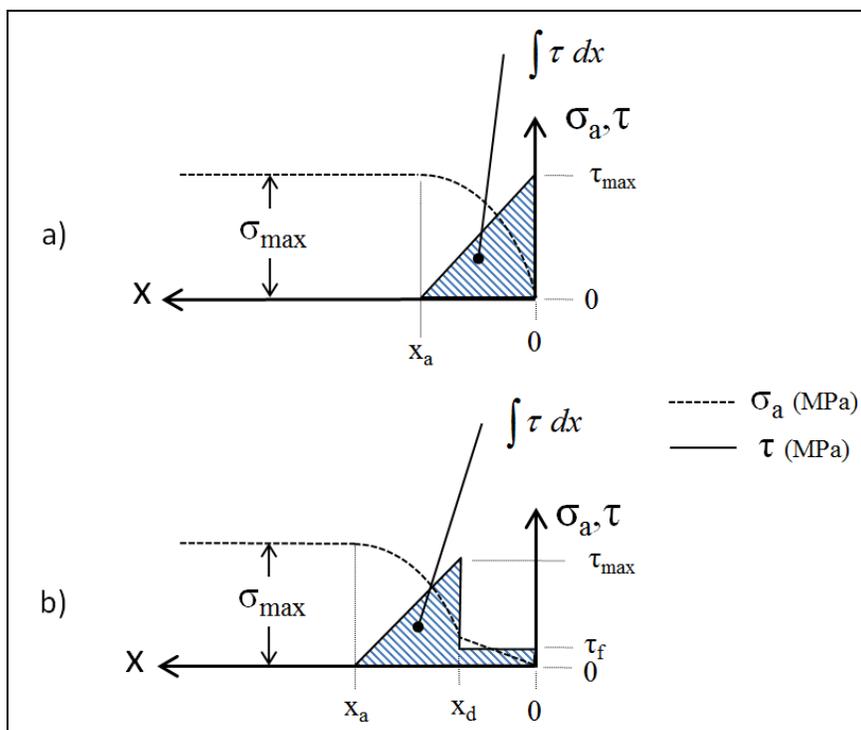


Figure 4.26 Cisaillement à l'interface d'un fil d'AMF encastré, a) sans décohésion, b) avec décohésion

La valeur de  $\tau_f$  dans la Figure 4.26b correspond à la contrainte de cisaillement à l'interface du fil et du polymère lorsqu'il y a glissement entre les deux. Cette valeur dépend de l'état de surface du fil et de la pression de contact entre les deux, ces deux valeurs étant constantes le long du fil. Selon l'équation (4.1), la contrainte axiale varie donc de façon linéaire dans les zones où il y a décohésion.

En intégrant les deux membres de l'équation (4.1) sur la position en  $x$  de 0 à  $x_a$ , on obtient l'équation suivante :

$$\int_0^{x_a} \tau \cdot p \, dx = \sigma_{\max} \cdot A_s \quad (4.2)$$

Selon l'équation (4.2), en considérant que la contrainte maximale dans l'échantillon ne varie pas avec la progression du front de décohésion, l'intégrale du cisaillement sur la longueur affectée par le champ de contrainte doit également demeurer constante. Comme la valeur de  $\tau_f$  est constante et que  $x_d$  augmente, la valeur de  $\tau_{\max}$  doit diminuer. On arrive donc à la conclusion que la contrainte de cisaillement maximale à l'interface diminue à mesure que la décohésion se propage dans l'échantillon. Cela pourrait donc expliquer l'arrêt de la progression du glissement observé après les premiers cycles de chauffage. Cette théorie explique également pourquoi tous les fronts de décohésion sont observés sur les bords libres de l'échantillon plutôt qu'à l'intérieur.

Elle n'explique toutefois pas à première vue la progression du front de décohésion observé suite à l'augmentation de la vitesse de chauffage (voir la Figure 4.23d). On a déjà avancé que la valeur de  $\tau_f$  est déterminée par un coefficient de friction et une pression de contact entre les surfaces du fil et du polymère. On pourrait alors l'expliquer en faisant l'hypothèse que la pression normale à l'interface entre les deux matériaux n'augmente pas autant lorsque la vitesse de chauffage augmente. Le modèle numérique présenté au Chapitre 5 permettra d'évaluer cette contrainte et de vérifier l'hypothèse. Le changement de volume dû au changement de phase de l'AMF n'est pas assez grand pour être significatif.

Un autre mécanisme agit probablement parallèlement. Celui-ci implique la relation entre la température de l'échantillon et la contrainte axiale requise pour créer une décohésion en arrachement tel qu'indiqué à la Figure 2.12. Selon cette figure, une augmentation de la température de l'échantillon entraîne une hausse de la contrainte normale nécessaire à la décohésion. Il est donc possible que le glissement observé pour les vitesses de chauffage très élevées du fil soient dû au fait que le polymère n'ait pas eu le temps de se réchauffer, alors que pour les vitesses plus faibles, le polymère autour du fil avait le temps de se réchauffer, ce qui augmenterait la résistance à la décohésion. Ceci ne peut toutefois pas expliquer la totalité du comportement car une décohésion au premier cycle est présente malgré une vitesse de chauffage lente.

Une autre explication du phénomène de décohésion lors des vitesses de chauffage élevées réside dans le comportement viscoélastique du polymère. Plus les vitesses de déformation sont élevées, plus les contraintes sont élevées. À l'inverse, pour une vitesse de chauffage lente, la matrice devient plus compliant, ce qui permet aux contraintes de diminuer avec le temps et d'éviter une décohésion.

Il y a également probablement un effet de bord aux deux extrémités de l'échantillon. La température y est plus basse à cause de la convection avec l'air ambiant. Si la différence est assez grande, la contrainte générée par l'effet mémoire de forme serait alors diminuée, ce qui aurait un effet protecteur contre la décohésion. Cet effet n'a toutefois pas pu être quantifié.

La Figure 4.27 compare les résultats des Figures 4.23a et 4.23c qui portent sur le même type de fil mais avec deux niveaux de PD de 6 et 2.5% respectivement pour un fil de 0.16 mm.

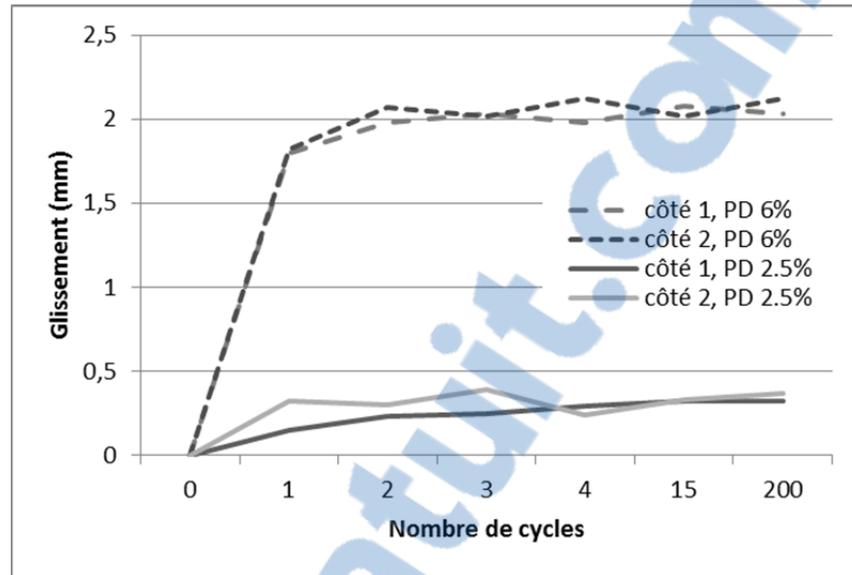


Figure 4.27 Comparaison du glissement pour deux valeurs de PD

L'augmentation de PD s'accompagne d'une forte augmentation du glissement mais dans les deux cas le glissement est stable après la décohésion initiale. Ce résultat peut être expliqué par la contrainte générée plus forte pour les fils ayant une PD plus grande, comme le montre la Figure 3.7.

La tendance d'augmentation de la résistance à la décohésion avec la réduction de l'épaisseur des fils de la Figure 2.13 n'a pas été observée dans les tests en contraction. Il n'est pas possible de tirer une tendance des résultats disponibles.

#### 4.4 Conclusion

La décohésion en contraction est un phénomène complexe affecté par la vitesse de chauffage, la géométrie du fil, la pré-déformation appliquée au fil avant l'encastrement et l'historique de chargement. La mesure de la température du fil est également potentiellement problématique.

Les tests réalisés montrent toutefois qu'il est probablement faisable d'utiliser des fils d'AMF comme actionneurs dans une SDA si une attention est portée à limiter la vitesse de chauffage

des fils, ce qui pourrait par contre limiter la fréquence d'actionnement. Il faut également déterminer le niveau de PD nécessaire à l'application et s'assurer qu'il ne soit pas trop grand de manière à limiter la progression du front de décohésion. Les résultats obtenus sont inférieurs à ceux rapportés par Lau. Il avait évité la décohésion avec une PD de 6%. Seule une PD de 8% avait créé une décohésion. Une explication probable est que la contrainte générée par leurs fils est plus faible, soit 450 MPa au maximum, alors que les fils utilisés ici ont montré des contraintes générées de plus de 800 MPa.

Les essais en arrachement du Chapitre 2 avaient montré que la force nécessaire à l'arrachement diminuait de façon importante après la décohésion initiale. L'analyse faite des tests en contraction a montré un comportement opposé; La contrainte générée par l'effet mémoire de forme nécessaire à la progression du front de décohésion augmente à mesure qu'il progresse. Le comportement des AMF dans une SDA est donc plus près de celui dans les tests en contraction qu'en arrachement. Les résultats montrent alors que les tests en contraction sont plus pertinents dans le cadre de la conception d'une SDA.

## CHAPITRE 5

### MODÉLISATION NUMÉRIQUE DES ÉCHANGES THERMIQUES

Un modèle numérique permettant de simuler les phénomènes transitoires d'échanges thermiques entre le fil d'AMF et le polymère a été développé. Les phénomènes mécaniques sont également simulés dans certains cas mais les effets de la contraction du fil suite à l'effet mémoire de forme ne sont pas pris en compte dans ce modèle, seules les contraintes dues à l'expansion thermique sont analysées. Cela permettra malgré tout d'analyser certains phénomènes mécaniques agissant lors du chauffage des fils encastrés.

Le but de ce modèle est de répondre aux deux questions suivantes :

- 1) Y a-t-il une différence significative entre la température mesurée par le thermocouple encastré et celle prévalant dans l'échantillon?
- 2) Est-ce que les contraintes dues à la dilatation thermique jouent un rôle dans la progression du front de décohésion?

Ce modèle pourrait également servir à la conception des SDA pour estimer la puissance nécessaire au chauffage des fils ou les certains paramètres temporels d'utilisation comme la fréquence maximale d'activation.

#### 5.1 Construction du modèle

Le modèle utilise le logiciel ANSYS mechanical APDL version 13. Il reproduit la géométrie de la section transversale d'un échantillon de contraction longitudinale. Pour de fins de rapidité de calcul, seulement un quart de la géométrie est modélisée tel qu'illustré à la Figure 5.1. Des symétries en x et y sont créées avec les conditions frontières de blocage appropriées dans le modèle. La Figure 5.1 montre également les 5 paramètres dimensionnels requis.

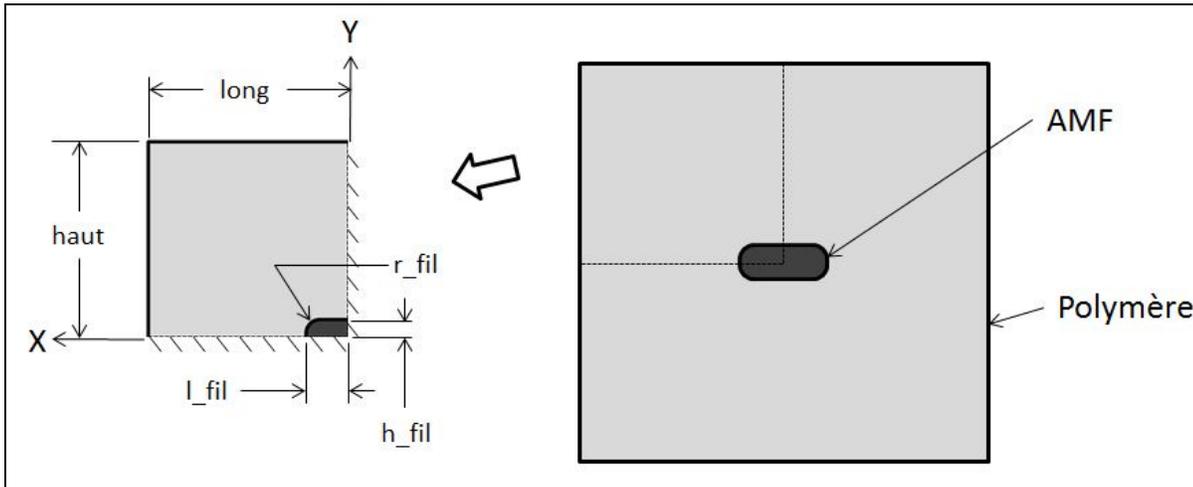


Figure 5.1 Vue de la géométrie du modèle numérique

On peut considérer le champ de température dans le sens de l'épaisseur de la Figure 5.1 constant pour deux raisons; la géométrie est constante sur toute la longueur de l'échantillon et les dimensions sur le sens de l'épaisseur sont d'un ordre de grandeur supérieur à celles dans le plan. Mais bien que le phénomène thermique puisse être représenté en deux dimensions, il n'est pas possible d'imposer un courant à travers l'épaisseur d'un élément 2D tel que ceux disponibles dans le logiciel utilisé. Un modèle en trois dimensions utilisant des éléments solides est donc utilisé tel que présenté à la Figure 5.2. À noter que l'épaisseur a été fixée arbitrairement à 1 mm, celle-ci n'a pas d'influence sur les résultats, tant que le voltage appliqué la prend en compte pour obtenir le courant voulu.

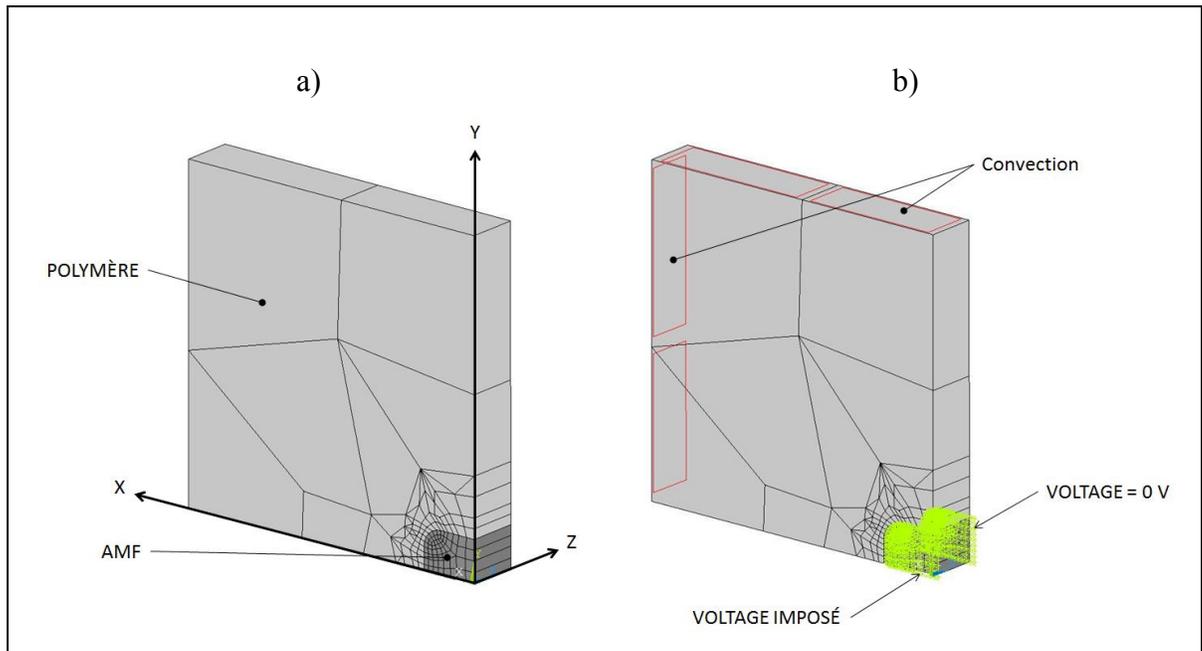


Figure 5.2 Configuration modélisée pour imposer un courant à l'AMF

La Figure 5.2a montre la géométrie maillée à l'aide d'éléments de type SOLID226 à la fois pour le fil et le polymère, seules les propriétés des matériaux diffèrent entre les deux. Les degrés de liberté des nœuds pour les analyses thermiques/électriques sont le voltage et la température. Pour les analyses mécaniques, des degrés de liberté supplémentaires de déplacement en trois dimensions sont introduits. Des tests sommaires ont déterminé qu'un seul élément sur l'épaisseur de la pièce était suffisant pour obtenir un résultat valide, puisqu'il n'y a pas de variation de température ou de contrainte à travers l'épaisseur en théorie.

### Conditions frontières

La Figure 5.2b montre les conditions frontières imposées. Une condition de convection représentée par les rectangles rouges est imposée sur les surfaces en contact avec l'air. Comme il n'est pas possible d'imposer un courant sur une surface, des conditions frontières de voltage sont utilisées. Une face du fil est mise à la terre (0 V) et on applique un voltage sur l'autre. La valeur du voltage imposé est choisie de manière à créer un certain courant à travers le fil, selon les équations (5.1) et (5.2). Le courant est utilisé comme paramètre

d'équivalence entre les essais expérimentaux et numériques puisqu'il ne dépend pas de la longueur de l'échantillon ou des pertes de potentiel dans le reste du montage. La valeur de la résistivité mesurée à 20°C est utilisée pour le calcul.

$$V = R \cdot I \quad (5.1)$$

$$R = \frac{\rho \cdot l}{A_s} \quad (5.2)$$

V : voltage (V)

I : courant (A)

R : résistance électrique ( $\Omega$ )

$\rho$  : résistivité ( $\Omega \cdot m$ )

l : longueur du fil (m)

$A_s$  : aire de section transversale ( $m^2$ )

Pour les analyses mécaniques/thermiques/électriques, où les degrés de liberté de déplacement sont pris en compte, aucune condition frontière n'est spécifiée à l'exception de celles nécessaires pour imposer une symétrie. Tous les nœuds situés à  $X=0$  ont un déplacement en X bloqué et tous les nœuds situés à  $Y=0$  ont un déplacement en Y bloqué. De plus, le déplacement du nœud situé à (0,0,0) est bloqué en Z pour stabiliser le modèle de manière isostatique dans l'espace.

Le chargement est séparé en deux étapes de chargement (*load step*). La première impose un courant continu à travers le fil pendant un temps défini et la deuxième n'a aucun chargement électrique, elle montre la dispersion de la chaleur à travers l'échantillon lorsque le courant est coupé.

Le code APDL servant à créer la simulation numérique est donné à l'appendice A

## 5.2 Propriétés des matériaux

Il semble y avoir un consensus au niveau de la densité ( $645\text{-}650\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ) et de la conductivité thermique ( $0.18\text{-}0.22\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ) du Nitinol (Aerospace, 2001; Brailovski, 2003; Matthey, 2012). Le module d'élasticité du polymère est tiré des données du fabricant en ANNEXE III, soit  $2.8\text{ GPa}$  et  $2.6\text{ GPa}$  pour les résines Huntsman 8604 et 8605 respectivement. La densité du polymère a été mesurée par immersion d'un échantillon dans l'eau et un résultat de  $1.13\text{ g}/\text{cm}^3$  a été trouvé. Il a été démontré que la résistivité du Nitinol pouvait varier avec la composition de l'alliage et le traitement thermique (Uchil et al., 1998). Pour cette raison, la résistivité utilisée par le modèle numérique proviendra d'essais expérimentaux effectués sur un échantillon de chaque type. Les valeurs mesurées sur les trois types d'échantillons seront compilées de façon tabulaire pour utiliser une résistivité variant avec la température fidèle à ce qui a été observé.

La chaleur spécifique du Nitinol varie selon les sources de  $320$  à  $837\text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  (Brailovski, 2003; Matthey, 2012; Schuerch, 1968; Velazquez et Pissaloux, 2009). Des tests sommaires avec le modèle numérique ont toutefois démontré que la plage de valeurs relevées produisait un écart de moins d'un pourcent dans le résultat final. Une valeur de  $320$  a été utilisée pour tous les calculs.

Le coefficient d'expansion thermique du Nitinol varie également selon les sources de  $8$  à  $14\cdot 10^{-6}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  (Brailovski, 2003; Schuerch, 1968). Cette variation est surtout attribuable au changement de phase entre la martensite et l'austénite. Selon Brailovski, le coefficient pour la martensite est de  $8\cdot 10^{-6}$  et celui de l'austénite de  $14\cdot 10^{-6}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ . Le modèle a été programmé pour faire varier cette propriété selon la température. Il a été estimé que la température de transformation s'étalait entre  $60$  et  $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ . La valeur du coefficient sera dépendante de la température. Elle sera constante à  $8\cdot 10^{-6}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  en dessous de  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  et à  $14\cdot 10^{-6}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  au-dessus de  $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Entre  $60$  et  $70\text{ }^{\circ}\text{C}$  elle variera linéairement entre les deux valeurs.

Un consensus n'a pu être établi au niveau de la conductivité thermique du polymère car des valeurs variant entre 0.22 et 0.505  $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  ont été recensées (Das, 2011; Garrett et Rosenberg, 1974; Nayak, Tarkes et Satapathy, 2010; Yuan, 2000). Les résultats de simulation se sont révélés sensibles à cette valeur. Idéalement, des tests selon la norme ASTM C177 auraient dû être effectués sur des échantillons du polymère utilisé dans cette étude, mais l'équipement requis n'était pas disponible selon une recherche de l'équipement au sein de l'ÉTS et du CRÉPEC. Cette valeur sera déterminée en effectuant un balayage des valeurs plausibles pour déterminer celle qui permet de se rapprocher le plus des résultats obtenus expérimentalement pour un cas donné.

### 5.2.1 Résistivité de l'AMF

#### Méthodologie

Dans le cas d'une SDA où l'alimentation est contrôlée en courant, un changement de la résistivité affecte la puissance générée dans le fil, donc également sa température. Il est donc nécessaire de connaître la résistivité de l'AMF afin de modéliser correctement les phénomènes thermiques.

La Figure 5.3 montre que la résistivité varie avec la température mais aussi qu'elle peut varier du simple au double pour la même composition chimique, simplement en modifiant la température de recuit. Comme les échantillons utilisés dans cette étude ont subi des traitements thermomécaniques différents, il y a un intérêt à caractériser individuellement leur résistivité.

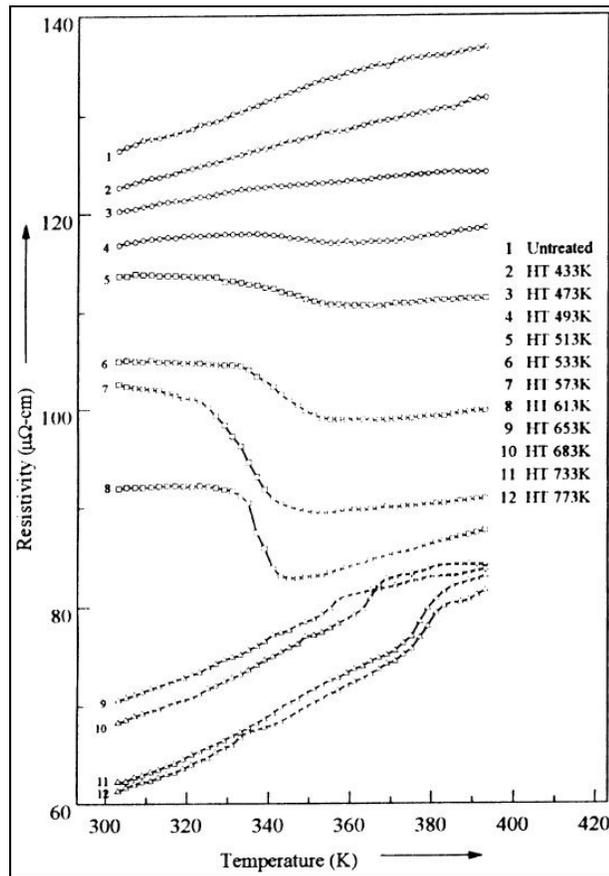


Figure 5.3 Résistivité en fonction de la température pour différents traitements thermomécaniques, tirée de (Uchil et al., 1998)

La méthode utilisée est largement inspirée des travaux publiés par Uchil. Tel qu'illustré à la Figure 5.4, le fil d'AMF est plongé dans un bain d'eau distillée sur une plaque chauffante. Un courant fixe contrôlé par une source de courant traverse l'échantillon et la différence de voltage est mesurée directement sur le fil. Cette configuration élimine comme source d'erreur toute baisse de tension survenant dans les connexions ou dans les fils le reliant à la source de courant. Le bassin est chauffé pour balayer une plage de température de 20°C à 100°C en une heure environ. La résistance du fil est mesurée à chaque intervalle de 5°C. Les fils des trois échantillons de contraction longitudinale sont testés.

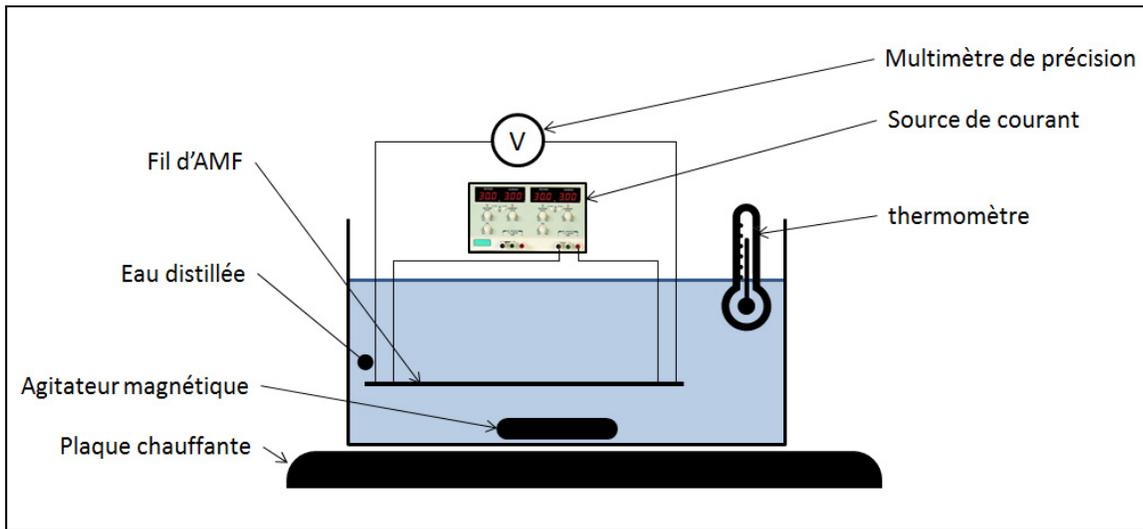


Figure 5.4 Schéma du montage expérimental de mesure de la résistivité

La résistivité du matériau est obtenue en isolant la variable  $\rho$  dans l'équation (5.2).

## Résultats

Les résultats des tests sont rapportés au Tableau 5.1 sous forme de courant et de voltage pour chaque épaisseur d'échantillon à chaque incrément de 10°C à partir de la température ambiante.

Tableau 5.1 Mesures effectuées sur les trois échantillons

Température (°C)	0,74 mm		0,22 mm		0,16 mm	
	Courant (A)	Voltage (V)	Courant (A)	Voltage (V)	Courant (A)	Voltage (V)
23	0,73	0,144	1,28	0,501	0,82	0,386
30	1,73	0,33	1,3	0,504	1,27	0,6
40	3,96	0,758	2,45	0,935	2,5	1,156
50	4,16	0,802	3,17	1,185	3,23	1,439
60	5,18	0,988	3,96	1,426	3,86	1,65
70	5,68	1,09	4,49	1,603	4	1,7
80	5,97	1,154	4,88	1,749	5,03	2,11
90	6,48	1,26	5,41	1,945	5,03	2,12
100	6,74	1,331	5,98	2,125	5,03	2,15

En utilisant l'équation (5.1), on obtient les résistivités de chaque échantillon. Celles-ci sont présentées au Tableau 5.2.

Tableau 5.2 Résistivité du matériau selon la température pour les trois échantillons

Température (°C)	Résistivité ( $\Omega \cdot m$ )		
	0,74 mm	0,26 mm	0,16 mm
23	1,18E-06	1,20E-06	1,19E-06
30	1,14E-06	1,19E-06	1,20E-06
40	1,15E-06	1,17E-06	1,17E-06
50	1,15E-06	1,15E-06	1,13E-06
60	1,14E-06	1,10E-06	1,08E-06
70	1,15E-06	1,10E-06	1,08E-06
80	1,16E-06	1,10E-06	1,06E-06
90	1,16E-06	1,10E-06	1,07E-06
100	1,18E-06	1,09E-06	1,08E-06

### Analyse

La Figure 5.5 compare graphiquement la résistivité à différentes températures pour les trois échantillons.

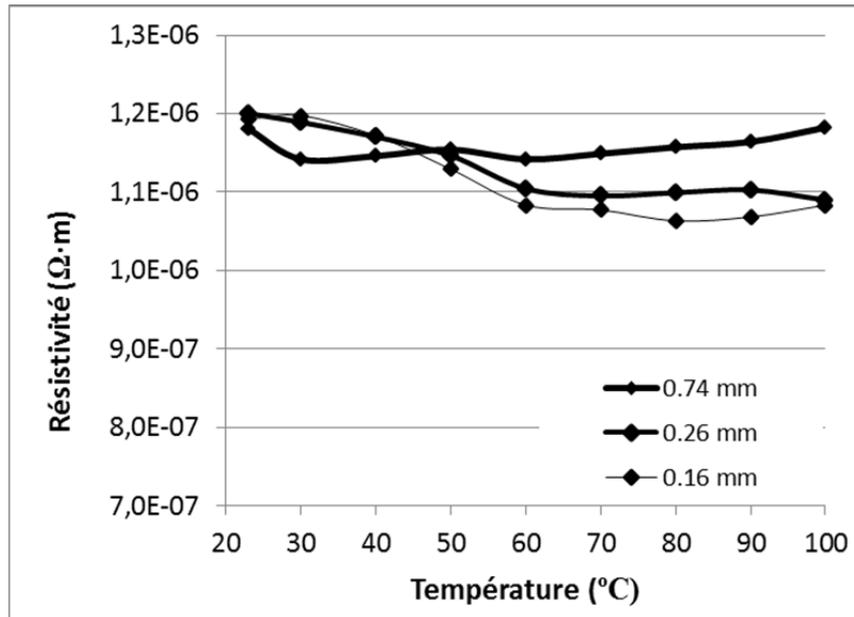


Figure 5.5 Résistivité du matériau selon la température pour les trois échantillons

Les résistivités mesurées sont plausibles car elles sont au centre de la plage de ce qui a été rapporté à la Figure 5.3.

Comme la température de transformation varie avec la contrainte, il est possible que la résistivité dans l'échantillon diffère de celle qui a été mesurée à cause de la sollicitation mécanique. Il n'a pas été possible de quantifier cet effet.

## 5.2.2 Coefficient de chaleur massique spécifique (Cp)

### Méthodologie

Le Cp du polymère choisi est mesuré afin de s'assurer de la validité du modèle numérique développé pour analyser les échanges thermiques. La méthode utilisée consiste à immerger un échantillon du polymère à température ambiante dans de l'eau chaude et de mesurer la baisse de la température de l'eau.

Cette mesure est sensible aux transferts de chaleur autres que celui entre l'eau et le spécimen à tester. Par exemple, la température de l'eau diminue même si on n'ajoute pas de spécimen plus froid à cause de la perte de chaleur vers l'air. D'autres transferts thermiques peuvent également modifier la mesure obtenue, par exemple, une fois que le spécimen est immergé, l'eau sera rapidement réchauffée après la baisse initiale de température, car tout ce qui est en contact avec l'eau (bécher, thermomètre, agitateur magnétique) était à la température initiale, plus chaude.

Ces deux effets introduisent un biais important qui peut rendre inutile toute mesure si des précautions appropriées ne sont pas prises. La première précaution prise est de réaliser l'expérience dans un contenant de mousse de polystyrène (PS). Il n'est pas possible de chauffer l'eau par une plaque chauffante à cause justement de la nature isolante du PS. L'eau est donc chauffée séparément et un temps de repos est nécessaire pour atteindre un certain équilibre thermique. La faible conductivité thermique et la faible chaleur massique du PS en font un matériau de choix pour le contenant. Il est toujours possible d'utiliser un agitateur magnétique avec ce contenant.

La deuxième précaution importante prise concerne la forme du spécimen à tester. Les deux sources d'erreur identifiées précédemment sont sensibles à la composante temporelle de l'expérience. Si la mesure et l'atteinte de l'équilibre thermique entre l'eau et l'échantillon étaient instantanées, ces deux biais n'auraient pas d'effet. Il faut donc chercher à minimiser le temps requis pour l'atteindre. La principale méthode consiste à introduire l'échantillon sous forme de plusieurs plaquettes minces pour accélérer l'échange thermique entre celui-ci et l'eau. Une poudre aurait également été une solution adéquate mais la mise en forme demande de l'équipement spécialisé difficilement disponible à court terme. Les plaquettes ont été fabriquées à partir d'une plaque d'épaisseur d'environ 1 mm. La fabrication de cette plaque est assez simple, l'époxy est coulé entre deux plaques de métal protégées par un film de plastique servant au démoulage. Une fois polymérisé, il suffit de briser la plaque manuellement en des petites plaquettes d'environ 5 mm, ce qui est aisé, car l'époxy est fragile sans renfort.

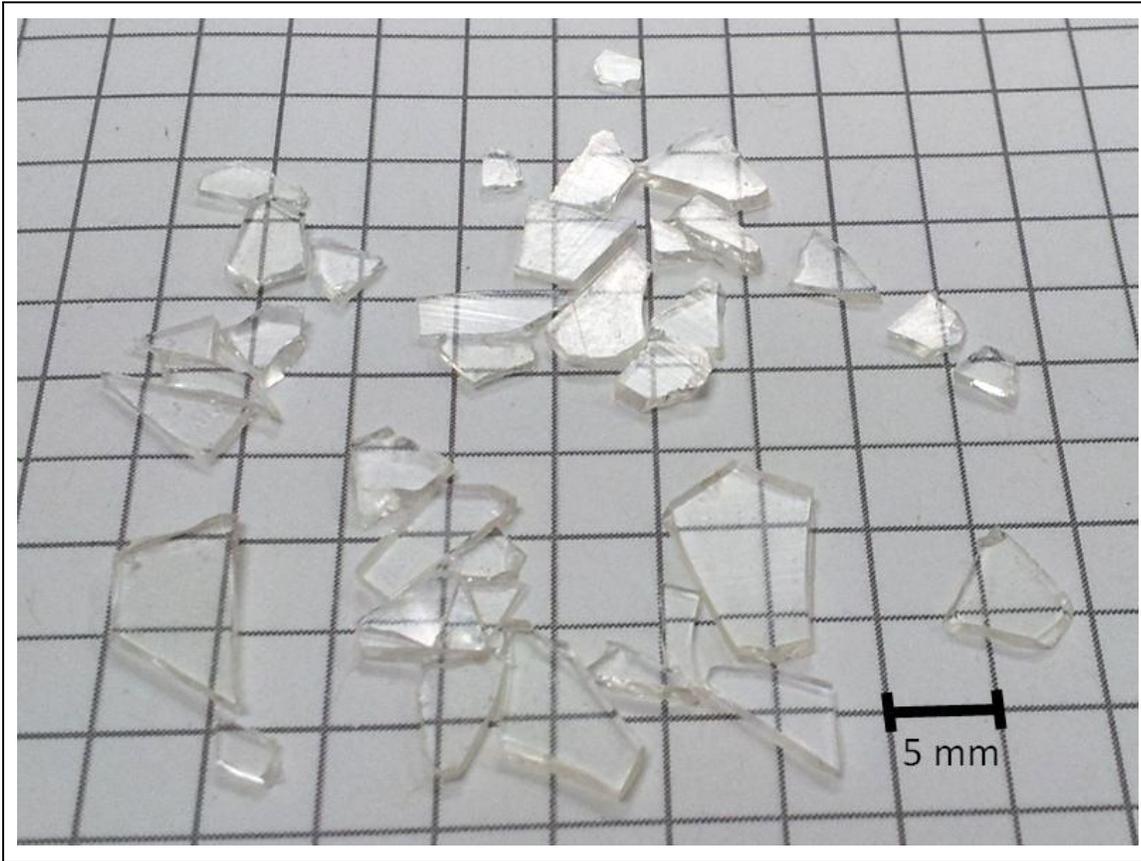


Figure 5.6 Plaquettes typiques composant l'échantillon d'époxy testé, le quadrillage est fait de carrés de 5 mm

Pour ce qui est de la mesure elle-même, la moyenne de la température dans les 10 secondes précédant l'ajout de l'échantillon est utilisée comme valeur de température initiale. 10 secondes sont allouées pour atteindre l'équilibre thermique et la moyenne des 10 secondes suivantes est utilisée comme valeur de température finale. Les équations ci-dessous montrent comment le  $C_p$  est obtenu à partir du changement de température. Le point de départ de calcul à l'équation (5.3) est le principe que toute l'énergie thermique échangée durant le réchauffement de l'échantillon d'époxy provient de l'eau et à l'inverse que toute l'énergie perdue par l'eau est allée dans l'époxy.  $\Delta E$  est substitué dans l'équation (5.3) par sa valeur dans l'équation (5.4) pour l'eau et l'époxy, ce qui donne l'équation (5.5) une fois  $C_{p_{\text{époxy}}}$  isolé.

$$\Delta E_{H_2O} = \Delta E_{\text{époxy}} \quad (5.3)$$

$$\Delta E = m \cdot Cp \cdot \Delta T \quad (5.4)$$

$$Cp_{\text{époxy}} = \frac{-m_{\text{époxy}} \cdot \Delta T_{\text{époxy}}}{m_{H_2O} \cdot Cp_{H_2O} \cdot \Delta T_{H_2O}} \quad (5.5)$$

- $\Delta E$  : variation de l'énergie
- $m$  : masse de l'échantillon (g)
- $\Delta T$  : variation de température (°C)
- $Cp$  : coefficient de chaleur massique ( $J \cdot g^{-1} \cdot K^{-1}$ )

Une correction est également utilisée pour contrer l'effet de la baisse de température liée à la perte de chaleur dans l'environnement. Cette correction est obtenue en appliquant la même procédure décrite ci-haut sans ajouter l'échantillon. La correction est ensuite soustraite des résultats obtenus. On considère une valeur de  $Cp_{H_2O}$  constante sur toute la plage de température à  $4.18 J \cdot g^{-1} \cdot K^{-1}$ .

### Résultats

La Figure 5.7a montre l'évolution de la température lors d'un essai de référence durant 30 s. La différence entre la moyenne de la température dans les 10 premières secondes et celle des 10 dernières donne le facteur de correction à appliquer lors des essais avec un échantillon. La Figure 5.7b montre le résultat d'un essai lorsqu'on ajoute l'échantillon.

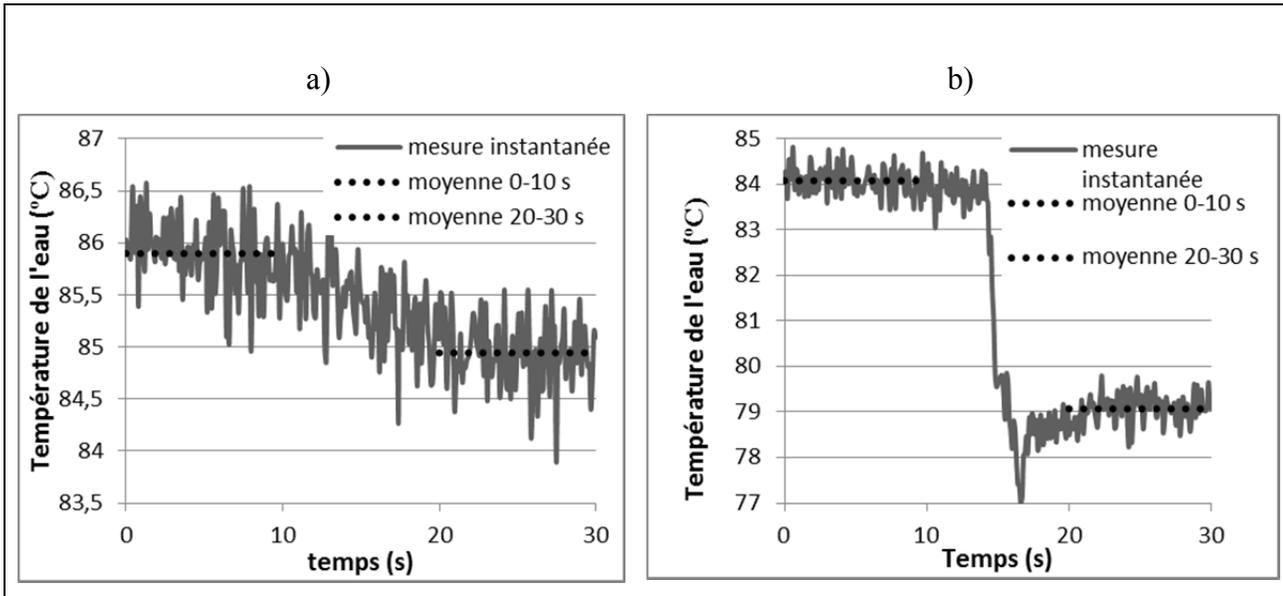


Figure 5.7 Lecture de température typique a) lors d'un essai de référence et b) lors d'un essai avec échantillon

Tableau 5.3 Données mesurées pour chaque essai de résistivité

	Masse H <sub>2</sub> O (g)	Masse epoxy (g)	T H <sub>2</sub> O initiale (°C)	T epoxy initiale (°C)	T H <sub>2</sub> O finale (°C)	$\Delta T$ référence (°C)	$\Delta T$ H <sub>2</sub> O (°C)	$\Delta T$ H <sub>2</sub> O corrigé (°C)	$\Delta T$ epoxy (°C)
échantillon #1	250	38,648	75,4	22	71,90	-0,62	-3,50	-2,88	49,90
échantillon #2	250	42,181	63,84	22	61,06	-0,46	-2,78	-2,32	39,06
échantillon #3	250	45,841	84,08	22	79,07	-0,95	-5,01	-4,06	57,07

Le Cp de chaque échantillon est calculé avec les valeurs du Tableau 5.3, selon l'équation (5.4). Les valeurs sont rapportées au Tableau 5.4.

Tableau 5.4 Cp calculé

	Cp epoxy (J·g <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
échantillon #1	0,641
échantillon #2	0,678
échantillon #3	0,618
Moyenne	<b>0,645</b>
Écart-type	<b>0,030</b>

### Analyse

La mesure du Cp a donné un étalement de valeurs relativement serré. La valeur la plus éloignée de la moyenne modifie le résultat de la simulation par à peine plus de 1%. Cela dit la valeur n'est pas nécessairement exacte, le protocole expérimental introduit peut-être un biais important.

De plus, la valeur du Cp n'est pas constante sur la plage de température pertinente. La technique utilisée pour le mesurer en fait la moyenne. On obtiendrait une valeur plus proche de la réalité en utilisant un calorimètre à balayage différentiel. Cet équipement est disponible au laboratoire LAMSI mais selon plusieurs sources, dont le manuel d'utilisation, il faut un échantillon de calibration fait de cristal de saphir pour obtenir une mesure absolue. Plusieurs essais ont tout de même été tentés mais les valeurs obtenues n'étaient effectivement pas répétables.

### 5.2.3 Calibration des autres propriétés

Comme les valeurs de la conductivité thermique du polymère et du coefficient de convection ne sont pas connues, un balayage des valeurs est réalisé pour trouver la combinaison qui donnera les résultats numériques les plus proches d'une série de résultats expérimentaux pour un même chargement.

## Méthodologie

Les valeurs comparées entre la simulation et le résultat expérimental sont la température maximale à la fin du chauffage ( $T_{60}$ ) ainsi que celle 60 secondes après l'arrêt du chauffage ( $t_{120}$ ). La combinaison qui minimise la somme des écarts relatifs absolus est utilisée pour le reste des simulations.

Une méthode d'optimisation par itérations est utilisée pour trouver ce point minimum. La première étape est d'effectuer un balayage couvrant la plage de valeurs considérées comme plausibles. La combinaison de paramètres présentant l'erreur minimum est utilisée comme point central pour un balayage subséquent pour lequel l'incrément entre les valeurs dans la plage testée est réduit de moitié pour les deux valeurs. Cette méthode est répétée jusqu'à ce que l'incrément entre les valeurs soit jugé assez petit.

## Résultats

Le cas de chargement utilisé pour la calibration consiste en un courant de 4.25 A appliqué pendant 60 s sur un fil de 0.16 mm d'épaisseur. Les Tableaux 5.7 et 5.8 montrent la température maximale d'après la première itération du balayage après 60 et 120 s respectivement.

Tableau 5.5 Paramètre  $T_{60,1}$  (°C) pour différentes combinaisons de paramètres pour la première itération

		Coefficient de convection ( $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ )				
		0	10	20	30	40
Conductivité thermique du polymère ( $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ )	0,1	238,4	238,3	238,2	238,2	238,2
	0,3	120,7	119,7	118,8	118	117,4
	0,5	95,5	93,7	92,2	91	89,9
	0,7	84,5	82,1	80,2	78,4	76,9
	0,9	77,7	75	72,7	70,8	69,2
	1,1	73,3	70,4	68,1	66,1	64,4

Tableau 5.6 Paramètre  $T_{120,1}$  (°C) pour différentes combinaisons de paramètres pour la première itération

		Coefficient de convection ( $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ )				
		0	10	20	30	40
Conductivité thermique du polymère ( $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ )	0,1	65	63,2	61,9	60,9	60,2
	0,3	56,3	49,4	44,5	41	38,4
	0,5	56,3	47,8	42	37,8	34,8
	0,7	56	46,9	40,6	36,3	33,1
	0,9	55,6	46,2	39,8	35,3	32,2
	1,1	55,3	45,8	39,3	34,8	31,6

Le résultat expérimental du cas #25 est de 76.4 °C après 60 s (paramètre  $T_{60,exp}$ ) et de 37.4 °C après 120 s ( $T_{120,exp}$ ). La description du cas #25 effectuée plus loin au Tableau 5.10. Le Tableau 5.7 donne la somme des écarts relatifs absolus entre les résultats expérimentaux et numériques  $T_{60}$  et  $T_{120}$  calculés selon l'équation (5.6).

$$E_r = \left| \frac{T_{60,exp} - T_{60,i}}{T_{60,exp}} \right| \quad (5.6)$$

Tableau 5.7 Écarts relatifs absolus pour la première itération

		Coefficient de convection ( $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ )				
		0	10	20	<b>30</b>	40
Conductivité thermique du polymère ( $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ )	0,1	2,48	2,46	2,44	2,42	2,41
	0,3	0,83	0,72	0,65	0,59	0,55
	0,5	0,50	0,36	0,27	0,20	0,21
	<b>0,7</b>	0,35	0,20	0,09	<b>0,04</b>	0,06
	0,9	0,25	0,13	0,08	0,10	0,16
	1,1	0,27	0,19	0,13	0,17	0,23

La Figure 5.8 montre la répartition des écarts de façon graphique. On remarque la nature apparemment continue de la fonction sur la plage analysée. Cette caractéristique est importante pour le succès du type d'optimisation utilisé.

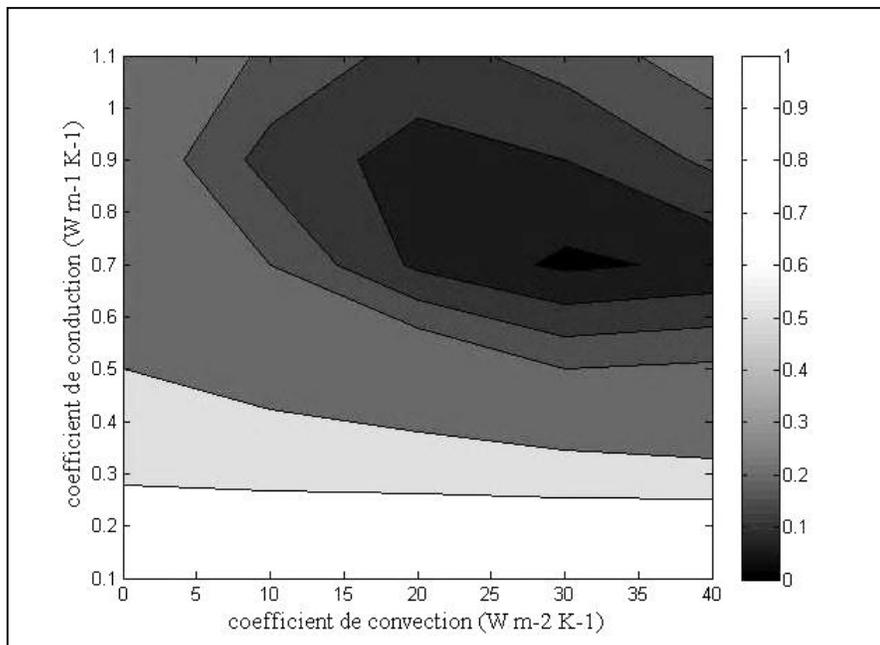


Figure 5.8 Écarts relatifs absolus pour la première itération

Le point où l'écart est minimal dans la première itération est à (30,0.7). Ce point est utilisé comme point central du balayage pour l'itération suivante. Les incréments sont maintenant de  $5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$  et de  $0.1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ . Par soucis de concision, les résultats sont rapportés uniquement de façon graphique à la Figure 5.9.

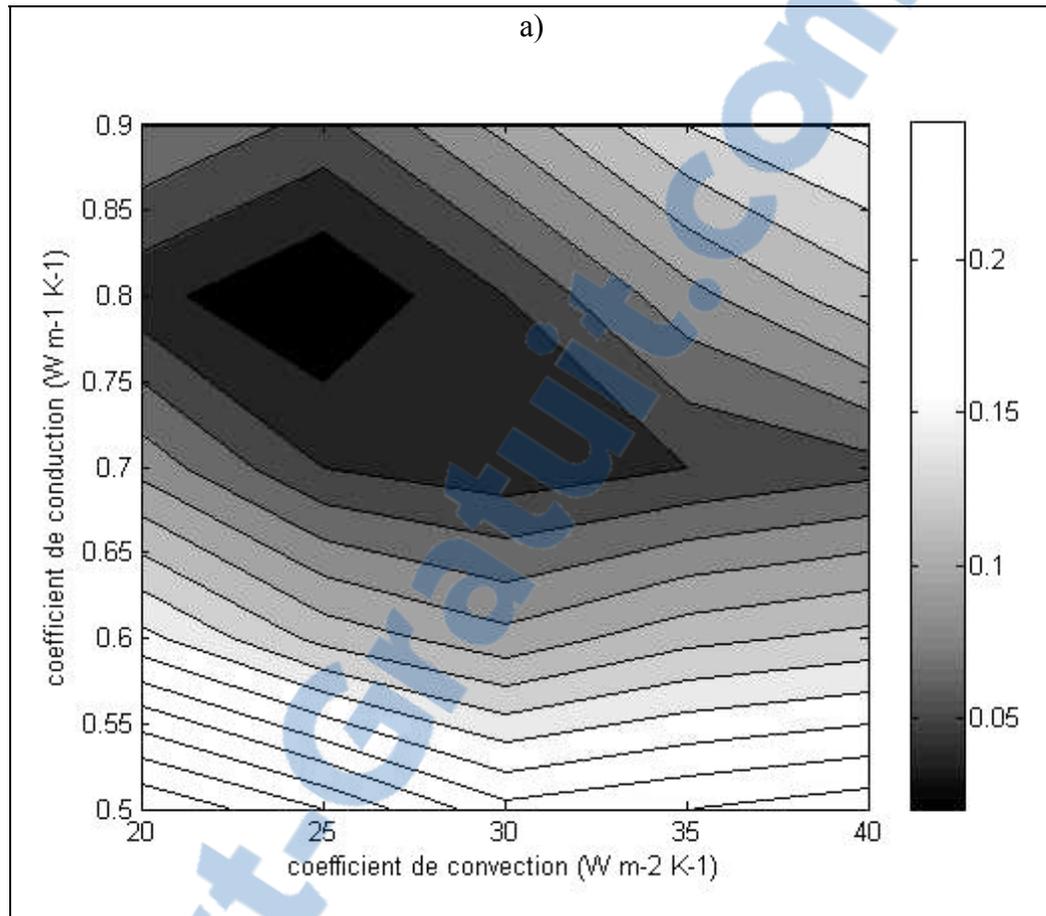


Figure 5.9 Écarts relatifs absolus pour les itérations subséquentes, point minimum (25,0.8)

Les valeurs utilisées sont donc une conductivité thermique de  $0.8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  et un coefficient de convection de  $25 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ . On remarque que la fonction a conservé une bonne continuité. Cette valeur est satisfaisante car les valeurs adjacentes modifient la réponse de moins de 5%. Des raffinements plus poussés ont confirmé la convergence de la fonction d'optimisation. Ceux-ci sont par contre omis par soucis de concision. La valeur obtenue est toutefois passablement éloignée de la plage de valeurs relevée dans la littérature allant de  $0.18$  à  $0.37 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  (Cheng-Hsiung et Hwei-Ming, 2008; Nayak, Tarkes et Satapathy, 2010; Yusoff et al., 2010).

### 5.3 Études de convergence

#### Méthodologie

Deux études de convergence sont réalisées. La première porte sur deux critères, la discrétisation temporelle de chaque étape de chargement en sous-étapes, ainsi que sur le critère de convergence de chaque sous-étape. Il importe de distinguer le critère de convergence utilisé par ANSYS pour déterminer la fin de la résolution d'une sous-étape selon la méthode de Newton-Raphson (CCNR) et le critère de la présente analyse de convergence, qui est la mesure servant à comparer les tests faits avec différentes valeurs de durée de sous-étape et de CCNR. Des intervalles de temps variant de 0.1 à 10 secondes et des CCNR allant de  $10^{-2}$  à  $10^{-7}$  ont été analysés. Le CCNR représente le résiduel de calcul pour un degré de liberté, la température dans ce cas-ci. La deuxième étude porte sur un raffinement du maillage dans la région du fil. Le paramètre LEVEL de la fonction AREFINE a été utilisé pour effectuer le raffinement du maillage. Ce paramètre effectue un raffinement arbitraire du maillage selon une valeur de 1 à 5.

#### Résultats

La première étude de convergence concerne la durée des sous-étapes et le critère de convergence de la méthode de Newton-Raphson (CCNR). Le critère de l'analyse de convergence utilisé est la température maximale du modèle après 60 s. Une absence de données au Tableau 5.8 indique que la solution d'une sous-étape à l'aide de la méthode de Newton-Raphson n'a pas convergé en moins de 25 itérations.

Tableau 5.8 Résultats de l'analyse de convergence #1,  $T_{\max}$ , (°C)

Durée minimale des sous-étapes (s)	CCNR					
	$1 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-7}$
10	166	-	-	-	-	-
5	168	-	-	-	-	-
2	171,6	171,6	171,6	171,5	-	-
1	172,5	172,2	172,2	172,2	172,2	172,2
0,25	172,9	172,9	172,9	172,9	172,9	172,9
0,1	173	173	173	173	173	173

La deuxième étude de convergence réalisée concerne le raffinement du maillage du modèle. Le Tableau 5.9 montre la température maximale du modèle après 60 et 120 s selon le niveau de raffinement.

Tableau 5.9 Résultats de l'analyse de convergence #2,  $T_{\max}$ , (°C)

raffinement	$T_{\max}$ à 60 s	$T_{\max}$ à 120 s	nombre de nœuds
maillage par défaut	172,2	42,5	340
raffinement niveau 1	173,2	42,3	983
raffinement niveau 2	173,5	42,3	3200

Le raffinement des niveaux 3 et plus généraient trop de nœuds pour que le modèle puisse être résolu avec la licence académique par défaut. Il n'y a pas eu de tentatives de pousser cette étude de convergence plus loin puisque de toute évidence, la convergence était atteinte avec le maillage par défaut.

### Analyse

Le CCNR ne semble pas avoir d'effet dans la plage analysée, il a été fixé à 0.01 car cette valeur accélère la résolution par rapport aux autres. La Figure 5.10 montre l'évolution de l'écart relatif entre chaque valeur de durée de sous-étape testée.

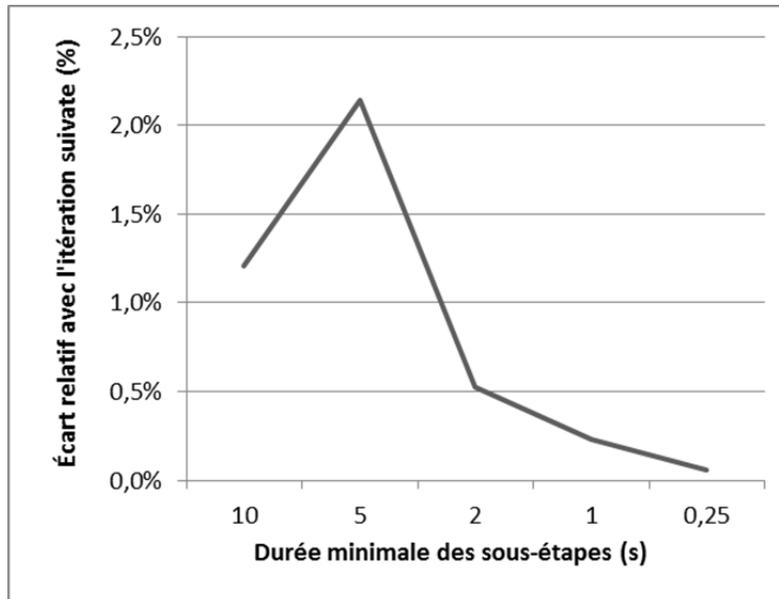


Figure 5.10 Analyse de convergence sur la durée minimale des sous-étapes pour un CCNR de 0.01

Une valeur de 10 secondes aurait pu être choisie car elle donne déjà des valeurs très près de la valeur convergée. Cependant la valeur de 2 s a été choisie car cela ne ralentissait pas indûment les calculs et que le gradient temporel de température est très important au départ. Le fait que les calculs ne soient pas trop ralentis est dû au contrôle automatique de la durée des sous-étapes. La durée initiale est fixée comme la durée minimale et le logiciel l'augmente au fur et à mesure que le gradient temporel de température diminue. Cela donne une résolution temporelle fine au début de la simulation au moment où elle compte.

De plus, pour accommoder des simulations où le courant est plus important et le temps plus court, ce paramètre a été converti en nombre minimal de subdivision des étapes.

Le maillage par défaut semble être tout-à-fait adéquat et est utilisé pour toutes les simulations.

#### 5.4 Validation du modèle

Une fois la convergence du modèle établie, une validation du modèle est effectuée uniquement sur le chauffage par effet Joule, sans tenir compte des échanges thermiques entre la matrice et l'air.

##### Méthodologie

Deux configurations sont étudiées pour parvenir à cette fin, dans la première, le polymère est absent du modèle afin d'observer uniquement le chauffage du fil. La deuxième est réalisée en utilisant la configuration décrite à la Figure 5.2a et en appliquant des valeurs fictives de conductivité thermique et de  $C_p$  très faibles au polymère, soit  $0.0001 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  et de  $0.000001 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  respectivement. Ces valeurs modifiées auront pour effet d'amener la résine à la même température que l'extérieur du fil tout en réduisant à un niveau négligeable l'énergie transférée entre le fil et le polymère. Ces deux tests permettent de vérifier avec le principe de conservation de l'énergie qu'il n'y ait pas d'erreur au niveau de la construction du modèle.

Dans un deuxième temps, l'augmentation de la température du fil peut être calculée de façon analytique à l'aide des équations (5.5), (5.7) et (5.8). Les valeurs de  $\Delta T$  sont ensuite comparées à celles obtenues numériquement.

$$P = R \cdot I^2 \quad (5.7)$$

$$\Delta E = P \cdot t \quad (5.8)$$

- P : puissance (W)
- t : temps (s)

## Résultats

Dans un premier temps, uniquement un quart de fil est pris en compte. Les dimensions du fil sont de 0.3 mm par 1 mm de largeur avec un rayon de coin de 0.015 mm. La longueur est de 1 mm. Le courant imposé est de 1 A pendant 1 s.

L'élévation de température calculée est de 5.38°C. La simulation numérique a initialement donné une élévation de température de 5.32°C, ce qui correspond à un écart de 1.1% en comparaison avec le calcul analytique.

Le deuxième inclut la matrice de polymère autour du fil mais avec des propriétés choisies de façon à minimiser l'impact sur la température du fil. Le résultat obtenu est de 5.34°C, ce qui correspond à un écart de 0.7% en comparaison avec le calcul analytique.

La déviation est assez faible dans les deux cas avec un écart maximal de 1.1%. On peut donc considérer que la simulation du chauffage par effet Joule est validée.

## 5.5 Comparaison avec des essais expérimentaux

Les paramètres des matériaux étant tous établis, des simulations numériques sont lancées afin d'évaluer la capacité du modèle à représenter adéquatement des essais ayant un chargement et une géométrie différents de ceux utilisés pour la construction du modèle.

### 5.5.1 Méthodologie

Les paramètres de dimension du fil, du courant et de la durée du chauffage sont variés pour reproduire les conditions de cinq cas expérimentaux qui sont décrits au Tableau 5.10. Les essais sont réalisés avec trois des spécimens utilisés pour les tests de contraction longitudinale.

Tableau 5.10 Description des cas expérimentaux utilisés

	Épaisseur	Temps d'application du courant	courant
# de cas	(mm)	(s)	(A)
21	0,22	60	3,37
24	0,74	15	8,6
25	0,16	60	4,25
26	0,16	5	8,75

La progression dans le temps de la température en un point précis du modèle est enregistrée. La position utilisée pour la mesure de la température est située à  $x=0$  et  $z=0$ . La coordonnée en  $y$  est déterminée par le rayon du thermocouple auquel est ajouté à la moitié de l'épaisseur du fil. Le rayon a été mesuré et est arrondi à 0.2 mm. Un nœud n'est toutefois pas situé à cette coordonnée exacte, celui situé le plus près est utilisé pour les calculs.

### 5.5.2 Résultats

Le Tableau 5.11 montre les températures obtenues à la fin du chauffage (Température 1) ainsi que 60 s après l'arrêt du chauffage (Température 2). La Figure 5.11 montre la température dans le temps pour les essais expérimentaux et numériques.

Tableau 5.11 Résultats expérimentaux et numériques

# de cas	Valeurs expérimentales		Simulations numériques	
	Température 1 (°C)	Température 2 (°C)	Température 1 (°C)	Température 2 (°C)
21	61,49	30,24	45,94	29,16
24	92,80	50,08	69,39	29,28
25	76,43	37,43	73,11	37,04
26	85,48	28,26	120,76	29,76

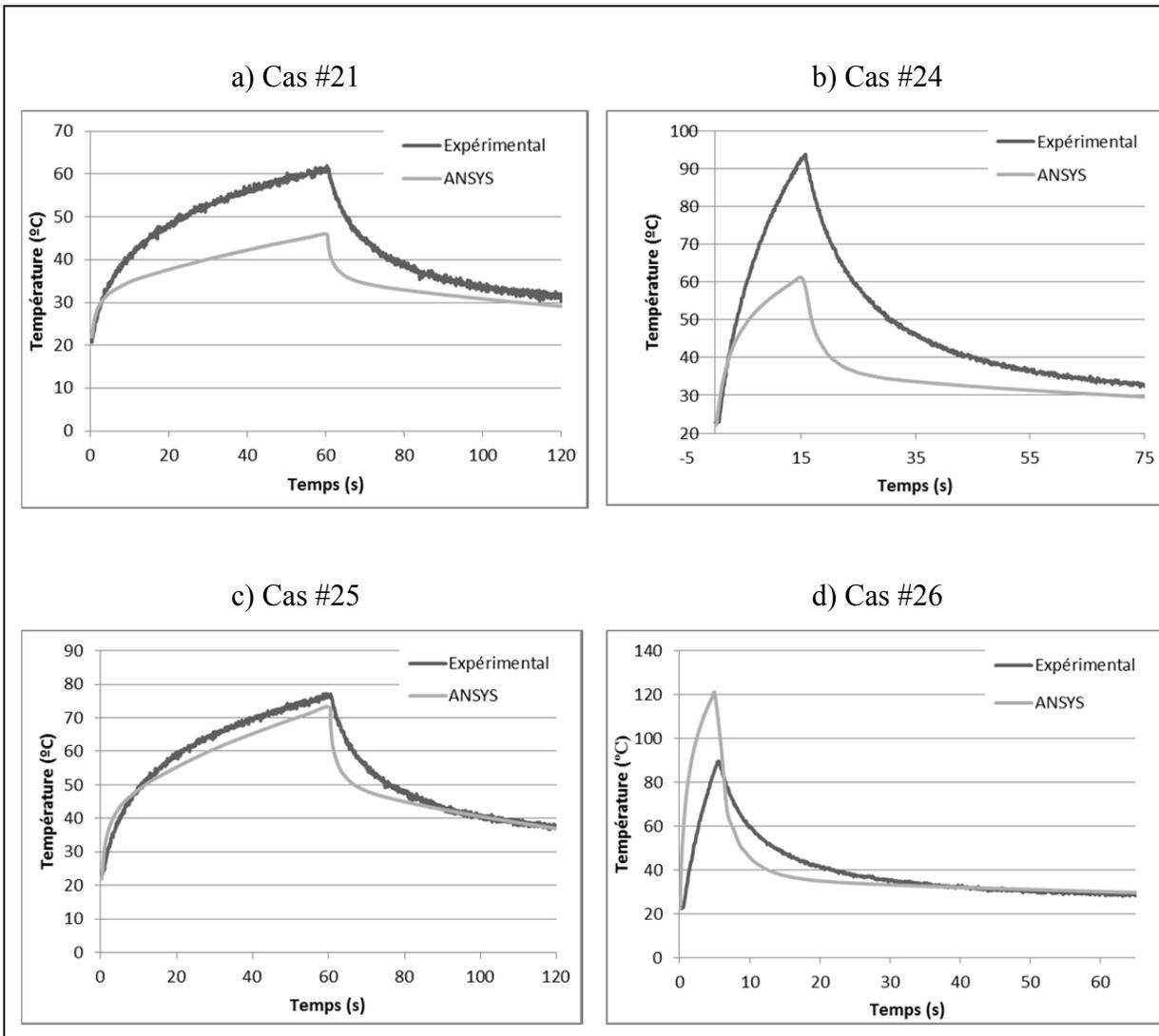


Figure 5.11 Température en fonction du temps a) et b) pour un fil de 0.16 mm, c) pour un fil de 0.23 mm et d) pour un fil de 0.74 mm

### 5.5.3 Analyse

Le Tableau 5.12 montre les écarts entre les résultats provenant des expériences physiques et numériques. Les écarts sont importants à l'exception de ceux du cas #25 qui a été utilisé pour la calibration du modèle.

Tableau 5.12 Écarts entre les résultats expérimentaux et numériques

# de cas	Température 1	Température 2
21	25%	4%
24	25%	42%
25	4%	1%
26	41%	5%

On observe la même tendance mais les valeurs s'écartent visiblement lorsque la dimension du fil ou le temps d'application du fil est modifié.

#### 5.5.4 Discussion

On observe une bonne concordance au niveau qualitatif mais on observe des écarts importants allant jusqu'à 42%. Plusieurs raisons peuvent expliquer l'écart observé :

- 1) Caractérisation insuffisante des propriétés thermiques du polymère
- 2) Coefficient  $C_p$  constant sur la température
- 3) Modèle trop simple de la convection
- 4) L'enthalpie de transformation de l'AMF n'est pas prise en compte
- 5) La résistivité peut varier par rapport à la modélisation utilisée
- 6) Les dimensions du fil peuvent varier à l'intérieur d'un échantillon
- 7) La position du fil et du thermocouple peuvent varier à l'intérieur du bloc
- 8) La radiation n'est pas prise en compte dans le modèle

#### 5.6 Champ de température

Il est possible de connaître l'évolution du champ de température complet dans le temps dans le cas des simulations numériques. Cela permet d'estimer la différence entre la température

du fil et celle donnée par le thermocouple. On peut également vérifier à quel point la température est uniforme à travers le fil lors du chauffage.

### 5.6.1 Méthodologie

On utilise les mêmes cas que pour la section 5.5. La mesure est prise au moment où le chauffage est arrêté. On suppose que la mesure du thermocouple encastré est représentée par la moyenne de la température dans un rayon de 0.2 mm autour de son point central. Cette erreur peut également être estimée à l'aide du gradient de température et de la dimension du thermocouple. Le gradient est simplement calculé avec la variation de température et de distance entre chaque point.

### 5.6.2 Résultats

La Figure 5.12 montre la distribution de la température selon la position en Y pour les nœuds situés à X=0 et Z=0.

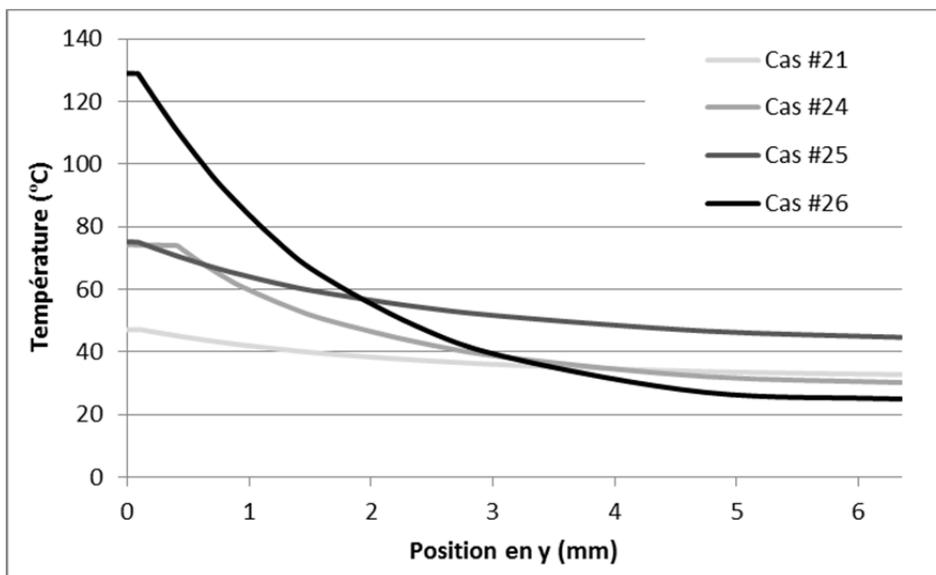


Figure 5.12 Progression de la température à travers l'échantillon

La Figure 5.13 montre le gradient de température en fonction de la position en Y pour les nœuds situés à X=0 et Z=0.

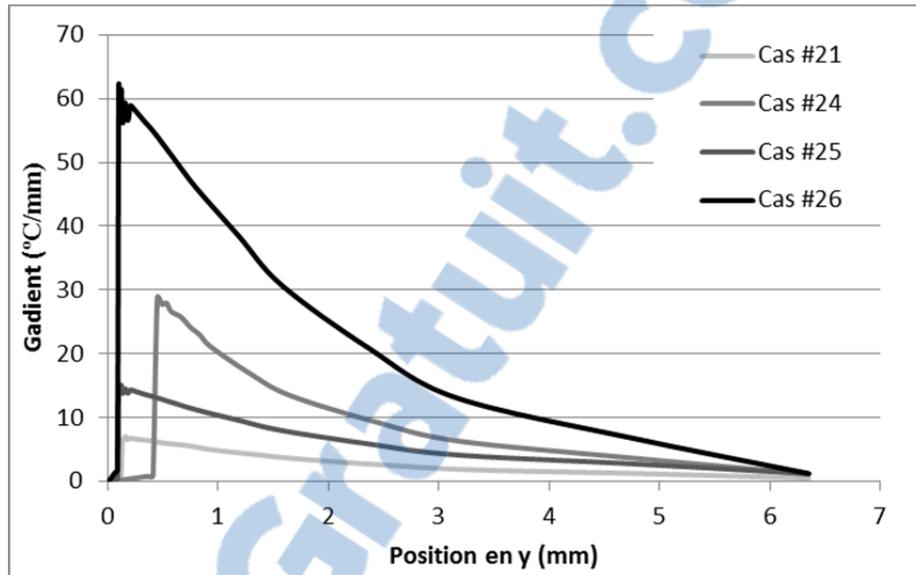


Figure 5.13 Gradient de température à travers l'échantillon

Le Tableau 5.13 rapporte la température moyenne sur la position occupée par le thermocouple, la température maximale dans l'échantillon et le gradient maximal au moment de la fin du chauffage de l'échantillon.

Tableau 5.13 Températures maximale et moyenne

# de cas	Température moy. (°C)	Température max. (°C)	Gradient max. (°C/mm)
21	46,60	47,11	7,1
24	71,67	74,22	28,9
25	74,26	75,13	15,2
26	125,42	128,98	61,8

### 5.6.3 Analyse

Pour le cas #24 à la Figure 5.12, on voit clairement que la température est pratiquement constante à l'intérieur du fil. La Figure 5.13 montre aussi que le gradient de température est près de 0 dans le fil pour tous les cas étudiés. Ce résultat est attendu car la conductivité thermique du Nitinol est environ 30 fois supérieure à celle du polymère étudié. Même le fil le plus épais a une variation à toute fin pratique négligeable de température avec un gradient de moins de 1 °C/mm à l'intérieur du fil.

Le Tableau 5.14 montre l'écart de lecture entre le thermocouple et la température du fil. On remarque que l'écart selon la moyenne des nœuds autour du thermocouple est plus faible pour tous les échantillons analysés. Cette observation est probablement due au fait que la densité de nœuds est plus grande près du fil, ce qui introduit un biais vers le haut.

Tableau 5.14 Écarts de lecture du thermocouple selon deux méthodes

# de cas	Écart selon la moy. (°C)	Écart selon le gradient (°C)
21	0,51	1,42
24	2,54	5,77
25	0,87	3,04
26	3,56	12,36

Les écarts les plus grands, c'est-à-dire pour les cas 24 et 26, correspondent aux cas où le gradient est le plus fort et la vitesse de chauffage est la plus élevée.

#### 5.6.4 Discussion

L'hypothèse couramment formulée selon laquelle la température peut être considérée constante à l'intérieur du fil est confirmée avec un gradient maximale de moins de 1 °C/mm à l'intérieur du fil.

Un thermocouple collé selon la méthode décrite à la section 4.2.1 peut être utilisé pour estimer la température à l'intérieur du fil tant que la vitesse de chauffage n'est pas trop élevée. Un chauffage en 30 s ou plus ne semble pas poser de problème. Pour un chauffage plus rapide il importe de savoir de combien de marge de température on dispose entre la température à laquelle on amène le fil et la température de transformation de l'alliage. On pourrait alors être en mesure d'établir que l'approximation est acceptable ou d'appliquer un facteur de correction pour tenir compte de cet effet.

#### 5.7 Champ de contrainte

Deux simulations numériques prenant en compte les déplacements sont réalisées. On obtient alors le champ de déformation et de contrainte dans l'échantillon en plus de la température et du voltage. Ces résultats permettront d'estimer si les contraintes thermiques peuvent avoir une influence sur la progression du front de décohésion.

##### 5.7.1 Méthodologie

Deux cas de chargement sont comparés pour un même fil de 0.22 mm, un chauffage à 95°C est réalisé en 15 s avec un courant de 6.5 A dans le premier cas et en 0.08 s avec un courant de 26.5 A, dans le deuxième. La contrainte thermique qui influence le glissement du fil est la contrainte normale à l'interface entre celui-ci et le polymère. Cette donnée est difficile à obtenir dans le cas d'une interface courbe. Le fil de 0.22 mm a été choisi, car sur la majeure partie de la section transversale du fil, la contrainte en y correspond à la contrainte normale.

### 5.7.2 Résultats

La Figure 5.14 montre le champ de contrainte en  $y$  au moment de la fin du chauffage pour les deux cas étudiés selon la même échelle.

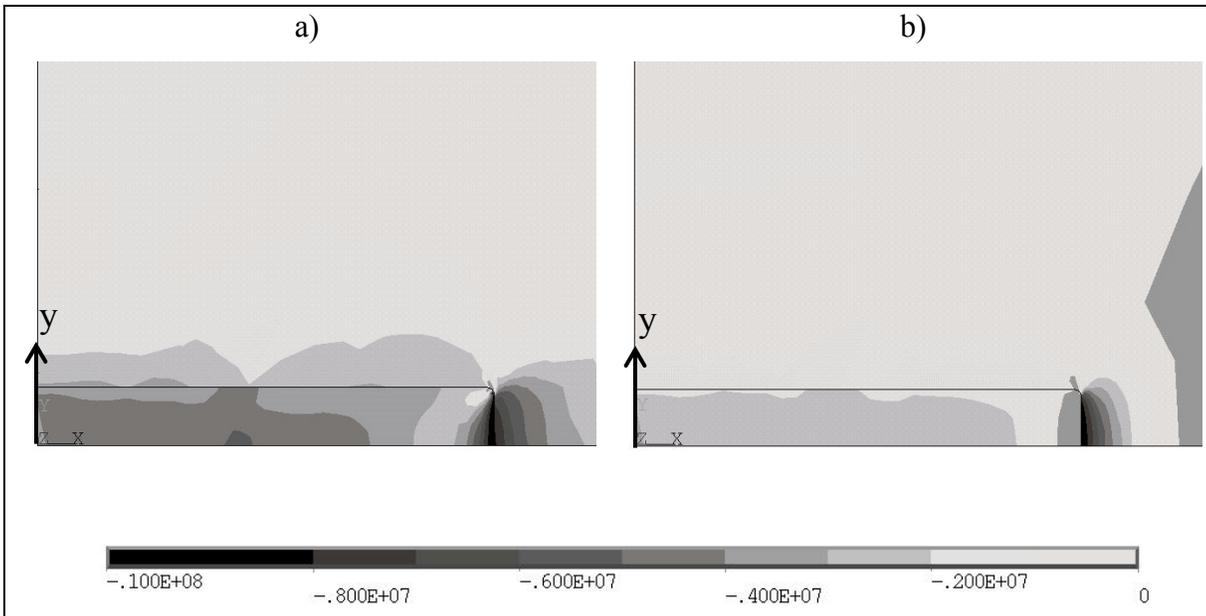


Figure 5.14 Contrainte en  $y$  en Pa sur la section transversale de l'échantillon, a) pour le chauffage lent et b) pour le chauffage rapide

La Figure 5.15 montre l'évolution de la contrainte en  $y$  selon la température de l'échantillon. La température a été préférée au temps pour la comparaison dans ce graphique parce-que les échelles de temps étaient différentes et que le phénomène de mémoire de forme dépend beaucoup plus de la température que du temps. La mesure est prise à  $x=0$ ,  $z=0$  et à la coordonnée  $y$  correspondant à l'interface entre le fil et le polymère.

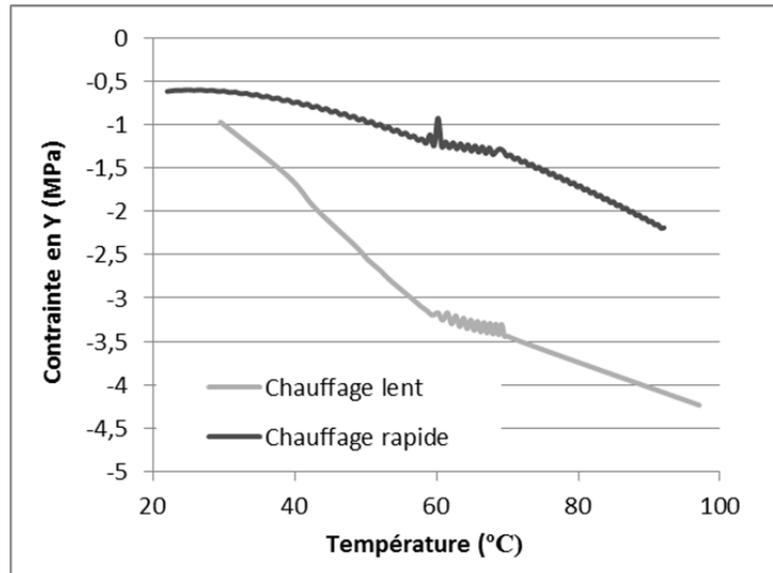


Figure 5.15 Contrainte en y à l'interface en fonction de la température du fil pour les deux vitesses de chauffage

### 5.7.3 Analyse

On voit sur le champ de contrainte de la Figure 5.14 que le fil est en compression dans l'axe y dans les deux cas de chargement. Le fil avec chauffage rapide semble cependant présenter une contrainte moins importante sur toute l'interface.

La Figure 5.15 montre également que le cas de chauffage lent présente une contrainte plus faible à l'interface. De plus, on voit sur cette figure que cette différence est présente pendant le période de chauffage où l'effet mémoire de forme se produit. On remarque aussi l'effet de la variation du coefficient d'expansion thermique entre 60 et 70°C.

### 5.7.4 Discussion

Cette tendance offre une explication partielle pour le comportement de décohésion importante observée à la Figure 4.23d. Lorsque le temps de chauffage fut diminué, malgré le fait que le glissement avait été nul pendant 200 cycles auparavant, il s'est produit un

glissement important. Ce comportement est en accord avec la tendance observée dans le modèle numérique, plus la contrainte normale à l'interface est grande, plus la contrainte de cisaillement due à la friction sera importante. D'autres mécanismes sont peut-être en jeu, par exemple l'augmentation de la compliance de la matrice avec la température, mais cet effet n'est pas pris en compte dans le modèle numérique. Il n'est donc pas possible d'analyser son effet sur la décohésion ici.

## 5.8 Conclusion

Rappelons les deux questions posées en début de chapitre :

- 1) Y a-t-il une différence significative entre la température mesurée par le thermocouple encastré et celle prévalant dans l'échantillon?

Les écarts relevés entre les cas numériques et expérimentaux sont assez importants pour douter de la validité des résultats absolus de gradient et de contrainte autour du fil. Toutefois, on peut par contre se fier aux tendances relatives qui se dégagent des résultats, à savoir que la différence est significative avec une vitesse de chauffage élevée. On peut également affirmer qu'à partir de vitesses de chauffe inférieure à  $1^{\circ}\text{C/s}$ , la lecture du thermocouple ne devrait pas dévier de manière à empêcher le contrôle des AMF.

- 2) Est-ce que les contraintes dues à la dilatation thermique jouent un rôle dans la progression du front de décohésion?

Comme pour les mesures par thermocouple, la valeur absolue de la contrainte est probablement significativement différente de celle qui prévaut expérimentalement. Le comportement du modèle numérique offre cependant une explication aux observations de décohésion en contraction longitudinale. La contrainte normale à l'interface AMF/polymère diminue lorsque la vitesse de chauffage augmente, ce qui est conforme à la théorie proposée

au Chapitre 4, et aux résultats des essais en contraction qui montrent que le glissement augmente lorsque la vitesse de chauffage augmente.



## CHAPITRE 6

### CONCEPTION D'UNE MACHINE DE TRACTION MINIATURE

Le modèle numérique présenté au chapitre précédent permet d'expliquer certains comportements observés dans les essais de contraction des fils encastres. Les conclusions que l'on peut tirer de ce modèle sont toutefois limitées par le fait qu'il ne tient pas compte des contraintes générées par l'effet mémoire de forme du fil d'AMF. Il n'a pas été possible de trouver de travail publié rapportant une mesure expérimentale du champ de déformation d'un fil d'AMF et du polymère l'entourant suite à l'effet mémoire de forme. Ces mesures seraient nécessaires à la validation d'un modèle numérique prenant en compte l'effet mémoire de forme sur le champ de déformation.

Il a été rapporté que la microspectrométrie Raman pouvait mesurer un champ de déformation jusqu'à 1% avec une résolution maximale de l'ordre de 0.005 mm (Imanaka et al., 2009; Qing et Daniel Wagner, 2003; Qing, Frogley et Wagner, 2002; Wei et al., 2010; Young et al., 2001). La mesure d'une déformation par microspectrométrie Raman implique toutefois de prendre les mesures avec un microscope spécialement équipé. Comme des essais de calibration sont nécessaires pour relier la mesure spectrale à la déformation du matériau, une machine de traction pouvant être utilisée sur la table du microscope est requise. Ce chapitre porte donc sur la conception d'une machine de traction miniature. Une telle machine serait également utile pour étudier l'effet mémoire de forme des AMF avec un diffractomètre à rayon X. Les contraintes spatiales nécessaires pour permettre l'utilisation de cette machine de traction dans le diffractomètre PANalytical X'Pert Pro du laboratoire LAMSI seront donc également prises en compte dans la conception.

## 6.1 Contraintes de conception

La capacité de la machine de traction a été fixée de façon à pouvoir faire des essais de traction avec génération de contrainte sur les plus gros fils utilisés dans le cadre de cette étude, soit 0.74 mm, qui peuvent générer une force d'approximativement 750 N au maximum selon les résultats obtenus au chapitre 3. Une marge de sécurité de 33% est ajoutée, de sorte que la capacité de la machine de traction est fixée à 1000 N.

Aucune longueur maximale ou minimale d'échantillon n'est fixée mais on cherche de façon générale à maximiser sa longueur. De cette façon, on augmente la résolution en termes de déformation pour le même capteur de déplacement

Les mesures de microspectrométrie et de diffraction de rayon X se font sur un point très petit de l'échantillon. Pour éviter que ce point ne se déplace lorsque l'échantillon est étiré, il faut que celui-ci soit au centre de l'échantillon et que les deux extrémités se déplacent dans des directions opposées de façon simultanée.

Pour les besoins des mesures de diffraction de rayons X, l'échantillon doit être visible par le plus grand angle possible. Il n'y a pas d'angle minimal précis mais on doit chercher à le maximiser.

La contrainte ayant le plus d'impact sur la conception mécanique est l'espace disponible sur le berceau d'Euler du diffractomètre, qu'on peut voir à la Figure 6.1. Les détecteurs se déplacent autour de la plateforme et laissent un espace sphérique de 160 mm, centré sur le point focal des rayons.

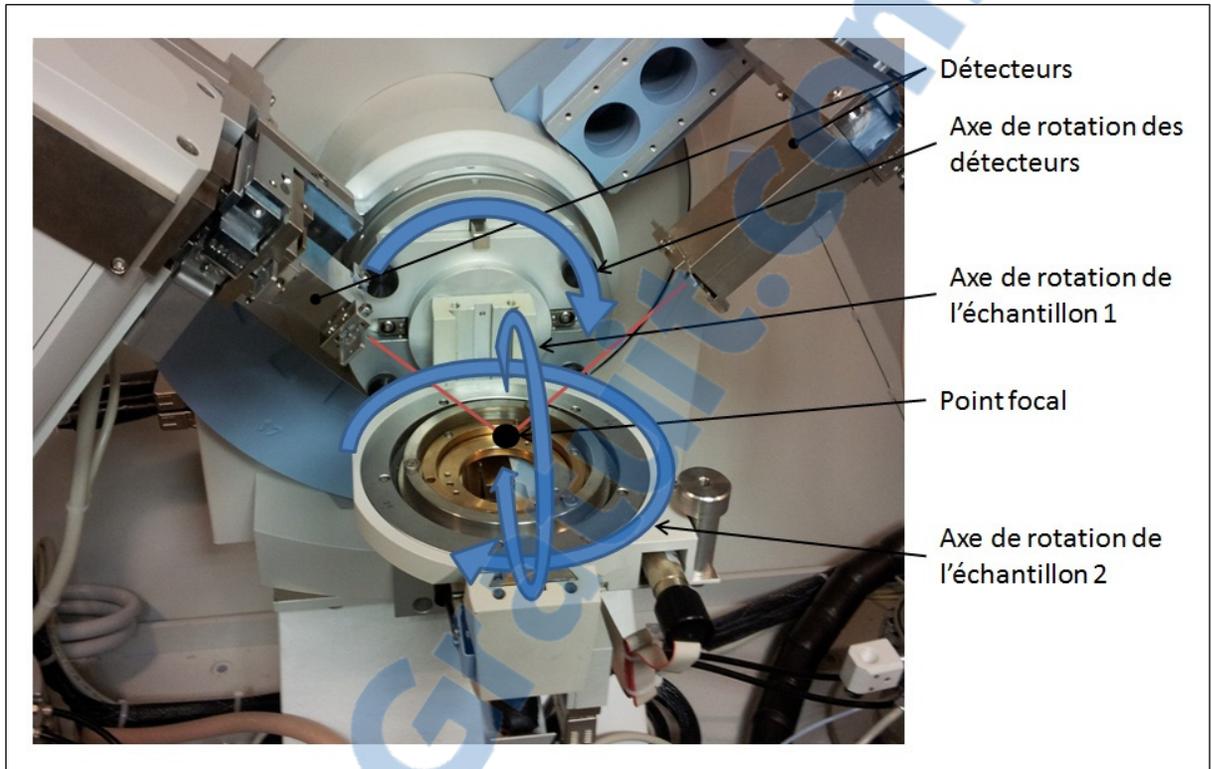


Figure 6.1 Diffractomètre PANalytical avec le berceau d'Euler

La Figure 6.2 montre le plateau du berceau d'Euler avec la sphère délimitant la zone où il est possible situer la machine de traction. La sphère est centrée sur le point de focalisation des rayons, situé 16.7 mm au-dessus de la partie fixe la plus élevée du plateau. L'échantillon doit être attaché à la partie mobile du plateau. Celle-ci sert à effectuer l'ajustement en hauteur de l'échantillon, dont la surface supérieure doit toujours se situer au point de focalisation des rayons.

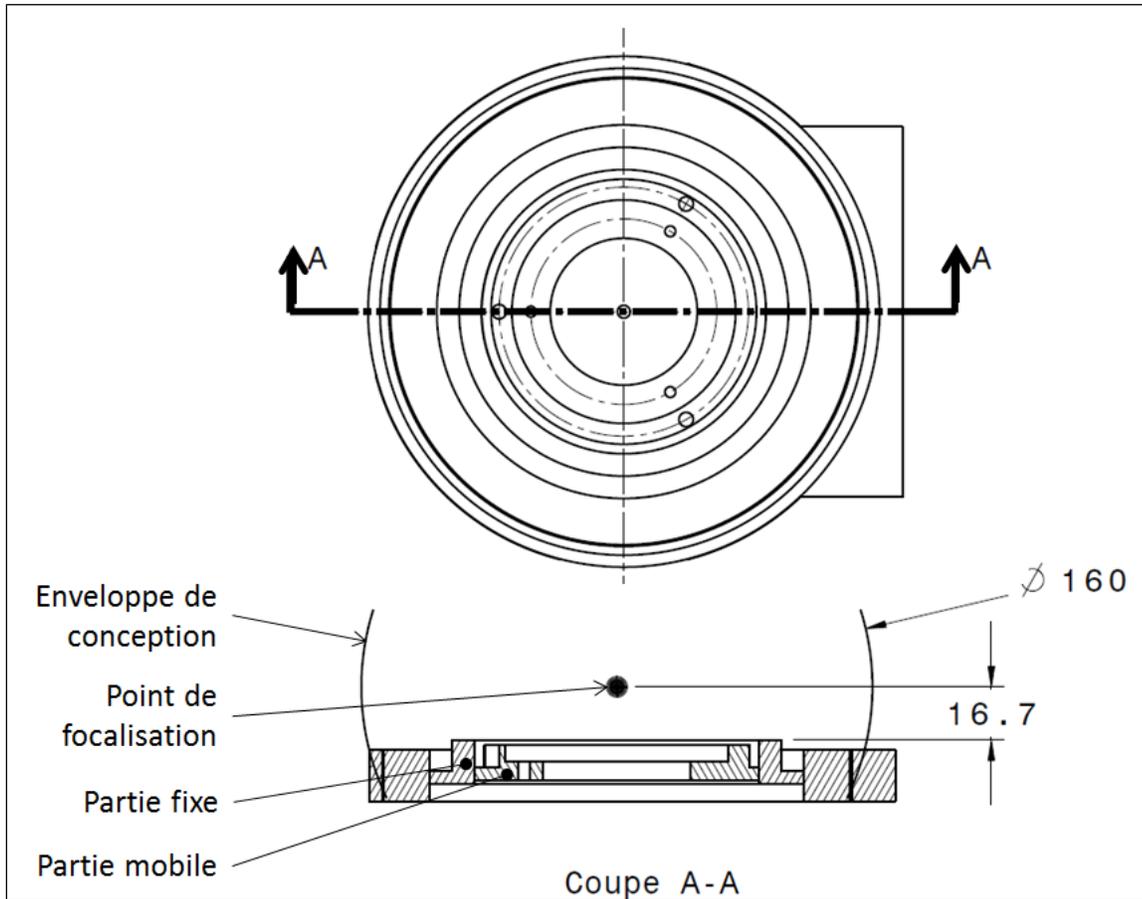


Figure 6.2 Contraintes géométriques du berceau d'Euler, dimensions en mm

On doit pouvoir enregistrer les signaux de force et de position de l'échantillon et les utiliser pour comme signal de rétroaction dans une boucle de contrôle. Une entrée de thermocouple et une sortie de contrôle de courant pour le chauffage des échantillons par effet Joule.

## 6.2 Présentation du concept

La Figure 6.3 montre une vue d'ensemble du concept. La vue d'ensemble est très chargée et il est difficile de décrire le concept à partir de cette image. Cette section présente donc tous les sous-systèmes de façon séparée en omettant les composantes ne contribuant pas à la compréhension du concept. La nomenclature complète de l'assemblage est présentée à

l'annexe V et les dessins techniques dont le format dépasse 8.5" par 11" est en pièce jointe dans la version physique, ou présentée en fin de document dans la version numérique.

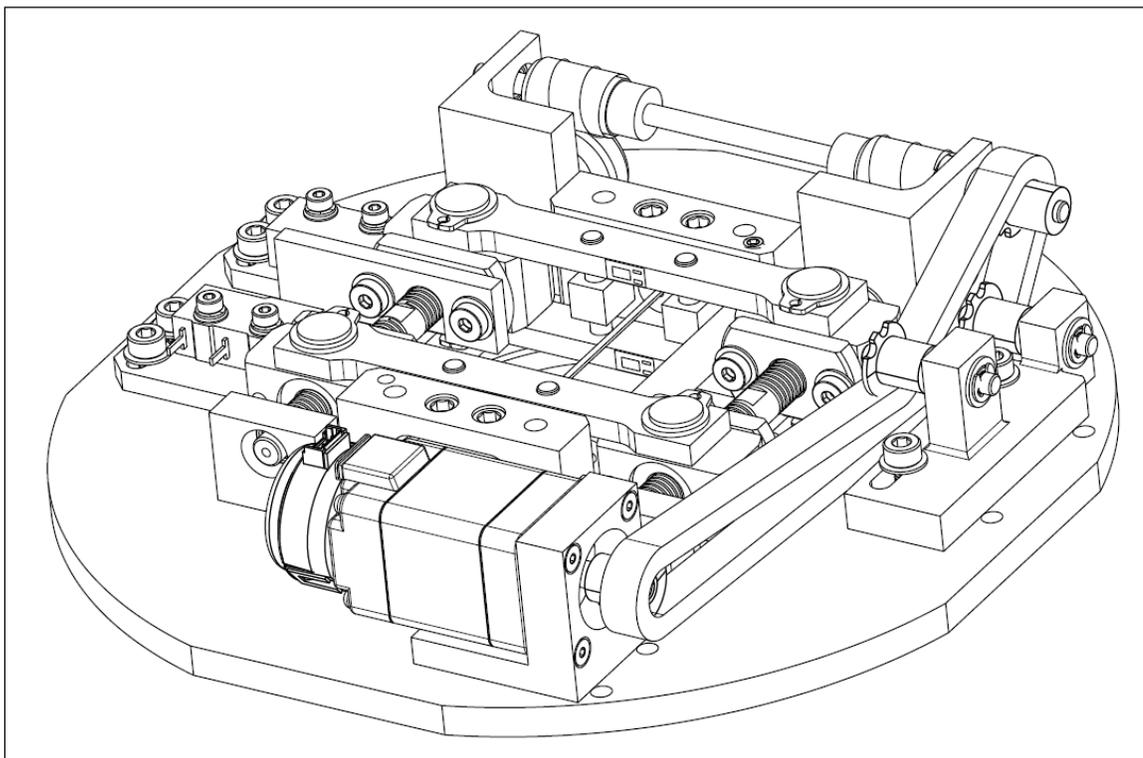


Figure 6.3 Vue d'ensemble du concept final

### 6.2.1 Structure

La base de la machine de traction est faite de deux parties, comme le montre la Figure 6.4. La pièce principale (partie fixe) relie toutes les composantes de la machine. Elle est dimensionnée pour être déposée sur une table de microscope standard. La partie amovible sert à l'attachement au diffractomètre sur la partie mobile du plateau de la Figure 6.2.

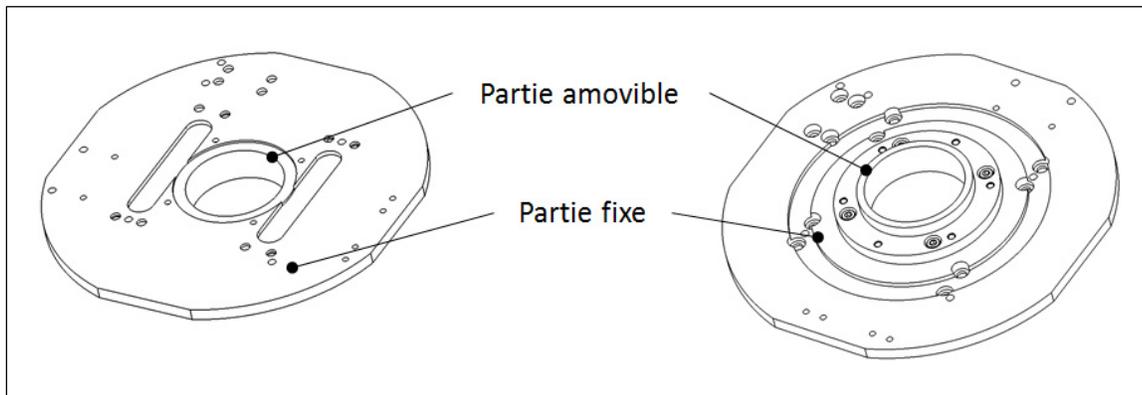


Figure 6.4 Vue de dessus de la structure de support (gauche) et vue de dessous (droite)

### 6.2.2 Système de traction

Le système de traction est basé sur deux vis à billes (*ball screw*). Elles sont séparées en deux sections, la gorge a une hélice à droite sur un côté et une hélice à gauche sur l'autre. Le résultat est que les écrous s'écartent ou s'approchent du milieu de la vis selon son sens de rotation. Il aurait également été possible d'utiliser une vis à filet ACME mais celle-ci aurait eu un pas moins précis et la friction aurait été beaucoup plus grande. Le modèle choisi est un SD0601 de la compagnie TPA. Le diamètre nominal est de 6 mm et le pas de la vis est de 1 mm.

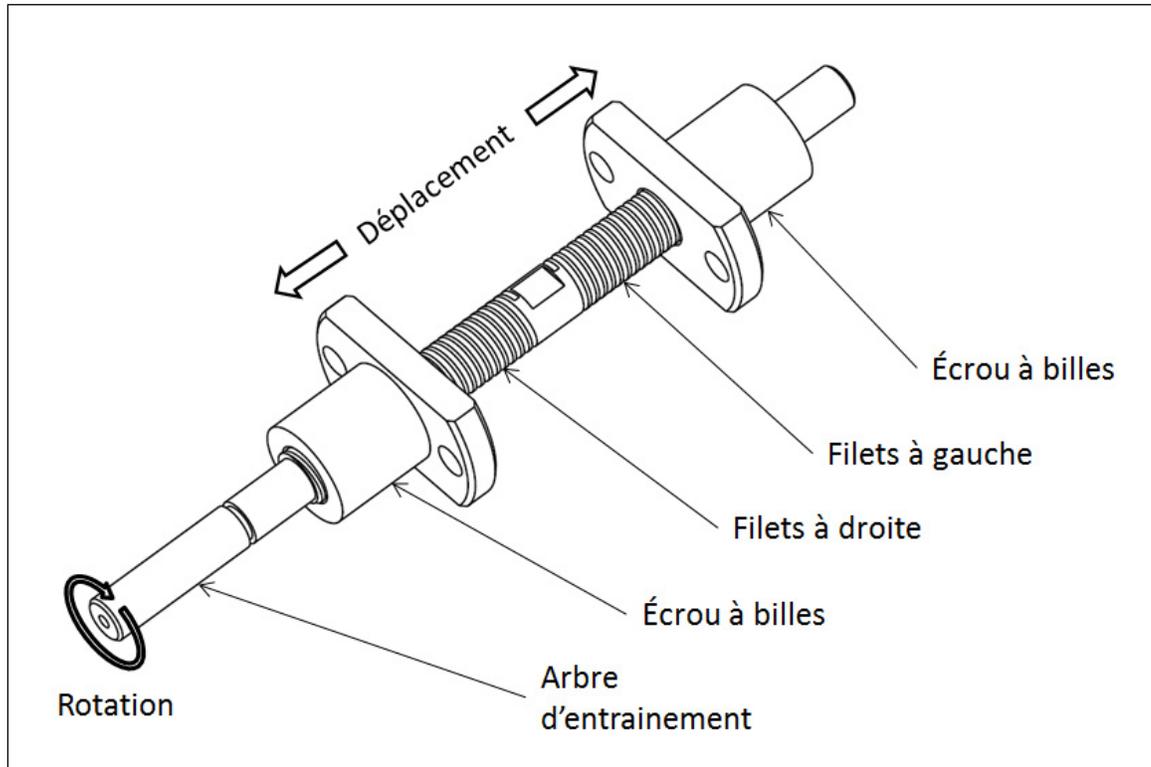


Figure 6.5 Description de la vis à bille

Deux vis à billes sont disposées de chaque côté de l'échantillon et les écrous sont reliés par paire avec des barres de liaison comme le montre la Figure 6.6. La charge se répartie de façon égale dans les quatre écrous lorsque l'échantillon est au centre et que les deux vis à billes tournent de façon simultanée. Les charges maximales statique et dynamique des vis sont de 1000 et 550 N respectivement, cela donne une capacité en configuration en tandem de 1100 N, ce qui est suffisant selon les critères de conception. Les mâchoires ont été omises afin de simplifier la représentation.

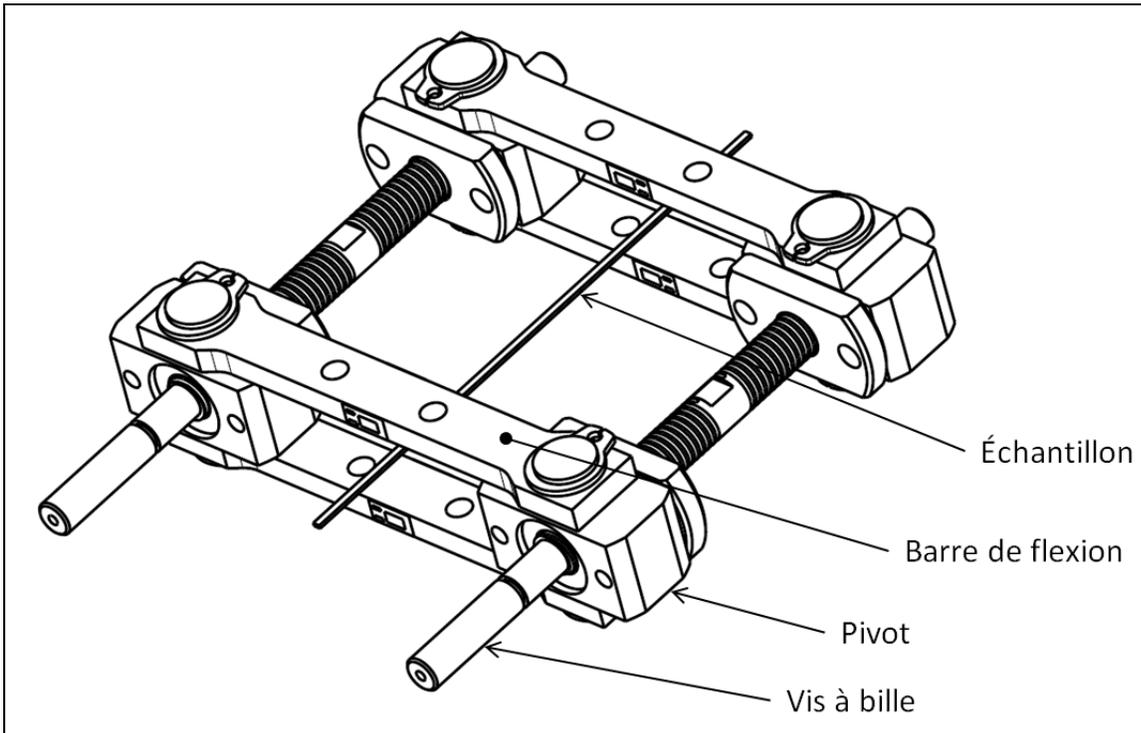


Figure 6.6 Vue du système de traction

### 6.2.3 Système de transmission

La synchronisation de la rotation des vis à billes est réalisée à l'aide d'un arbre sur lequel est disposé deux engrenages à vis sans fin. Ceux-ci sont reliés à des engrenages montés au bout des vis à billes comme le montre la Figure 6.7. Les hélices des deux engrenages à vis sans fin sont à droite, de sorte que les deux vis à billes ont le même sens de rotation. Les deux rainure parallèles sous les vis à billes dans la structure de support est un dégagement pour les pivots et les anneaux de serrage lors du mouvement du système de traction.

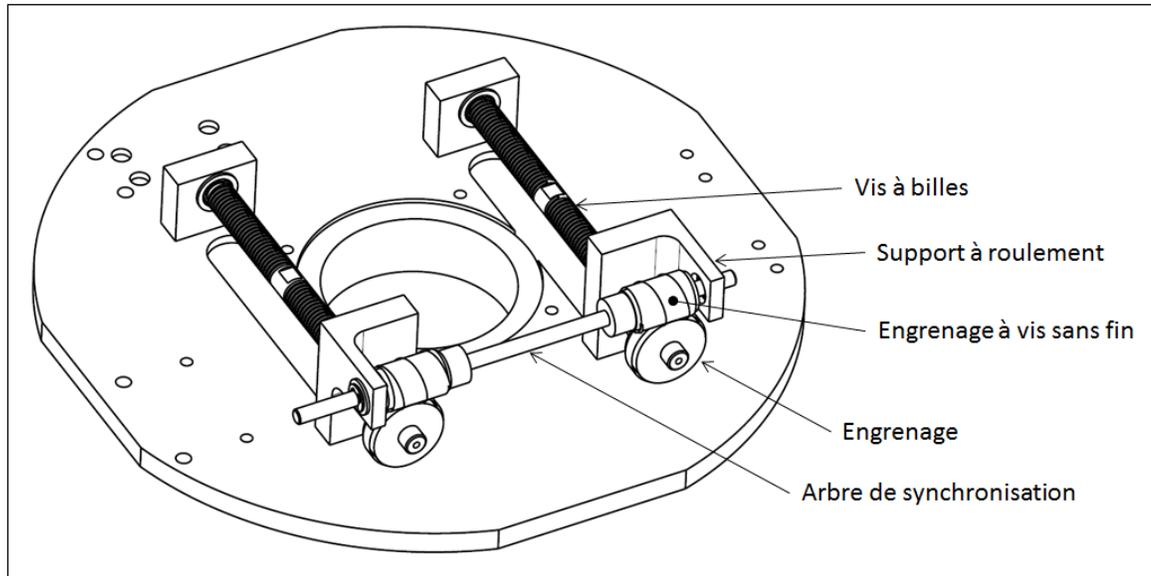


Figure 6.7 Vue du train d'engrenages servant à la synchronisation

La vis sans fin sélectionnée est à simple entrée et l'engrenage monté sur les vis à billes compte 30 dents avec un pas diamétral de 48. Le nombre de dents ne peut pas être changé car il faudrait alors modifier l'entraxe entre la vis à bille et l'arbre de synchronisation, ce qui implique de construire de nouveaux supports à roulement. Un des moyens d'ajuster le ratio de démultiplication est de modifier l'angle d'hélice et le nombre d'entrées de la vis sans fin. Trois combinaisons sont disponibles, avec des entrées simples, doubles et quadruples ayant respectivement des angles d'hélice de  $3.58^\circ$ ,  $7.12^\circ$  et  $14.03^\circ$ . Les ratios de démultiplication possibles sont alors de 30, 15 et 7.5. Selon les calculs détaillés à l'annexe IV, le jeu entre les paires d'engrenages est de 0.0059 po. En ajoutant les rayons primitifs des engrenages, on obtient un entraxe de 0.4834 po. Le changement de configuration entre les combinaisons d'engrenages est relativement aisé. Il faut pour cela enlever les anneaux de serrage sur l'arbre de synchronisation et sortir les roulements de leur logement. Une clé hexagonale est alors utilisée pour desserrer la vis de pression des engrenages et les retirer de leurs arbres. La procédure inverse permet d'installer le nouveau train d'engrenages. Le facteur de sécurité minimal sur les engrenages est de 4.7. Les calculs détaillés sont présentés à l'annexe IV.

Les roulements choisis ont un épaulement de façon à faciliter l'assemblage. Cela diminue le nombre de rainures à usiner sur les pièces et le nombre d'anneaux de serrage à installer. Le facteur de sécurité minimum sur les roulements est de 2.0. Les calculs détaillés sont présentés à l'annexe IV.

Il n'a pas été possible de positionner le moteur du même côté du système de traction que le mécanisme de synchronisation. Une chaîne a donc été utilisée pour transférer le mouvement jusqu'à l'arbre de synchronisation. Une chaîne d'un pas de 0.1475 po a été utilisée. Le facteur de sécurité sur la chaîne est de 251. On peut voir le mécanisme utilisé à la Figure 6.8. Des roues dentées de 10 dents ont été utilisées sur le moteur et l'arbre de synchronisation, ce qui n'offre pas de démultiplication. Il est toutefois possible de modifier le ratio de démultiplication en augmentant le nombre de dents sur l'arbre de synchronisation. La tension de la chaîne peut être ajustée grâce au déplacement du tendeur de chaîne. Il aurait été possible de ne mettre qu'une roue dentée sur le tendeur et d'obtenir le même effet de tension dans la chaîne. La deuxième a été ajoutée pour abaisser la chaîne afin de permettre des mesures de diffraction sur un plus grand angle.

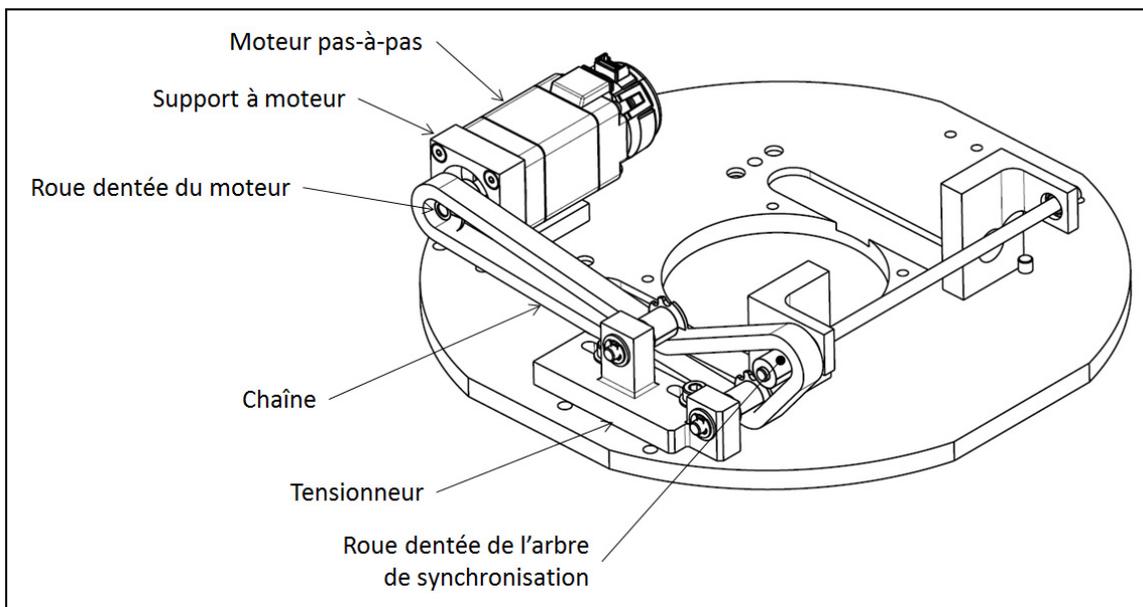


Figure 6.8 Vue du système d'entraînement

Le moteur sélectionné est du type pas-à-pas, ce qui permet un contrôle très fin de la position et de la force dans l'échantillon car le contrôleur connaît et contrôle la vitesse du moteur en tout temps. Il s'agit du modèle 208-13-01D-XXRO de EP Electronics, de dimensions standard NEMA 8.

#### **6.2.4 Système d'attache de l'échantillon**

La Figure 6.9 montre le système d'attache de l'échantillon. Les mâchoires ont été conçues pour être le plus compactes possible. Les mors, en contact avec le fil, sont faits d'acier O1 trempé et revenu à 250°C. Ceci leur confère une dureté approximative de 58-60 HRC. Ce traitement s'est avéré suffisant pour ne pas que les mors soient endommagés par les fils de Nitinol dans des projets réalisées par le passé. Le guide amovible sert à aider à l'alignement des petits échantillons. L'ouverture pratiquée à travers le bloc de mâchoire est plus grande que nécessaire pour les fils d'AMF, elle pourrait par contre être utile pour des échantillons de polymère par exemple, où les dimensions pourraient être plus importantes.

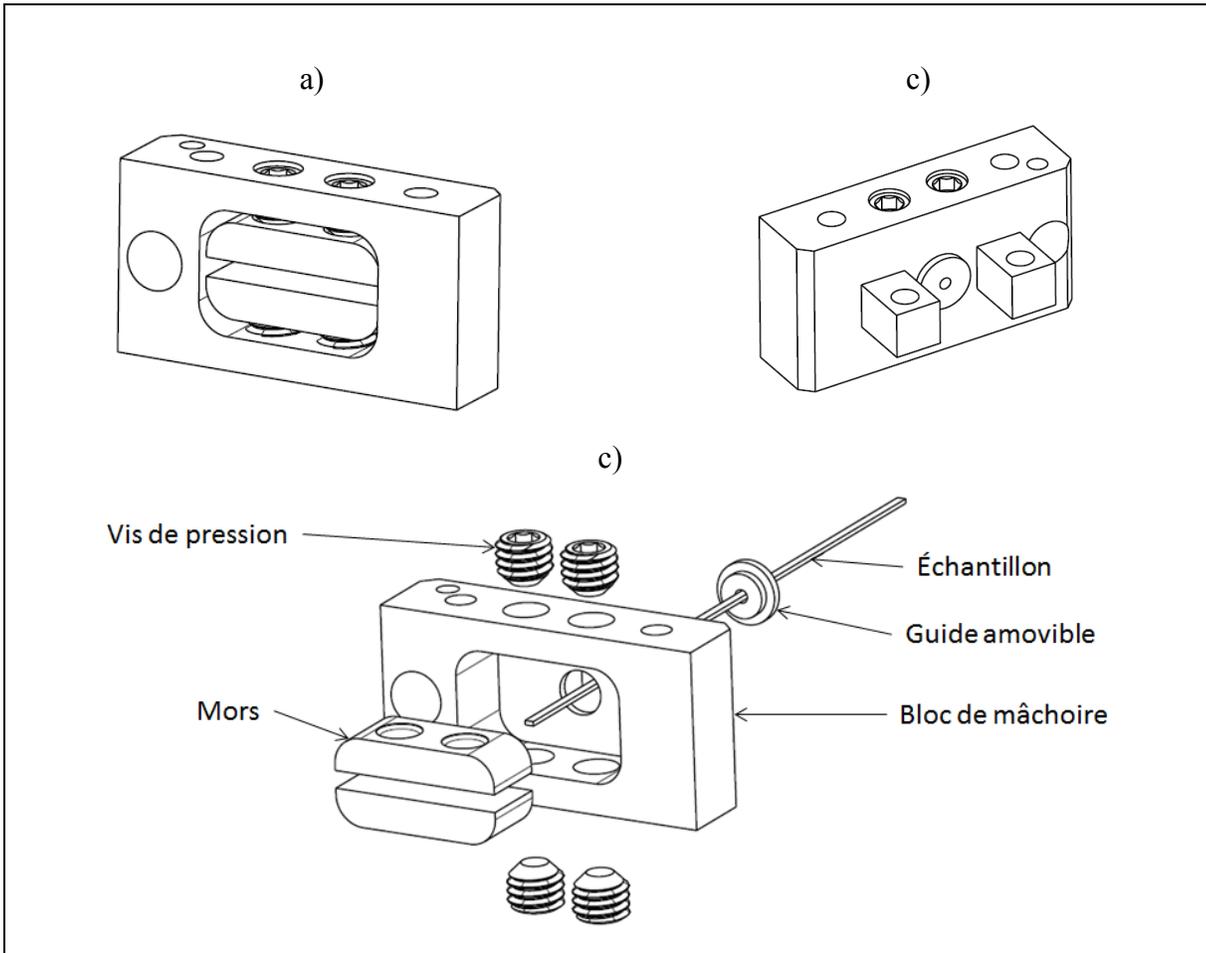


Figure 6.9 Vue du système d'attache de l'échantillon, a) de derrière, b) du côté de l'échantillon et c) en vue explosée

### 6.2.5 Dispositifs de sécurité

Des interrupteurs de fin de course ont été installés afin d'éviter des déplacements excessifs qui pourraient endommager la machine de traction. La Figure 6.10 montre les interrupteurs de fin de course avec la machine en position complètement ouverte et fermée. Le déplacement total est de 10 mm par mâchoire, donc 20 mm au total. Cette limite tient compte d'une certaine marge de sécurité, grâce à l'encodeur sur l'axe du moteur, le déplacement peut être limité de manière logicielle. Ces interrupteurs peuvent donc intervenir directement sur l'alimentation du moteur. Cela évite qu'une erreur du système de contrôle ne cause de

dommage. Le contact montré à la Figure 6.10 est mécanique, il active un interrupteur électrique dans l'interrupteur de fin de course.

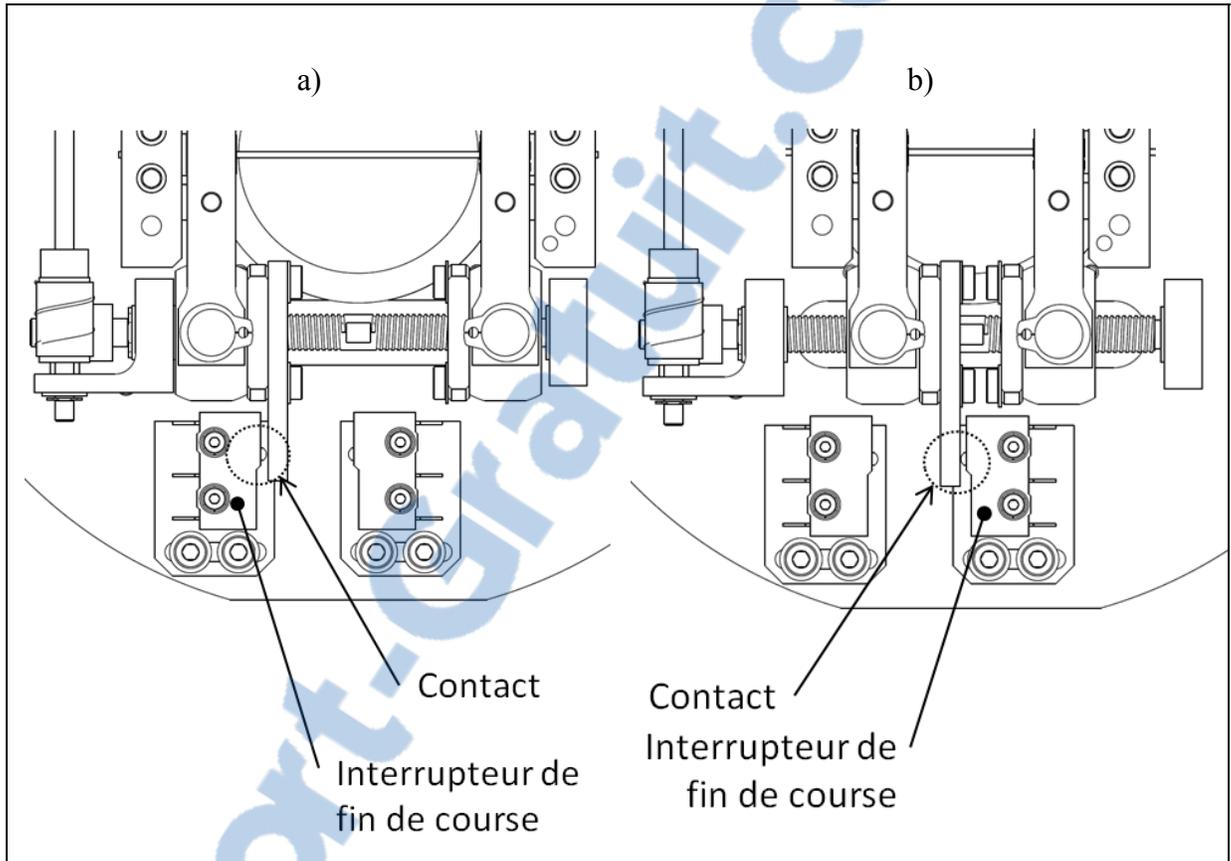


Figure 6.10 Vue de la machine en position de fin de course a) ouverte, b) fermée

### 6.2.6 Ajustement de la hauteur

Les détecteurs du diffractomètre (voir la Figure 6.1) ont un point focal qui est immobile peu importe l'angle d'ajustement des détecteurs. Ce point focal doit être situé sur la surface supérieure de l'échantillon. La Figure 6.11 montre le mécanisme permettant l'ajustement en hauteur. Les filets d'ajustement font pivoter toute la machine de traction par rapport au socle pour provoquer le changement de hauteur. La plage permet de descendre l'échantillon 3 mm sous le point focal estimé, ainsi que 6 mm au-dessus. Cette plage devrait être amplement suffisante pour pallier aux tolérances de fabrication et de mesure initiale de la géométrie.

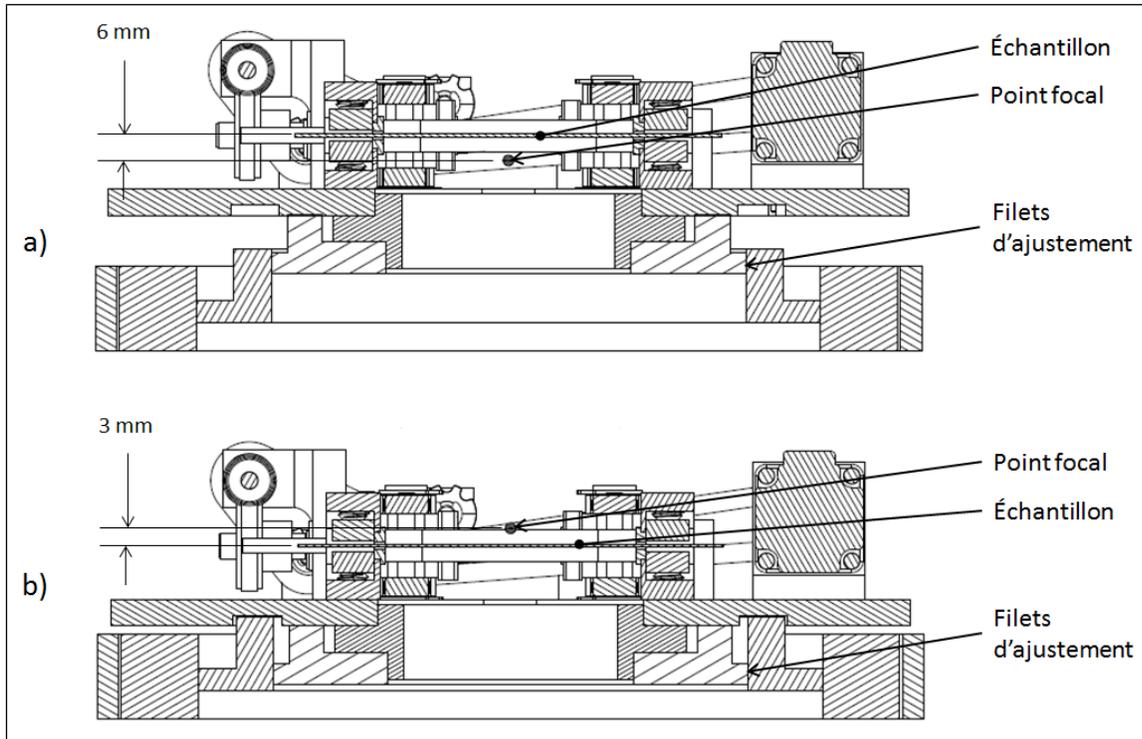


Figure 6.11 Plage d'ajustement de la hauteur disponible

### 6.2.7 Système de mesure de la force

La mesure de la force dans l'échantillon se fait par l'intermédiaire de jauges de déformations collées sur les barres de flexion. La Figure 6.12 montre la position des jauges. La connexion électrique des jauges est réalisée en demi-pont sur chaque barre de flexion.

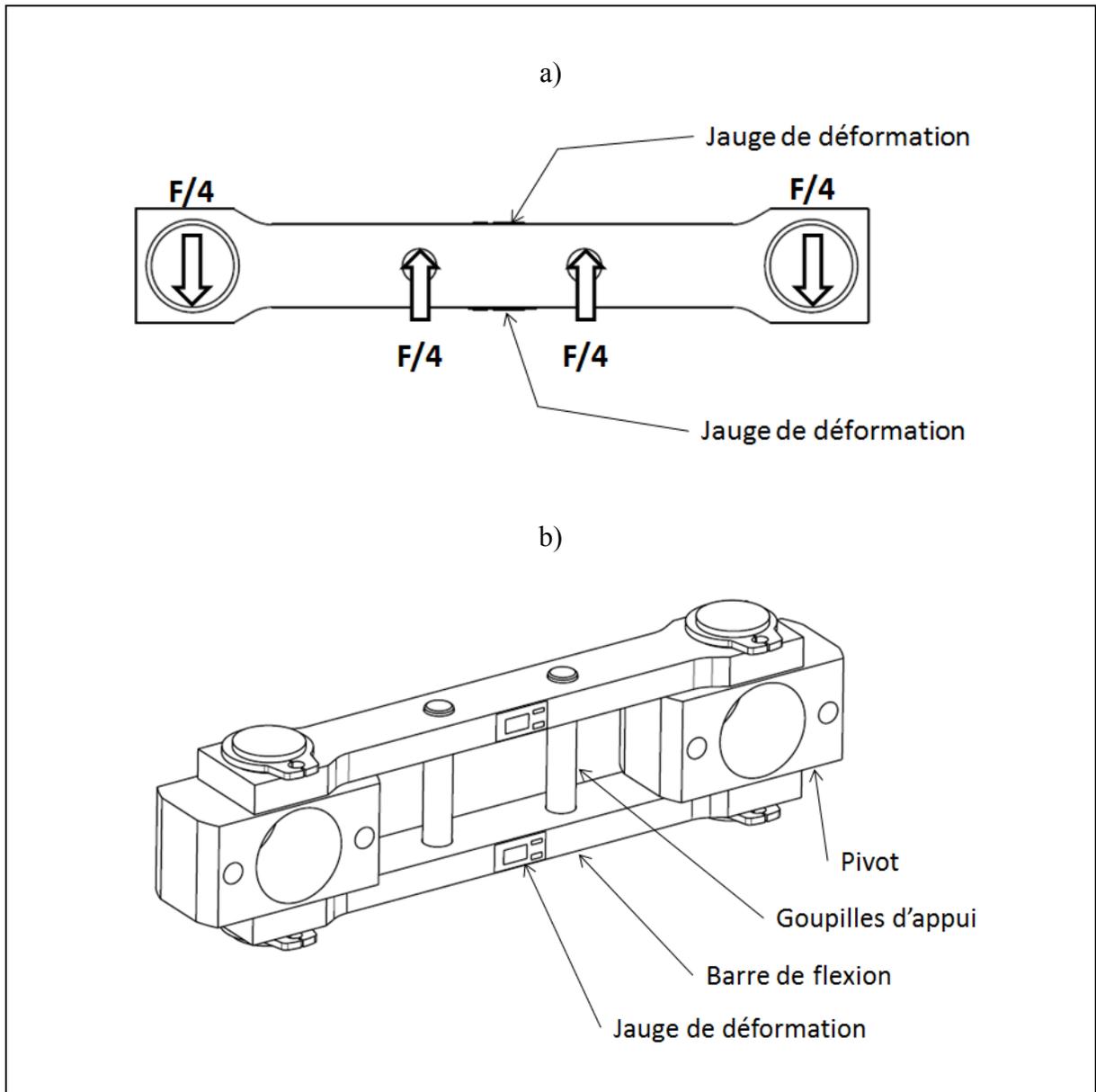


Figure 6.12 Vue du système de mesure de la force, a) barre de flexion seulement, vue de dessus, b) vue isométrique

La conception des barres de flexion est basée sur une charge maximale de 1000 N. La barre subit une flexion en quatre points, ce qui permet un moment de flexion uniforme entre les appuis du milieu. La déformation devrait également être uniforme entre ces appuis selon les calculs analytiques. La contrainte due à la flexion quatre points est donnée par les équations (6.1) et (6.2).

$$Z = \frac{I_s}{y} \quad (6.1)$$

$$\sigma = -\frac{W \cdot a}{Z} \quad (6.2)$$

$I_s$  : moment d'inertie de la section transversale ( $\text{mm}^4$ )

$y$  : distance entre le point étudié et la fibre neutre (mm)

$W$  : charge (N)

$a$  : distance entre le point d'application de la force

On obtient avec ces équations un résultat de  $\pm 147.3$  MPa, selon si on observe le côté en tension ou en compression. Toutefois, cette équation analytique ne tient pas compte de la concentration de contrainte due aux trous dans la barre. Il n'a pas été possible de trouver un facteur correspondant à cette situation. Un modèle numérique mécanique en régime permanent réalisé avec ANSYS workbench 13 est donc utilisé pour contrevérifier les calculs analytiques et déterminer le niveau de contrainte maximale dans la pièce. La Figure 6.13 montre le modèle utilisé. Une symétrie selon l'axe X a été utilisée. La force F représente la charge dans l'échantillon à cause de la symétrie et de la répartition de la charge également entre les deux barres de flexion. Une force de 250 N est donc appliquée pour représenter le chargement maximal de 1000 N sur l'échantillon.

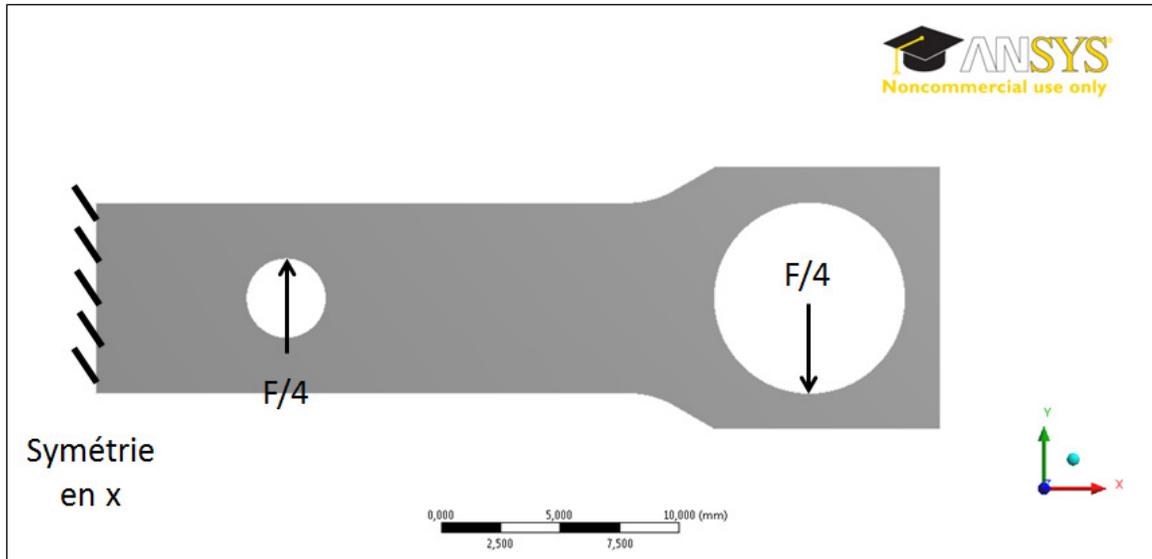


Figure 6.13 Modèle de simulation avec le chargement utilisé

La Figure 6.14 montre la grandeur du déplacement dans l'axe Y sur la pièce. Les déplacements maximal et minimal sont de 0.051 mm et de -0.051 mm. Le déplacement total dans le sens de l'échantillon pour chaque barre de flexion est donc d'environ 0.1 mm.

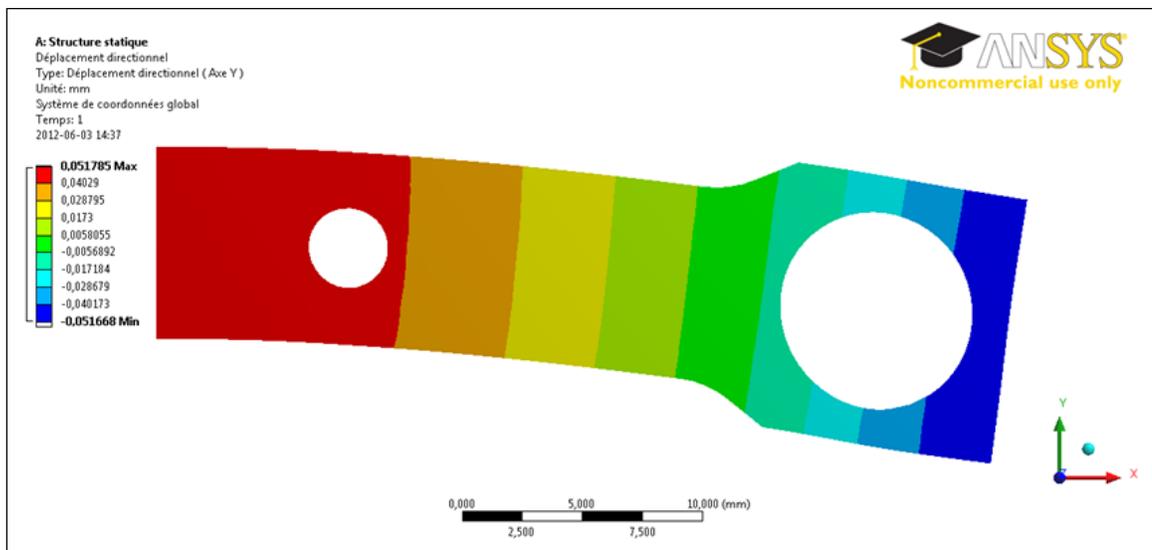


Figure 6.14 Résultat de la simulation numérique montrant le déplacement en y

La Figure 6.15 montre la contrainte de Von Mises, on obtient une contrainte maximale de 159.8 MPa. Cette estimation est supérieure de 8.5% par rapport au calcul analytique, ce qui est logique compte tenu de l'ajout du trou central dans la barre qui agit comme concentrateur de contrainte. La pièce est faite d'acier inoxydable SAE 416 à l'état recuit dont la contrainte d'écoulement à température ambiante est de 275 MPa. Le facteur de sécurité sur la contrainte d'écoulement est donc de 1.72. Comme le rôle de cette pièce est de mesurer la force dans l'échantillon par des jauges de déformation de chaque côté de la pièce, il faut chercher à maximiser la déformation sans toutefois dépasser la limite élastique du matériau. Le facteur de sécurité est donc acceptable dans ce contexte. La force maximale pouvant être mesurée sur l'échantillon est donc théoriquement de 1720 N. Comme la barre de flexion n'a pas été durcie par traitement thermique, l'atteinte de la limite élastique ne causera pas de rupture. Le problème potentiel n'est pas la rupture mais plutôt la perte de linéarité. Il est donc envisageable d'effectuer un test de génération de contrainte afin de confirmer la force dans l'échantillon causant un écoulement dans les barres de flexion.

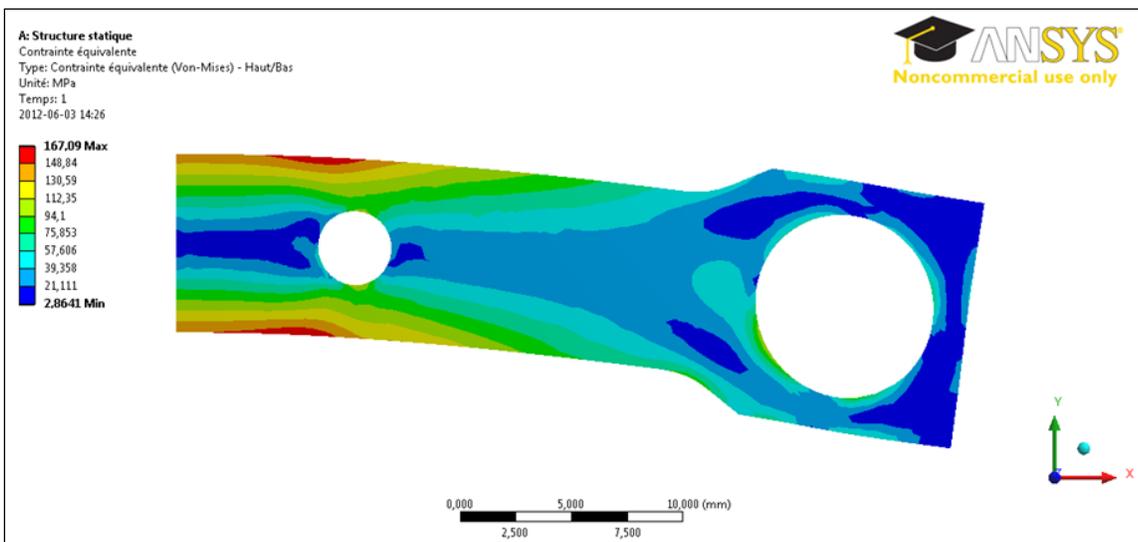


Figure 6.15 Résultat de la simulation numérique montrant la contrainte équivalente

### Mesure de la position

Deux méthodes de mesure de la position sont utilisées. Pour la première, un encodeur sur l'arbre du moteur permet de connaître le déplacement des mâchoires avec le ratio de

démultiplication total. Un encodeur ne mesure toutefois que le déplacement, la position est connue de façon relative à un point donné seulement. On doit donc déplacer les mâchoires jusqu'à ce qu'un interrupteur de fin de course soit déclenché. La position peut alors être connue de manière absolue à partir de ce point. Ceci est utile pour éviter de faire des déplacements excessifs qui pourraient endommager la machine ou pour normaliser des essais en s'assurant de l'uniformité de la distance entre les mâchoires. En supposant un ratio de démultiplication total de 7.5 et que l'encodeur possède 256 lignes, la résolution maximale est de 1/7680 de tours sur la vis à bille. Avec un pas de 1 mm, cela se traduit par une résolution linéaire de 0.00053 mm, ce qui est largement suffisant.

Par contre, un désavantage de cette technique de mesure est qu'elle ne tient pas compte des déformations des éléments de transmission. À pleine charge, la déformation de 0.1 mm par barre de flexion entraîne une erreur de 0.6% sur la déformation d'un échantillon de 30 mm de long. Considérant que les essais de traction se déroulent sur des plages de déformations de l'ordre de quelques pourcent, cette erreur est significative. C'est pourquoi un système auxiliaire a été ajouté. Un DVRT (*differential variable reluctance transducer*) est attaché sur une mâchoire et son extrémité mobile mesure la distance avec l'autre mâchoire. La différence entre un capteur LVDT (*linear variable differential transducer*), plus commun, et un capteur DVRT est que le premier est basé sur une mesure d'induction électrique, alors que le second est basé sur une mesure de reluctance magnétique.

La course maximale du modèle choisi est de 8 mm, ce qui est inférieur à la course maximale de la machine, qui est de 20 mm. Selon le test à réaliser, sa position peut être ajustée à l'aide de la vis de pression, munie d'un bout en nylon pour éviter d'endommager le capteur. La résolution de ce capteur est de 2.0  $\mu\text{m}$ . La Figure 6.16 montre des vues de dessus et isométrique des mâchoires et du capteur DVRT.

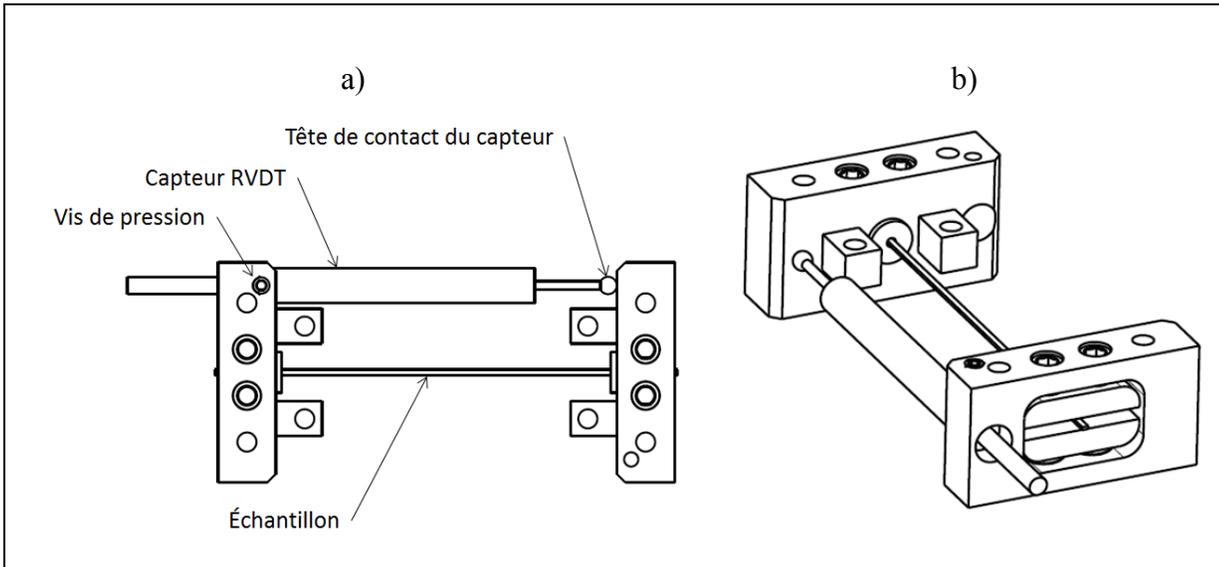


Figure 6.16 Vue du système de mesure de position a) en vue de dessus et b) en vue isométrique

### 6.3 Calibration du système de mesure de la force

Le signal des jauges de déformation installées sur les barres de flexion est donné en micro déformation ( $\mu\epsilon$ ). On désire connaître la force en Newtons (N) dans l'échantillon, il faut donc déterminer le facteur de conversion entre le signal provenant des jauges de déformation et la force dans l'échantillon. Une cellule de charge, modèle LC201-100 de Oméga Inc., d'une capacité 100 lbf (445 N) est utilisée pour déterminer ce facteur. La Figure 6.17 montre comment la cellule de charge est installée en série avec les barres de flexion.

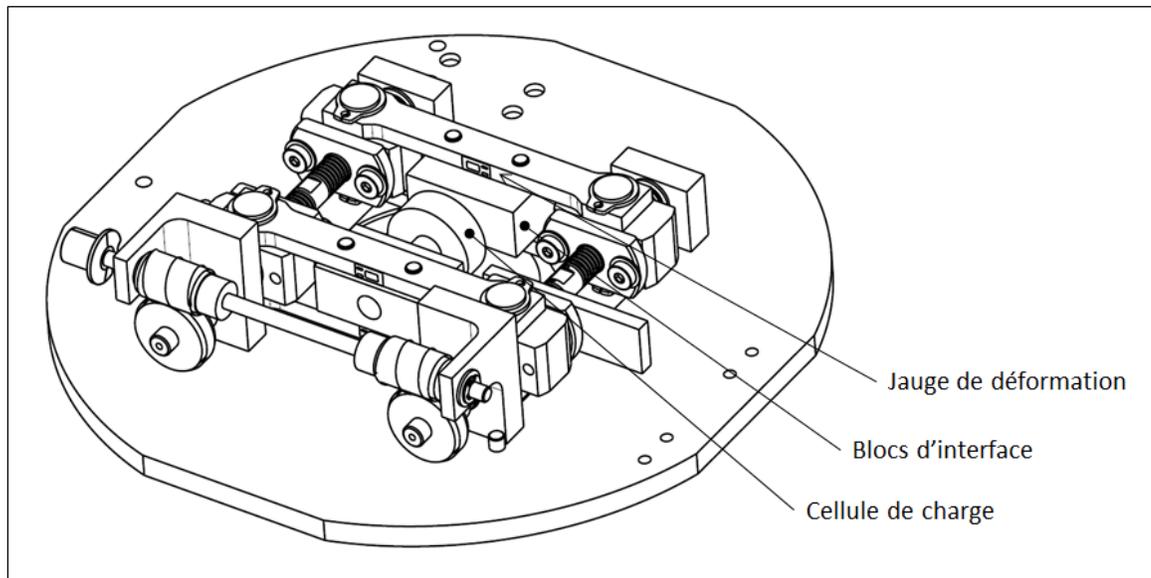


Figure 6.17 Montage utilisé pour calibrer le signal des barres de flexion

La Figure 6.18 montre le résultat d'un test de traction manuel. On peut en déduire un facteur de 0.5045 à appliquer au signal des jauges pour obtenir la force dans l'échantillon.

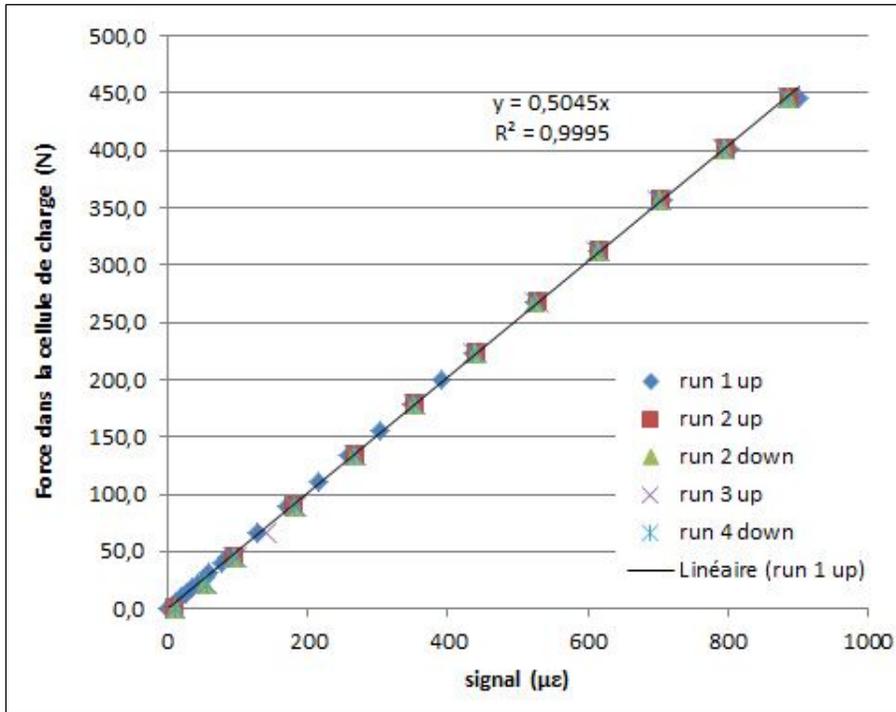


Figure 6.18 Résultat de la calibration

## 6.4 Conclusion

La machine de traction conçue peut être utilisée sur une table de microscope standard ainsi que dans le diffractomètre à rayon X du laboratoire LAMSI. Sa capacité est de 1000N et sa course maximale de 20 mm. Des échantillons d'une longueur de 41 à 61 mm de long peuvent être testés. Cette longueur exclut la longueur requise pour attacher l'échantillon, qui est d'environ 7 mm par extrémité.

Trois trains d'engrenages sont disponibles selon les besoins du test à effectuer. Les trains d'engrenages à vis sont disponibles à simple, double et quadruple entrées. Le train à simple entrée assure d'obtenir la force maximale admissible sur la machine, mais la vitesse maximale de déplacement est alors de 0.83 mm/s. Le train à quadruple entrée permet d'atteindre une vitesse de 3.33 mm/s, mais la force dans l'échantillon serait limitée de 546 à 625 N selon l'hypothèse faite au niveau du coefficient de friction entre les engrenages.

Les contraintes de conception ont empêché d'utiliser un boîtier fermé pour les trains d'engrenages. La lubrification ne peut donc pas être assurée de manière continue, il faudra alors lubrifier ces engrenages de manière périodique, idéalement à chaque utilisation de la machine. Une graisse au molybdène serait un choix de lubrifiant approprié. Cela ne devrait toutefois pas poser de problème de durée de vie puisque le facteur de sécurité des engrenages en usure est de 4.7, ce qui laisse une bonne marge.

Les facteurs de sécurité présentés dans les calculs sont très conservateurs au niveau de la durée de vie puisque les machines de traction ne travaillent qu'occasionnellement à pleine charge. Le facteur de sécurité minimal dans la conception est le roulement E, avec 2.0. Il est toutefois possible de dépasser la capacité des barres de flexion et des vis à billes si on utilise le train d'engrenages à une entrée. Il faut donc surveiller la mesure de force pour s'assurer qu'elle ne dépasse jamais 1100 N, qui est la capacité dynamique des vis à billes.

Cette machine de traction permettra d'effectuer des mesures de spectrométrie Raman dans le but de déterminer l'état de déformation du fil dans une zone de décohésion avec le polymère. Ces mesures permettraient d'obtenir une meilleure compréhension du phénomène de décohésion qui a été identifié comme potentiellement problématique dans la réalisation de SDA avec des fils d'AMF. C'est à noter toutefois que cette étude ne fait pas partie du présent projet de maîtrise.



## CONCLUSION

Une revue de la littérature a permis d'identifier la décohésion AMF/polymère comme un problème limitant potentiellement la conception des SDA. L'objectif principal du projet était d'acquérir une compréhension suffisante du phénomène de décohésion des fils d'AMF encastrés dans une matrice polymère afin de permettre la création des SDA. Cet objectif a été atteint en effectuant des essais d'arrachement et de contraction ainsi qu'une caractérisation des propriétés d'actionnement des fils transformés sous forme de minces rubans. Un modèle de simulation numérique des échanges thermiques a permis de valider certaines hypothèses. Finalement, la conception d'une machine de traction miniature pour les essais de microspectrométrie Raman in situ a été réalisée. Cette dernière réalisation a pour but de permettre de clarifier davantage les phénomènes liés à la décohésion des éléments actifs en AMF intégrés dans une structure adaptative en matériau polymère. De façon détaillée, voici les conclusions pour chacun des points abordés.

### Détermination d'une configuration optimale

Trois paramètres permettant d'augmenter la contrainte normale de décohésion lors de tests d'arrachement ont été testés, soit le traitement de surface appliqué au fil avant l'encastrement, le type de polymère et la géométrie de section transversale du fil.

- 1) Le traitement de surface permettant la contrainte axiale la plus élevée est le décapage au jet de sable.
- 2) Parmi les types de polymère étudiés, le plus approprié pour la réalisation d'une SDA est la résine Huntsman 8605 car elle offre une résistance à la décohésion à haute température.
- 3) Une relation linéaire entre le ratio P/As et la contrainte axiale à l'arrachement a été observée. En ce sens, un fil sous forme de ruban mince entraîne une résistance à la décohésion élevée. Cette relation a été validée sur toute la plage d'épaisseur de fil qu'il a été possible de produire, soit de 1 mm (le diamètre d'origine du fil) à 0.12 mm (l'épaisseur minimale qu'il a été possible de produire)

Cette configuration a permis d'atteindre une contrainte axiale de 793 MPa lors d'un test d'arrachement à 80°C. Ce résultat est inférieur à celui obtenu par Poon, qui était de 1057 dans les mêmes conditions. À température ambiante, la valeur maximale obtenue est de 672 MPa, ce qui est supérieur à celui de Poon, qui a obtenu une valeur maximale de 604 MPa.

### **Caractérisation des propriétés de mémoire de forme**

Une procédure de traitement thermomécanique permettant de réduire l'épaisseur du fil jusqu'à lui donner une forme de ruban, sans affecter ses propriétés de mémoire de forme, a été développée. La réduction de l'épaisseur est réalisée par passages successifs de 0.3 de déformation dans le laminoir. Un recuit de 20 minutes à 400°C entre chaque passage dans le laminoir s'est avéré nécessaire.

Les indicateurs de propriétés de mémoire de forme DR et GC ont été mesurées pour de fils de 0.12, 0.16, 0.19, 0.22 et 0.74 mm d'épaisseurs. Une légère baisse des propriétés a été observée pour les fils les plus minces. Le fil de 0.22 mm présente les meilleures propriétés, supérieures même à celles du fil de 0.74 mm.

### **Résistance à la décohésion en contraction**

Le phénomène de décohésion causé par la contraction d'un fil se présente sous forme d'un front qui se propage à partir des extrémités vers le centre de l'échantillon. Il est possible de mesurer le glissement entre le fil et l'extrémité du bloc de polymère. Cette mesure s'est avérée plus constante entre les deux extrémités d'un échantillon que l'étendue de la décohésion apparente.

Le glissement a été plus faible pour l'échantillon avec une PD moins élevée. Ce résultat était attendu puisque la contrainte générée dans une condition de déplacement bloqué augmente avec la PD.

Le glissement a augmenté à mesure que l'épaisseur du fil a diminué. Ce résultat est contraire à ceux obtenus dans les tests en arrachement, où la contrainte axiale avait montré une forte corrélation entre la diminution de l'épaisseur et l'augmentation de la contrainte de décohésion. Ce résultat suggère que le test en arrachement n'est pas un indicateur de performance approprié pour la résistance en décohésion dans une SDA.

### **Modélisation numérique des échanges thermiques**

Le modèle numérique de simulation des phénomènes liés à l'échange de chaleur dans l'échantillon a permis d'arriver aux deux conclusions suivantes :

- 1) L'utilisation d'un thermocouple encastré pour mesurer la température du fil est justifié pour des cas où la vitesse de chauffage du fil n'excède pas  $1^{\circ}\text{C/s}$ . Cette conclusion est valide pour un thermocouple dont le diamètre des fils est de 0.127 mm. Des fils d'un diamètre plus important augmenteraient l'inertie thermique et donnerait une valeur représentant le comportement d'une zone plus éloignée du fil.
- 2) L'analyse des contraintes dues à la dilatation thermique offre une explication cohérente au comportement observé en contraction, où une vitesse de chauffage élevée du fil a entraîné un glissement important. Le modèle numérique montre qu'une vitesse de chauffage élevée diminue la contrainte de compression normale à l'interface entre le fil et le polymère.

### **Conception d'une machine de traction miniature**

La machine conçue permet de faire des essais de traction dans l'aire d'analyse d'un microspectromètre Raman. Cela offre la possibilité de mesurer le champ de déformation le long d'un fil d'AMF encastré. Cette mesure permettrait de valider la théorie présentée à la Figure 4.26 et de proposer une fonction représentant la déformation axiale du fil en fonction de la position axiale, de la contrainte de contraction et de la progression du front de décohésion.

Finalement, les résultats semblent indiquer qu'il soit possible d'utiliser des fils d'AMF pour actionner une SDA. La meilleure configuration selon les résultats observés serait de faire un décapage au jet de sable et d'utiliser la résine Huntsman 8605. L'effet de la modification de la géométrie des fils sous forme de rubans est différent selon les tests en arrachement et en contraction. Des essais supplémentaires en contraction sont nécessaires pour statuer sur la pertinence de cette modification.

Bien qu'une décohésion ait été observée dans tous les échantillons en contraction, la progression de cette décohésion à travers l'échantillon semble ralentie à mesure qu'elle progresse. Ce ralentissement semble dû à la friction lors du glissement du fil sur l'interface fil/polymère et du champ de contrainte qu'elle génère.

## RECOMMANDATIONS

Les essais de contraction longitudinale n'ont pas été répétés, les conclusions obtenues gagneraient en crédibilité si plusieurs essais de chaque configuration et chargement étaient effectués. Ceci est particulièrement vrai pour les différentes épaisseurs de fil, pour lesquelles les conclusions ont été différentes dans les tests de contraction et d'arrachement. Rappelons que la tendance pour l'augmentation de la contrainte axiale de décohésion pour les fils plus minces est très marquée dans les tests en arrachement, mais cet effet n'a pas été observé dans les tests en contraction.

Le modèle numérique présenté ici permet d'étudier les échanges thermiques entre le fil et le polymère, ainsi que les contraintes dues à la dilatation thermique. Il serait très utile de simuler les contraintes dues à l'effet mémoire de forme. La résolution deviendrait plus complexe mais on pourrait alors voir le champ de contrainte agissant sur le système. Ce modèle pourrait alors être validé en comparant les résultats d'un test de microspectrométrie Raman, au cours duquel on peut mesurer le champ de déformation autour d'un fil d'AMF encastré. Ces mesures permettraient entre autres de déterminer le coefficient de friction prévalant lors du glissement du fil dans le polymère. Le nouveau modèle numérique pourrait également utiliser une valeur de coefficient de convection variable selon la température et l'orientation des côtés (horizontal ou vertical).

Un aspect de l'intégration de fils d'AMF dans un polymère qui n'a pas été traité dans ce travail est la modification chimique de la surface du fil. Les traitements de surface évalués étaient limités à la modification mécanique de la surface au niveau de la rugosité. Une avenue de recherche possible serait d'utiliser les techniques d'ensimage utilisées pour améliorer l'adhérence entre les fibres et la matrice dans les matériaux composites. Cette technique ne semble pas avoir été utilisée avec des fils d'AMF selon les travaux étudiés dans la revue de la littérature.

On pourra sans doute arriver à sélectionner une géométrie de fil et une vitesse de chauffage permettant d'éviter la décohésion. On pourra à ce moment utiliser les résultats d'autres travaux portant sur la quantité, la densité et la position des fils requis dans une SDA pour réaliser une première structure déformable adaptative fonctionnant grâce à des alliages à mémoire de forme encastrés dans un polymère.

## ANNEXE I

### ARTICLE PRÉSENTÉ À LA CONFÉRENCE THERMEC 2011

#### Debonding characterization of SMA/polymer morphing structures

Charles Fischer<sup>a</sup>, Patrick Terriault<sup>b</sup> and Vladimir Brailovski<sup>c</sup>

École de technologie supérieure, 1100 Notre-Dame street West,

Montréal, Québec, Canada, H3C 1K3

<sup>a</sup>charles.fischer@etsmtl.ca, <sup>b</sup>patrick.terriault@etsmtl.ca, <sup>c</sup>vladimir.brailovski@etsmtl.ca

**Keywords:** SMA, interface, morphing, structure, pull-out, cold-rolling

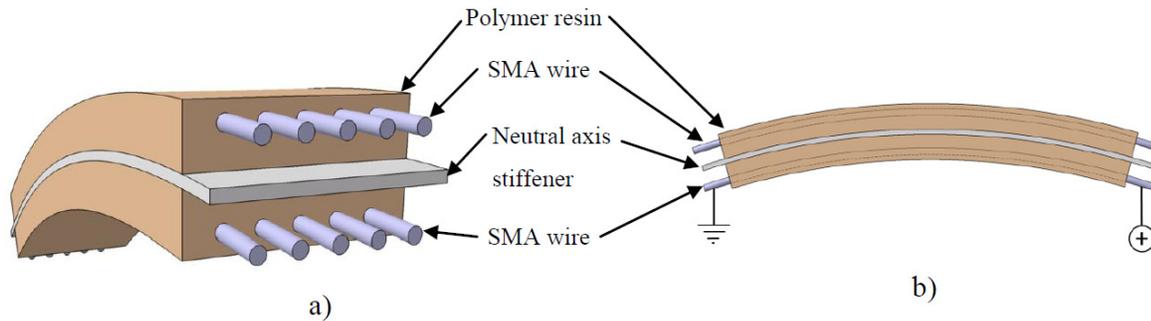
**Abstract.** morphing structures are expected to play an increasingly important role in aeronautic applications, among others. Shape memory alloys (SMA) are one of the most promising candidates to date. However, work remains to be done before these structures meet the stringent requirements of their successful integration in an aeronautic context. Research has shown that SMA/Polymer interface strength can be a limiting factor in active deformable structure performance.

In this study, the effect on the SMA/Polymer interface strength of various surface treatments, wire geometries and resin types are evaluated. SMA wire geometry is modified through a specific combination of cold rolling and post-deformation annealing, which is capable of maintaining SMA actuating properties while achieving required cross-section area reductions. The most promising thermomechanical processing is finally proposed but results show that further work is required before SMA active elements can safely be used in an active structure.

#### Introduction

The idea of in-flight modification of an airfoil profile to improve flight characteristics dates back to the 1920's [1]. However little success in integrating morphing wings in commercial and military airplanes has been achieved until now. Recently a number of active structures using SMAs have been proposed [2-5]. It was also proven that real-time airfoil shape control has the potential to improve airplane aerodynamic efficiency as illustrated recently by the CRIAQ 7.1 project [6].

One of the shortcomings of such devices is that an actuating mechanism needs to be housed outside the deformable structure occupying therefore valuable space that is normally used to store fuel and other airplane components. The need arises for an active structure that self-contains an actuating system. One such system is schematized in Fig. 1. SMA wires are embedded in a polymer resin on each side of a flexible neutral axis stiffener. The structure bends when the SMA wires on one side are heated using electrical current and therefore contract due to shape memory effect [7, 8].



**Figure 1, schematic of an integrated active deformable structure a) general 3d view and b) side view**

Debonding of the SMA wire from the polymer has been identified as a critical issue [9-11]. When the SMA wires contract due to shape memory, they are in tension, while the resin around them is in compression. Therefore a large shear stress develops at the interface. This shear stress can be large enough to debond the wire from the polymer matrix. Debonding of this interface will result in a complete loss of the structure functionality. In this work, the following design parameters are studied in respect to SMA/polymer interface debonding:

- **Surface treatment.** A number of studies investigated different surface treatment options [7, 8, 12]. The surface treatment reported to be best suited for this application is sandblasting. This assertion will be validated in the present study.
- **Resin type.** Two resin types are considered. Their performance in terms of bond strength at room temperature and at the SMA transformation temperature will be evaluated.
- **Geometry of the wire.** The diameter of the wire has been taken into account in [10] by using equations developed for single-fiber debonding tests. However its influence has not been verified experimentally. In this study, wires are gradually flattened to a ribbon shape of lesser thickness. The ability of SMA elements to resist debonding will be evaluated at each stage. However their actuating properties must be maintained regardless of the geometry. Therefore a thermomechanical processing aimed at reducing wire dimension without adversely affecting its actuating properties will be developed. Actuating properties described in [6, 13] will be used as a comparison basis.

## Methods

**Surface treatment.** The received wires are 1 mm in diameter (Ti-50.3at%Ni) with an oxide layer. They were then thermomechanically treated:  $\epsilon=0.3$  cold rolling (CR) and 400°C post-deformation annealing (PDA). Afterwards, the wires were subjected to different surface treatments. i) Acid etching was done by immersion in 100 ml of Kroll solution (1 HF : 3 HNO<sub>3</sub> : 6 H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>) for 1 minute, this removed the oxide layer completely, ii) hand sanded specimens were sanded with 120 grit aluminum oxide paper for 12 passes perpendicular to the length of the wire, iii) acid-etched specimens were subsequently sanded and iv) sandblasted specimens were blasted until the oxide layer was completely removed. All specimens were later cleaned with acetone and embedded on 12.7 mm length deep in Huntsman 8604 epoxy resin.

The most widely used method to measure the strength of the SMA/polymer bond is the single fiber pull-out test. In this test, a tensile force is applied to the wire until it is pulled out of the matrix and the maximum tensile force during pull-out is recorded. Three wires for each surface treatment were tested using apparatus described in the ASTM D2229 standard [14].

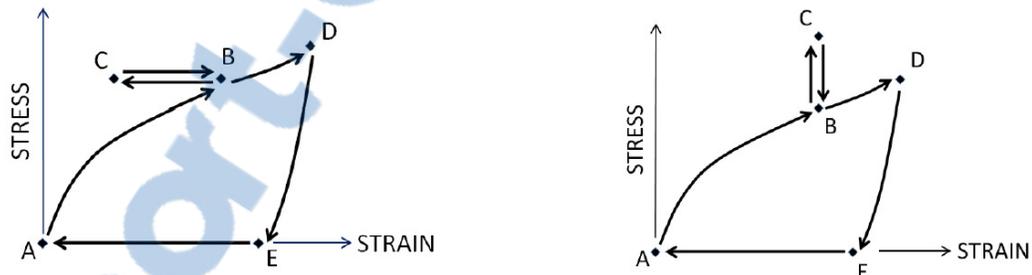
Pull-out tests are then conducted in order to evaluate the influence of these geometry modifications on interface strength. Three wires for each thickness reduction are tested (see Table 1).

**Table 1, thickness steps for procedures #1, #2 and #3**

Cumulative deformation (mm/mm)	0	0,3	0,6	0,9	1,2	1,5
Thickness or diameter (mm)	1	0,74	0,55	0,41	0,31	0,22

**Actuating properties.** Before using these modified wires in a morphing structure, we had to ensure that their actuating properties had not been adversely affected by severe plastic deformation stemming from cold rolling. A characterization of their actuating properties was undertaken. One specimen for each cold rolling procedure was also loaded onto a MTS-858 tensile testing machine. Loading conditions were set to generate constant-stress strain recovery (Fig. 4 a) and constant strain stress generation (Fig. 4b) at six different stress and strain levels to cover the most part of the actuation spectrum.

- (A→B) Specimens are loaded to a specific stress or strain level.
- (B→C→B) At each loading condition, three thermal cycles from 30 to 110°C are generated using electric current heating.
- (B→D) Advance to the next stress or strain level.
- (D→E) After having completed thermal cycling at every level, the specimen is unloaded to a force of 5 N and maintained actively at this force.
- (E→A) A thermal cycle is applied to return the specimen to the reference state.



**Figure 2, schematization of typical loading paths for a single level of a) constant-stress and b) constant strain**

Automation of the process was achieved by connecting a thermocouple to the specimen and sending this signal to the load frame controller. The controller then adjusted the DC current via an analog output. The displacements and forces were recorded at 0.5 s intervals throughout the test. Going through all six stress and strain levels with three thermal cycles at each level constitutes a single characterization loading cycle. This loading cycle was repeated 18 times. This number was determined to be sufficient for both measures of recoverable strain and generated stress to remain within 5% of each other between two characterization cycles.

## Results

Although during pull-out testing, the maximum force is recorded, results are reported in terms of pull-out stress, which is defined by the force divided by the specimen cross-section area. Pull-out tests conducted to test surface preparation and temperature influence are reported in Fig. 3

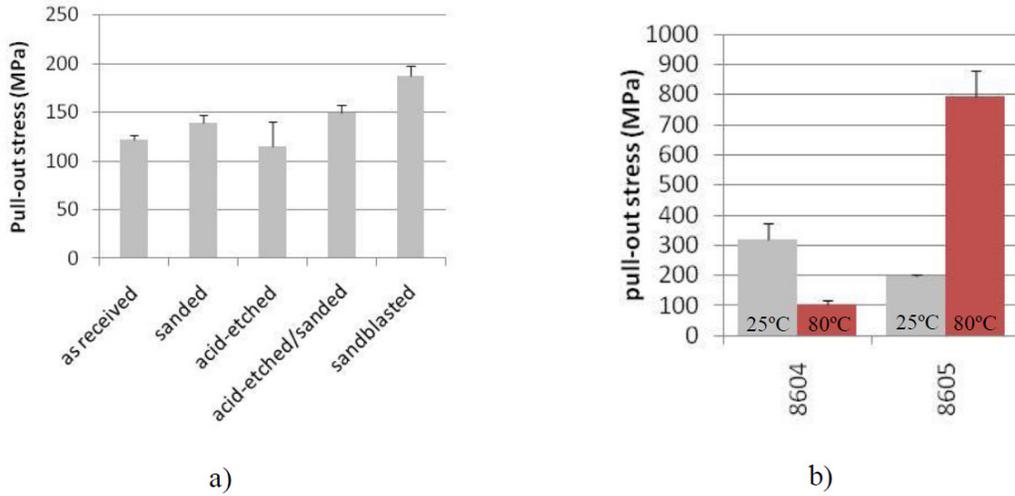


Figure 3, pull-out test results for a) surface preparation techniques and b) resin types and temperatures

Fig. 4 shows a typical last (18<sup>TH</sup>) characterization cycle obtained during testing of the actuating properties. The visible hysteresis on the constant-stress cycles comes from the PID of the controller being too slow to account for the change in the specimen length upon heating.

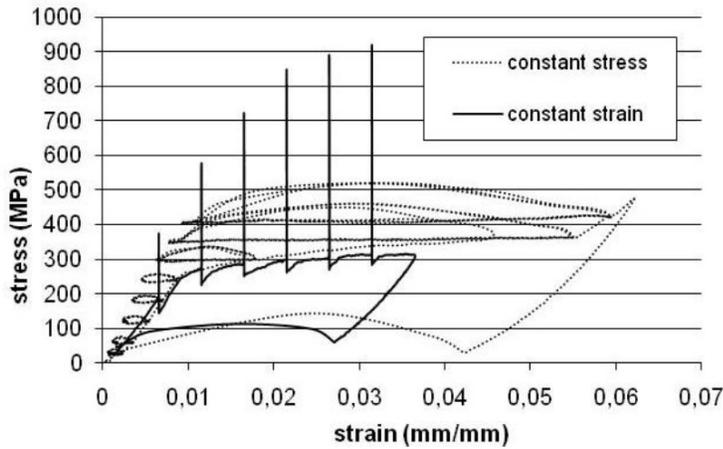


Figure 4, typical single actuation characterization cycle

Actuating properties are evaluated in terms of maximum generated stress at a given strain level, and of strain recovery amplitude at a given stress level. Resulting properties from all the stress-strain data collected during the test are illustrated on Fig. 5 a) and b).

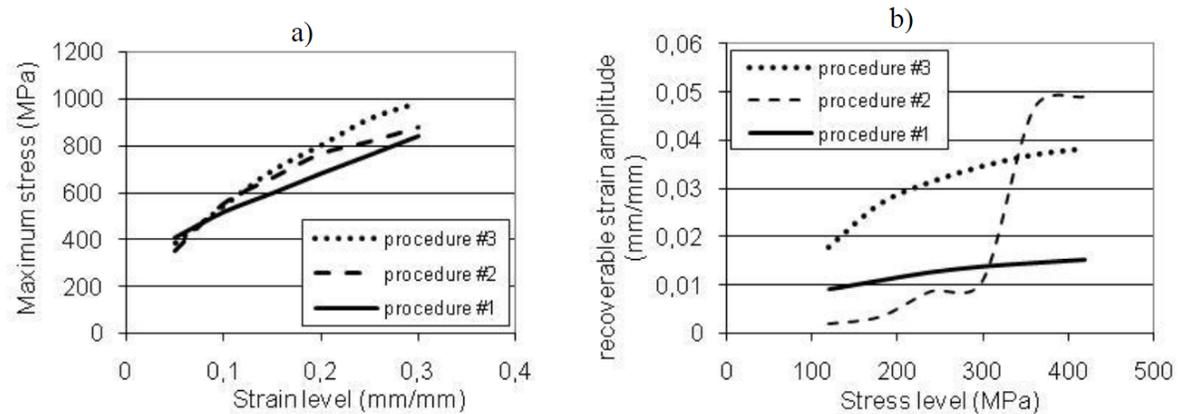


Figure 5, actuating properties in a) constant strain and b) constant stress testing modes

Finally, the pull-out test results obtained with specimens of different cross-section are shown on Fig. 6.

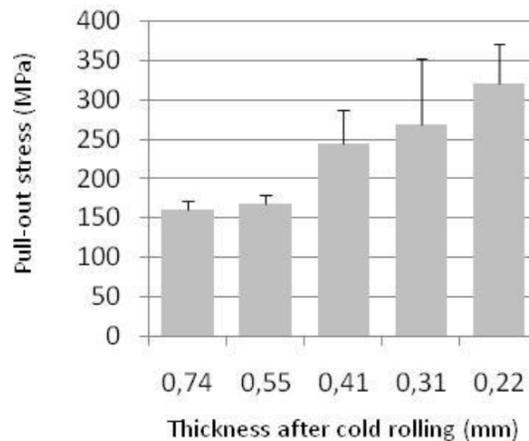


Figure 6, pull-out stress for different thicknesses

## Discussion

**Surface treatment.** The trends on Fig. 3 a) are in general agreement with other studies [10].

**Resin selection.** Data illustrated on Fig. 3 b) show that the 8604 outperforms the 8605 at 25°C, possibly because of the brittle nature of the latter at low temperature. However it is clear that the 8604 can no longer sustain a useful load past its  $T_g$  temperature, while the 8605 benefits from the increase in temperature, possibly due to its higher toughness at such temperatures. Considering that debonding occurs when the wire is heated during actuation, the high temperature properties hold greater importance and would make the 8605 a better choice for use in a morphing structure.

**Geometry modification.** Considering that the objective was to find a way to reduce the thickness of the SMA wire without adversely affecting its actuating properties, the data on Fig. 5 a) and b) shows that procedure #3 seems to be the best compromise. This procedure preserves or improves actuating properties compared to procedure #1, considered as a benchmark in actuation performance.

As expected, Fig. 6 shows that the pull-out stress increases with the number of cold rolling passes but fail to reach the maximum recorded value of 980 MPa that can be generated during shape memory effect as illustrated in Fig. 5 a).

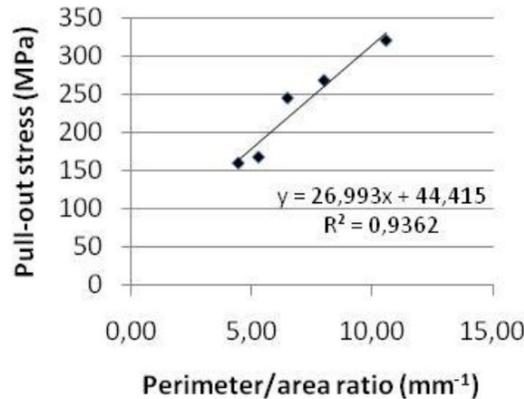


Figure 7, linear regression on pull-out data

Following the Fig. 8 trend, the wire would have to be reduced to a thickness of 0.009 mm in order to prevent debonding. This is a conservative estimate for two reasons. First, the value of generated stress in a morphing structure will not be as high because the structure is compliant while the condition in the stress generation test was fixed strain. Also, the situation differs somewhat between a pull-out test and actuation in a morphing structure, the stress field around the point of entry of the wire in the resin is different, and this situation favors the pull-in rather than pull-out according to [12].

### Conclusion

The objective of this study was to validate some design and resin choices as well as SMA active elements surface preparation, and investigate the effect of wire geometry on interface strength in order to prevent debonding in the context of a morphing structure. It was found that sandblasting surface treatment offered the best relative performance and that the Huntsman 8605 resin promised superior bond strength at higher temperatures compared to its 8604 counterpart. This makes the former better suited to prevent debonding at the SMA's transformation temperatures. It was also determined that wire in the form of a thin ribbon offered increased pull-out stresses. Therefore it is reasonable to think that debonding in a morphing structure would be avoided if the SMA wires are reduced to a thickness of 0.009 mm.

Work is in process to test the debonding threshold with wires contracting due to shape memory effect rather than being pulled out by an external force. It will also be attempted to cold roll the wire down to the thickness that would prevent debonding.

### References

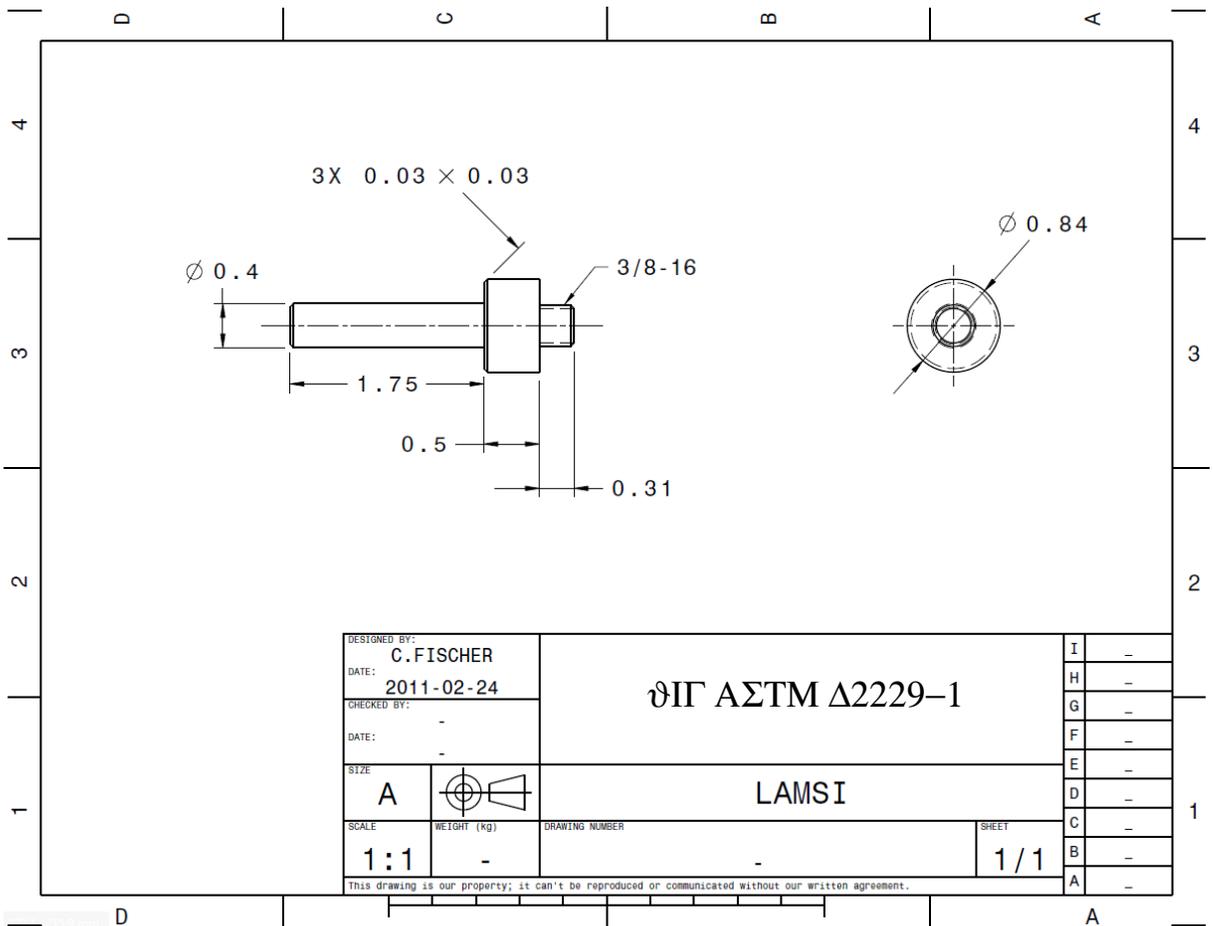
- [1] H.F. Parker: NACA Report, Vol. 77, (1920). p. 41.
- [2] S. Barbarino, et al.: Journal of Intelligent Material Systems and Structures, Vol. 20, (2009). p. 283-96.
- [3] G.S. Bushnell, D. Arbogast, and R. Ruggeri: *Shape control of a morphing structure (rotor blade) using a shape memory alloy actuator system* (SPIE - The International Society for Optical Engineering 2008).
- [4] A.K. Kancharla and D. Roy Mahapatra: *Aerodynamic pressure variation over SMA wire integrated morphing aerofoil* (American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc. 2008).
- [5] G. Pritschow, W. Wadehn, and G. Kehl: *Shape adaptation of fixed wing aircraft by shape memory alloys* (MESSE BREMEN GMBH 2000).

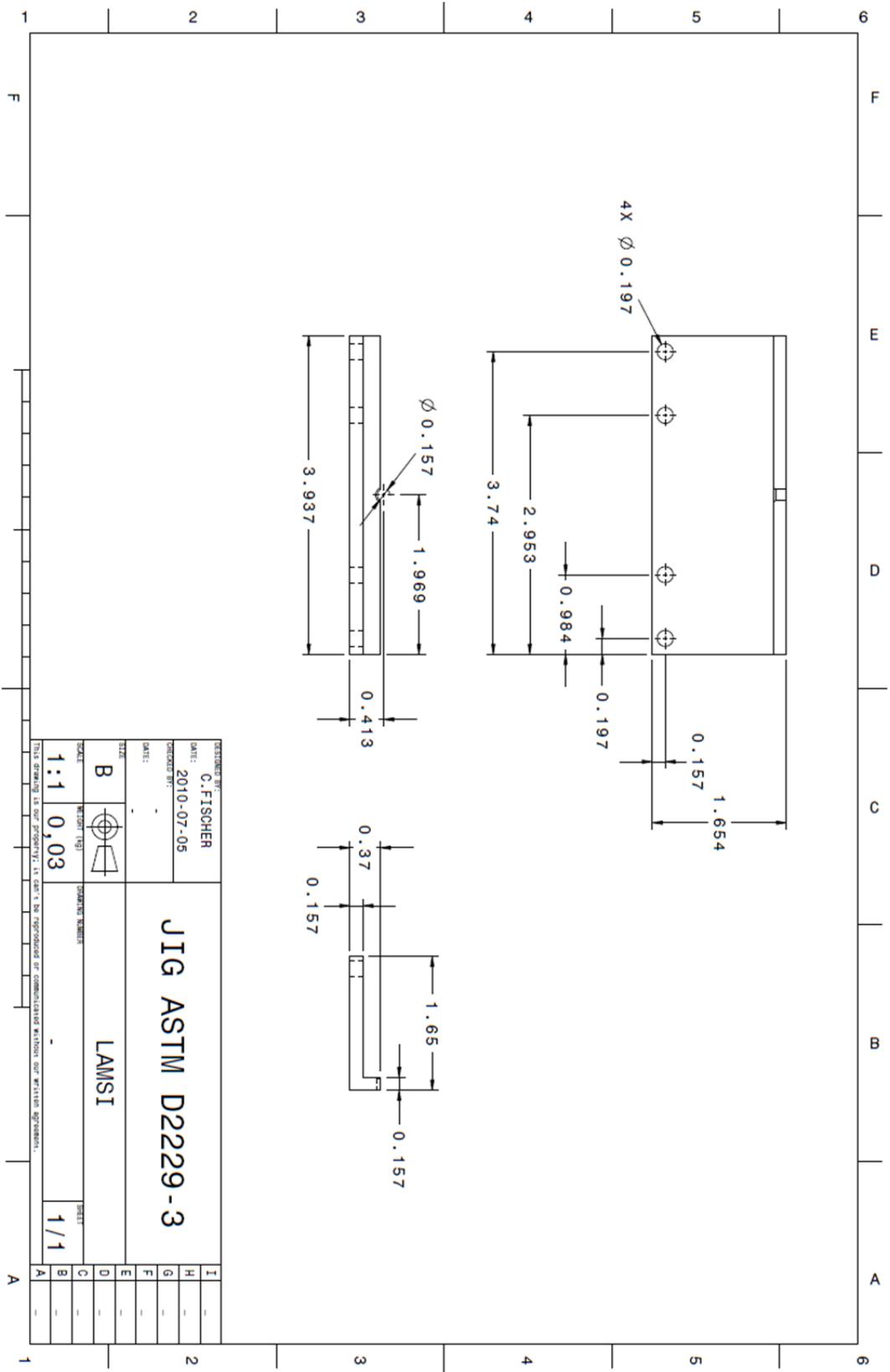
- [6] D. Coutu, V. Brailovski, and P. Terriault: *Journal of Aircraft*, Vol. 46, (2009). p. 730-1.
- [7] H.A. Bruck, C.L. Moore, III, and T.M. Valentine: *Proceedings of the Society for Experimental Mechanics, Inc*, Vol. 51, (2004). p. 62-70.
- [8] P. Bettini, et al.: *Journal of materials engineering and performance*, Vol. 18, (2009). p. 664-671.
- [9] H.A. Bruck, C.L. Moore, and T.L. Valentine: *Smart Materials and Structures*, Vol. 11, (2002). p. 509-18.
- [10] K. Jonnalagadda, G.E. Kline, and N.R. Sottos: *Exp. Mechanics*, Vol. 37, (1997). p. 78-86.
- [11] C.L. Moore and H.A. Bruck: *Smart Materials and Structures*, Vol. 11, (2002). p. 130-139.
- [12] P. Chi-kin, L. Kin-tak, and Z. Li-min: *Composites Part B*, Vol. 36B, (2005). p. 25-31.
- [13] T. Georges, et al.: *Journal of Mechanical Design, Transactions of the ASME*, Vol. 131, (2009). p. 0910061-0910069.
- [14] ASTM D2229-10, Standard test method for adhesion between steel tire cords and rubber, 2010

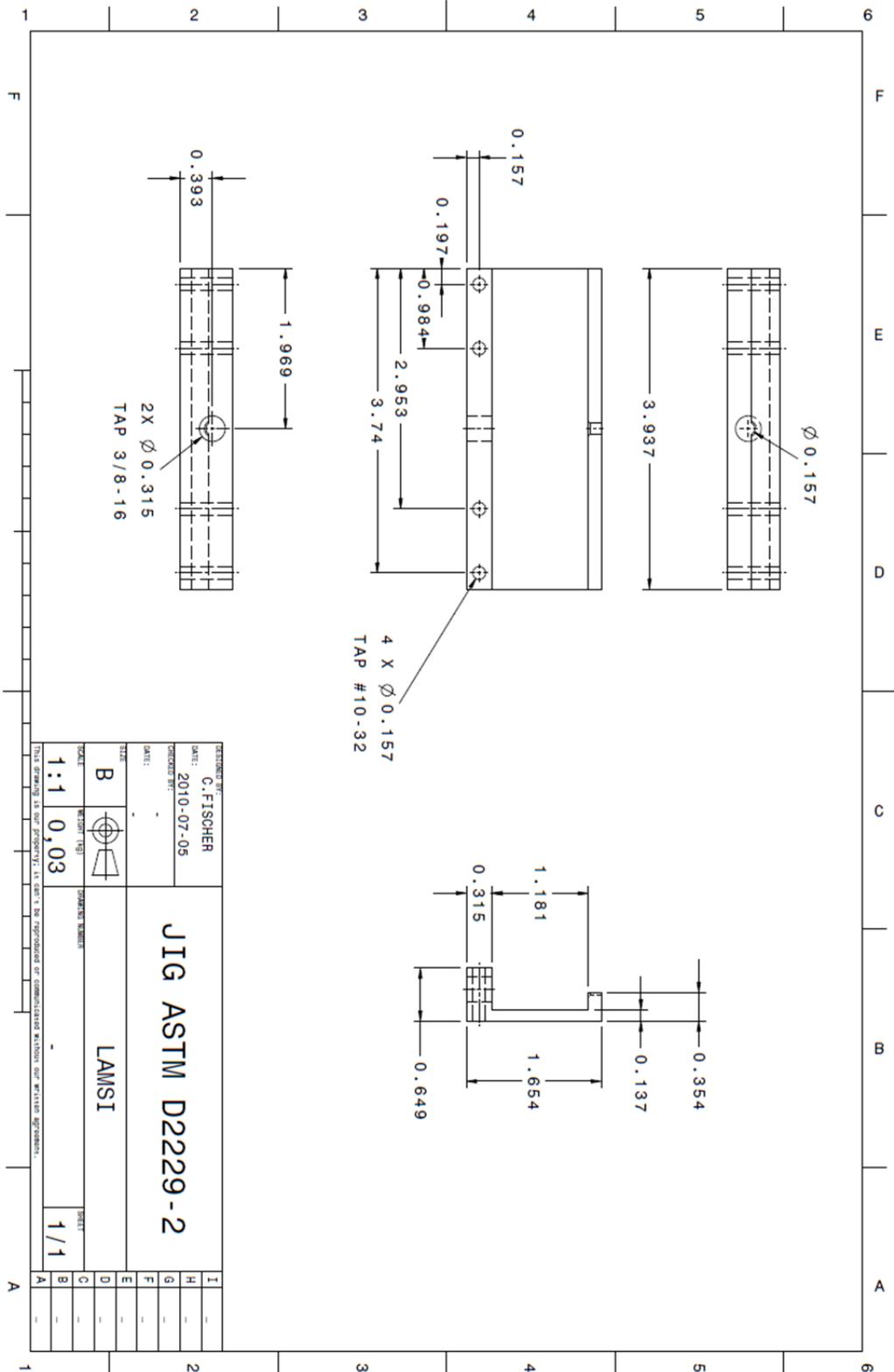


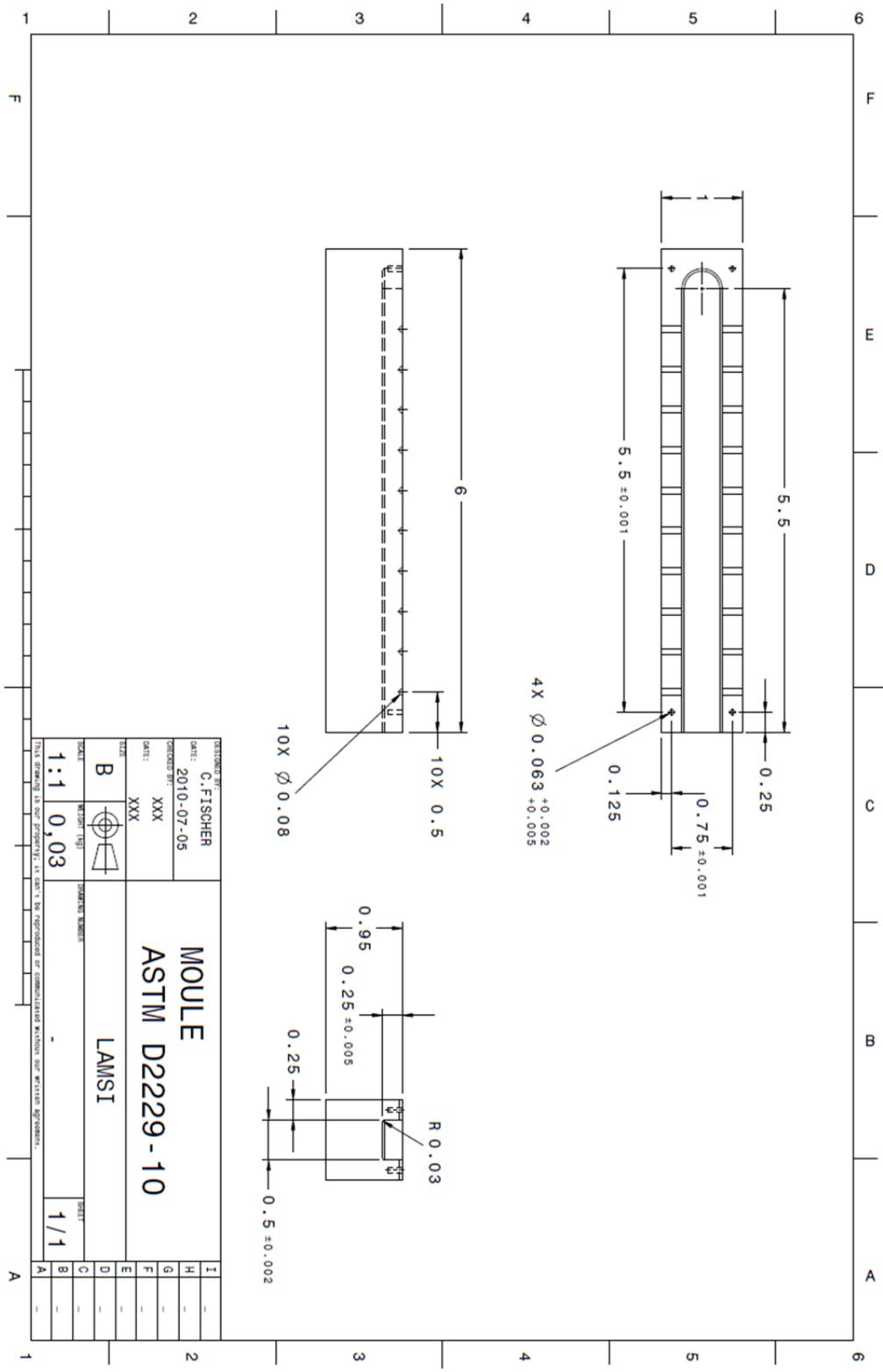
## ANNEXE II

### DESSINS TECHNIQUES DU MATÉRIEL EXPÉRIMENTAL FABRIQUÉ POUR LES TESTS D'ARRACHEMENT









## ANNEXE III

### FICHE TECHNIQUE DES RÉSINES ÉPOXY POUR INFUSION DE MARQUE HUNTSMAN

To obtain more detailed data about these products, please use our product finder tool by visiting the website [www.huntsman.com](http://www.huntsman.com) and download the Technical Data Sheets which are of interest or contact us at [advanced\\_materials@huntsman.com](mailto:advanced_materials@huntsman.com)

#### Infusion systems

Product Designation	Colour	Mix Ratio (pbw)	Mix. Viscosity at 23°C (mPas)	Gel Time* ASTM D-2471 (min)	Hardness Shore D	Ult. Flexural Strength ASTM D-790 (MPa)	Flexural Modulus ASTM D-790 (GPa)	Ult. Tensile Strength ASTM D-638 (MPa)	Elong. ASTM D-638 (%)	Glass Transition Temp E' - DMA ASTM D-4065 (°C)
RenInfusion® 8601 / Ren® 8601	Transp.	100:25	175	132	82	55.2	1.7	37.9	30.0	66****
RenInfusion® 8601 / Ren® 8602	Transp.	100:25	175	70	82	75.9	2.2	54.5	6.0	73****
RenInfusion® 8603 / Ren® 8603	Semi-opaque Off-white	100:15	240	78	82	97.9	2.7	58.6	2.6	74
RenInfusion® 8604 / Ren® 8604	Transp.	100:15	370	120	81	78.6	2.8	52.4	2.0	73
RenInfusion® 8605 / Ren® 8605	Transp.	100:35	700	480 580***	89	84.1	2.6	47.6	2.5	153
RenInfusion® 8606 / Ren® 8606	Transp.	100:35	1 800	670***	87	103.4	2.7	64.1	3.9	173
RenInfusion® 8610 (One component)	Transp.	N/A	10 000	N/A	89	86.9	2.9	34.5	2.0	155****
RenInfusion® 8612 (One component)	Transp.	N/A	5 000	N/A	88	97.2	2.9	66.2	5.0	95
RenInfusion® 8615 / Ren® 8615	Transp.	100:50	550	20 hrs***	87	69.0	2.9	-	-	217

Tests were conducted on neat systems. See Technical Data Sheet for recommended cure schedule.

\* 400 cm<sup>2</sup> • \*\* 25°C • \*\*\* 120 cm<sup>2</sup> • \*\*\*\* E' peak



## ANNEXE IV

### CALCULS RELATIFS AUX ÉLÉMENTS DE TRANSMISSION DE PUISSANCE

La résistance du système est calculée de manière à ce que tous les éléments résistent au couple maximal du moteur. Celui-ci varie toutefois avec la vitesse de rotation, comme en témoigne la Figure A IV-1. Deux scénarios ont donc été étudiés, un premier pour lequel le couple est presque maximal à 2.5 oz·po et la vitesse de rotation de 12.5 rps. Ce scénario vise à vérifier la résistance pour le couple maximal du moteur. Le deuxième scénario utilise un couple de 1.65 oz·po et une vitesse de 50 rps. On s'assure alors que la vitesse de rotation n'introduit pas des effets néfastes comme de l'usure excessive par exemple.

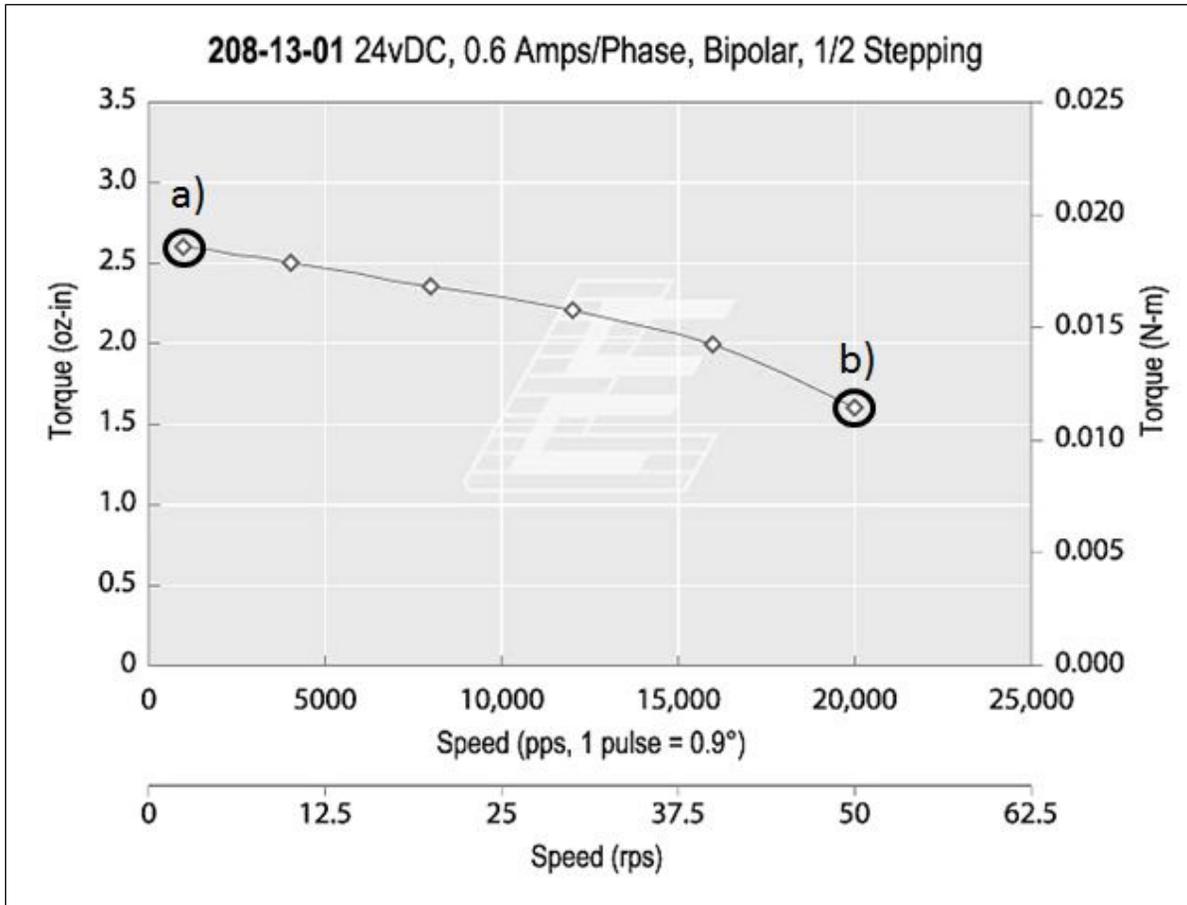


Figure A IV-1 Courbe de couple du moteur en fonction de la vitesse, a) cas de couple maximal et b) cas de vitesse maximale, tiré de (Lin Engineering, 2011)

Des scénarios seront également évalués pour les trois combinaisons de trains d'engrenages à vis sans fin. Les résultats présentés dans le corps du travail représentent le cas de chargement le plus sévère au niveau du facteur de sécurité, soit le couple maximal du moteur.

### Résistance de la chaîne

La tension dans la chaîne est la somme de deux composantes, la puissance transmise et la force centrifuge. La tension due à la puissance transmise est calculée en multipliant le couple du moteur par le rayon primitif du pignon. On obtient celle due à la force centrifuge en multipliant la masse linéique par la vitesse de la chaîne au carré.

Avec le couple maximal du moteur de 0.156 lbf·po et une vitesse de 0.47 m/s on obtient une tension de 0.69 lbf. Avec la vitesse maximale de 3000 RPM, le couple du moteur est de 0.106 lbf·po et la vitesse de 1.87 m/s. Cela donne une tension dans la chaîne de 0.94 lbf. Le cas de vitesse de rotation maximale est donc le cas le plus critique pour la conception de la chaîne

Les contraintes dimensionnelles ont imposé le choix d'une chaîne ne faisant pas partie du standard ANSI B29.1. La plus petite chaîne de ce standard a un pas de 0.25 po et le plus petit engrenage disponible a un diamètre primitif de 0.84 po, ce qui trop gros pour réaliser une conception qui respecte les exigences de conception. Une chaîne d'un pas de 0.1475 po est disponible chez plusieurs fournisseurs de composants mécaniques, dont SDP/SI. Des pignons d'un diamètre aussi petit que 0.340 po sont disponibles, ce qui est suffisamment compact pour respecter les contraintes de conception. La charge maximale de cette chaîne est de 175 lbf, ce qui donne un facteur de sécurité de 185.3. Ce facteur est très élevé, il n'a cependant pas été possible de trouver de chaîne plus petite.

### **Analyse des forces du train d'engrenages**

L'analyse des forces du train d'engrenage est basée sur la méthode décrite par (Budynas et Nisbett, 2010). Le point de départ du calcul la somme des moments autour de l'arbre de synchronisation.

$$\sum M_{z/arbre} = F_{tot} \cdot \frac{D_r}{2} + W_x \cdot \frac{D_w}{2} + W_x \cdot \frac{D_w}{2} \quad (\text{A IV-1})$$

$F_{tot}$  : Force totale dans la chaîne (lbf)

$D_r$  : Diamètre primitif de la roue dentée (po)

$W_x$  : Composante radiale de la force de contact de l'engrenage sur la vis sans fin (lbf)

$D_w$  : Diamètre primitif de la vis sans fin (po)

Sachant que la somme des moments est nulle à l'équilibre, on peut déduire  $W_x$ . La force tangentielle est maximale pour le cas de couple maximal du moteur avec un résultat de -0.473 lbf. La Figure A IV-2 montre l'orientation du système d'axe utilisé pour décomposer la force de contact  $W$ . Le point de contact entre les deux engrenages se situe à l'origine du système d'axe.

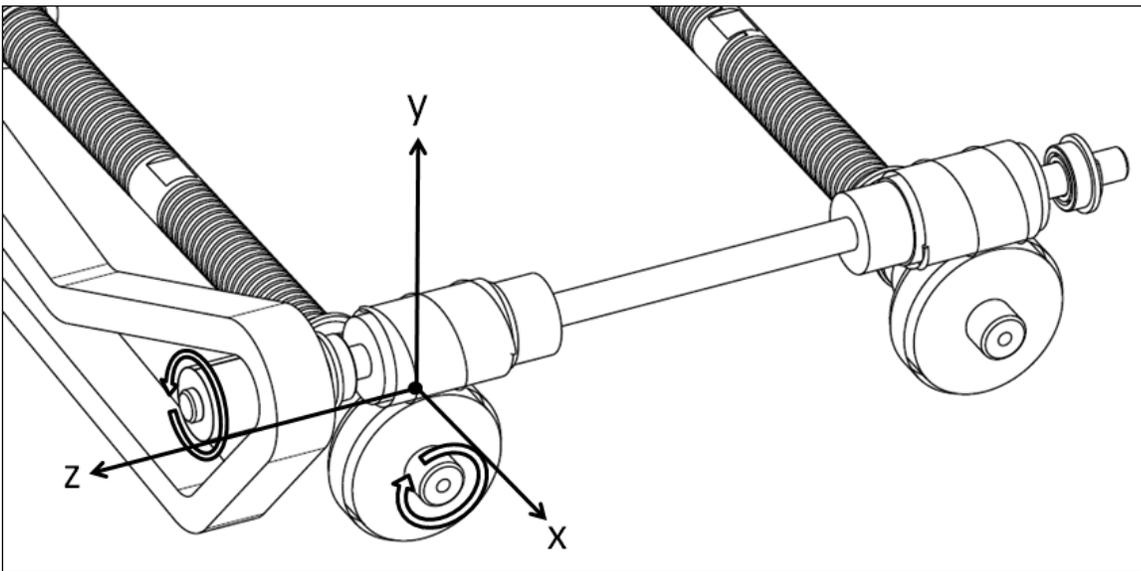


Figure A IV-2 Orientation dans l'espace des composantes de la force de contact du train d'engrenages

Les équations (A IV-2) à (A IV-3) permettent alors de déduire la force de contact totale et ses composantes

$$W_x = W(\cos \phi \cdot \sin \lambda + f \cdot \cos \lambda) \quad (\text{A IV-2})$$

$$W_y = W \cdot \sin \phi \quad (\text{A IV-3})$$

$$W_z = W(\cos \phi \cdot \cos \lambda + f \cdot \sin \lambda) \quad (\text{A IV-4})$$

$W$  : Force de contact entre la vis sans fin et l'engrenage. Les indices indiquent les composantes selon les axes  $x$ ,  $y$  et  $z$ . (lbf)

$\varphi$  : angle de pression (degrés)

$\lambda$  : Angle d'hélice (degrés)

$f$  : coefficient de friction

Le coefficient de friction est fonction de la vitesse de glissement d'après la Figure 16-23 de (Juvinal et Marshek, 2011). Le cas de vitesse maximale, avec une vitesse de glissement de 267 pi/min, entraîne un coefficient de friction entre les engrenages de 0,04, tandis que le cas de couple maximal, avec une vitesse de glissement de 65 pi/min entraîne un coefficient de 0.06. La vitesse de glissement est très peu affectée par le nombre d'entrées de la vis sans fin, avec une variation de 3% entre les configurations à une et quatre entrées, on considère donc  $f$  comme constant pour le nombre d'entrées.

Il est par contre probable que le coefficient soit plus élevé, compte tenu du fait que tolérances de fabrication et d'assemblage sont élevées par rapport aux faibles dimensions du système. Le Tableau A IV-1 montre la force de contact entre les engrenages selon le nombre d'entrées ( $N_w$ ) pour un coefficient de friction de  $f=0.1$ . Le Tableau A IV-2 montre la force de contact pour  $f=0.06$ .

Tableau A IV-1 Force de contact pour  $f=0.1$  (N)

	$N_w=1$	$N_w=2$	$N_w=4$
Vitesse de glissement (pi/min)	64,9	64,8	66,8
Force totale de contact (lbf)	2,94	2,14	1,415
Composante $x$ (lbf)	-0,47	-0,47	-0,47
Composante $y$ (lbf)	0,74	0,54	0,35
Composante $z$ (lbf)	-2,82	-2,03	-1,29

Tableau A IV-2 Force de contact pour  $f=0.06$  (N)

	Nw=1	Nw=2	Nw=4
Vitesse de glissement (pi/min)	64,9	64,8	66,8
Force totale de contact (lbf)	4,68	2,94	1,71
Composante x (lbf)	-0,47	-0,47	-0,47
Composante y (lbf)	1,17	0,74	0,43
Composante z (lbf)	-4,51	-2,81	-1,59

On remarque que la composante z, qui est responsable du couple transféré à la vis à bille est affectée de manière importante par le coefficient de friction. Les calculs des sections portant sur la résistance des engrenages et sur la capacité des vis à billes permettront d'évaluer l'impact sur les performances de la machine.

### Résistance des engrenages

Les calculs sont basés sur la méthode proposée par (Juvinal et Marshek, 2011). Selon cette méthode, une charge dynamique est comparée à une résistance en flexion et en fatigue. La charge dynamique calculée selon les formules suivantes :

$$F_d = W_z \cdot \frac{1200 + V_g}{1200} \quad (\text{A IV-4})$$

$$F_s = S_n \cdot b \cdot P_t \cdot y \quad (\text{A IV-5})$$

$$F_w = d_g \cdot b \cdot K_w \quad (\text{A IV-6})$$

$F_d$  : Charge dynamique (lbf)

$W_z$  : Force tangentielle sur l'engrenage (lbf)

$V_g$  : Vitesse tangentielle (pi/min)

$F_s$  : Résistance en flexion (lbf)

$S_n$  : Résistance en fatigue du bronze (psi)

$b$  : Largeur de la face de l'engrenage (po)

$P_t$  : Pas circulaire (po)

$y$  : Facteur de forme de Lewis

$F_w$  : résistance en fatigue (lbf)

$d_g$  : Diamètre primitif de l'engrenage (po)

$K_w$  : Facteur d'usure de surface

Les auteurs stipulent qu'une résistance en fatigue du bronze de 24 KSI est suffisamment près de la réalité dans la plupart des cas pour du bronze SAE 65. La charge permise en flexion est de 29.5 et la charge permise en usure est de 17.6. Avec le pire cas de chargement, c'est-à-dire  $f=0.06$  et  $N_w=1$ , la charge dynamique est de 3.8, ce qui donne des facteurs de sécurité de 7.8 en flexion et 4.7 en usure. Donc, peu importe le choix du train d'engrenages ou l'hypothèse sur le coefficient de friction, les engrenages résisteront au chargement imposé avec un facteur de sécurité minimal de 4.7.

La force de glissement d'une vis de pression #4 est de 160 lbf selon (Budynas et Nisbett, 2010). Considérant l'alésage de 0.3125 po de la vis à bille, on obtient un couple maximal de 25 lbf·po avant le glissement de la vis de pression, ce qui donne un facteur de sécurité de 29.4.

### **Capacité des vis à billes**

On distingue l'efficacité positive et inverse des vis à billes, l'efficacité positive étant le transfert d'un couple en force linéaire et l'efficacité inverse étant la conversion d'une force linéaire en couple. Dans le cas présent, on transfère le couple de l'engrenage en force linéaire sur l'échantillon. La force générée par la vis à billes est déterminée par l'équation (A IV-7).

$$F_a = \frac{2\pi \cdot \eta_1 \cdot T}{l} \quad (\text{A IV-7})$$

$F_a$  : Force générée par la vis

$T$  : Couple appliqué sur la vis

$\eta_1$  : Efficacité de conversion positive

$l$  : pas de la vis

Le facteur d'efficacité est déterminé à l'aide de la Figure A IV-3. Le coefficient  $\mu$  utilisé est de 0.003, car aucune friction ne vient s'ajouter à celle des vis. L'angle d'hélice est de  $2.56^\circ$ , ce qui résulte en une efficacité de 93%.

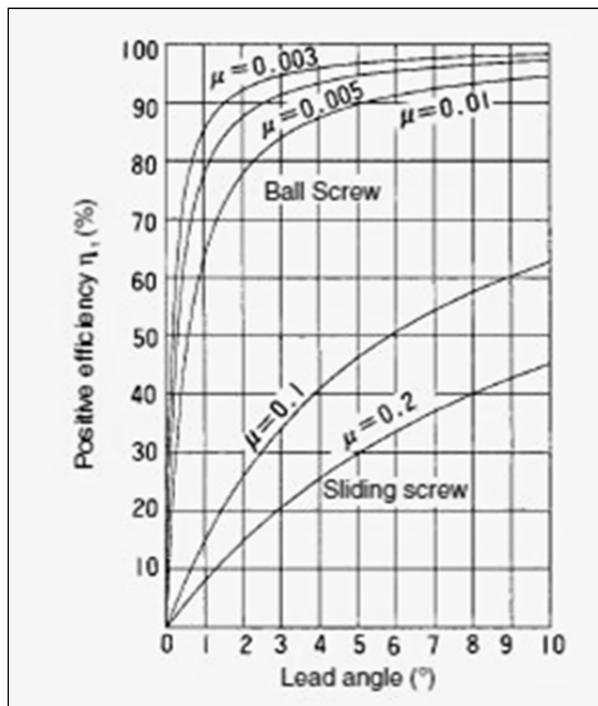


Figure A IV-3 Efficacité d'une vis à billes, tiré de (THK inc.)

On remarque en analysant la Figure A IV-2 que la composante responsable du couple dans la vis à billes est  $W_z$ . En tenant compte de la friction et du couple généré indiqué aux Tableaux 6.1 et 6.2, la force maximale transmise à l'échantillon est donnée au Tableau A IV-3. La force générée par les vis a été multipliée par 2 pour tenir compte du fait que les forces des deux vis s'additionnent.

Tableau A IV-3 Force générée dans l'échantillon (N)

f=0.1			f=0.06		
Nw=1	Nw=2	Nw=4	Nw=1	Nw=2	Nw=4
1191	858	546	1589	1052	625

Considérant que le système de mesure de la force est conçu pour mesurer une force maximale de 1000 N sur l'échantillon, deux entrées seraient peut-être suffisantes pour atteindre cette force. Si la vitesse de déformation de l'échantillon doit être augmentée, le train d'engrenages à quatre entrées peut être installé.

Il est important de noter que le système de mesure de la force serait endommagé avant les vis à billes, il faut donc porter une attention particulière lors de l'opération pour ne pas excéder la force admissible sur les barres de flexion.

#### **Calcul des forces sur les roulements**

Deux diagrammes des corps libérés (DCL) ont été réalisés pour déterminer les forces agissant sur les roulements. La Figure A IV-4 montre le premier DCL qui porte sur l'arbre de synchronisation. Toutes les composantes de vecteur sont orientées dans le sens positif de leur axe respectif. Le signe de la force déterminé dans les calculs détermine l'orientation réelle du vecteur. On considère que seul le brin menant de la chaîne est sous tension et que les deux trains d'engrenages génèrent les mêmes réactions.

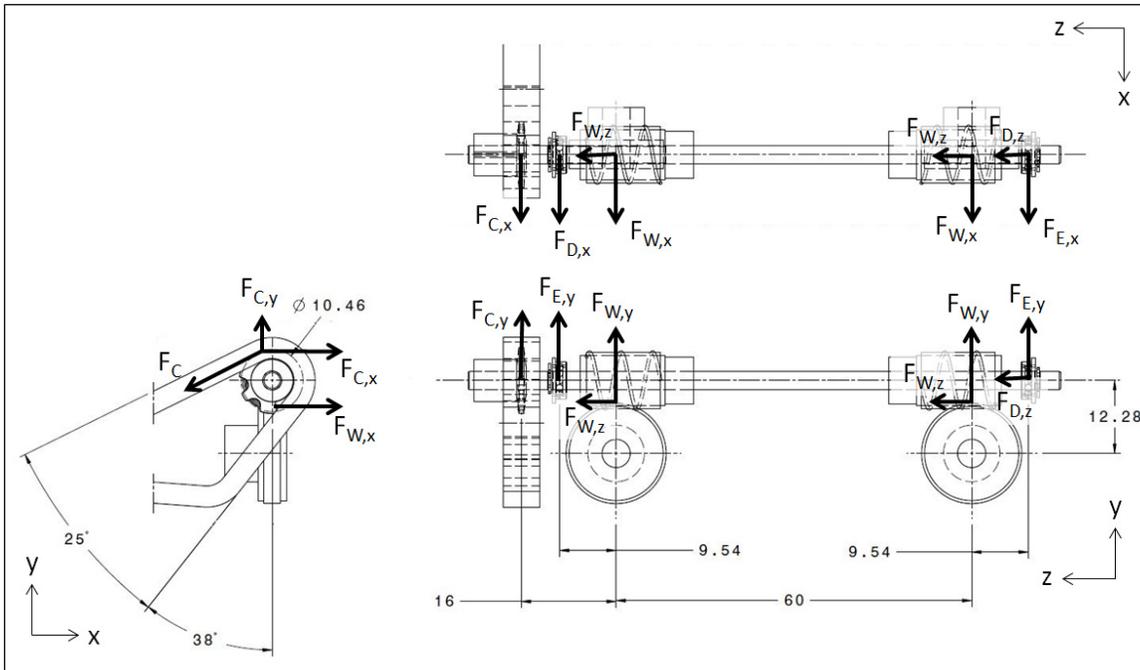


Figure A IV-4 DCL de l'arbre de synchronisation

Le DCL est résolu à l'aide des six équations d'équilibre dans l'espace selon les calculs à la fin de l'Annexe IV. À noter que l'effet du moment en x dû à la distance entre  $F_{d,z}$  et  $F_{W,z}$  a été négligé dans les calculs.

Tableau A IV-4 Sommaire des forces agissant sur l'arbre de synchronisation

Force tangentielle sur la vis en x	$F_{Wx}$	-2,10 N
Force sur la vis en y	$F_{Wy}$	2,91 N
Force sur la vis en z	$F_{Wz}$	-11,11 N
Force dans la chaîne en x	$F_{c,x}$	-2,76 N
Force dans la chaîne en y	$F_{c,y}$	-1,40 N
Force sur le roulement D en x	$F_{d,x}$	5,09 N
Force sur le roulement D en y	$F_{d,y}$	-1,39 N
Force sur le roulement D en z	$F_{d,z}$	0,00 N
Force sur le roulement E en x	$F_{e,x}$	1,88 N
Force sur le roulement E en y	$F_{e,y}$	-3,03 N
Force sur le roulement E en z	$F_{e,z}$	22,22 N

Le deuxième DCL porte sur les vis à billes. On pose l'hypothèse qu'un seul des roulements au point B porte toute la charge. Cette hypothèse évite d'avoir à résoudre un système hyperstatique. Elle donne un résultat conservateur car une partie de la charge sera répartie sur un autre roulement.

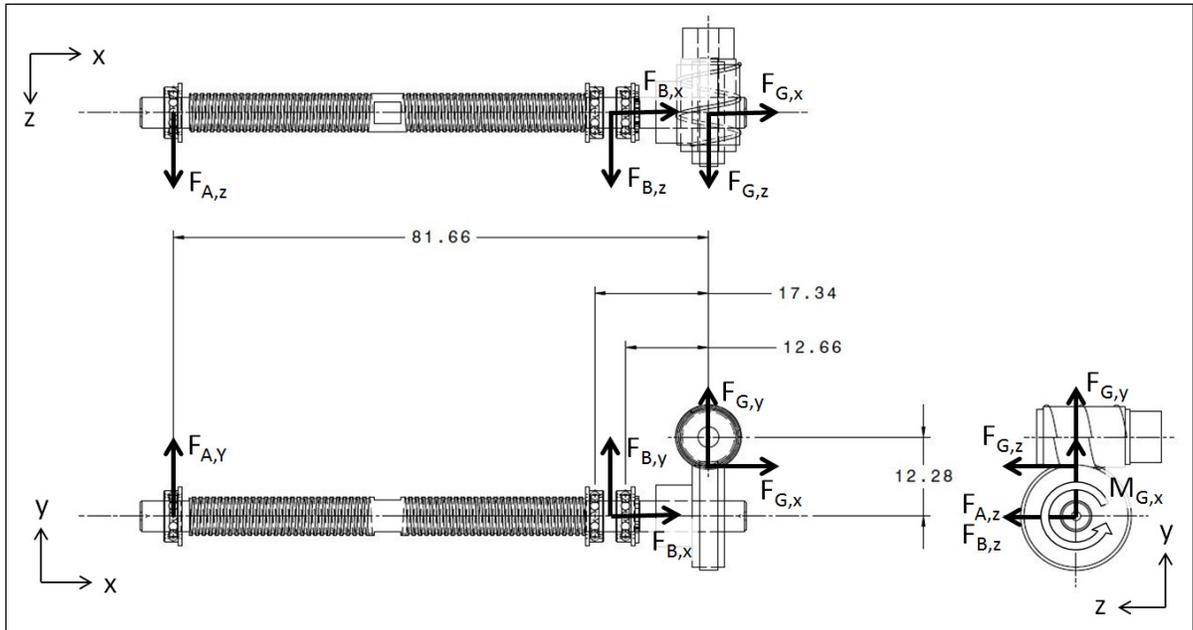


Figure A IV-5 DCL d'une vis à bille

Le Tableau A IV-5 montre les forces agissant sur les vis à billes, calculées avec les équations d'équilibre dans l'espace.

Tableau A IV-5 Sommaire des forces agissant sur les vis à billes

Force sur le point de contact de l'engrenage en x	$G_x$	2,10 N
Force sur le point de contact de l'engrenage en y	$G_y$	-2,91 N
Force sur le point de contact de l'engrenage en z	$G_z$	11,11 N
Force sur le roulement B en x	$F_{b,x}$	-2,10 N
Force sur le roulement B en y	$F_{b,y}$	3,57 N
Force sur le roulement B en z	$F_{b,z}$	-13,61 N
Force sur le roulement A en x	$F_{a,x}$	0,00 N
Force sur le roulement A en y	$F_{a,y}$	-0,65 N
Force sur le roulement A en z	$F_{a,z}$	2,50 N

### Calculs de résistance des roulements

Les calculs sont basés sur le guide de conception publié par la compagnie Myonic. Un chargement équivalent statique et dynamique est calculé selon les équations suivantes :

$$P = X \cdot F_r + Y \cdot F_a \quad (\text{A IV-8})$$

$$L_{10} = \left( \frac{C}{P} \right)^3 \quad (\text{A IV-9})$$

$$P_o = X_o \cdot F_r + Y_o \cdot F_a \quad (\text{A IV-10})$$

$$C_o = P_o \cdot s_o \quad (\text{A IV-11})$$

P : Chargement dynamique équivalent (N)

X : Facteur radial dynamique

Fr : Charge radiale (N)

Y : Facteur axial dynamique

Fa : Charge axiale (N)

L<sub>10</sub> : Durée de vie (en millions de révolutions)

- $C$  : Capacité dynamique du roulement (N)  
 $P_o$  : Chargement statique équivalent (N)  
 $X_o$  : Facteur radial statique  
 $Y_o$  : Facteur axial statique  
 $C_o$  : Chargement statique équivalent modifié (N)  
 $s_o$  : Facteur de chargement statique

Les facteurs  $X$ ,  $Y$ ,  $X_o$  et  $Y_o$  ont été sélectionnés selon le guide du fabricant pour des roulements ayant un angle de contact de  $20^\circ$  (Myonic Inc., 2012). Les valeurs utilisées sont de 0.43, 1.14, 1 et 0 respectivement. Un facteur  $s_o$  de 1.2 a été sélectionné pour une utilisation normale avec un minimum de vibrations.

La résistance en condition dynamique est exprimée sous forme de durée de vie en millions de cycles, tandis que la résistance en condition statique est exprimée sous forme de facteur de sécurité entre la capacité dynamique du roulement donnée par le fabricant et le chargement  $C_o$ . Le Tableau A IV-6 montre les résultats obtenus.

Tableau A IV-6 Résistance des roulements

	Durée de vie (millions de tours)	Facteur de sécurité statique
Roulement A	130265	20,6
Roulement B	809	3,5
Roulement D	31316	11,2
Roulement E	54304	2,0

### Exemple de calcul

Un exemple de calcul complet est présenté ci-dessous. Il est basé sur l'hypothèse de couple maximal sur le moteur ainsi que sur la vitesse de rotation correspondante. Le train d'engrenages est à une entrée et le coefficient de friction est de 0.06.

**Données moteur**

Vitesse de rotation	nm	12,5	rps
Vitesse de rotation	vrot	<b>750</b>	rpm
Couple	Tm	<b>0,156</b>	in-lbf
Charge radiale maximale		1	lbf

**Données vis sans fin**

Diametre primitif vis	Dw	0,33	po
Nombre d'entrées de vis	NeW	1	
Pas diamétral	P	48	
Pas d'hélice	L	0,0654	po
Angle d'hélice	$\lambda$	0,063	rad
Angle d'hélice		3,612	
Angle de pression	$\varphi_d$	14,500	degrés
Angle de pression	$\varphi$	0,253	rad
Matériau		Acier inox	
Classe de qualité		AGMA Q10	

**Données engrenage**

Diametre primitif engrenage	dg	0,625	po
Nombre de dents	Ntg	30	dents
Transverse circular pitch	Pt	0,0654	po
Largeur de face	b	0,188	po
Diamètre de l'alésage	Da	0,313	
Matériau		Bronze	
		AGMA	
Classe de qualité		Q10	

**Données vis à bille**

Pas		1,0000	mm
Pas	lv	0,0394	po
Diamètre primitif		6,0000	mm
Diamètre primitif	Dp,vp	0,2362	po
Coefficient d'efficacité positif	$\eta_1$	0,9300	
Coefficient d'efficacité inverse	$\eta_2$	0,9200	
Capacité statique	Co	1000	N
Capacité dynamique	C	550	N
Matériau		Acier inox	

**Données chaîne**

Pas de la chaîne	Pc	0,1475	po
Poids linéique		0,0350	lb/pied
Poids linéique		0,0350	lb/po
Poids linéique	$\rho_l$	0,6263	kg/m
Tension maximale	Fc,max	175	lbf
Matériau		Acier inox	

**Données pignon**

Nombre de dents	Np	10	dents
Pas du pignon	Pp	0,1475	po
Diamètre nominal	Dp	0,470	po
Diamètre nominal		11,925	mm
Matériau		Acier inox	

**Données roue dentée**

Nombre de dents	Nr	10	dents
Pas de la roue dentée	Pr	0,1475	po
Diamètre nominal	Dr	0,470	po
Diamètre nominal		11,925	mm
Matériau		Acier inox	

**Données roulement**

Roulement de diamètre intérieur de 0,125 po  
ULK4008X-48-A7P-6/12-L23

Résistance dynamique du roulement	C	184	N
Résistance statique du roulement	Co	47	N

Roulement de diamètre intérieur de 0,1875 po  
ULK6010X-48-A7P-6/12-L23

Résistance dynamique du roulement	C	198	N
Résistance statique du roulement	Co,r	58	N

**Calcul du jeu et de l'entraxe des engrenages**

Jeu entre les engrenages	cg	0,0059 po	$0.188/P+0.002$
Entraxe	Cw	0,4834 po	$(Dw+dg)/2+cg$
Limite supérieure du diamètre de la vis sans fin	Dw,max	0,3250 po	$(Cw^{0,875})/1,7$
Limite inférieure du diamètre de la vis sans fin	Dw,min	0,1765 po	$(Cw^{0,875})/3,0$

**Calculs de résistance de la chaîne**

Ratio de démultiplication de la chaîne	ec	1	Nr/Np
Ratio du train d'engrenage à vis sans fin	ev	30	Ntg/NeW
Ratio de démultiplication total	e	30	ec*ev
Tension dans la chaîne pour le couple	Fl	0,6645 lbf	Tm*Dp/2
Vitesse de rotation de la roue dentée	ns	750 rev/min	nm*Np/Nr
Vitesse linéique de la chaîne	vc	0,4683 m/s	nm*π*Dp
Tension dans la chaîne pour la force centrifuge	Fc	0,1374 N	ρl*vc <sup>2</sup>
Tension totale dans la chaîne	Ftot	0,6953 lbf	Fl+Fc

<b>Facteur de sécurité de la chaîne</b>	<b>FSc</b>	<b>251,7</b>	Fc,max/Ftot
---	------------	--------------	-------------

### Analyse des forces du train d'engrenage

Vitesse de rotation de la vis sans fin	nW	750	rev/min	$nm^*ec$
Vitesse tangentielle de la vis sans fin	VW	64,8	pi/min	$\pi^*Dw^*nW/12$
Vitesse de rotation de l'engrenage	nG	25,0	rev/min	$nW/ev$
Vitesse tangentielle de l'engrenage	VG	4,091	pi/min	$\pi^*dg^*nG/12$
Vitesse de glissement	VS	64,92	pi/min	$VW/cos(\lambda)$
Coefficient de friction entre les engrenages	f	0,06		
Force sur le point de contact de la vis en x	Wx	-0,473	lbf	$\Sigma Mz/arbre$
Force de contact totale	W	3,911	lbf	eq 13-43 p715
Force sur le point de contact de la vis en y	Wy	0,979	lbf	eq 13-43 p715
Force sur le point de contact de la vis en z	Wz	-3,764	lbf	eq 13-43 p715

### Calculs vis à bille

Couple sur l'engrenage	TG	-1,176	lbf in	$Wz^*dg/2$
Force générée par l'écrou		-174,6	lbf	$2\pi^*TG^*\eta/lv$
Force générée par l'écrou	Fa	777,6	N	
<b>Facteur de sécurité statique sur la vis à bille</b>	<b>FSvbs</b>	<b>1,3</b>		
<b>Facteur de sécurité dynamique sur la vis à bille</b>	<b>FSvbd</b>	<b>0,7</b>		

### Calculs de résistance des engrenages

Force tangentielle sur l'engrenage	Wt,g	3,764	lbf	$ Wz $
Charge dynamique	Fd	3,8		$Wt,g^*VG$
Résistance en fatigue du bronze	Sn	24000	PSI	
Facteur de forme de Lewis	y	0,100		
Charge maximale permise en flexion	Fs	29,5		$Sn^*b^*Pt^*y$
Facteurs d'usure	Kw	150		
Charge permissible en usure	Fw	17,625		$dg^*b^*Kw$
Couple maximal, vis de pression	Tss	25,0	lbf*in	$Tss^*Fss$
<b>Facteur de sécurité en glissement</b>	<b>FSsss</b>	<b>29,4</b>		
<b>Facteur de sécurité en flexion</b>	<b>FSGflex</b>	<b>7,8</b>		
<b>Facteur de sécurité en usure</b>	<b>FSGusure</b>	<b>4,7</b>		

**DCL arbre de synchronisation**

Force dans la chaîne en x	$F_{c,x}$	-0,620 lbf	$F_{tot} \cdot \cos(\dots)$
Force dans la chaîne en y	$F_{c,y}$	-0,316 lbf	$F_{tot} \cdot \sin(\dots)$
Force sur le roulement D en x	$F_{d,x}$	1,143 lbf	$\Sigma M_y/E$
Force sur le roulement E en x	$F_{e,x}$	0,422 lbf	$\Sigma F_x$
Force sur le roulement E en z	$F_{e,z}$	7,528 lbf	$\Sigma F_z$
Force sur le roulement D en z	$F_{d,z}$	0,000 lbf	
Force sur le roulement D en y	$F_{d,y}$	-0,638 lbf	$\Sigma M_x/E$
Force sur le roulement E en y	$F_{e,y}$	-1,005 lbf	$\Sigma F_y$

**DCL vis à bille**

Force sur le point de contact de l'engrenage en x	$G_x$	0,473 lbf	$-W_x$
Force sur le point de contact de l'engrenage en y	$G_y$	-0,979 lbf	$-W_y$
Force sur le point de contact de l'engrenage en z	$G_z$	3,764 lbf	$-W_z$
Force sur le roulement B en x	$F_{b,x}$	-0,473 lbf	$\Sigma F_x$
Force sur le roulement B en z	$F_{b,z}$	-4,612 lbf	$\Sigma M_y/A$
Force sur le roulement A en z	$F_{a,z}$	0,848 lbf	$\Sigma F_z$
Force sur le roulement B en y	$F_{b,y}$	1,200 lbf	$\Sigma M_z/A$
Force sur le roulement A en y	$F_{a,y}$	-0,221 lbf	$\Sigma F_y$

**Sommaire des forces en Newtons**

Force tangentielle sur la vis en x	$W_x$	-2,11 N
Force sur la vis en y	$W_y$	4,37 N
Force sur la vis en z	$W_z$	-16,78 N
Force dans la chaîne en x	$F_{c,x}$	-2,76 N
Force dans la chaîne en y	$F_{c,y}$	-1,41 N
Force sur le roulement D en x	$F_{d,x}$	5,10 N
Force sur le roulement D en y	$F_{d,y}$	-2,84 N
Force sur le roulement D en z	$F_{d,z}$	0,00 N
Force sur le roulement E en x	$F_{e,x}$	1,88 N
Force sur le roulement E en y	$F_{e,y}$	-4,48 N
Force sur le roulement E en z	$F_{e,z}$	33,57 N

**Sommaire des forces en Newtons**

Force sur le point de contact de l'engrenage en x	Gx	2,11 N
Force sur le point de contact de l'engrenage en y	Gy	-4,37 N
Force sur le point de contact de l'engrenage en z	Gz	16,78 N
Force sur le roulement B en x	Fb,x	-2,11 N
Force sur le roulement B en y	Fb,y	5,35 N
Force sur le roulement B en z	Fb,z	-20,56 N
Force sur le roulement A en x	Fa,x	0,00 N
Force sur le roulement A en y	Fa,y	-0,98 N
Force sur le roulement A en z	Fa,z	3,78 N

**Roulement A**

Force axiale	Fa	0,00 N	
Force radiale	Fr	3,91 N	$(F_{a,y}^2 + F_{a,z}^2)^{.5}$
Critère de répartition de la charge	Cr	0,00	Fa/Fr
Critère e	e	0,5	
Coefficient X	X	1	
Coefficient Y	Y	0	
Charge équivalente dynamique	P	3,91 N	$X*Fr + Y*Fa$
Charge équivalente statique	Po	2,34 N	$Xo*Fr + Yo*Fa$
Facteur d'utilisation	so	1,2	
Charge équivalente statique corrigée	Co,c	2,81 N	Po*so
Modèle de roulement		ULK6010X	
Résistance dynamique du roulement	C	198 N	
Résistance statique du roulement	Co,r	58 N	
<b>Espérance de vie en régime dynamique</b>	<b>L10</b>	<b>130265</b>	$10^6$ cycles $(C/P)^3$
<b>Facteur de sécurité en chargement statique</b>	<b>FSs</b>	<b>20,6</b>	Co,r/Co,c

**Roulement B**

Force axiale	Fa	2,11	N	
Force radiale	Fr	21,25	N	$(F_a, y^2 + F_a, z^2)^{.5}$
Critère Fa/Fr		0,099		Fa/Fr
Critère e	e	0,5		
Coefficient X	X	1		
Coefficient Y	Y	0		
Charge équivalente dynamique	P	21,25	N	$X*Fr+Y*Fa$
Charge équivalente statique	Po	13,80	N	$Xo*Fr+Yo*Fa$
Facteur d'utilisation	so	1,2		
Charge équivalente statique corrigée	Co,c	16,56	N	$Po*so$
Modèle de roulement		ULK6010X		
Résistance dynamique du roulement	C	198	N	
Résistance statique du roulement	Co	58	N	
<b>Espérance de vie en régime dynamique</b>	<b>L10</b>	<b>809</b>	<b>10<sup>6</sup> cycles</b>	$(C/P)^3$
<b>Facteur de sécurité en chargement statique</b>	<b>FSs</b>	<b>3,5</b>		$Co,r/Co,c$

**Roulement D**

Force axiale	Fa	0,00	N	
Force radiale	Fr	5,84	N	$(F_a, y^2 + F_a, z^2)^{.5}$
Critère Fa/Fr		0,000		Fa/Fr
Critère e	e	0,5		
Coefficient X	X	1		
Coefficient Y	Y	0		
Charge équivalente dynamique	P	5,84	N	$X*Fr+Y*Fa$
Charge équivalente statique	Po	3,50	N	$Xo*Fr+Yo*Fa$
Facteur d'utilisation	so	1,2		
Charge équivalente statique corrigée	Co,c	4,20	N	$Po*so$
Modèle de roulement		ULK4008X		
Résistance dynamique du roulement	C	184	N	
Résistance statique du roulement	Co	47	N	
<b>Espérance de vie en régime dynamique</b>	<b>L10</b>	<b>31316</b>	<b>10<sup>6</sup> cycles</b>	$(C/P)^3$
<b>Facteur de sécurité en chargement statique</b>	<b>FSs</b>	<b>11,2</b>		$Co,r/Co,c$

**Roulement E**

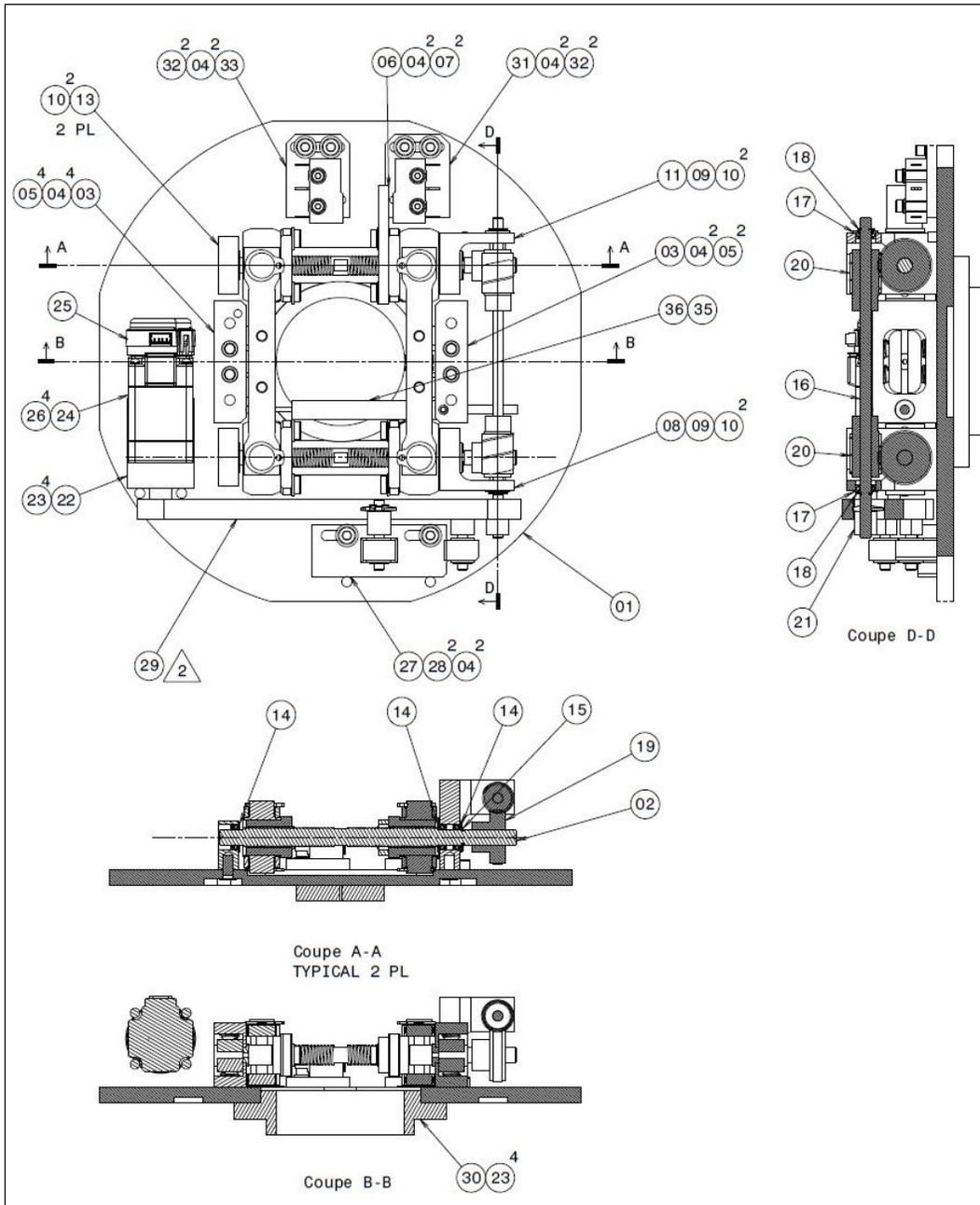
Force axiale	Fa	33,57	N	
Force radiale	Fr	4,86	N	$(F_{a,y}^2 + F_{a,z}^2)^{.5}$
Critère Fa/Fr		6,908		Fa/Fr
Critère e	e	0,5		
Coefficient X	X	1		
Coefficient Y	Y	0		
Charge équivalente dynamique	P	4,86	N	$X*Fr + Y*Fa$
Charge équivalente statique	Po	19,70	N	$Xo*Fr + Yo*Fa$
Facteur d'utilisation	so	1,2		
Charge équivalente statique corrigée	Co,c	23,64	N	$Po*so$
Modèle de roulement		ULK4008X		
Résistance dynamique du roulement	C	184	N	
Résistance statique du roulement	Co	47	N	
<b>Espérance de vie en régime dynamique</b>	<b>L10</b>	<b>54304</b>	<b>10<sup>6</sup> cycles</b>	$(C/P)^3$
<b>Facteur de sécurité en chargement statique</b>	<b>FSs</b>	<b>2,0</b>		$Co,r/Co,c$



## **ANNEXE V**

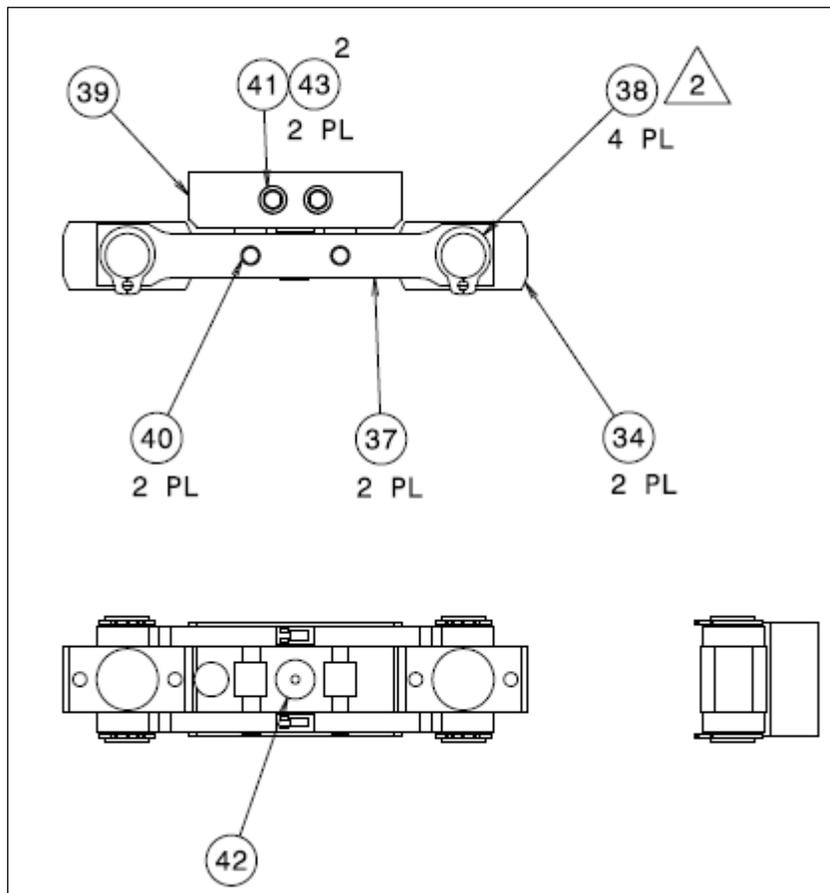
### **NOMENCLATURE DE PRODUIT COMPLÈTE DE LA MACHINE DE TRACTION MINIATURE**

Comme le format des dessins de fabrication et d'assemblage de la machine de traction dépasse 8.5" par 11", ils sont en pièce jointe dans la version physique, ou présentée en fin de document dans la version numérique. Voici toutefois une version allégée des dessins d'assemblage permettant de décrire la nomenclature du produit, à commencer par l'assemblage général LAMSI-MT-MA001.



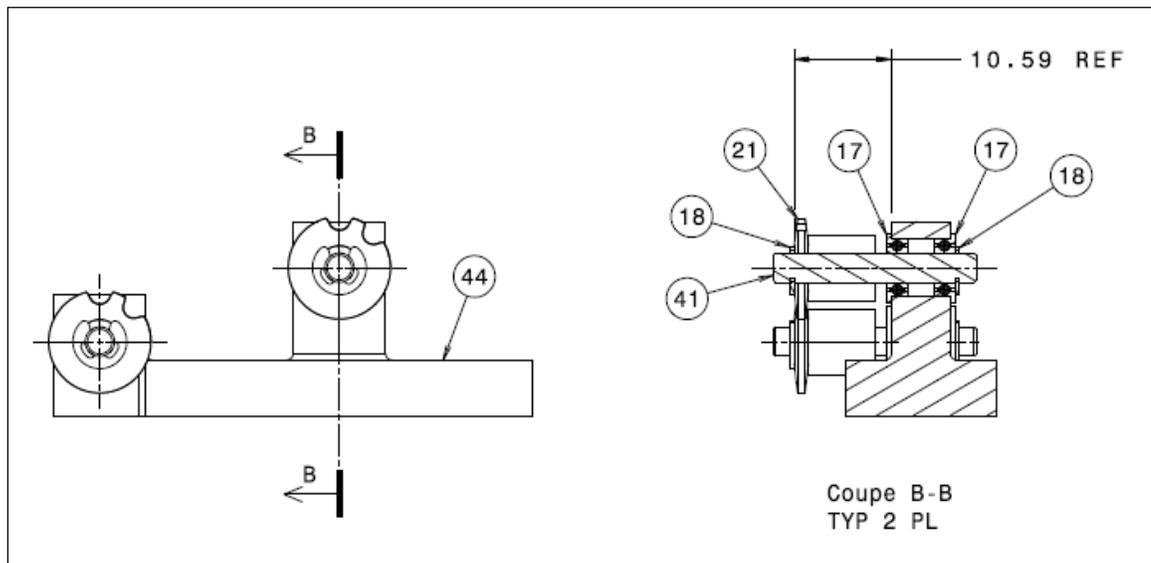
ITEM	Qté	Numéro de pièce	Nom	Fournisseur
1	1	LAMSI-FP002	STRUCTURE	FABRIQUÉ
2	2	SD0601	6 X 1 MM BALL SCREW	TPA
3	2	LAMSI-MA001	MACHOIRE, ASSEMBLAGE	ASSEMBLAGE
4	14	93475A210	RONDELLE M3	MCMaster CARR
5	6	92855A309	VIS M3 X 8 MM TETE BASSE	MCMaster CARR
6	1	LAMSI-FP008	BUTÉE, DÉCLENCHÉUR	FABRIQUÉ
7	2	92855A310	VIS M3 X 10 MM TETE BASSE	MCMaster CARR
8	1	LAMSI-FP009	SUPPORT À ROULEMENT, DROITE	FABRIQUÉ
9	2	90145A469	GOUPILLE .125" DIA X .25"	MCMaster CARR
10	8	93070A057	VIS À TÊTE BASSE M3 X 5MM	MCMaster CARR
11	1	LAMSI-FP009	SUPPORT À ROULEMENT, GAUCHE	FABRIQUÉ
12	1	90145A878	GOUPILLE .125" DIA X .3125"	MCMaster CARR
13	2	LAMSI-FP012	SUPPORT À ROULEMENT, SIMPLE	FABRIQUÉ
14	6	4259T11	ROULEMENT 3/16"	MCMaster CARR
15	2	98407A118	ANNEAU ÉLASTIQUE 3/16"	MCMaster
16	1	U-SSFRRO.13-L3.94-B0.55-S0.13	ARBRE SYNCHRO	MISUMI
17	2	4259T6	ROULEMENT À BILLE 1/8"	MCMaster CARR
18	2	98408A116	ANNEAU ÉLASTIQUE 1/8"	MCMaster CARR
19	2	S1C83Z-PO48B030Q	ENGRENAGE À VIS SANS FIN	SDP/SI
20	2	S1D93Z-P048SQ	VIS SANS FIN	SDP/SI
21	2	A 6X 7-1408	ROUE DENTÉE	SDP/SI
22	1	LAMSI-FP001	SUPPORT MOTEUR	FABRIQUÉ
23	8	91292A110	VIS M3 X 5 MM	MCMaster CARR
24	1	208-13-01D-XXRO	MOTEUR PAS À PAS	E P ELECTRONICS
25	1	EP-256-157-D-D-T-B	ENCODEUR	E P ELECTRONICS
26	4	92125A058	VIS À TÊTE FRAISÉE M2 X 12 MM	MCMaster CARR
27	1	LAMSI-MA002	TENDEUR, ASSEMBLAGE	ASSEMBLAGE
28	2	91292A113	VIS M3 X 10 MM	MCMaster CARR
29	1	A 6Y 7-M060	CHAINE .1475 PITCH	SDP/SI
30	1	LAMSI-FP003	SUPPORT DE STRUCTURE	FABRIQUÉ
31	1	LAMSI-MA004-FERMÉ	BUTÉE, ASSEMBLAGE, OUVERT	ASSEMBLAGE
32	4	91292A112	VIS M3 X 8 MM	MCMaster CARR
33	1	LAMSI-MA004-OUVERT	BUTÉE, ASSEMBLAGE, FERMÉ	ASSEMBLAGE
35	1	90291A144	VIS DE PRESSION M3 X 6 MM	MCMaster CARR
36	1	IA73-SG-DVRT-8	LVDT	HOSKIN SCIENTIFIQUE
36	1	IA73-DEM0D-DC2	CONDITIONNEUR LVDT	OMÉGA

## Sous-assemblage LAMSI-MA001



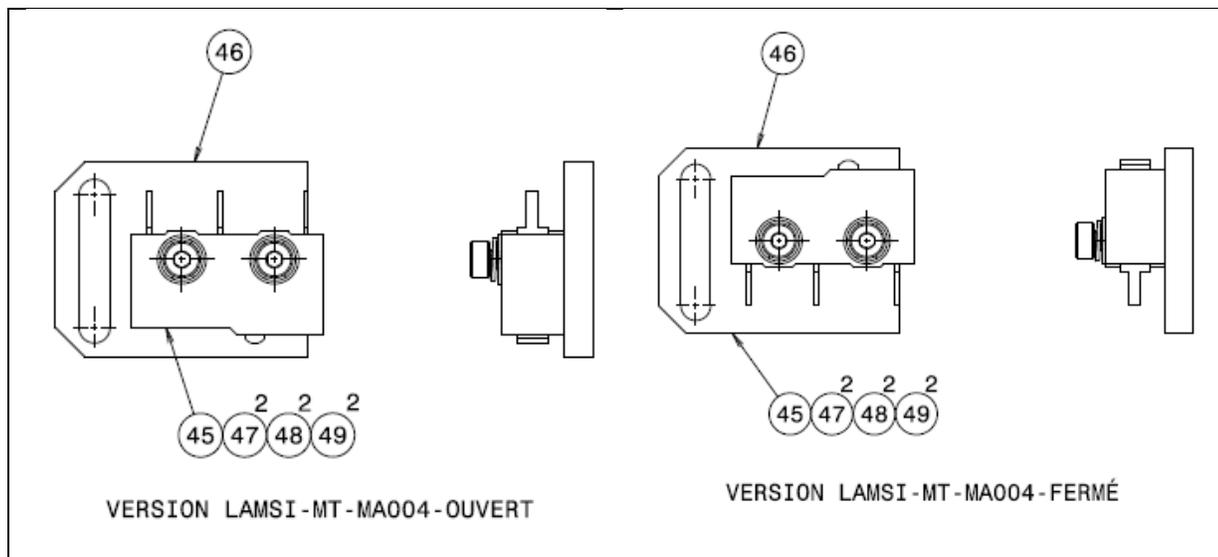
ITEM	Qté	Numéro de pièce	Nom	Fournisseur
32	2	LAMSI-FP004	PIVOT	FABRIQUÉ
33	2	LAMSI-FP005	BARRE DE FLEXION	FABRIQUÉ
34	4	90967A120	circlip 8 mm	Mcmaster Carr
35	1	LAMSI-FP010	MACHOIRE	FABRIQUÉ
36	2	97395A452	dowell 0.125" dia X 750" lg	Mcmaster Carr
37	2	LAMSI-FP007	mors	FABRIQUÉ
38	1	LAMSI-FP013	GUIDE	FABRIQUÉ
39	4	93245A125	set screw M6 x 5 mm	Mcmaster Carr

## Sous-assemblage LAMSI-MA002



ITEM	Qté	Numéro de pièce	Nom	Fournisseur
15	4	4259T6	ROULEMENT À BILLE 1/8"	MCMASTER CARR
16	4	98408A116	ANNEAU ÉLASTIQUE 1/8"	MCMASTER CARR
19	2	A 6X 7-1408	ROUE DENTÉE	SDP/SI
40	1	LAMSI-FP011	TENDEUR	FABRIQUÉ
41	2	u_sfr0_13_l0_87_b0_09_s0_09_2_03	ARBRE TENDEUR	MISUMI

## Sous-ensemble LAMSI-MA004



ITEM	Qté	Numéro de pièce	Nom	Fournisseur
42	1	SW1059-ND	BUTÉE	DIGIKEY
43	1	LAMSI-FP006	SUPPORT DE BUTÉE	FABRIQUÉ
44	2	93475A195	RONDELLE M2	MCMaster CARR
45	2	91292A011	VIS M2 X 10 MM	MCMaster CARR
46	2	92148A050	RONDELLE AUTOBLOQUANTE M2	MCMaster CARR





```

l_fil = 0.975/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
rond=1
t_on= 60 !durée du temps où le courant est appliqué
t_off= 120 !durée du temps total de la simulation
Conduc_mat_1 = 0.1 !valeur de conductivité thermique pour la boucle 1
inc_Conduc = 0.2 !incrément d'augmentation de conductivité thermique à chaque boucle
nb_boucle_j = 6 !nombre de boucles à effectuer
k_conv_1 = 0 !valeur du coefficient de convection pour la boucle 2
inc_conv = 10 !incrément d'augmentation du coefficient de convection à chaque boucle
nb_boucle_i = 5 !nombre de boucles à effectuer

```

! 12: Balayage des valeurs de conductivité thermique de la matrice thermique/électrique  
! pour comparaison avec le cas expérimental 64 MOYEN

```

*ELSEIF,case,EQ,12
R20=1.19E-06 !résistivité à 20C
R30=1.20E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.13E-06 !résistivité à 50C
R60=1.08E-06 !résistivité à 60C
R70=1.08E-06 !résistivité à 70C
R80=1.06E-06 !résistivité à 80C
R90=1.07E-06 !résistivité à 90C
R100=1.08E-06 !résistivité à 100C
courant=4.25/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.975/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
rond=1
t_on= 60 !durée du temps où le courant est appliqué
t_off= 120 !durée du temps après l'application du courant pour le refroidissement
!point min précédent: 0.7/30 -> 0.5-0.9/20-40
Conduc_mat_1 = 0.5 !valeur de conductivité thermique pour la boucle 1
inc_Conduc = 0.1 !incrément d'augmentation de conductivité thermique à chaque boucle
nb_boucle_j = 5 !nombre de boucles à effectuer
k_conv_1 = 20 !valeur du coefficient de convection pour la boucle 2
inc_conv = 5 !incrément d'augmentation du coefficient de convection à chaque boucle
nb_boucle_i = 5 !nombre de boucles à effectuer

```

! 13: Balayage des valeurs de conductivité thermique de la matrice thermique/électrique  
! pour comparaison avec le cas expérimental 64 FIN

```

*ELSEIF,case,EQ,13
R20=1.19E-06 !résistivité à 20C
R30=1.20E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.13E-06 !résistivité à 50C
R60=1.08E-06 !résistivité à 60C
R70=1.08E-06 !résistivité à 70C
R80=1.06E-06 !résistivité à 80C
R90=1.07E-06 !résistivité à 90C
R100=1.08E-06 !résistivité à 100C
courant=4.25/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.975/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
rond=1
t_on= 60 !durée du temps où le courant est appliqué
t_off= 120 !durée du temps après l'application du courant pour le refroidissement
!point min précédent: 0.8/25 -> 0.7-0.9/20-30
Conduc_mat_1 = 0.7 !valeur de conductivité thermique pour la boucle 1
inc_Conduc = 0.05 !incrément d'augmentation de conductivité thermique à chaque boucle
nb_boucle_j = 5 !nombre de boucles à effectuer
k_conv_1 = 20 !valeur du coefficient de convection pour la boucle 2
inc_conv = 2.5 !incrément d'augmentation du coefficient de convection à chaque boucle
nb_boucle_i = 5 !nombre de boucles à effectuer

```

! 14: Balayage des valeurs de conductivité thermique de la matrice thermique/électrique

```

! pour comparaison avec le cas expérimental 64 EXTRA-FIN
*ELSEIF,case,EQ,14
R20=1.19E-06 !résistivité à 20C
R30=1.20E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.13E-06 !résistivité à 50C
R60=1.08E-06 !résistivité à 60C
R70=1.08E-06 !résistivité à 70C
R80=1.06E-06 !résistivité à 80C
R90=1.07E-06 !résistivité à 90C
R100=1.08E-06 !résistivité à 100C
courant=4.25/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.975/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
rond=1
t_on= 60 !durée du temps où le courant est appliqué
t_off= 120 !durée du temps après l'application du courant pour le refroidissement
!point min précédent: 0.75/27.5 -> 0.7-0.8/25-30
Conduc_mat_1 = 0.7 !valeur de conductivité thermique pour la boucle 1
inc_Conduc = 0.025 !incrément d'augmentation de conductivité thermique à chaque boucle
nb_boucle_j = 5 !nombre de boucles à effectuer
k_conv_1 = 25 !valeur du coefficient de convection pour la boucle 2
inc_conv = 1.25 !incrément d'augmentation du coefficient de convection à chaque boucle
nb_boucle_i = 5 !nombre de boucles à effectuer

! 21: .23mm, 60s, 3.37A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 37
*ELSEIF,case,EQ,21
courant=3.37/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.937/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.1195/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
R20=1.20E-06 !résistivité à 20C
R30=1.19E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.15E-06 !résistivité à 50C
R60=1.10E-06 !résistivité à 60C
R70=1.10E-06 !résistivité à 70C
R80=1.10E-06 !résistivité à 80C
R90=1.10E-06 !résistivité à 90C
R100=1.09E-06 !résistivité à 100C

! 22: .23mm, 60s, 4.21A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 38
*ELSEIF,case,EQ,22
courant=4.21/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.937/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.1195/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
R20=1.20E-06 !résistivité à 20C
R30=1.19E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.15E-06 !résistivité à 50C
R60=1.10E-06 !résistivité à 60C
R70=1.10E-06 !résistivité à 70C
R80=1.10E-06 !résistivité à 80C
R90=1.10E-06 !résistivité à 90C
R100=1.09E-06 !résistivité à 100C

! 23: .23mm, 60s, 4.52A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 39
*ELSEIF,case,EQ,23
courant=4.52/4 !courant imposé au fil
l_fil = 0.937/1000 !largeur du fil
h_fil = 0.1195/1000 !épaisseur du fil
r_fil = 0.015/1000 !rayon du fil
R20=1.20E-06 !résistivité à 20C
R30=1.19E-06 !résistivité à 30C
R40=1.17E-06 !résistivité à 40C
R50=1.15E-06 !résistivité à 50C

```

R60=1.10E-06 !résistivité à 60C  
 R70=1.10E-06 !résistivité à 70C  
 R80=1.10E-06 !résistivité à 80C  
 R90=1.10E-06 !résistivité à 90C  
 R100=1.09E-06 !résistivité à 100C

! 24: .74mm, 15s, 8.6A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 56  
 \*ELSEIF,case,EQ,24

courant=8.6/4 !courant imposé au fil  
 t\_on= 15 !durée du temps où le courant est appliqué  
 t\_off= 120 !durée du temps total de la simulation  
 l\_fil = 0.56/1000 !largeur du fil  
 h\_fil = 0.41/1000 !épaisseur du fil  
 r\_fil = 0.25/1000 !rayon du fil  
 !l\_fil = 0.56/1000\*2 !largeur du fil  
 !h\_fil = 0.41/1000\*2 !épaisseur du fil  
 !r\_fil = 0.25/1000\*1.5 !rayon du fil  
 R20=1.18E-06 !résistivité à 20C  
 R30=1.14E-06 !résistivité à 30C  
 R40=1.15E-06 !résistivité à 40C  
 R50=1.15E-06 !résistivité à 50C  
 R60=1.14E-06 !résistivité à 60C  
 R70=1.15E-06 !résistivité à 70C  
 R80=1.16E-06 !résistivité à 80C  
 R90=1.16E-06 !résistivité à 90C  
 R100=1.18E-06 !résistivité à 100C

! 24: .74mm, 15s, 8.6A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 56  
 \*ELSEIF,case,EQ,25

courant=4.25/4 !courant imposé au fil  
 l\_fil = 0.9895/1000 !largeur du fil  
 h\_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil  
 r\_fil = 0.015/1000 !rayon du fil  
 R20=1.19E-06 !résistivité à 20C  
 R30=1.20E-06 !résistivité à 30C  
 R40=1.17E-06 !résistivité à 40C  
 R50=1.13E-06 !résistivité à 50C  
 R60=1.08E-06 !résistivité à 60C  
 R70=1.08E-06 !résistivité à 70C  
 R80=1.06E-06 !résistivité à 80C  
 R90=1.07E-06 !résistivité à 90C  
 R100=1.08E-06 !résistivité à 100C

! 26: .16mm, 5s, 8.75A thermique/électrique pour comparaison avec le cas expérimental 67  
 \*ELSEIF,case,EQ,26

t\_on=5 !durée du temps où le courant est appliqué  
 t\_off=120 !durée du temps total de la simulation  
 courant=8.75/4 !courant imposé au fil  
 l\_fil = 0.9895/1000 !largeur du fil  
 h\_fil = 0.09/1000 !épaisseur du fil  
 r\_fil = 0.015/1000 !rayon du fil  
 R20=1.19E-06 !résistivité à 20C  
 R30=1.20E-06 !résistivité à 30C  
 R40=1.17E-06 !résistivité à 40C  
 R50=1.13E-06 !résistivité à 50C  
 R60=1.08E-06 !résistivité à 60C  
 R70=1.08E-06 !résistivité à 70C  
 R80=1.06E-06 !résistivité à 80C  
 R90=1.07E-06 !résistivité à 90C  
 R100=1.08E-06 !résistivité à 100C

Icas avec degrés de liberté mécanique et chauffage lent

\*ELSEIF,case,EQ,27  
 type=111 !analyse thermique/électrique  
 !type=110 !analyse thermique/électrique  
 courant=6.5/4 !courant imposé au fil

Icas avec degrés de liberté mécanique et chauffage rapide





```
alls
lesel,s,mat,,1
lesel,r,elem,,1,24

SET,,,1,,T_ON,,
/plotps,minm,off
/cmap,greyscl.cmap
plns,s,y
/contour,,10,-1000000,,0
```

```
/SHOW,WIN32
/REPLOT,RESIZE
```



```

MPDATA,RSVX,1,9,R90 !résistivité Ohm·m, (kg·m3·s-3·A-2)
MPDATA,RSVX,1,10,R100 !résistivité Ohm·m, (kg·m3·s-3·A-2)
MPDATA,RSVX,1,11,R100 !résistivité Ohm·m, (kg·m3·s-3·A-2)

! Matériau Matrice
MP,DENS,2,1130, ! Densité (kg·m-3)
MP,EX,2,2500000000 ! Module d'élasticité (N/m2)
MP,PRXY,2,0.3 ! coefficient de poisson
MP,ALPX,2,0.000040 ! coefficient de dilatation thermique (K-1)
MP,C, 2,cp_matrice, ! Chaleur spécifique J·kg-1·K-1, m2·s-2·K-1
IMP,KXX, 2,Conduc_mat, ! Conductivité thermique (W·m-1·K-1, kg·m·s-3·K-1) défini dans solu
MP,RSVX,2,10000000 !résistivité Ohm·m, (kg·m3·s-3·A-2)

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! construction de la géométrie
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!forme extérieure de la matrice
BLC4,0,0,Long,Haut

!contour du fil sans congé
*IF,rond,EQ,0,THEN
BLC4,0,0,l_fil,h_fil

!contour du fin avec congé
*ELSEIF,rond,EQ,1

!contour du fil
alls
!*GET, Par, Entity, ENTNUM, Item1, IT1NUM, Item2, IT2NUM
*GET, KPMAX, KP, , num , max , ,

!KP#1 0,0,0 déjà défini
K,KPMAX+1,0,h_fil,0
K,KPMAX+2,l_fil-r_fil,h_fil,0
K,KPMAX+3,l_fil-10*r_fil,h_fil-10*r_fil,0 !centre du rayon
K,KPMAX+4,l_fil,h_fil-r_fil,0
K,KPMAX+5,l_fil,0,0

!*GET, Par, Entity, ENTNUM, Item1, IT1NUM, Item2, IT2NUM
*GET, LMAX, LINE, , num , max , ,
L,1,KPMAX+1
L,KPMAX+1,KPMAX+2
L,KPMAX+4,KPMAX+5
L,KPMAX+5,1

LARC,KPMAX+2,KPMAX+4,KPMAX+3,r_fil

AL,LMAX+1,LMAX+2,LMAX+3,LMAX+4,LMAX+5

*ENDIF

!enlever surface du fil de celle de la matrice
ASBA,1,2,,KEEP

!!!! maillage
ALLS
TYPE,2 ! $ MAT,1,2
AMESH,ALL
arefine,2,,1,1,off,off

!!!!!!EXTRUSION DU FIL
TYPE,1 $ MAT,1 !choix du matériau de fil

EXTOPT,ESIZE,1 ! nombre d'élément sur l'épaisseur à extruder

```

```
EXTOPT,ACLEAR,1          ! Effacer l'aire initiale de maillage après l'opération
ASEL,S,AREA,,2          ! sélection de la surface à extruder
VEXT,ALL,,,0,0,epaisseur ! opération d'extrusion
```

```
*IF,case,NE,10,THEN
!!!!!!!!!!!!EXTRUSION DE LA MATRICE DU COTÉ DU FIL
TYPE,1 $ MAT,2 !choix du matériau de matrice
```

```
EXTOPT,ESIZE,1          ! nombre d'élément sur l'épaisseur à extruder
EXTOPT,ACLEAR,1          ! Effacer l'aire initiale de maillage après l'opération
ASEL,S,AREA,,3          ! sélection de la surface à extruder
VEXT,ALL,,,0,0,epaisseur ! opération d'extrusion
*endif
```

```
!contact complet entre le fil et la matrice
alls
nummrg,node,0.0000001
```

Rapport-Gratuit.com

## Fichier de définition de solution SIM\_SOLU.MAC

/PREP7

MP,KXX,2,Conduc\_mat ! modification de la conductivité

tunif,22 !température initiale uniforme dans tout le modèle  
/gst,on,on !affiche graphique de la résolution

/SOLU

!!  
! 1ère étape de chargement  
!!

autots,on ! User turned on automatic time stepping  
nsubst,128,128,8 !découpage des sous-étapes  
time,t\_on !durée de l'étape de chargement  
timint,on ! Turn on time integration effects

!conserver tous les résultats  
OUTPR,ALL,ALL,  
OUTRES,ALL,ALL,

ANTYPE,4 !type d'analyse transitoire

!!!!condition de mise à la terre de la surface arriere  
ALLS  
ASEL,S,LOC,Z,0  
ASEL,R,LOC,X,0,I\_fil  
ASEL,R,LOC,Y,0,H\_FIL  
DA,ALL,VOLT,0,1

!!!!condition de voltage de la surface avant  
alls  
ASEL,S,LOC,Z,epaisseur  
ASEL,R,LOC,X,0,I\_fil  
ASEL,R,LOC,Y,0,H\_FIL  
DA,ALL,VOLT,volt,1

\*IF,type,EQ,111,THEN  
!appliquer conditions frontieres mecaniques dans les cas mécaniques seulement  
alls  
nset,s,LOC,x,0  
D,ALL,UX,0  
alls  
nset,s,LOC,Y,0  
D,ALL,UY,0  
ALLS  
nset,s,node,,1  
D,ALL,UZ,0  
\*ENDIF

!appliquer la convection sauf dans le cas de validation  
\*IF,case,NE,10,THEN  
SFA,13,1,CONV,k\_conv,22  
SFA,14,1,CONV,k\_conv,22  
\*ENDIF

toffst,273 !décalage par rapport au zéro absolu  
ALLS  
outres,nsol,all !conserver tous les résultats de noeud  
cnvtol,temp,50,ctol,, tolérance de convergence  
SOLVE !résoudre la premiere étape de chargement

```

/POST1
PLNSOL,TEMP,,0 !affichage de la solution intermédiaire
*GET,Tmax_60,PLNSOL,0,MAX !conserver la valeur maximale de température à la
!fin de l'étape de chargement

```

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!                               2eme étape de chargement
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

!effectuer la deuxieme partie sauf dans le cas de validation 10
*IF,case,NE,10,THEN
/SOLU

```

```

ANTYPE,,REST !redémarrer la solution à partir du résultat de la précédente

```

```

!!!!condition de mise à la terre de la surface arriere
alls
ASEL,S,LOC,Z,0
ASEL,R,LOC,X,0,I_fil
ASEL,R,LOC,Y,0,H_FIL
DA,ALL,VOLT,0,1

```

```

!!!!condition de voltage de la surface avant
alls
ASEL,S,LOC,Z,epaisseur
ASEL,R,LOC,X,0,I_fil
ASEL,R,LOC,Y,0,H_FIL
DA,ALL,VOLT,0,1

```

```

nsub,128,128,8 !découpage des sous étapes
time,t_off !durée de l'étape de chargement
timint,on      ! Turn on time integration effects
outres,nsol,all !conserver tous les résultats de noeuds
cnvtol,temp,50,ctol,, !tolérance de convergence
solve !résoudre l'étape de chargement

```

```

/POST1
PLNS,TEMP,,0 !affichage de la solution
*GET,Tmax_120,PLNSOL,0,MAX !conserver la température maximale
*ENDIF

```

## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Aerofit inc. 2009. « SMA Couplings ». < [http://www.aerofit.com/sma\\_Couplings.html](http://www.aerofit.com/sma_Couplings.html) >. Consulté le 12 mars 2012.
- Aerospace, TiNi. 2001. « shape Memory Alloy ». < <http://www.tiniaerospace.com/sma.html> >. Consulté le 02 mai.
- Ahn, K. K., et B. K. Nguyen. 2007. « Optimal proportional-integral-derivative control of shape memory alloy actuators using genetic algorithm and the Preisach model ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I (Journal of Systems and Control Engineering)*, vol. 221, n° 4, p. 531-40.
- AMF inc. 2012. « Osteosynthesis Staples ». < <http://www.nitifrance.com/osteosynthesis-staples.php> >. Consulté le 12 mars 2012.
- Bannister, D. J., M. C. Andrews, A. J. Cervenka et R. J. Young. 1995. « Analysis of the single-fibre pull-out test by means of Raman spectroscopy: Part II. Micromechanics of deformation for an aramid/epoxy system ». *Composites Science and Technology*, vol. 53, n° Compendex, p. 411-421.
- Beck, A. J., A. Hodzic, C. Soutis et C. W. Wilson. 2011. « Influence of implementation of composite materials in civil aircraft industry on reduction of environmental pollution and greenhouse effect ». In *Trends in Aerospace Manufacturing Conference, TRAM09, September 9, 2009 - September 10, 2009*. (Sheffield, United kingdom), 1 Vol. 26. Coll. « IOP Conference Series: Materials Science and Engineering »: Institute of Physics Publishing. < <http://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/26/1/012015> >.
- Bettini, P., M. Riva, G. Sala, L. Di Landro, A. Airoidi et J. Cucco. 2009. « Carbon fiber reinforced smart laminates with embedded SMA actuators-part I: Embedding techniques and interface analysis ». *Journal of materials engineering and performance*, vol. 18, p. 664-671.
- Bird, W. J. 1973. « SWING WING, MODIFICATIONS IN VARIABLE GEOMETRY CONFIGURATION CONCEPTS ». *Aircraft Engineering*, vol. 45, n° 3, p. 12-14, 16.
- Brailovski, V., S. Prokoshkin, P. Terriault, Trochu F. (844). 2003. *Shape memory alloys : fundamentals, modeling and applications*, 1ère. Montréal, QC, Canada.
- Brailovski, V., et P. Terriault. 2010. « A Systematic Approach to Performance Evaluation of Shape Memory Alloys as Actuator Material ». *Materials Science Forum*, vol. 638-642, p. 2034-9.

- Branco, Miguel M., James M. Kelly et Luis M. Guerreiro. 2011. « An algorithm to simulate the one-dimensional superelastic cyclic behavior of NiTi strings, for civil engineering applications ». *Engineering Structures*, vol. 33, n° 12, p. 3737-3747.
- Bruck, H. A., C. L. Moore et T. L. Valentine. 2002. « Repeatable bending actuation in polyurethanes using opposing embedded one-way shape memory alloy wires exhibiting large deformation recovery ». *Smart Materials and Structures*, vol. 11, n° 4, p. 509-18.
- Budynas, R., et K. Nisbett. 2010. *Shigley's Mechanical Engineering Design + Connect Access Card to Accompany Mechanical Engineering Design*. McGraw-Hill Companies, Incorporated.
- Bushnell, D. M. 2003. « Aircraft drag reduction-a review ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G (Journal of Aerospace Engineering)*, vol. 217, n° G1, p. 1-18.
- Cheng-Hsiung, Kuo, et Huang Hwei-Ming. 2008. « Measurements on the thermal conductivity of epoxy/carbon-nanotube composite ». In *Micro/Nanoscale Heat Transfer International Conference 2008, 6-9 Jan. 2008*. (New York, NY, USA) Vol. Part B, p. 1077-82. Coll. « Proceedings of the Micro/Nanoscale Heat Transfer International Conference 2008 »: ASME.
- Chi-kin, Poon, Lau Kin-tak et Zhou Li-min. 2005. « Design of pull-out stresses for prestrained SMA wire/polymer hybrid composites ». *Composites Part B*, vol. 36B, n° Copyright 2005, IEE, p. 25-31.
- Coutu, D., V. Brailovski et P. Terriault. 2009. « Promising benefits of an active-extrados morphing laminar wing ». *Journal of Aircraft*, vol. 46, n° Copyright 2009, The Institution of Engineering and Technology, p. 730-1.
- Coutu, D., V. Brailovski, P. Terriault, M. Mamou et E. Laurendeau. 2009. « Real-time optimization of a research morphing laminar wing in a wind tunnel ». In *ASME Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems - 2009, 21-23 Sept. 2009*. (New York, NY, USA) Vol. vol.2, p. 203-9. Coll. « Proceedings of the ASME Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems - 2009 »: ASME. < <http://dx.doi.org/10.1115/SMASIS2009-1245> >.
- Das, Liza. 2011. « Effective thermal conductivity of epoxy matrix composites filled with aluminium powder ». Rourkela, India, National Institute of Technology, 45 p. < [http://ethesis.nitrkl.ac.in/2200/1/liza\\_thesis.pdf](http://ethesis.nitrkl.ac.in/2200/1/liza_thesis.pdf) >.
- Demers, V., V. Brailovski, S. D. Prokoshkin et K. E. Inaekyan. 2009. « Optimization of the cold rolling processing for continuous manufacturing of nanostructured Ti-Ni shape

- memory alloys ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, n° 6, p. 3096-3105.
- Dutta, S. M., F. H. Ghorbel et J. B. Dabney. 2005. « Modeling and control of a shape memory alloy actuator ». In. (Piscataway, NJ, USA). 0609. Vol. Vol. 2, p. 1007-12. Coll. « 2005 IEEE International Symposium on Intelligent Control and 13th Mediterranean Conference on Control and Automation (IEEE Cat. No. 05CH37647) »: IEEE.
- GAO, United States. 2009. *Aviation and Climate Change*.
- Garrett, K. W., et H. M. Rosenberg. 1974. « THERMAL CONDUCTIVITY OF EPOXY-RESIN/POWDER COMPOSITE MATERIALS ». *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 7, n° 9, p. 1247-1258.
- Georges, T., V. Brailovski, E. Morellon, D. Coutu et P. Terriault. 2009. « Design of shape memory alloy actuators for morphing laminar wing with flexible extradors ». *Journal of Mechanical Design*, vol. 131, n° 9, p. 091006 (9 pp.).
- Henry, Janisa Jernard. 2005. « Roll control for UAVs by use of a variable span morphing wing ». College Park, MD, USA, University of Maryland, 89 p.
- Hileman, James I., Russell W. Stratton et Pearl E. Donohoo. 2010. « Energy content and alternative jet fuel viability ». *Journal of Propulsion and Power*, vol. 26, n° 6, p. 1184-1195.
- Huntsman Inc. 2012. « Aerospace selector guide, design and prototype ». < [http://www.huntsman.com/advanced\\_materials/Media/HAM\\_DESIGN\\_SG\\_last.pdf](http://www.huntsman.com/advanced_materials/Media/HAM_DESIGN_SG_last.pdf) >. Consulté le 19 décembre 2011.
- Imanaka, Makoto, Rika Ishikawa, Yoshiaki Sakurai et Koichi Ochi. 2009. « Measurement of strain distributions near the steel/epoxy interface by micro-Raman spectroscopy under tensile load condition ». *Journal of Materials Science*, vol. 44, n° Compendex, p. 976-984.
- Jiang, K. R., et L. S. Penn. 1992. « Improved analysis and experimental evaluation of the single filament pull-out test ». *Composites Science and Technology*, vol. 45, n° Compendex, p. 89-103.
- Jonnalagadda, K., G. E. Kline et N. R. Sottos. 1997. « Local displacements and load transfer in shape memory alloy composites ». *Exp. Mechanics*, vol. 37, n° 1, p. 78-86.
- Juinall, R.C., et K.M. Marshek. 2011. *Fundamentals of Machine Component Design*. John Wiley & Sons.

- Kibey, S., H. Sehitoglu et D. D. Johnson. 2009. « Energy landscape for martensitic phase transformation in shape memory NiTi ». *Acta Materialia*, vol. 57, n° 5, p. 1624-9.
- Kline, G. E., K. Jonnalagadda et N. R. Sottos. 1995. « Correlating interfacial properties with stress transfer in SMA composites ». In *Proceedings of the 1995 Joint ASME Applied Mechanics and Materials Summer Meeting, June 28, 1995 - June 30, 1995*. (Los Angeles, CA, USA). 1996. Vol. 206, p. 121-128. Coll. « American Society of Mechanical Engineers, Applied Mechanics Division, AMD »: ASME.
- L'Afflitto, Andrea, et Cornel Sultan. 2010. « On the fuel and energy consumption optimization problem in aircraft path planning ». In *2010 49th IEEE Conference on Decision and Control, CDC 2010, December 15, 2010 - December 17, 2010*. (Atlanta, GA, United states), p. 4851-4856. Coll. « Proceedings of the IEEE Conference on Decision and Control »: Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc. < <http://dx.doi.org/10.1109/CDC.2010.5717598> >.
- Lau, Kin-Tak, Alik Wai-Lik Chan, San-Qiang Shi et Li-Min Zhou. 2002. « Debond induced by strain recovery of an embedded NiTi wire at a NiTi/epoxy interface: Micro-scale observation ». *Materials and Design*, vol. 23, n° Compendex, p. 265-270.
- Levinsky, Ely S., et Richard L. Palko. 1982. « TESTS OF AN IMPROVED, COMPUTER-CONTROLLED, SELF-OPTIMIZING, VARIABLE-GEOMETRY WING ». In *Collection of Technical Papers - AIAA 12th Aerodynamic Testing Conference*. (Williamsburg, VA, USA), p. 215-223. Coll. « AIAA Paper »: AIAA (CP822).
- Lin Engineering. 2011. « 208 High Torque Stepper Motor ». Consulté le 05 juin 2012.
- Matthey, Johnson. 2012. « Nitinol technical specifications ». < <http://jmmedical.com/resources/221/Nitinol-Technical-Properties.html> >. Consulté le 03 mars.
- Miller, D. A., et D. C. Lagoudas. 2001. « Influence of cold work and heat treatment on the shape memory effect and plastic strain development of NiTi ». *Materials Science & Engineering A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing)*, vol. A308, n° 1-2, p. 161-75.
- Myonic Inc. 2012. « Myonic standard catalog ». Consulté le 03 mai 2012.
- Nayak, Rajlakshmi, Dora P. Tarkes et Alok Satapathy. 2010. « A computational and experimental investigation on thermal conductivity of particle reinforced epoxy composites ». *Computational Materials Science*, vol. 48, n° 3, p. 576-581.
- Parker, H. F. 1920. « The parker variable camber wing ». *NACA Report*, vol. 77, p. 41.

- Penn, L. S., et S.M. Lee. 1989. « interpretation of experimental results in the single pull-out filament test ». vol. 11, p. 23-30.
- Piggott, M. R. 1987. « Debonding and friction at fibre-polymer interfaces. I: Criteria for failure and sliding ». *Composites Science and Technology*, vol. 30, n° 4, p. 295-306.
- Pisanova, E., S. Zhandarov, E. Mader, I. Ahmad et R. J. Young. 2001. « Three techniques of interfacial bond strength estimation from direct observation of crack initiation and propagation in polymer-fibre systems ». In *IPCM 99. Sixth International Conference on Interfacial Phenomena in Composite Materials, 8-10 Sept. 1999.* (UK), 3-4. 1706. Vol. 32A, p. 435-43. Coll. « Compos. A, Appl. Sci. Manuf. (UK) »: Elsevier. < [http://dx.doi.org/10.1016/S1359-835X\(00\)00054-3](http://dx.doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00054-3) >.
- Qing, Zhao, et H. Daniel Wagner. 2003. « Two-dimensional strain mapping in model fiber-polymer composites using nanotube Raman sensing ». *Composites Part A (Applied Science and Manufacturing)*, vol. 34A, n° Copyright 2004, IEE, p. 1219-25.
- Qing, Zhao, M. D. Frogley et H. D. Wagner. 2002. « Direction-sensitive stress measurements with carbon nanotube sensors ». In *Sixth International Symposium on Polymers for Advanced Technologies (PAT 2001), 2-6 Sept. 2001.* (UK), 10-12. 1802. Vol. 13, p. 759-64. Coll. « Polym. Adv. Technol. (UK) »: Wiley. < <http://dx.doi.org/10.1002/pat.246> >.
- Scheer, R. J., et J. A. Nairn. 1995. « Comparison of several fracture mechanics methods for measuring interfacial toughness with microbond tests ». *Journal of Adhesion*, vol. 53, n° Compendex, p. 45-45.
- Schrooten, J., V. J. Michaud, Zheng Yanjun, J. A. Balta-Neumann et J. A. E. Manson. 2002. « Shape memory alloy wires turn composites into smart structures. I. Material requirements ». In. (USA). 1902. Vol. 4698, p. 395-405. Coll. « Proc. SPIE - Int. Soc. Opt. Eng. (USA) »: SPIE-Int. Soc. Opt. Eng. < <http://dx.doi.org/10.1117/12.475099> >.
- Schuerch, H.U. 1968. *Certain physical properties and application of Nitinol*. Santa Barbara, California: NASA, 64 p.
- Seelecke, S., et I. Muller. 2004. « Shape memory alloy actuators in smart structures: modeling and simulation ». *Applied Mechanics Review*, vol. 57, n° 1, p. 23-46.
- Sreekumar, M., M. Singaperumal, T. Nagarajan, M. Zoppi et R. Molino. 2007. « Recent advances in nonlinear control technologies for shape memory alloy actuators ». *Journal of Zhejiang University: Science A*, vol. 8, n° 5, p. 818-829.

- THK inc. « Ball-screw guide ». < [http://www.thk.com.br/archive\\_file/technical\\_dl/pdf\\_en/D018-023.pdf](http://www.thk.com.br/archive_file/technical_dl/pdf_en/D018-023.pdf) >. Consulté le 15 avril.
- Uchil, J., K. P. Mohanchandra, K. G. Kumara et K. K. Mahesh. 1998. « Study of critical dependence of stable phases in Nitinol on heat treatment using electrical resistivity probe ». *Materials Science & Engineering A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing)*, vol. A251, n° 1-2, p. 58-63.
- Velazquez, Ramiro, et Edwige Pissaloux. 2009. « A comparison of controllers for improving the time response of NiTi wires ». In *IEEE Africon 2009, September 23, 2009 - September 25, 2009*. (Nairobi, Kenya). Coll. « IEEE AFRICON Conference »: Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc. < <http://dx.doi.org/10.1109/AFRCON.2009.5308412> >.
- Wei, Qiu, Kang Yi-Lan, Lei Zhen-Kun, Li Qiu et Deng Wei-Lin. 2010. « Carbon nanotube strain sensor by using micro-Raman spectroscopy ». In *XXII International Conference on Raman Spectroscopy, 8-10 Aug. 2010*. (USA). 1804. Vol. 1267, p. 450-1. Coll. « AIP Conf. Proc. (USA) »: American Institute of Physics. < <http://dx.doi.org/10.1063/1.3482609> >.
- Young, R. J., C. Thongpin, J. L. Stanford et P. A. Lovell. 2001. « Fragmentation analysis of glass fibres in model composites through the use of Raman spectroscopy ». *Composites Part A (Applied Science and Manufacturing)*, vol. 32A, n° Copyright 2001, IEE, p. 253-69.
- Yuan, Sidney. 2000. « Thermal and Mechanical Properties of Epoxy ». < <http://www.yutopian.com/Yuan/prop/Epoxy.html> >. Consulté le 05 mai.
- Yusoff, P. M., F. Ahmad, N. Amir et S. F. Leong. 2010. « Effect of particle dispersion on thermal conductivity of copper powder filled epoxy composites ». In *International Conference on Advancement of Materials and Nanotechnology (ICAMN 2007), 29 May-1 June 2007*. (USA) Vol. 1217, p. 363-9. Coll. « AIP Conf. Proc. (USA) »: American Institute of Physics. < <http://dx.doi.org/10.1063/1.3377845> >.
- Zhandarov, S. F., E. Mader et O. R. Yurkevich. 2002. « Indirect estimation of fiber/polymer bond strength and interfacial friction from maximum load values recorded in the microbond and pull-out tests. I. Local bond strength ». *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 16, n° Copyright 2002, IEE, p. 1171-200.
- Zhandarov, S. F., et E. Pisanova. 1997. « The local bond strength and its determination by fragmentation and pull-out tests ». In *Sixth International Conference on Composite Interfaces (ICCI-6): Microphenomena in Advanced Interfaces, 5-8 May 1996*. (UK), 8. 1704. Vol. 57, p. 957-64. Coll. « Compos. Sci. Technol. (UK) »: Elsevier. < [http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538\(97\)00037-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538(97)00037-7) >.