

THÈSE

présentée
pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE TOULOUSE
Spécialité : Génie Électrique

par

Jérôme DUVAL

Ingénieur de l'École Nationale Supérieure d'Électrotechnique, d'Électronique, d'Informatique
et des Télécommunications

DEA Génie Électrique de l'INPT

Conception et mise en œuvre d'un système d'actionneurs AMF répartis pour le contrôle de forme électroactif de voilures aéronautiques

soutenue le 01 juillet 2005 devant le jury composé de :

M. Pascal	BROCHET	Président et rapporteur
M. Mircea	CRIVII	Rapporteur
M. Alain	SAGANSAN	Examineur
M. Michel	AMIET	Examineur
M. Bertrand	NOGAREDE	Directeur de thèse

Résumé

En vue de l'amélioration des performances aérodynamiques dans le domaine aéronautique, le contrôle de forme de surfaces portantes peut s'avérer être une solution pertinente. Le présent mémoire vise plus particulièrement à définir une structure d'actionneur visant au contrôle d'une voilure en dévissage.

Par ailleurs, l'émergence des matériaux électroactifs ouvre de nouvelles perspectives pour la conception de fonctions d'actionneurs répartis. Ce travail exploite donc le potentiel d'une certaine classe de matériaux électroactifs : les Alliages à Mémoire de Forme (AMF).

Dans un premier temps, l'étude détaille les différentes classes de matériaux actifs disponibles, ainsi que les applications aéronautiques dans lesquelles ces matériaux ont pu être mis à profit. Cette pré-étude démontre l'intérêt des AMF pour la réalisation de la fonction de dévissage.

Puis le mémoire précise la nature de l'effet de mémoire de forme, et en propose une modélisation. Un démonstrateur d'actionneur AMF linéaire réalisé au laboratoire est présenté qui démontre la faisabilité d'une cellule motrice à grands efforts et grandes déformations.

Par ailleurs, une étude d'une structure de voilure réaliste permet de préciser le cahier des charges de la fonction de dévissage. En déterminant les efforts et déplacements requis, il est possible de choisir la structure la plus pertinente et d'établir un bilan de l'actionnement. Ce bilan donne la masse et l'énergie requises par la fonction visée.

Enfin, la confrontation de l'étude mécanique à la modélisation qui a été faite d'un actionneur à mémoire de forme permet d'affiner le bilan énergétique de la structure d'actionnement retenue. La validité du concept est démontrée à une échelle réduite par l'implantation de fils AMF sur une structure en caisson rigide.

Abstract

So as to improve the aerodynamic aircraft's behaviour, active shape control of airfoils is a solution of great interest. This report presents an actuator structure aiming at global wing-twist control.

The electroactive materials offer new opportunities in the design of distributed actuators' structures. In this context, the study investigates the performances of a specific material's category : the Shape Memory Alloys (SMA).

Firstly, an overview of the available electroactive materials, and the related aeronautic applications, is presented. This preliminary study reveals the interest of SMA for wing twist control.

Then, the shape memory effect is described and modelised. A laboratory-made SMA linear actuator is presented, which tends to establish the feasibility of a great stress / deformations actuated structure.

Moreover, based on a detailed study of a realistic wing structure, the requirements of a significant wing-twist actuation may be precised. According to the calculated stress and strains, the most relevant structure may be given, as well as the energy and mass required at wing scale.

Finally, based on both the mechanical study and the shape memory effect model, the needs of the global active wing structure may be estimated. The relevance of the actuation concept is demonstrated at small scale, thanks to the integration of SMA wires on a wing-box like structure.

Avant Propos

Ces travaux ont été réalisés au sein du groupe de recherche « Matériaux, Machines et Mécanismes Electrodynamiques »-EM3 du Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique Industriel. Le financement en a été assuré par une bourse de thèse de la DGA.

Je remercie Yvon CHERON, directeur du LEEI, pour l'accueil qui m'a été réservé au sein du LEEI.

Je souhaite également remercier les membres du jury :

- M. Michel AMIET, de la Délégation Générale à l'Armement, pour sa participation à ce jury, ainsi que pour l'intérêt qu'il a manifesté pour ces travaux. A travers lui, je tiens à remercier la DGA pour le soutien apporté à mes recherches
- M. Pascal BROCHET, professeur à l'Ecole Centrale de Lille, et M. Mircea CRI-VII, professeur à l'EPFL de Lausanne, pour avoir accepté la charge de rapporteurs du présent mémoire. J'ai su apprécier leurs remarques et l'intérêt qu'ils ont manifesté pour ces travaux
- M. Alain SAGANSAN, de la société Airbus France, pour avoir accepté de participer à ce jury, et pour la collaboration entretenue avec le groupe EM3 sur ces travaux, me donnant l'occasion de m'impliquer dans un projet particulièrement stimulant
- M. Bertrand NOGAREDE, professeur à l'ENSEEIH, et responsable du groupe de recherche EM3. Je lui suis reconnaissant de la confiance qu'il m'a accordée en me proposant cette thèse. J'ai su grandement apprécier la qualité scientifique de son encadrement, d'autant que sa rigueur a été indissociable d'un enthousiasme communicatif au cours de ces trois années de thèse. Qu'il soit assuré du grand plaisir que j'ai éprouvé à travailler avec lui, que ce soit sur un plan scientifique ou humain.

Je tiens également ici à remercier tout particulièrement Dominique HARRIBEY, ingénieur de recherche CNRS, pour sa disponibilité et sa bonne humeur. La partie expérimentale doit énormément à son travail et son expérience dans la conception et la réalisation de démonstrateurs pour le groupe. Je souhaite donc ici mettre en avant son apport notable à mes travaux (et à ceux de nombreux doctorants et stagiaires du groupe).

Merci aussi à Jean-François ROUCHON, maître de conférence à l'ENSEEIH, pour sa sympathie et ses conseils de mécanicien avisé, et à Carole HENAU, maître de conférence à l'ENSEEIH, notamment pour son aide dans l'encadrement des enseignements que j'ai eus à assumer (et pour sa gentillesse à assister à mes répétitions de soutenance tardives).

Je souhaite saluer ici mesdames ESCAIG, BODDEN, PIONNE, SCHWARZ et ME-BREK, en charges des aspects administratifs de la vie du laboratoire. Leur gentillesse et leur disponibilité est toujours très appréciable.

De manière plus générale, je remercie tous les personnels du LEEI que j'ai eu l'occasion de fréquenter au cours de ces trois ans.

Merci encore à tous mes collègues doctorants du LEEI :

- les « vétérans » : Laurent PEYRAS, Jérôme VALLON, Nicolas ROUX, Rémi SAISSET, Paul-Etienne VIDAL et Grace GANDANEGARA qui ont su faire bon accueil à leurs successeurs en impulsant une bonne ambiance parmi les thésards
- les « contemporains » : Sylvain CANAT, Alexis RENOTTE, Christophe VIGUIER, Guillaume FONTES et Lauric GARBUIO, pour les moments sympathiques qu'on a partagés au cours de ces années
- les « générations futures », avec lesquelles j'ai partagé dans la bonne humeur le bureau E137 : Adao DELEHELLE, Wojciech SZLABOWICZ, Julien FONTCHASTAGNER et Emilien DARTIGEAS (que je félicite encore pour son diplôme d'ingénieur CNAM)
- plus généralement, tous les doctorants que j'ai cotoyés, trop nombreux pour être tous cités ici, mais dont j'ai su apprécier la compagnie...

Ensuite, je tiens ici à remercier mes parents pour leur soutien constant au cours de mon parcours universitaire qui prend fin avec ce mémoire.

Enfin, je pense plus particulièrement à mon épouse Marina qui a su en permanence m'encourager durant ces trois années de doctorat. Je lui souhaite maintenant tout le succès possible pour la fin de sa propre thèse !

à Marina, ma femme...

Table des matières

Introduction générale	1
1 Etat de l'art de l'actionnement électroactif des surfaces portantes	3
1.1 Classes d'actionneurs pour les applications aéronautiques	4
1.1.1 Hiérarchisation des besoins en termes de fonction et de dynamique requise	4
1.1.2 Différentes stratégies d'actionnement	4
1.2 Matériaux électroactifs : différentes technologies en présence	6
1.2.1 Définition et généralités	6
1.2.2 Couplage électroélastique : les matériaux piézoélectriques et électrostrictifs	7
1.2.3 Les polymères électroactifs	13
1.2.4 Couplage magnéto-élastique : les alliages magnétostrictifs	15
1.2.5 Couplage électro-thermo-élastique : alliages à mémoire de forme	16
1.2.6 Couplage magnéto-élastique par alliages à mémoire de forme	18
1.2.7 Eléments de choix des matériaux actifs	19
1.3 Matériaux actifs et structures déformables, état de l'art en aéronautique	22
1.3.1 Contrôle de forme en régime quasi-statique	22
1.3.2 Contrôle du vrillage de la surface portante	27
1.3.3 Contrôle de forme dynamique	30
1.3.4 Recapitulatif	35
1.4 Choix d'un procédé d'actionnement	37
1.4.1 Eléments de choix du matériau	37
1.4.2 Déformations quasi-statiques de grandes structures : la solution AMF	37
2 Etude et réalisation d'un actionneur AMF grands efforts / grands déplacements	43
2.1 Notions de base sur les AMF	44
2.1.1 Définition de l'effet de mémoire de forme	44
2.1.2 Caractéristiques des AMF	45
2.1.3 Bilan des matériaux actuellement utilisés et de leurs applications	48
2.2 Modélisation des AMF	50
2.2.1 Approche thermodynamique	51
2.2.2 Modèle comportemental des AMF	54

2.2.3	Synthèse du modèle d'un actionneur macroscopique	55
2.2.4	Réalisation d'une cellule d'actionneur grands efforts / grands déplacements	58
2.2.5	Essais réalisés	62
3	Application de l'actionnement par AMF au contrôle de vrillage d'une voilure aéronautique	77
3.1	Contrôle de vrillage d'une voilure aéronautique : analyse du cahier des charges	78
3.1.1	Description de la fonction à réaliser	78
3.1.2	Conditions de fonctionnement de l'actionneur	78
3.1.3	Mise en œuvre du procédé d'actionnement retenu	80
3.2	Etude comparative des différents modes de déformation envisageables.	82
3.2.1	Etude d'un cas simple : caisson encastré à une extrémité	82
3.2.2	Validation affinée : simulation avec des conditions aux limites plus réalistes	90
3.3	Etude de la voilure de référence	91
3.3.1	Description du modèle utilisé	91
3.3.2	Résultats de simulations : bilan des efforts et des déplacements requis	92
3.4	Eléments de dimensionnement du système d'actionnement	94
3.4.1	Choix du « calibre » de l'actionneur	94
3.4.2	Bilan de masse et d'énergie	94
4	Etude fonctionnelle et réalisation d'un démonstrateur opérationnel du système de dévissage électroactif	99
4.1	Modélisation de l'ensemble voilure-actionneur	100
4.1.1	Dimensionnement mécanique, influence sur la quantité d'AMF	100
4.1.2	Structure d'actionneur retenue, et influence sur le modèle thermique	103
4.1.3	Modèle d'actionneur global retenu	105
4.2	Comportement simulé de la voilure active	106
4.2.1	Paramètres dimensionnants de la cellule active simulée	106
4.2.2	Comportement dynamique de la voilure active	106
4.2.3	Bilan de puissance dans le cadre d'un cycle de fonctionnement réaliste	108
4.3	Démonstrateur de la fonction de dévissage	117
4.3.1	Objectif de l'expérimentation	117
4.3.2	Performances attendues sur le démonstrateur réalisé	118
4.4	Expérimentation du démonstrateur réalisé	120
4.4.1	Dispositif expérimental	120
4.4.2	Résultats obtenus	121
4.4.3	Relevés expérimentaux	122
4.4.4	Comparaison calcul-expérience	122
4.4.5	Extrapolation à l'échelle de la voilure	127

Conclusion générale	131
Bibliographie	135
Annexes	139

Table des figures

1.1	Exemple de motricité localisée : contrôle de bord de fuite de pales d'hélicoptère	5
1.2	Photo du miroir déformable (scté CILAS)	6
1.3	Schéma de principe de la répartition des électrodes	6
1.4	Constitution d'une céramique multicouche	9
1.5	Schéma de principe de constitution d'un piézocomposite	10
1.6	Vue en coupe d'une structure composite typique, et encombrement relatif des fibres dans les deux dimensions	10
1.7	Exemple de cycle de fonctionnement d'un film piézocomposite produit par Smart material corporation	11
1.8	Schéma de principe de fonctionnement d'un bimorphe	12
1.9	Cycle d'hystérésis d'un AMF	16
1.10	Principe de fonctionnement d'un AMF magnétique	18
1.11	Schéma de principe d'un actionneur AMF ferromagnétique, cf. [Tel02]	19
1.12	Efforts et vitesse de déformation relative pour différents types d'actionneurs (in [Nog05])	20
1.13	Profil optimal en fonction de la vitesse	22
1.14	Principe de l'aile reconfigurable (in [Str02])	23
1.15	Surface portante à cambrure variable (in [Mus01])	23
1.16	Schéma de principe du contrôle de forme par l'actionneur THUNDER (in [Pin97])	24
1.17	Différents modes de déformations envisageables de la structure biplane (in [Oh01])	25
1.18	Aile déformable à actionnement magnétostrictif (in[Sta01])	25
1.19	Cinématique d'une armature de bord de fuite déformable mue par un actionneur linéaire (in [Mon01])	26
1.20	Bord de fuite composite à base de câbles AMF (in [Sta01])	27
1.21	Principe du contrôle de bord de fuite par moteur piézoélectrique (moteur excentré)	28
1.22	Concept d'actionneur pour le vrillage d'une aile d'avion ([Sta01])	28
1.23	Schéma de principe du dispositif de vrillage par tube AMF ([Jar99])	29
1.24	Vues du modèle réduit d'aile pour les essais en soufflerie (à gauche, une aile conventionnelle, à droite l'aile active avec son tube de torsion AMF et ses bords de fuite déformables in [Sch99])	29
1.25	Pale AMF composite([Cha01])	30

1.26	Réalisation d'une surface d'aile vibrante, vue de plusieurs modules élémentaires ([Mun02])	31
1.27	Influence des vibrations sur le décollement de la couche limite, angle d'attaque 9° , $Re = 2.5 \cdot 10^4$ ([Mun02])	31
1.28	Concept de « peau active » (in [Red02])	32
1.29	bord de fuite actionné par un bimorphe ([Giu00])	33
1.30	Schéma de principe du Rotor à Pales Actives (RPA) in [Pet02]	33
1.31	Déflexion de l'actionneur sous 2000g, sans charge aérodynamique ([Pet02])	34
1.32	Contrôle de bord de fuite exploitant un actionneur amplifié de type « X-frame » ([Der01])	35
1.33	Concept d'actionneur couplé flexion-torsion pour le vrillage d'une pale (in [Cho01])	36
1.34	Torsion du rotor à l'aide de fibres piézoélectriques ([Der01])	36
2.1	Principe de l'effet de mémoire de forme	44
2.2	Cycle d'hystérésis d'un AMF	45
2.3	Transformation martensitique : comportement à l'échelle microscopique	46
2.4	Phase solide en fonction de la température et de la contrainte, d'après [Bri93]	47
2.5	Mémoire de forme et superélasticité	48
2.6	Chargement et déchargement d'un AMF à la martensite	52
2.7	Réponse mécanique classique d'un AMF sous contrainte mécanique à froid	56
2.8	Réponse mécanique à froid d'un AMF sous contrainte mécanique obtenue expérimentalement (T en fonction de S_{max})	57
2.9	Cycle thermique sous différentes contraintes : déformée relative en fonction de la température	58
2.10	Schéma du démonstrateur réalisé au laboratoire (dessin : D. Harribey) .	60
2.11	Photo du démonstrateur réalisé au laboratoire (réalisation : R. Laroche)	61
2.12	Alimentation électrique du démonstrateur	61
2.13	Cycle à vide (pas d'autre charge que la masse de la culasse d'aluminium et le dispositif de mesure, soit 1.6 kg)	62
2.14	Schéma de principe de la mesure de la constante de raideur E	63
2.15	Variations de la résistance ohmique de l'actionneur vue des bornes . . .	65
2.16	Température en régime permanent en fonction du courant	66
2.17	Modèle de l'actionneur AMF codé à l'aide du logiciel Matlab-Simulink .	68
2.18	Schéma de principe du modèle de comportement des AMF	69
2.19	Comportement dynamique de l'actionneur : AMF dans ses premiers cycles de fonctionnement	70
2.20	Comportement dynamique de l'actionneur : AMF vieilli	71
2.21	Influence du vieillissement sur le cycle d'hystérésis de l'AMF	72
2.22	Comportement dynamique de l'actionneur lors de variations de courant	73
2.23	Puissance électrique consommée	74
2.24	Travail mécanique fourni	75
2.25	Travail mécanique de l'actionneur soumis à un courant de 3A	75

3.1	Cycle moyen d'utilisation de la fonction de vrillage au cours du vol . . .	78
3.2	Influence de la température ambiante sur le cycle d'hystérésis de l'AMF	79
3.3	Caisson de voilure schématique	80
3.4	Flexion différentielle par torsion pure	81
3.5	Flexion différentielle par compression transversale	81
3.6	Flexion différentielle par tension diagonale	81
3.7	Problème 2D équivalent à l'étude du caisson considéré	83
3.8	Application des efforts sur le caisson encastré	84
3.9	Flexion différentielle par torsion pure	86
3.10	Flexion différentielle par tension diagonale	86
3.11	Flexion différentielle par compression transversale	86
3.12	Actionnement par fils AMF et arbre de torsion	87
3.13	Actionnement par tension diagonale	89
3.14	Structure complète d'extrémité de voilure idéalisée, avec ou sans raidis- seurs, considérée pour les simulations MEF	90
3.15	Aile idéalisée sans raidisseurs	90
3.16	Aile idéalisée avec raidisseurs	90
3.17	Modèle pour les simulations ANSYS	91
3.18	Torsion de l'aile avec un caisson sur deux actionné par fil AMF	92
3.19	Influence du caisson actionné sur le caisson suivant	92
3.20	Torsion de l'aile avec l'ensemble des caissons actionnés par fils AMF . . .	93
3.21	Structure schématique de l'actionneur AMF considéré	94
4.1	Réponse mécanique d'un AMF sous contrainte mécanique à froid obte- nue expérimentalement (T en fonction de S_{max})	100
4.2	Caractéristique efforts/déplacements schématique d'un AMF à la mar- tensite	102
4.3	Vue des différents cas de vrillage de la voilure	102
4.4	Vue en coupe d'une structure d'arrangement possible d'un vérin AMF .	104
4.5	Schéma de principe de la simulation d'un caisson actif	105
4.6	Réponse indicielle du caisson actif au chauffage (puissance ramenée à à l'échelle de la voilure)	107
4.7	Réponse indicielle du caisson actif au refroidissement (puissance ramenée à l'échelle de la voilure)	108
4.8	Dynamique du caisson actif avec une surface d'échange augmentée . . .	109
4.9	Evolution de la température ambiante au cours du vol (d'après le chier des charges AIRBUS)	109
4.10	Cycle moyen d'utilisation de la fonction de vrillage sur un vol (donné par AIRBUS)	110
4.11	Cycle de fonctionnement simulé de l'actionneur sur un vol de 10h, en l'absence de refroidissement	111
4.12	Cycle de fonctionnement de l'actionneur sur un vol de 10h, en fonction de la puissance du refroidissement	112

4.13 Influence d'une augmentation des températures de transitions sur le comportement de la voilure, avec une puissance de refroidissement de 50 W	114
4.14 Réponse de l'actionneur avec une puissance de refroidissement de 100W et des températures de transition décalées de 10°C	115
4.15 Réponse de l'actionneur commandé avec une logique négative	116
4.16 Vue du caisson à échelle réduite pour l'étude expérimentale	117
4.17 Inertie des longerons	117
4.18 Disposition des fils AMF	118
4.19 Flexion du longeron	119
4.20 Caisson réduit actionné sous une force de 100N	119
4.21 Vue de profil du caisson encastré-libre	119
4.22 Vue du démonstrateur réalisé au laboratoire	120
4.23 Caractéristique efforts/déplacements du fil AMF, par rapport à la charge élastique	121
4.24 Déplacements verticaux mesurés sur chaque longeron	123
4.25 Températures relevées sur le fil	124
4.26 Déplacement vertical à l'extrémité du caisson en différentiel	125
4.27 Simulation du comportement des fils AMF alimentant le caisson réduit	126
4.28 Résistance d'un fil AMF du caisson, pour deux cycles de fonctionnement, et comparaison à la résistance électrique du démonstrateur du chapitre 2	126
4.29 Inertie comparée de la structure évidée et d'un caisson fermé	128

Liste des tableaux

1.1	Caractéristiques de quelques céramiques standards fournies par la société Morgan ElectroCeramics	8
1.2	Caractéristiques des polymères électroactifs	13
1.3	Comparaison des caractéristiques des céramiques PZT et des films PVDF ([Har01])	14
1.4	Quelques ordres de grandeurs caractéristiques d'un AMF	17
1.5	Récapitulatif sur les éléments de choix des matériaux actifs	21
1.6	Classification des principaux concepts d'actionnement utilisés dans les structures portantes électroactives	38
1.7	Récapitulatif des choix de matériaux actifs en fonction de l'application (1/2)	39
1.8	Récapitulatif des choix de matériaux actifs en fonction de l'application (2/2)	40
2.1	Comparatif de différents alliages à mémoire de forme d'après [Hes99]	48
2.2	Nomenclature	51
2.3	Déformées obtenues par l'actionneur sous charge élastique	62
2.4	Algorithme de calcul de la proportion de martensite	67
3.1	Comparaison des stratégies d'actionnement en termes de masses	89
3.2	Efforts et déplacements appliqués	93
3.3	Bilan de masse de l'actionnement	95
3.4	Propriétés physiques du nitinol	95
4.1	Bilan de l'actionnement avec prise en compte de la précontrainte	103

Notations

Modélisation des AMF :

Θ	température
T	contrainte mécanique
S	déformée relative
S_{el}	terme de déformée élastique
S_{inel}	terme de déformée inélastique z fraction de martensite
A_f	température de fin de transition austénitique
A_s	température de début de transition austénitique
M_f	température de fin de transition martensitique
M_s	température de début de transition martensitique
E	module d'Young
F	énergie libre
σ	entropie
C_A et C_M	variation des températures de transition sous contrainte (en °C par MPa)
h	coefficient de convection
S_{ech}	surface d'échange thermique

Etude de la fonction de dévissage :

l	largeur du caisson
L	longueur du caisson
h	hauteur du caisson
G	coefficient de cisaillement
J	moment d'inertie en torsion
I	moment d'inertie en flexion

Introduction générale

Si à l'origine de l'aviation les commandes de vol furent initialement fondées sur la déformation de surfaces portantes mues à la force des bras (à l'image de l'avion « flyer » des frères Wright en 1903), la taille croissante des aéronefs a imposé très vite l'emploi de gouvernes articulées et actionnées mécaniquement. Dans un contexte plus récent, les actionneurs hydrauliques ou électrohydrostatiques (EHA) sont largement employés et tendent dans un futur proche à céder la place à des actionneurs purement électromécaniques (EMA). Le recours quasi-incontournable à ces solutions articulées est principalement dû à la rigidité des éléments de voilure mis en jeu, ainsi qu'à la masse des aéronefs de plus en plus imposants.

Pourtant, c'est précisément dans le contexte des avions de grande taille que s'impose peu à peu une variante réactualisée du concept d'aile ou d'avion « souple » dont les avantages tiennent essentiellement à la nécessité de réduire les masses. Si ce concept ne remet pas pour l'instant en cause les stratégies classiques de commande de vol, il pose de nouvelles questions quant à l'optimisation du comportement aéroélastique de l'avion, tout en ouvrant la voie à de nouvelles fonctionnalités en termes de contrôle de forme de la voilure.

Devant ces nouveaux besoins, les matériaux électroactifs, qui offrent la possibilité d'une activation délocalisée des structures mécaniques, constituent à l'évidence une réponse prometteuse. Ce champ d'investigation, largement exploré par les activités menées dans le cadre du groupe de recherche en électrodynamique - EM3, concerne naturellement le domaine des actionneurs électromécaniques, donnant lieu à de nouveaux concepts de machines électriques (piézomoteurs) doués de fonctionnalités étendues (actionneurs à plusieurs degrés de liberté) et de performances accrues (couple massique élevé comparé aux solutions électromagnétiques). Cependant, il ne faut pas perdre de vue que les potentialités les plus attractives à terme des matériaux électroactifs sont situées dans le domaine de l'actionnement distribué, qui repose sur l'intégration poussée des fonctions motrices au sein de la structure.

Face à l'émergence de ces nouvelles possibilités technologiques, le contrôle de forme de structures aéronautiques représente un champ d'investigations particulièrement riche. Ainsi, l'objectif de la présente thèse soutenue par la Délégation Générale à l'Armement vise à étudier la faisabilité d'un système d'actionneurs répartis destiné au contrôle du vrillage d'une voilure aéronautique. D'un commun accord entre la DGA et la société AIRBUS, les spécifications qui ont servi de référence à cette étude correspondent au cas d'un avion civil (à savoir l'A380). Sa structure de conception récente se prête

d'autant mieux à de telles investigations que sa souplesse est particulièrement marquée.

Le mémoire est organisé en quatre chapitres. Le premier chapitre propose un tour d'horizon des principales technologies de conversion électromécanique potentiellement exploitables. L'étude d'un certain nombre d'exemples de réalisations actuelles permet de mesurer le potentiel de ces nouveaux procédés face à différents types de besoins émergents en aéronautique.

Le deuxième chapitre se focalise sur la filière technologique la plus appropriée à un usage concernant le contrôle de forme en régime quasi-statique. La physique de ces composés métalliques est brièvement rappelée. Un modèle d'usage d'une cellule d'actionneur à alliage à mémoire de forme est alors déduit des propriétés thermomécaniques de ces alliages. Ce modèle est enfin confronté aux essais menés sur un banc de test spécifique développé au laboratoire.

Le troisième chapitre a trait à la caractérisation mécanique de la voilure de référence afin de définir la stratégie d'actionnement la plus pertinente. De cette étude est déduit le bilan massique et énergétique qui caractérise l'efficacité du procédé d'actionnement préconisé.

Enfin, l'étude du comportement global de la voilure électroactive et les contraintes inhérentes à la mise en œuvre pratique du procédé d'actionnement retenu fait l'objet du quatrième et dernier chapitre. Le modèle de comportement élaboré au cours des précédents chapitres est ainsi exploité pour caractériser la voilure complète et dresser un bilan de la faisabilité du système de dévissage électroactif proposé.

Chapitre 1

Etat de l'art de l'actionnement électroactif des surfaces portantes

Introduction

Du fait même du haut potentiel intrinsèque des matériaux électroactifs en termes de puissance massique ou d'intégration fonctionnelle, leur emploi judicieux pour la réalisation de structures activées électriquement ou de fonctions de commande innovantes suppose une réflexion préalable poussée. Quelle que soit l'application visée, le concepteur doit pouvoir répondre simultanément à deux questions. Quels sont les besoins propres à la fonction ciblée en termes d'efforts, de déplacements ou de dynamique ? Quelles sont actuellement les performances des matériaux actifs disponibles et des architectures couramment usitées pour leur mise en œuvre ? De la bonne adéquation de la technologie retenue à la commande visée dépendra grandement la pertinence de la solution proposée.

La présente étude peut tirer avantage d'une analyse approfondie des voies déjà empruntées pour l'actionnement de surfaces portantes aéronautiques. Ce panorama permet de préciser les limites des performances des matériaux envisageables, tout en affinant la définition des besoins. En effet, les chercheurs et industriels de l'aéronautique investigant depuis plusieurs années les applications de l'actionnement électroactif dans leur domaine, il est désormais possible d'aborder cette problématique avec plus de recul.

Ce premier chapitre vise donc à répondre aux deux questions préalablement formulées. Quel matériau ? Pour satisfaire quel besoin ? Il s'agit ici de dresser un état de l'art des technologies et applications déjà éprouvées dans le domaine des surfaces portantes actives. Cette étude préliminaire décrit l'ensemble des concepts et structures électroactives considérées dans divers types d'applications aéronautiques.

Dans un premier temps, les différents modes d'actionnement des structures déformables aéronautiques, notamment en termes de dynamique et de mise en œuvre, sont répertoriés. Les technologies relatives aux diverses familles de matériaux électroactifs et actionneurs correspondants sont ensuite passées en revue. Puis les expérimentations

en contrôle des structures actuellement en cours sont plus particulièrement examinées. Enfin, cette pré-étude se conclut par une synthèse de l'état des technologies actuelles en vue de déterminer la stratégie d'actionnement appropriée pour l'application visée.

1.1 Classes d'actionneurs pour les applications aéronautiques

Préalablement à la définition d'une structure donnée, il convient d'identifier précisément les différents types d'actionneurs intervenant pour des applications embarquées aéronautiques. Cette classification des besoins permet ainsi de préciser les applications pour lesquelles les matériaux actifs offrent un potentiel réel, et a contrario d'éliminer celles qui sont à l'évidence hors de portée .

1.1.1 Hiérarchisation des besoins en termes de fonction et de dynamique requise

Les commandes de vol peuvent se répartir en différentes catégories suivant leur dynamique et la fonction qui leur est attribuée :

1. des gouvernes lentes qui fixent en régime quasi-statique la dynamique de vol de l'avion et assurent les déplacements du centre de gravité de l'appareil. C'est dans ce cadre que s'inscrit le contrôle du vrillage de voilure (déformations avec une constante de temps de l'ordre du degré par heure)
2. des gouvernes rapides (caractérisée par des rotations de plusieurs dizaines de degrés par seconde), leur fonction est d'assurer les manoeuvres de l'appareil autour de son centre de gravité (empennage, gouvernes)
3. commande des modes souples de l'avion, il s'agit d'un contrôle fréquentiel des modes de vibration de la structure de l'appareil afin d'en améliorer le comportement aéroélastique ;
cette troisième classe de fonctions découle directement des nouvelles fonctionnalités associées au concept « d'avion souple »

Comme nous le verrons plus loin, la conception de gouvernes rapides au moyen d'actionneurs électroactifs n'est pas encore envisageable du fait de l'importance des déformations et des efforts requis. Les applications actuellement en cours d'étude portent essentiellement sur le contrôle de forme en quasi-statique (1) pour réduire la traînée d'écoulement sur le profil de voilure ([Kud02] et [Red02]), et sur le contrôle dynamique des vibrations de la surface portante (3, voir également les applications au contrôle de vibrations de pales d'hélicoptères dans [Pet02] et [Der01]).

1.1.2 Différentes stratégies d'actionnement

Le contrôle de forme de structures mécaniques passe par leur activation au moyen d'un actionnement réparti sur les surfaces à contrôler. Ces structures ont été envisagées

pour des applications de type contrôle de vibrations (cf. [Pet02]) et contrôle des écoulements (cf. [Mun02]). Du fait de leur aptitude à une intégration fonctionnelle poussée, les matériaux électroactifs permettent en effet la réalisation d'actionneurs répartis performants. On peut, conformément à l'analyse proposée dans [Mon02], distinguer au sein de cette classe deux grandes catégories :

- les actionneurs répartis à motricité localisée
- les actionneurs répartis à motricité répartie

1.1.2.1 Actionneurs à motricité localisée

Les actionneurs de cette catégorie sont constitués d'un ensemble de cellules élémentaires distribuées sur la structure à contrôler, mais exerçant une force motrice localisée. Ces actionneurs exploitent le plus souvent des céramiques multicouches, mais certains sont aussi constitués à partir de bimorphes. Nous pouvons citer comme exemples d'applications le contrôle de surface d'un miroir à surface déformable au moyen de cellules élémentaires de type flexenseur, ou encore le contrôle de servo-volets de rotor d'hélicoptère au moyen d'actionneurs bimorphes ([Giu00]), comme montré sur la FIG. 1.1 (d'après [Sta01]).

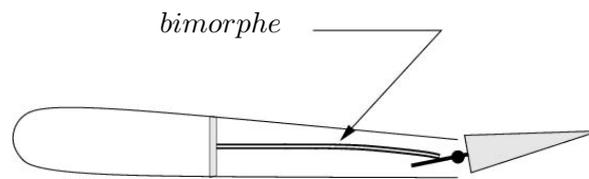


FIG. 1.1 – Exemple de motricité localisée : contrôle de bord de fuite de pales d'hélicoptère

Cette structure repose sur une activation locale du volet de bord de fuite via une structure articulée. Le même principe est mis en œuvre avec des actionneurs amplifiés « flexenseurs » par [Pet02]. Ainsi, avec des pales à l'échelle 1/2.619 (largeur maximale de la pale de 140 mm, dont 21 mm pour le volet), il est possible de produire une déflexion de bord de fuite comprise entre -5° et $+10^\circ$, avec un couple bloqué compris entre 0.2 et 1.6 N.m. Par ailleurs, la fréquence de fonctionnement admissible est d'environ 80 Hz.

1.1.2.2 Actionneurs à motricité répartie

Cette catégorie d'actionneurs comprend l'ensemble des structures au sein desquelles la matière active est uniformément répartie sur la surface de contrôle, ce qui permet l'application de forces motrices plus « diffuses » dans la structure. Les actionneurs employés sont généralement de type bimorphe, la matière active étant alors déposée sur la surface à actionner. Il est à noter que ce type d'actionneurs peut tirer avantageusement profit de nouveaux matériaux comme les fibres piézo-composites dont la souplesse permet l'adaptation à des géométries de plus en plus complexes. On citera comme exemple d'application la conception de miroirs à surface déformable exploitant des actionneurs bimorphes sur lesquels sont montées des surfaces réfléchissantes ([Jag01]).

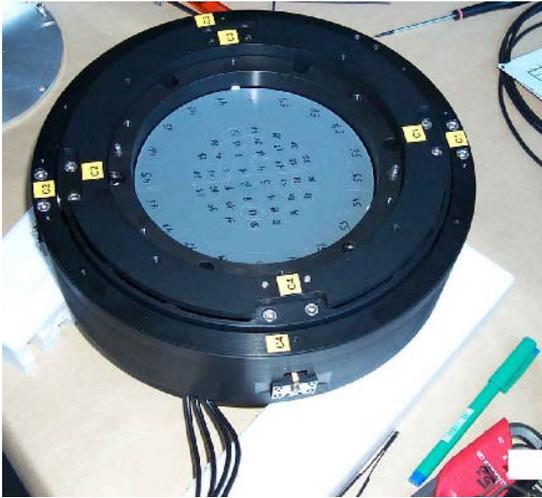


FIG. 1.2 – Photo du miroir déformable (scté CILAS)

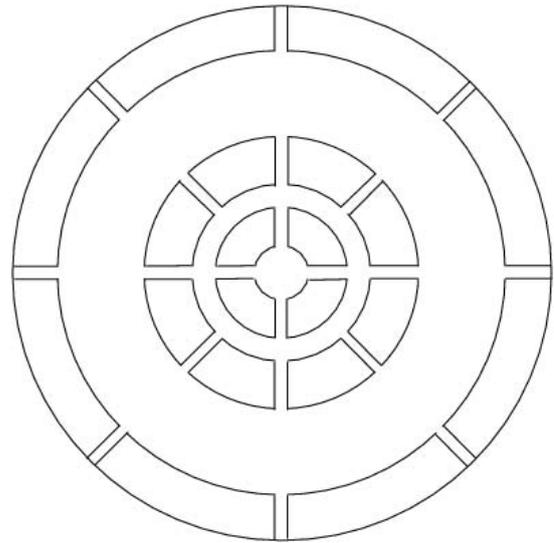


FIG. 1.3 – Schéma de principe de la répartition des électrodes

Le miroir présenté sur la FIG. 1.2 est réalisé par la société CILAS (caractéristiques disponibles sur www.lesia.obspm.fr/astro/optada/pages/tip/macao.html). Il s'agit d'un miroir de diamètre 150 mm qui est constitué d'un bilame sur lequel est déposé une lame de verre. L'ensemble de la structure est donc activable. Un jeu d'électrodes permet d'imposer localement la courbure du miroir, et les déformées mécaniques accessibles sont alors de l'ordre de 10 μm crête - crête.

1.2 Matériaux électroactifs : différentes technologies en présence

1.2.1 Définition et généralités

Le terme « matériaux électroactifs » désigne une classe de matériaux particuliers permettant la réalisation d'un couplage électro-mécanique opérant au sein même de la matière (cf. [Nog05]). Il convient de distinguer les couplages directs (couplage électro-ou magnétoélastique), des couplages indirects s'exerçant dans certains solides (couplage électro-thermo-élastique dans les alliages à mémoire de forme) ou fluides (couplage électro-visco-plastique dans les fluides électro- ou magnéto-rhéologiques) . La conversion électromécanique de l'énergie s'opère au sein de ces matériaux avec des densités d'énergie et des possibilités d'intégration fonctionnelle jusqu'ici inédites. Ainsi, ils permettent la conception de solutions techniques difficilement envisageables avec des actionneurs électromagnétiques « classiques ». L'objectif du présent chapitre est de dresser un état des lieux des technologies en présence, en vue de déterminer leur intérêt pour les applications visées.

1.2.2 Couplage électroélastique : les matériaux piézoélectriques et électrostrictifs

Ces matériaux présentent la faculté de se déformer sous l'application d'un champ électrique d'origine extérieure. Réciproquement, ils développent une polarisation électrique lorsqu'ils sont soumis à une contrainte mécanique.

1.2.2.1 Le phénomène de la piézoélectricité

L'effet piézoélectrique repose sur la propriété particulière de certains matériaux qui peuvent se polariser sous l'application d'une contrainte, et qui inversement se déforment lorsqu'ils sont soumis à un champ électrique. Dans certains matériaux, comme le quartz, cet effet est naturellement observable. L'application d'une force provoque l'apparition d'un champ électrique (effet piézoélectrique direct), tandis que l'application d'un champ électrique provoque la déformation du matériau (effet piézoélectrique inverse). Cependant, la réalisation d'actionneurs repose sur l'utilisation de céramiques synthétiques polycristallines, fréquemment constituées d'un alliage de plomb, de zirconium et de titanate (cf. [Nog01], [Cle99] et [Sal00]), les céramiques PZT. Les caractéristiques piézoélectriques de ces céramiques résultent de la polarisation initiale dans un champ électrique à température contrôlée. Les céramiques massives ainsi produites peuvent générer des contraintes de l'ordre de 40 MPa avec des déformées relatives de 1000 à 2000 ppm.

1.2.2.2 Equations fondamentales

Le comportement du matériau piézoélectrique peut être décrit par le système d'équations linéaires suivant (en notation « ingénieur », la contrainte et le champ étant pris comme variables indépendantes), d'après [Ike90] :

$$\begin{aligned} D_i &= d_{i\lambda} \cdot T_\lambda + \varepsilon_{ij}^T \cdot E_j \\ S_\lambda &= s_{\lambda\mu}^E \cdot T_\mu + d_{i\lambda} \cdot E_i \end{aligned}$$

$$\left. \begin{array}{l} i, j = 1, 2, 3 \\ \lambda, \mu = 1, \dots, 6 \end{array} \right\}$$

Notations :

D_i	Déplacement électrique
S_λ	Déformation relative
T_λ	Contrainte mécanique
E_i	Champ électrique
ε_{ij}^T	Constantes de permittivité électrique à contrainte constante
$d_{i\lambda}$	Constantes piézoélectriques
$s_{\lambda\mu}^E$	Constantes de souplesse à champ électrique constant

Il est à noter que la plupart des actionneurs piézoélectriques exploitent les modes de déformation correspondant aux constantes d_{33} (mode longitudinal) et d_{31} (mode transverse).

Les niveaux de déformation maxima sont obtenus pour des valeurs de champ électrique de l'ordre de 1.5 à 2 MV.m^{-1} . L'application d'un champ électrique plus élevé se traduirait par un claquage conduisant à la destruction de la céramique. Par ailleurs, l'application d'un champ d'intensité élevée en inverse conduirait à la dépolarisation de la céramique. La température joue également un rôle important dans le comportement des céramiques piézoélectriques. Ainsi, la céramique est dépolarisée si on la porte au delà de sa température de Curie. La dépolarisation commençant bien avant, on a coutume de ne pas dépasser une température « de sécurité » correspondant à la moitié de la température de Curie exprimée en $^{\circ}\text{C}$ (typiquement de l'ordre de 80 à 100°C). Par ailleurs, la linéarité de l'effet piézoélectrique ne se vérifie que pour des intensités de champ relativement faibles (de l'ordre de 15% de E_{max}). Au delà, on met en évidence le comportement hystérétique des céramiques piézoélectriques. Le fait d'appliquer longtemps un champ électrique relativement intense, ou au contraire le fait de ne pas appliquer de champ sur un long intervalle de temps conduit à des changements dans la polarisation de la céramique.

1.2.2.3 Principales classes de matériaux

Céramiques massives : on distingue des céramiques « dures », que l'on utilise pour des applications nécessitant l'application de tensions importantes (actionneurs) et des céramiques « douces » nécessitant des tensions plus réduites et plutôt adaptées à des applications faible puissance (petits actionneurs ou capteurs). Les caractéristiques de quelques céramiques produites par la société Morgan ElectroCeramics sont données à titre indicatif (cf. TAB. 1.1).

Type de céramique	<i>Céramiques dures</i>		<i>Céramiques douces</i>	
	PC4	PC4D	PC5	PC5H
d_{33} (10^{-12}C/N)	287	335	409	620
s_{33} (10^{-12}C/N)	14.7	14.4	17.2	21.9
Coefficient de couplage k_{33}	0.71	0.67	0.67	0.72

TAB. 1.1 – Caractéristiques de quelques céramiques standards fournies par la société Morgan ElectroCeramics

On rappelle ici que le coefficient de couplage correspond au rapport entre l'énergie convertie par la céramique et l'énergie initialement stockée. Les valeurs atteintes montrent la grande quantité d'énergie que peut fournir la céramique. Par contre, on constate qu'il est nécessaire d'appliquer des tensions relativement importantes pour

obtenir des déformées significatives (considérant un disque d'épaisseur 1 mm de céramique PC5H, il serait nécessaire d'appliquer une tension de 2000V pour obtenir un déplacement de $1.2\mu\text{m}$).

Céramiques multicouches : afin de réduire les niveaux de tensions requis, sans pour autant limiter l'intensité du champ électrique, on peut avoir l'idée d'intercaler au sein du matériau un système d'électrodes de taille micrométrique. L'actionneur est alors constitué d'un empilement de plaques ou de disques de faible épaisseur entre lesquels sont intercalées des électrodes interdigitées permettant d'obtenir sous tension réduite (typiquement de l'ordre de 100 à 200 V) des valeurs de E et donc des déplacements relativement importants (cf. FIG. 1.4).

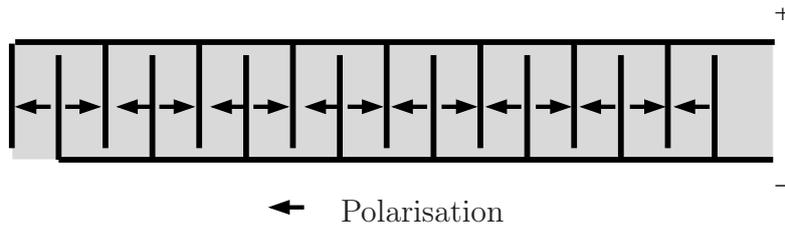


FIG. 1.4 – Constitution d'une céramique multicouche

Ainsi, des barreaux de céramique PXE54 de Morgan ElectroCeramics (dimensions $5*5*47$ mm, couches d'épaisseur $60\mu\text{m}$) permettent d'obtenir sous une tension de 180 V des déplacements de l'ordre de $67\mu\text{m}$ et un effort bloqué de l'ordre de 1200N.

Afin d'obtenir des déplacements exploitables pour réaliser un actionneur, il s'avère alors nécessaire de trouver un dispositif d'amplification de ces déplacements micrométriques. Soit l'actionneur est utilisé à la résonance, soit il faut prévoir une amplification mécanique des déplacements (type bras de levier). Par ailleurs (cf. [Mon02]), il est possible de cumuler dans le temps ces déplacements micrométriques à haute fréquence (moteurs piézoélectriques).

Composites piézoélectriques : de manière générale, les actionneurs constitués de céramiques massives ou multicouches présentent l'inconvénient d'être fortement cassants : il est par exemple fort peu recommandé de faire travailler une céramique multicouches en traction ou en torsion, et le montage mécanique doit donc éviter l'application de tout effort mécanique autre qu'une compression. Par conséquent, l'utilisation de ces actionneurs est moins adaptée à des structures où l'application des efforts se fait selon des géométries complexes.

C'est pourquoi les fibres piézoélectriques offrent de nouvelles possibilités pour la conception d'actionneurs piézoélectriques avec une bonne conformabilité. Des fibres piézoélectriques sont prises dans une matrice souple, et des électrodes placées sur un film polymère permettent d'appliquer le champ électrique. De telles fibres piézoélectriques permettent d'obtenir des déformées de l'ordre de 2000 ppm dans la direction longitudinale (composites LARC-MFC développés par la NASA, cf. [Wil02]). Il est ainsi possible de créer un actionnement quasi-unidirectionnel du fait de la structure composite, et l'actionneur peut s'adapter à des géométries plus complexes.

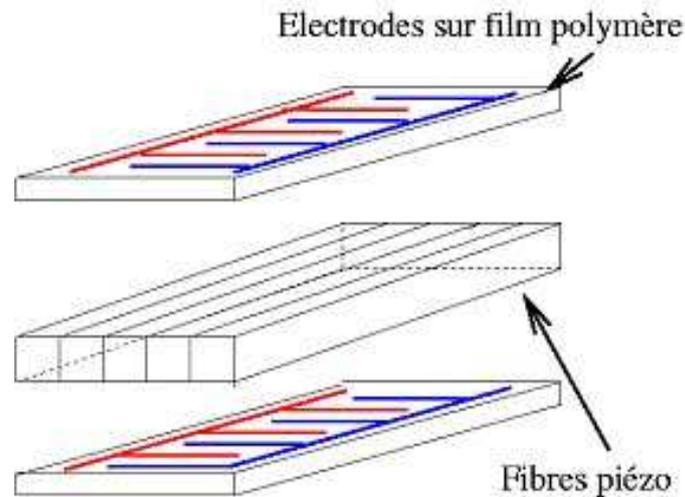


FIG. 1.5 – Schéma de principe de constitution d'un piézocomposite

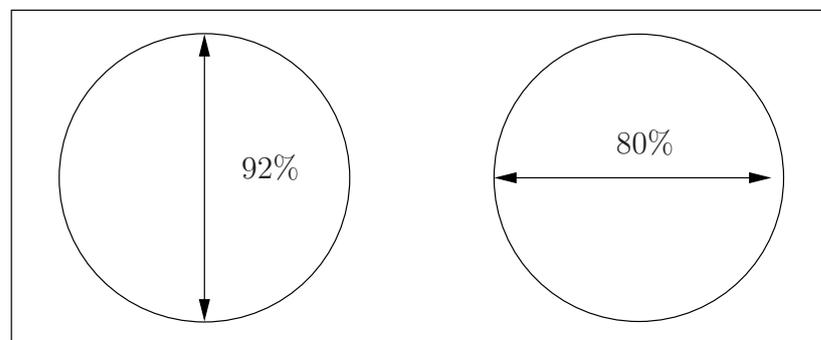


FIG. 1.6 – Vue en coupe d'une structure composite typique, et encombrement relatif des fibres dans les deux dimensions

Les performances intrinsèques atteintes par les composites sont fortement dépendantes de la densité de fibres piézoélectriques (actives) au sein de la matrice polymère (passive). Ci-dessus, un exemple de composite à fibres PZT 5H (in [7]) permettant d'atteindre des déformées de l'ordre de 2000 ppm sous forte tension.

Les fibres piézocomposites disponibles commercialement permettent sous des tensions de l'ordre de 1500 V en direct et 500 V en inverse d'obtenir des déformées relatives de l'ordre de 2000 ppm ¹ (FIG.1.7).

D'après les données fournies par le fabricant, l'effort bloqué serait de l'ordre de 30 à 40 Mpa, ce qui est tout à fait comparable aux valeurs caractérisant les composés massifs ou multicouches.

1.2.2.4 Différentes classes d'actionneurs

Des structures quasi-statiques : la réalisation d'actionneurs quasi-statiques à base de céramiques multicouches suppose un dispositif d'amplification externe des déplacements. Il est fait appel le plus souvent à des bras de levier ou à des structures

¹Smart Material Corporation, www.smart-material.com

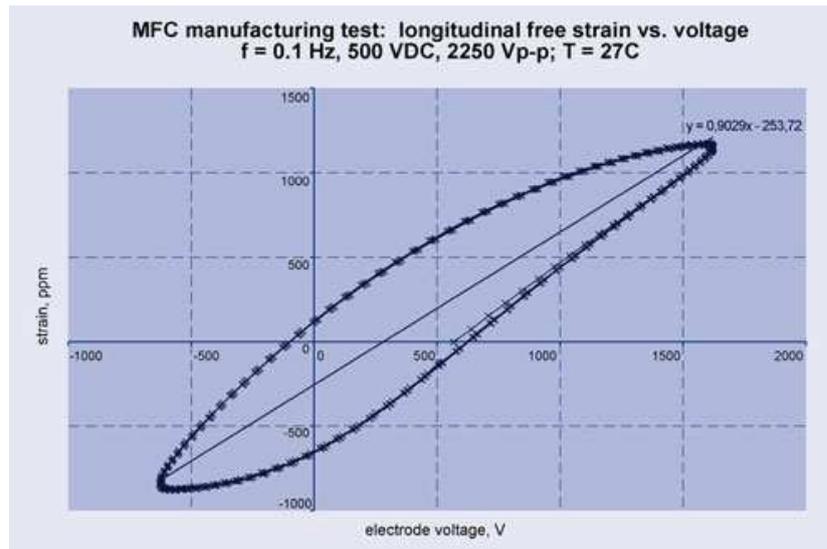


FIG. 1.7 – Exemple de cycle de fonctionnement d'un film piézocomposite produit par Smart material corporation

métalliques de précontrainte et d'amplification, comme les flexenseurs développés par la société CEDRAT Technologies (cf. [Cla01]). Il est ainsi possible d'exploiter des céramiques produisant des déplacements d'ordre micrométrique et des efforts bloqués de l'ordre du kN pour concevoir des actionneurs produisant des déformations de quelques dixièmes de mm avec des efforts bloqués plus faibles.

Une autre classe d'actionneurs piézoélectriques exploite un substrat de matériau « passif » pour produire des déplacements amplifiés : les bimorphes (cf. [Mon02]). Contrairement aux structures précédentes, qui exploitent l'effet longitudinal, ces structures exploitent l'effet transverse (coefficient d_{31}). Ces actionneurs permettent de produire des déplacements relativement importants (de l'ordre du mm), mais en exerçant des efforts très réduits (quelques N).

Une couche de céramique piézoélectrique est collée sur un substrat métallique. L'application d'une tension a pour effet d'appliquer un moment de flexion sur la lame métallique qui va donc se courber.

Une autre méthode pour produire des déplacements consiste à cumuler à haute fréquence un grand nombre de déplacements microscopiques : c'est le principe de fonctionnement des moteurs piézoélectriques quasi-statiques ([Sas93] et [Nog96]).

Des structures résonnantes les actionneurs exploitant des céramiques multicouches ou des bimorphes peuvent également être sollicités à des fréquences correspondant aux modes de résonance de la structure pour obtenir une amplification significative des déformations disponibles. D'autres structures sont quant à elles typiquement résonnantes, comme les transducteurs de type Langevin. Il s'agit d'actionneurs constitués de disques de céramiques piézoélectriques placés entre deux contremasses métalliques et alimentés pour exciter les contremasses à la résonance mécanique, ce qui permet de produire des vibrations d'amplitude significative ([Sal00]).

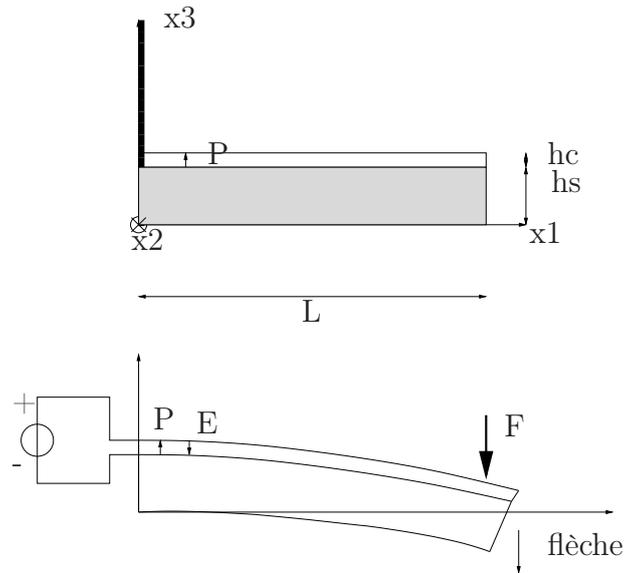


FIG. 1.8 – Schéma de principe de fonctionnement d'un bimorphe

Par ailleurs, des structures de moteurs piézoélectriques sont basées sur des phénomènes de résonance, comme les moteurs à onde progressive (moteurs créant une onde vibratoire de surface sur le stator permettant l'entraînement du rotor par frottement). Il s'agit là de moteurs particulièrement adaptés à des applications de type fort couple basse / vitesse permettant d'exploiter avantageusement la forte densité de puissance massique des céramiques piézoélectriques.

1.2.2.5 Electrostriction

Si l'effet piézoélectrique traduit un mode de couplage linéaire, il existe dans la plupart des matériaux diélectriques des formes de couplage d'ordre supérieur, dont l'électrostriction, couplage d'ordre 2, les contraintes dépendant ici du carré de l'intensité du champ. Ce couplage est observé dans les céramiques PMN (Plomb, Magnésium, Niobium). Il est alors possible d'obtenir sous un champ de $2000 \text{ V}\cdot\text{mm}^{-1}$ des déformées relatives de l'ordre de 1000 ppm. Le principal intérêt de ces céramiques réside dans l'orientation spontanée des dipôles dans un champ électrique à la base de l'électrostriction. Contrairement aux matériaux piézoélectriques, les céramiques électrostrictives ne sont donc pas polarisées. Leur comportement varie moins dans le temps, et elles vieillissent moins vite que les céramiques piézoélectriques. Par ailleurs, ces céramiques présentent une hystérèse moins marquée. Cependant, les céramiques PMN produisent des déplacements légèrement plus faibles que les PZT. De plus, elles sont beaucoup plus sensibles à la température, ce qui impose une température de fonctionnement inférieure à 40°C . De fait, ces céramiques sont beaucoup moins utilisées que les matériaux piézoélectriques pour la réalisation d'actionneurs.

1.2.3 Les polymères électroactifs

Cette classe de polymères permet de produire des déformations lorsqu'ils sont soumis à un champ électrique, rendant envisageable la conception d'actionneurs avec des déformées significatives de tailles et de dimensions réduites en comparaison des actionneurs piézoélectriques. Les caractéristiques de ces matériaux (comparativement aux céramiques PZT) sont les suivantes :

propriétés	polymères électroactifs	céramiques piézoélectriques
déformée relative	10%	0.2%
contraintes (MPa)	0.1-3	50
constantes de temps	μ s-s	μ s-s
densité (kg/m ³)	1000-2000	6000-8000
	souple	cassant

TAB. 1.2 – Caractéristiques des polymères électroactifs

Ces matériaux polymères présentent des taux de déformation intéressants en quasi-statique, néanmoins, il apparaît que les efforts développés sont très en deçà de ceux produits par les autres filières de matériaux électroactifs. Les polymères électroactifs sont donc a priori inadaptés à des applications du type de celle visée par la présente étude qui porte sur des déformations et des efforts importants en quasi-statique. Les principales technologies relatives à cette classe émergente de matériaux électroactifs sont néanmoins brièvement décrites ci-après.

1.2.3.1 Polymères piézoélectriques

Les seuls polymères mettant en évidence des déformées suffisamment notables pour permettre leur utilisation sont des polymères semi-cristallins (cf. [Har01]). Leur structure consiste en la répartition de cristaux polarisables dans un milieu amorphe. L'orientation cristalline du polymère est affectée par un champ électrique de l'ordre de 50 MV.m^{-1} (à comparer au 2 MV.m^{-1} admissibles pour des céramiques PZT). Actuellement, les seuls polymères répandus sont les films PVDF et leurs copolymères TrFe (trifluoroéthylène) et TFE (tetrafluoroéthylène).

Films PVDF (PolyVinylidène Fluorides) : il s'agit d'un type de films polymères relativement répandus. Lorsque l'épaisseur de matière active à déposer sur une surface pour la réalisation d'un actionneur ou d'un capteur devient trop faible (de l'ordre de $200 \mu\text{m}$), il est impossible d'utiliser des céramiques PZT massives. Il peut alors se révéler judicieux de les remplacer par des films PVDF. Cependant, dans la mesure où les constantes de charge des films PVDF sont relativement faibles par rapport aux céramiques massives, ces films sont plus adaptés à des applications capteurs qu'à des applications actionneurs (car la constante g , qui détermine la tension produite par l'application d'une déformation, est bien plus importante que dans le cas des PZT, cf. TAB. 1.2.3.1).

	$d_{31}(pm.V^{-1})$	$g_{31}(mV.m.N^{-1})$
Film PVDF	28	240
Céramiques PZT	175	11

TAB. 1.3 – Comparaison des caractéristiques des céramiques PZT et des films PVDF ([Har01])

Les P(VDF-TrFE) et P(VDF-TFE) : les TFE possèdent une proportion de phase cristalline moindre que celle des films PVDF. Au contraire, la phase cristalline des TrFE représente de l'ordre de 90% (contre environ 50% pour les PVDF). La polarisation des TrFE est donc plus importante, et les déplacements obtenus sont plus importants avec une hystérésis plus faible. Les polymères TrFE permettent d'atteindre des déformées relatives de l'ordre de 4%, mais avec des niveaux de contraintes sensiblement plus faibles que les céramiques. Ces polymères sont actuellement les seuls disponibles commercialement.

1.2.3.2 Autres catégories de polymères électroactifs

Ces polymères ne sont pour l'instant que très peu commercialisés, et en sont donc le plus souvent au stade du laboratoire.

Les polymères diélectriques : cette classe de polymères (cf. [Har01]) très souples présente un coefficient de couplage très élevé qui permet d'atteindre des niveaux de déformation particulièrement impressionnants (jusqu'à 200%). On citera dans cette classe de matériaux des polymères à base d'acrylique ou de silicone. Par contre, les efforts fournis sont si faibles (moins de 3 MPa) qu'il est inenvisageable de les utiliser pour notre application.

Les polymères ioniques : on distingue deux grandes catégories de polymères ioniques. Les composites ioniques polymère-métal se déforment grâce à la mobilité des cations dans le polymère sous l'action d'un champ électrique. Les efforts fournis sont faibles (de l'ordre de 1 MPa). Les polymères conducteurs (type polyaniline) voient leur volume varier sensiblement suite à des réactions redox se produisant dans le polymère. Le niveau d'énergie spécifique est supérieur à celui des autres matériaux, mais la très faible efficacité énergétique de ces matériaux les a cantonnés à des applications à échelle très réduite (Micro-Electro-Mechanical systems - MEMs).

Si les polymères électroactifs ne sont à l'heure actuelle pas suffisamment performants (notamment en termes d'efforts fournis, ce qui explique que ces polymères soient essentiellement présents dans des applications du type MEMs) pour réaliser l'actionnement envisagé, cette filière peut malgré tout se révéler intéressante pour la réalisation de capteurs de déformation (facilité d'intégration à la structure existante du fait de la compacité et de la légèreté de matériaux tels que les films PVDF).

1.2.4 Couplage magnéto-élastique : les alliages magnétostrictifs

1.2.4.1 La magnétostriction

Il s'agit d'un couplage d'ordre 2 qui conduit à la déformation de certains matériaux sous l'application d'un champ magnétique. Cet effet est exploité dans des matériaux magnétostrictifs dits « à déformation géante », le plus célèbre étant le Terfenol-D (mélange de fer et de terres rares). Les actionneurs utilisant ce type de matériaux permettent de produire des déformations importantes (de l'ordre de 2000 ppm en quasi-statique) et des forces élevées (500 à 5000 N) sous de faibles tensions, dans la mesure où ils sont pilotés par un courant. Bien que non-linéaire, le comportement du matériau peut être artificiellement linéarisé grâce à l'application d'une précontrainte mécanique et d'une polarisation magnétique statique. Le comportement résultant peut alors être formellement décrit par les équations du « piézomagnétisme » données par :

$$\begin{aligned} S_\lambda &= s_{\lambda\mu}^H T_\mu + d_{i\lambda} H_i \\ B_i &= d_{i\lambda} T_\lambda + \mu_{ij}^T H_j \end{aligned} \tag{1.1}$$

Notations :

$d_{i\lambda}$	Constantes piézomagnétiques
$s_{\lambda\mu}^H$	Constantes de raideur à H constant
μ_{ij}^T	Constantes de perméabilité à T constant

De manière générale, l'actionneur est constitué d'un système relativement sophistiqué associant un ressort de précontrainte mécanique, un aimant permanent pour polariser initialement le matériau, et un bobinage pour contrôler le champ et donc les déformations.

1.2.4.2 Comparaison piézoélectricité-magnétostriction

Intrinsèquement, les magnétostrictifs semblent présenter des performances plus intéressantes que les céramiques piézoélectriques :

- déformations élevées (2000 ppm en quasi-statique, jusqu'à 4000 ppm en résonant)
- forte densité d'énergie fournie *au sein du matériau actif* (plus que les céramiques PZT- cf. [Cla99])
- faibles tensions requises (la commande se faisant en courant)

Cependant, la mise en oeuvre de ces matériaux magnétostrictifs rend les actionneurs relativement complexes :

- la nécessité de refermer les lignes de champ impose une carcasse magnétique pesante (si intrinsèquement les magnétostrictifs sont des matériaux performants, ils le sont moins lorsqu'il faut prendre en compte la masse totale de l'actionneur)

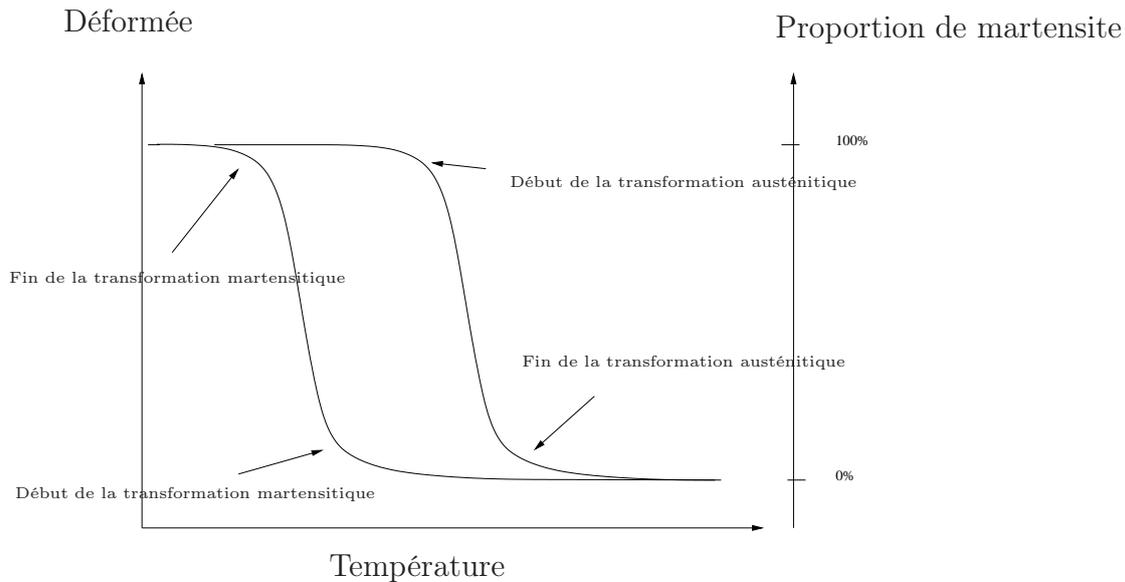


FIG. 1.9 – Cycle d'hystérésis d'un AMF

- pour maintenir une déformation en quasi-statique, les enroulements absorbent un courant non nul, et donc l'actionneur consomme de l'énergie
- les courants importants que nécessite l'alimentation des bobinages provoquent un fort échauffement par effet Joule

Ces inconvénients réduisent donc de fait la portée des composés magnétostrictifs face aux applications aéronautiques plus particulièrement ciblées dans la présente étude.

1.2.5 Couplage électro-thermo-élastique : alliages à mémoire de forme

1.2.5.1 Caractéristique générales des AMF

L'effet de mémoire de forme est la capacité de certains matériaux de supprimer une déformation qui leur a été initialement imposée pour retrouver une forme prédéfinie (cf. [Hes99]). Cet effet se base sur une transition cristalline solide-solide du matériau qui apparaît sur un certaine plage de température. Le matériau est alors caractérisé par ses deux états cristallins :

- l'austénite correspond à une structure cristalline symétrique. Le module d'élasticité est alors élevé. Lorsqu'on chauffe le matériau, il retrouve la forme correspondant à cet état cristallin.
- la martensite est une structure plus désordonnée qui n'est stable qu'à basse température. Le matériau est alors peu rigide, ce qui explique qu'il est possible de le déformer avec des efforts relativement réduits.

Les déformations de L'AMF en fonction de la température se font selon un cycle d'hystérésis tel que celui représenté FIG. 1.9.

La forme de ce cycle (notamment les températures de transition) varie fortement avec le traitement subi par le matériau. Les alliages les plus répandus, du fait de leur

performance et de leur coût sont des alliages à base de nickel et de titane (Nitinol). Les AMF peuvent être à simple effet (en refroidissant, le matériau garde la forme austénitique) ou à double effet suivant le traitement initial. Par contre, dans le cas d'un AMF double effet, la force exercée lors du refroidissement est très limitée, d'où la nécessité de prévoir un dispositif externe (typiquement un ressort) pour garantir le retour de l'actionneur en position initiale.

Caractéristiques usuelles du Nitinol

Intervalle des températures de fonctionnement		-100°C à +100°C
Largeur de l'hystérésis		30°C
Déformation maximale	simple effet	8 %
	double effet	4 %
Efforts au passage à l'austénite		Jusqu'à 100 MPa
Module d'Young (austénite)		50 GPa

TAB. 1.4 – Quelques ordres de grandeurs caractéristiques d'un AMF

Du fait des importants efforts² et déformations qu'ils autorisent, les AMF semblent particulièrement intéressants pour la réalisation d'actionneurs électriques. L'activation du matériau se fait alors grâce à un courant électrique qui, en chauffant le matériau par effet Joule, permet le contrôle des transitions. La transition austénite-martensite se fait en laissant refroidir le matériau. Le type de couplage réalisé dans les AMF faisant intervenir des constantes de temps thermiques, la réalisation d'actionneurs à base de tels alliages reste donc cantonnée à des applications quasi-statiques. Pour des applications nécessitant une dynamique plus rapide, il sera nécessaire de recourir à des matériaux comme les céramiques piézoélectriques. De plus, l'utilisation des AMF est inappropriée si les conditions de fonctionnement entraînent des augmentations suffisantes de la température ambiante pour activer accidentellement l'actionneur. Par ailleurs, la réalisation d'une commande de ce type d'actionneurs doit intégrer le comportement fortement hystérétique de ces matériaux.

1.2.5.2 Domaine de températures de fonctionnement

Dans le cas d'applications embarquées pour l'aéronautique, le cahier des charges de l'actionnement envisagé dans ce mémoire impose des températures de fonctionnement dans l'air ambiant de -55°C à +70°C. Il est donc nécessaire de considérer avec soin le domaine de températures dans lequel peut fonctionner un AMF, dans la mesure où les conditions environnementales très dures sont à même de perturber les transitions de l'actionneur AMF.

Les températures de transition des alliages à mémoire forme les plus usités (alliages Ni-Ti) sont comprises entre -100°C et +100°C avec un hystérésis de l'ordre de 20-30°C. Ces températures, tout comme la largeur de l'hystérésis, dépendent des proportions

²Au delà de 100 MPa, selon les caractéristiques du matériau utilisé, l'alliage ne retrouve pas exactement sa forme initiale (déformation résiduelle). Qui plus est, un échantillon d'AMF travaillant sous très forte contrainte voit diminuer sa tenue à la fatigue (tenue qui dépend de L'histoire du matériau : niveaux de déformations + contraintes appliquées)

des différents composants de l'alliage, ainsi que des traitements qui lui ont été imposés (trempe, cuisson...). Par ailleurs, ces températures peuvent être modifiées par l'adjonction d'une petite quantité d'un autre constituant (alliages Ti-Ni-Cu et Ti-Ni-Fe par exemple). Les industriels fournissent donc des alliages avec des températures de transition variées. Il conviendra donc de choisir les propriétés du matériau et la logique de commande de l'actionneur en fonction du cycle d'utilisation visé.

1.2.6 Couplage magnéto-élastique par alliages à mémoire de forme

Un autre mode d'activation des alliages à mémoire de forme tire profit des propriétés magnétiques de certains matériaux (alliages Ni-Mn-Ga) pour induire des déformations significatives sous l'application d'un champ magnétique (cf. [Tel02]). Il est alors question d'alliages à mémoire de forme ferro-magnétiques (AMFF).

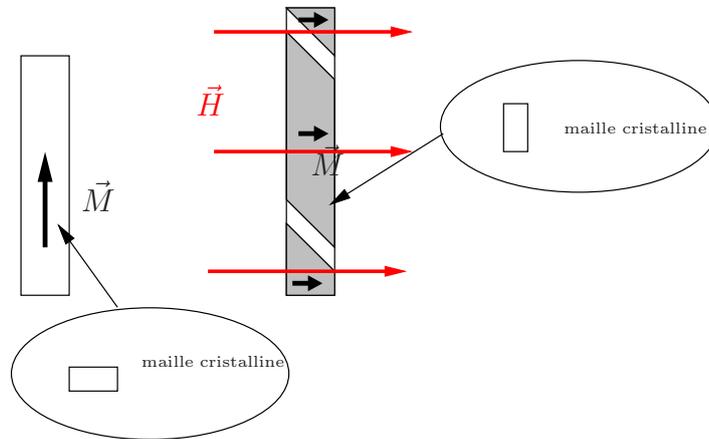


FIG. 1.10 – Principe de fonctionnement d'un AMF magnétique

Dans ces alliages, la transformation martensitique fait apparaître dans la structure cristalline deux variantes de maille fortement anisotropes et avec une orientation magnétique différente. En présence d'un champ magnétique, la structure cristalline tend à se réorienter dans la direction où il est le plus facile de magnétiser le matériau, ce qui entraîne une déformation significative (qui peut atteindre 10% en déformée relative). La structure de base d'un actionneur AMF ferromagnétique est celle décrite sur la FIG. 1.11.

Contrairement aux AMF thermiques, les déformations de ces matériaux se déroulent sans changement de phase, et de façon isotherme. L'actionneur obtenu est donc tributaire de constantes de temps non plus thermiques, mais magnétiques, ce qui leur confère une bande passante beaucoup plus large. Il est ainsi possible d'atteindre des fréquences de fonctionnement de l'ordre de quelques centaines de Hz.

Néanmoins, les AMF ferromagnétiques produisent des efforts bloqués modeste (de l'ordre de quelques MPa) au regard des performances d'actionneurs exploitant l'effet de mémoire de forme thermique. Par ailleurs, au même titre que les actionneurs magnétostrictifs, la nécessité de la production et du maintien d'un champ magnétique intense au sein du matériau peut se révéler pénalisante en termes d'intégration fonctionnelle.

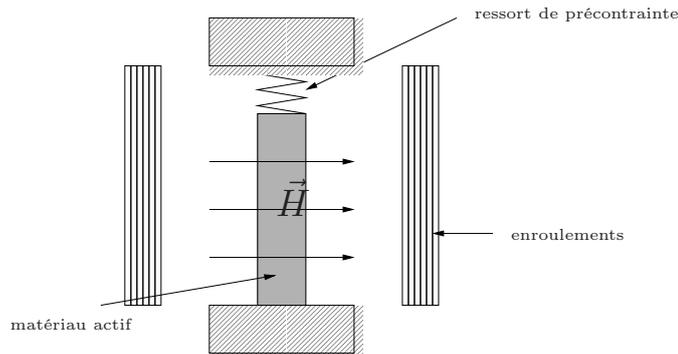


FIG. 1.11 – Schéma de principe d'un actionneur AMF ferromagnétique, cf. [Tel02]

Les AMF ferromagnétiques semblent donc pour le moment inadaptés aux applications aéronautiques visées du fait de la faiblesse des efforts appliqués. Cependant, cette classe de matériaux pour l'instant peu commercialisés ne suscitant des études que depuis peu de temps, il conviendra de surveiller dans un futur proche les progrès réalisés dans ce domaine.

1.2.7 Éléments de choix des matériaux actifs

Il peut être intéressant de comparer à titre indicatif la puissance fournie par les différents types d'actionneurs par unité de volume de matériau actif (cf. FIG. 1.12). Il est aisé de comprendre l'intérêt de l'utilisation de matériaux électroactifs pour obtenir des efforts suffisamment importants pour réaliser des déformées de voilures significatives. Comme noté sur la FIG. 1.12, les niveaux de puissance massique présentés par les magnétostrictifs et les piézoélectriques sont relativement proches.

Toutefois, s'il fallait prendre en compte en plus de la masse de matériau actif celle du circuit magnétique du matériau magnétostrictif, celui-ci se révélerait moins performant que les céramiques piézoélectriques. Ainsi, les dispositifs de déformation de surfaces portantes déjà réalisés utilisent essentiellement des céramiques piézoélectriques et des AMF. Ces deux matériaux n'ont pas la même densité de puissance, mais la dynamique lente des AMF fait qu'ils sont à même de stocker une densité d'énergie très importante exploitable dans le cadre de déformations assimilables à un régime quasi-statique.

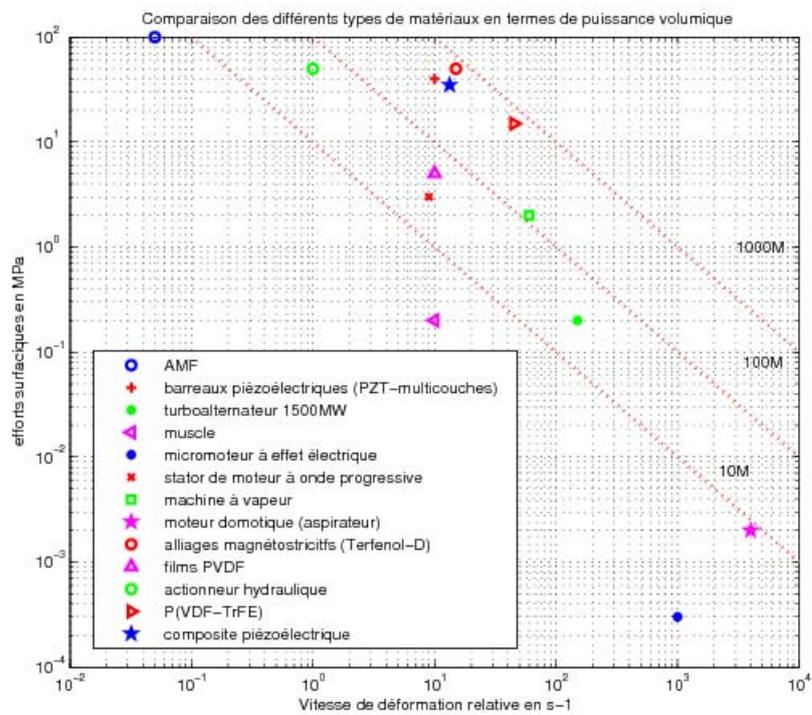


FIG. 1.12 – Efforts et vitesse de déformation relative pour différents types d'actionneurs (in [Nog05])

Matériaux	Avantages	Inconvénients
Magnétostrictifs	<ul style="list-style-type: none"> – efforts et déformations importants – commande en courant (sous tension réduite) 	<ul style="list-style-type: none"> – circuit magnétique encombrant – consommation de puissance, même en quasi-statique – courants importants – nécessité de prévoir un aimant de polarisation et un ressort de précontrainte
Piézoélectriques	<ul style="list-style-type: none"> – efforts et déformations importants – commande en tension (facilité d'imposer un champ électrique par rapport à un champ magnétique) 	<ul style="list-style-type: none"> – hystérésis – risques de dépolarisation
Electrostrictifs	<ul style="list-style-type: none"> – faible hystérésis – pas de polarisation du matériaux (donc bonne tenue au vieillissement) 	<ul style="list-style-type: none"> – déformations plus faibles que les piézoélectriques – forte dépendance à la température
AMF	<ul style="list-style-type: none"> – efforts et déplacements très importants 	<ul style="list-style-type: none"> – dynamique très lente – plage de fonctionnement en température limitée – hystérésis

TAB. 1.5 – Récapitulatif sur les éléments de choix des matériaux actifs

1.3 Matériaux actifs et structures déformables, état de l'art en aéronautique

Il s'agit ici de récapituler les réalisations actuelles concernant les déformations de surfaces portantes. Il est possible de distinguer deux grandes classes d'actionnement en vue :

- de déformations en quasi-statique visant à optimiser le rapport portance/trainée
- du contrôle vibratoire de surface visant à faciliter l'écoulement le long du profil

1.3.1 Contrôle de forme en régime quasi-statique

L'objectif de ce contrôle est l'optimisation en temps réel du rapport L/D (Lift/Drag) en ajustant le profil de la surface portante en fonction de l'évolution des conditions de vol. En effet, le dimensionnement d'une aile d'avion est le résultat d'un compromis qui ne peut pas être optimal à tout moment du vol. Le profil optimal dépend de la vitesse :

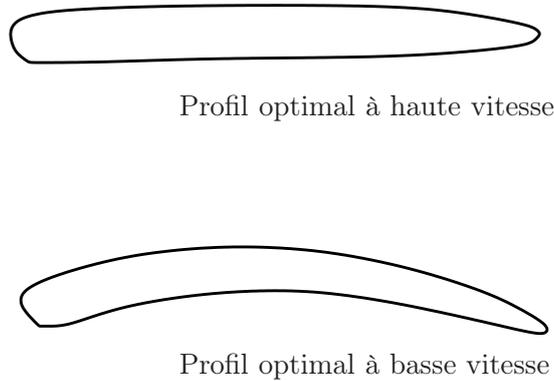


FIG. 1.13 – Profil optimal en fonction de la vitesse

A basse vitesse, le profil épais et incurvé favorise la portance, la traînée étant alors réduite de toutes façons. A haute vitesse, la traînée devenant significative, le profil optimal est celui qui tend à la réduire fortement (aile fine et faiblement incurvée).

Suivant les conditions de vol, il peut également être intéressant de modifier le vrillage de la surface portante afin de réduire la traînée.

1.3.1.1 Contrôle de forme du profil

Dans le cadre d'un actionnement quasi-statique nécessitant des déformations relativement importantes de la structure, le choix d'un actionnement utilisant des alliages à mémoire de forme rend acceptable leur dynamique particulièrement lente.

Aile « reconfigurable » : il est ainsi possible de réaliser une « aile reconfigurable » en insérant dans les caissons de voilure des câbles en AMF qui en étant chauffés par un courant électrique permettent de modifier le profil d'aile (cf.[Str02]).

La paroi de la maquette représentée sur la FIG. 1.14 est une « peau » en ABS de 2.5 mm d'épaisseur. Les câbles AMF utilisés sont de longueur 15cm, et la déflexion

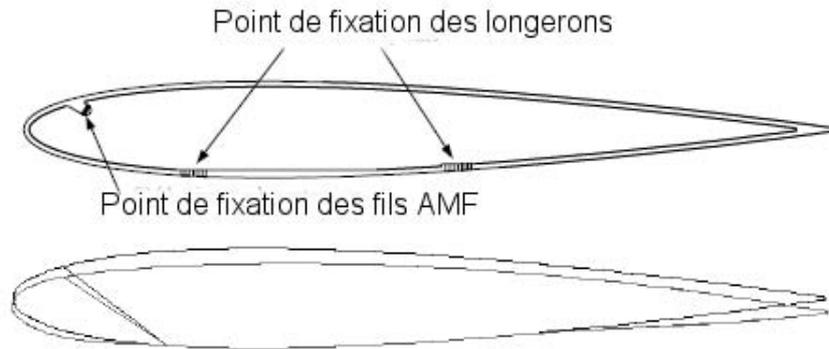


FIG. 1.14 – Principe de l'aile reconfigurable (in [Str02])

obtenue sur le bord de fuite est de l'ordre de 5 mm. Des essais en soufflerie ont révélé une amélioration sensible de la répartition de pression autour du profil d'aile d'autant plus importante que l'angle d'attaque est faible. Cette amélioration se répercute sur le coefficient de portance c_1 ³ qui est augmenté de 6.59% pour un angle d'attaque de 10° et de 8.79% pour un angle d'attaque de 5°.

Contrôle de cambrure : il est aussi envisageable, toujours en utilisant des AMF, de réaliser un contrôle de la cambrure du profil de la surface portante en vue d'une réduction significative de la traînée. Il s'agit alors de déformer avec des câbles une plaque déformable qui sert de support au profil d'aile (cf. FIG.1.15). Le profil est divisé en trois sections (I, II, et III) actionnées séparément. Des câbles en AMF (4) permettent de cambrer sur chaque section une plaque élastique (3).

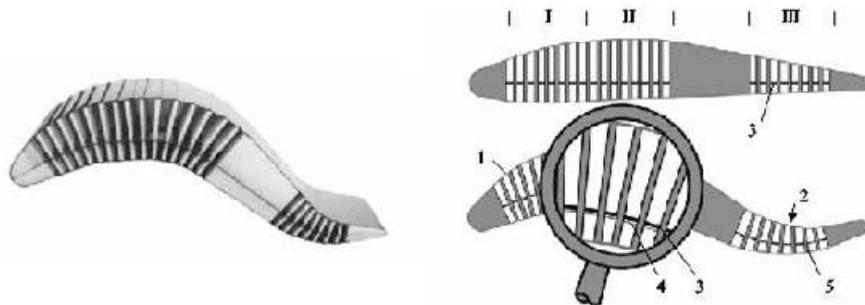


FIG. 1.15 – Surface portante à cambrure variable (in [Mus01])

Contrôle d'épaisseur : l'utilisation de fibres piézoélectriques offre également des possibilités intéressantes de par leur degré d'intégration fonctionnelle dans la structure à contrôler. En effet, contrairement à des actionneurs multicouches qui ne peuvent travailler que dans le plan, ces composites ouvrent la voie à des actionnements reposant

³La force de portance qui s'exerce sur l'aile est proportionnelle au carré de la vitesse de l'écoulement, à la surface exposée au vent et à la masse volumique du fluide traversé. La portance P vérifie donc : $P = \frac{1}{2}c_1\rho SV^2$, le coefficient c_1 étant appelé coefficient de portance

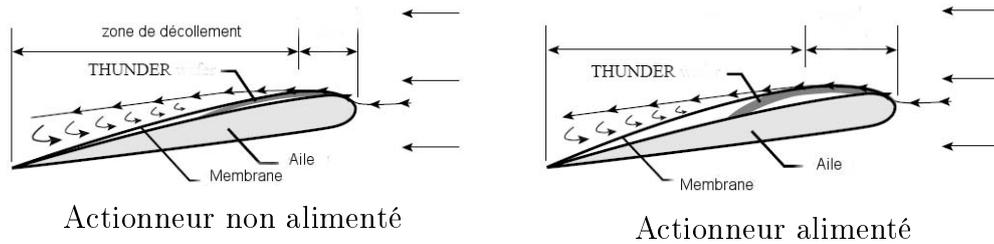


FIG. 1.16 – Schéma de principe du contrôle de forme par l'actionneur THUNDER (in [Pin97])

sur des géométries plus complexes (cf. [Pin97]). Pour ce faire, les travaux décrits dans la référence [Pin97] s'appuient sur l'utilisation de l'actionneur piézoélectrique THUNDER qui consiste en une structure composite précontrainte. Une couche de céramique piézoélectrique est prise dans une matrice polyamide collée sur une armature d'aluminium de forme parabolique. L'actionneur est ensuite chauffé et polarisé. Du fait des différences dans les coefficients de dilatation des différents matériaux du composite, la structure se précontraint en refroidissant. En appliquant une tension à cet actionneur, il est possible d'en modifier la courbure. Cet actionneur est alors implanté sur l'aile dans le but de retarder le décollement de la couche limite (cf. FIG.1.16) en modifiant l'épaisseur du profil.

Le profil d'aile retenu pour les tests se compose d'une paroi de fibre de verre dont le profil est lissé par une membrane de latex. L'actionneur THUNDER n'est fixé qu'à une extrémité afin de faciliter la variation de sa courbure. Le profil d'aile étudié fait environ 12.5 cm de long sur 0.62 cm d'épaisseur (actionneur non compris). Sous une tension variant entre -170V et +170V, il est alors possible d'obtenir une variation de l'épaisseur de l'ordre de 0.5 mm dans un écoulement à la vitesse de 35m/s.

Lors d'essais en soufflerie, il est apparu que le dispositif permettait de faire varier la vitesse de l'écoulement dans le sillage de l'aile, ce qui traduit une influence sensible de l'actionneur sur la trainée. Toutefois, les performances obtenues sont affectées par la membrane en latex (qui tend à réduire sensiblement les déplacements) et par l'écoulement révélant que ce type de structure n'est pas adapté aux contraintes élevées. Par ailleurs, le comportement de l'actionneur tend à se dégrader dans le temps, mais la repolarisation des céramiques permet de retrouver la déformation initiale.

Contrôle de forme de plaques piézo-AMF : par ailleurs, pour assurer le contrôle de la forme de l'aile avec un plus grand nombre de degrés de liberté, il est envisageable de combiner des actionneurs piézoélectriques et AMF (approche étudiée dans [Oh01] et appliquée à une structure biplane vue comme le modèle simplifié d'un caisson de voilure). Les câbles AMF sont exploités pour leur aptitude aux grands efforts et déplacements afin de modifier la structure globale, tandis que des céramiques collées sur des portions de plaques permettent d'en contrôler localement la courbure (cf. FIG.1.17).

La présence de céramiques PZT permet d'obtenir des modes de déformation du système qui ne seraient pas accessibles avec les câbles AMF seuls. Les simulations et les essais ont été réalisés sur des plaques d'acrylique d'épaisseur 1.6 mm placées

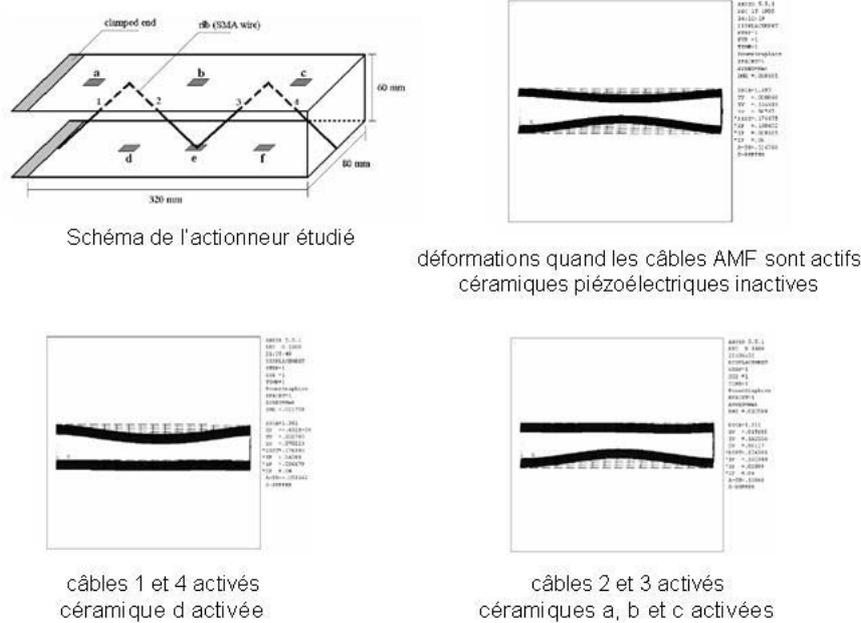


FIG. 1.17 – Différents modes de déformations envisageables de la structure biplane (in [Oh01])

verticalement afin d'éliminer l'influence de la pesanteur sur les résultats obtenus. Les câbles AMF utilisés ont une déformation relative initiale de 5% et un diamètre de 0.7 mm pour l'échantillon ici représenté (puissance requise pour l'alimentation des câbles : 2.2 W). Les céramiques ont une épaisseur de 0.5 mm et sont alimentées sous une tension maximale de 100V. Dans le cas où les câbles 1 et 4 sont chauffés, la déflexion observée expérimentalement est de 10 mm (la longueur de câble mis en œuvre explique l'importance de ce déplacement).

structure en treillis : il a également été envisagé ([Sta01]) de déformer l'aile au moyen d'actionneurs magnétostrictifs selon le schéma reporté sur la FIG. 1.18.



FIG. 1.18 – Aile déformable à actionnement magnétostrictif (in[Sta01])

Sans masse ajoutée, le gain de carburant serait de l'ordre de 11%. Par contre, en tenant compte de la masse totale des actionneurs (il en faudrait de 150 à 200 par aile) et du surcroît de poids induit par les modifications apportées à la structure des caissons de voilure, le gain de carburant deviendrait alors inférieur à 1%. Plus généralement, il conviendra d'intégrer dans l'étude l'influence du surcroît de masse induit par l'actionnement, notamment en termes de modifications structurelles de la

voilure.

Contrôle de forme du bord de fuite le paragraphe précédent a mis l'accent sur les possibilités d'optimisation de la forme globale de la surface portante en fonction des conditions de fonctionnement. Toutefois, un autre type d'actionnement portant sur l'activation des bords de fuite est abondamment étudié. Il s'agit là de contrôler la cambrure de l'aile (ou de la pale d'hélicoptère). A faible vitesse, une aile cambrée permet d'améliorer la portance au détriment de la traînée, tandis qu'aux vitesses élevées, il est nécessaire de réduire au maximum les pertes dues à la traînée.

Structure articulée : une première possibilité serait de ne pas rendre active toute la partie déformable, mais de la rendre mobile grâce à des articulations mécaniques. Ce type de dispositif a ainsi été étudié par le Deutsche Luft und Raumfahrt Zentrum - DLR (cf. [Mon01]). La structure du bord de fuite serait celle d'une peau reliée par des glissières à une armature dont la cinématique est décrite sur la FIG. 1.19. La déformation est contrôlée par un actionneur linéaire.

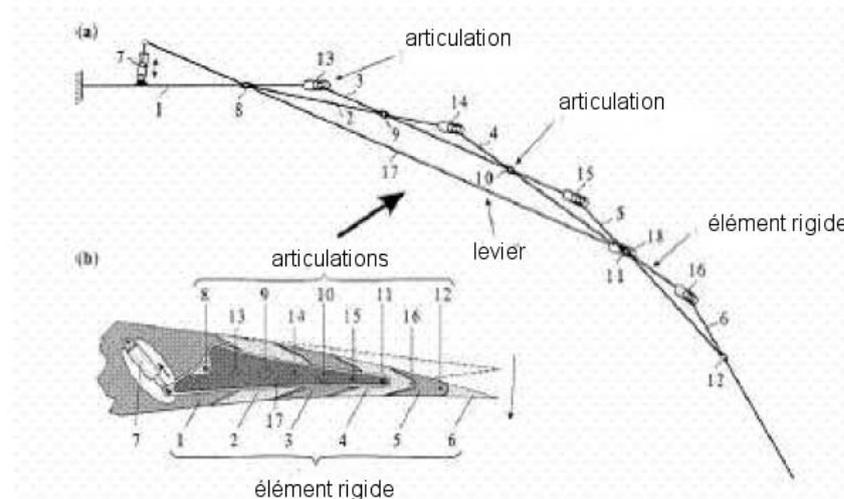


FIG. 1.19 – Cinématique d'une armature de bord de fuite déformable mue par un actionneur linéaire (in [Mon01])

Afin d'améliorer cette structure, il est possible de réaliser des articulations en fibre de carbone et de contrôler plusieurs armatures avec le même actionneur linéaire. Par rapport à l'actionneur présenté sur la FIG. 1.18, cet actionneur présente l'intérêt de ne nécessiter qu'un nombre réduit d'actionneurs linéaires (environ 10 par aile). Ainsi, d'après [Mon01], une économie de carburant de 5% serait envisageable.

Structure intégrée à base d'AMF : elle consiste en la réalisation d'un actionneur plus fortement intégré à la structure en utilisant le potentiel offert par les AMF. Cela revient à placer des câbles en AMF (cf. FIG.1.20) pour déformer le bord de fuite.

La réalisation d'un tel bord de fuite actif est assez similaire au problème du contrôle de forme d'une poutre composite AMF étudié par [Son00] (étude réalisée dans l'optique d'une application au contrôle de forme de pale d'hélicoptère). La poutre fait 30.48 cm de long pour une épaisseur de 1.32 cm. Elle est constituée d'une structure rigide en

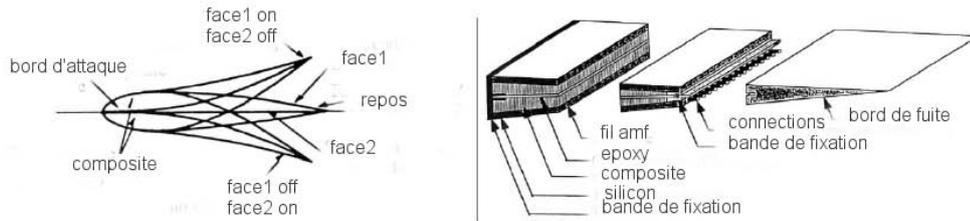


FIG. 1.20 – Bord de fuite composite à base de câbles AMF (in [Sta01])

aluminium (épaisseur 1.27 cm) sur laquelle sont déposées des feuilles de composites polymères et les câbles AMF (16 câbles de diamètre 0.381 mm) pris dans une matrice élastomère souple. Les câbles sont chauffés en imposant des courants de l'ordre de 1.5 à 3 A. S'il est possible d'obtenir des déplacements en bout de poutre significatifs, le problème posé est celui du contrôle d'un tel dispositif. En effet, d'une part, les interactions thermiques entre l'actionneur et son environnement sont difficiles à quantifier, et d'autre part, du fait de l'hystérésis importante (cf. 1.2.5.1), la commande est difficile à réaliser. Toutefois, les essais décrits dans [Son00] montrent qu'il est possible de réaliser un régulateur robuste pour le contrôle de la déflexion de la poutre (possibilité de fixer la déflexion en bout de poutre qui passe de 4 à 7 mm en 25s).

Structure alternative à motorisation piézoélectrique : le contrôle de déflexion de bords de fuite a également fait l'objet du projet « smart wing » du Defense Advanced Research Project Agency - DARPA (cf. [Kud02]). Pour cet actionnement, deux technologies ont été successivement exploitées.

Dans un premier temps a été testé un actionneur AMF avec la même structure que celui de la FIG. 1.20, permettant d'atteindre de déflexions de l'ordre de 7°. Cette solution permet de modifier le bord de fuite avec une continuité du profil d'aile.

Néanmoins, l'application visée par le projet « smart wing » (aile active pour avion de chasse) nécessitant des déformées plus importantes et une plus grande bande passante, une autre solution a été développée. Cette structure exploite un moteur piézoélectrique associé à un arbre incurvé qui permet de transformer le mouvement rotatif du moteur piézoélectrique en un déplacement vertical. En intégrant cet actionneur dans le bord de fuite, il est possible d'en contrôler la déflexion (moyennant un compromis entre une souplesse suffisante de la structure pour permettre de la déformer, et une rigidité suffisante pour supporter les charges aérodynamiques).

1.3.2 Contrôle du vrillage de la surface portante

L'optimisation du comportement de la surface portante peut nécessiter de modifier l'angle d'attaque via une torsion de la surface portante. En effet, une fois en vol, la voilure présente une flexion significative. La flèche de la voilure est alors à l'origine d'un mouvement de vrillage dû au couplage flexion - torsion. Le contrôle de vrillage vise donc à corriger ce mouvement de torsion.

En quasi-statique, une solution a priori intéressante consiste à utiliser des matériaux de type AMF, comme pour les applications de contrôle de forme du profil d'aile.

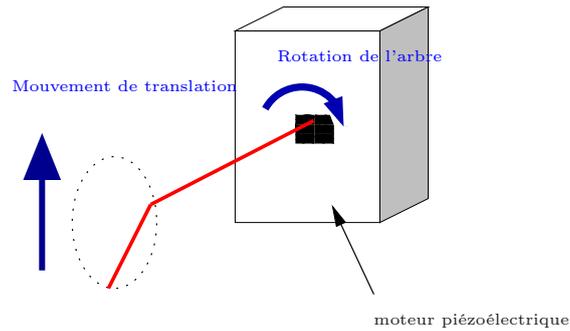


FIG. 1.21 – Principe du contrôle de bord de fuite par moteur piézoélectrique (moteur excentré)

Tube de torsion AMF : Une première solution consiste à insérer dans la structure à déformer un tube de torsion AMF qui vrillerait la surface portante. Une telle utilisation de ces tubes de torsion a fait l'objet d'expérimentations (voir [Sta01]) de la part de Northrop Grumman sur des modèles réduits (en combinaison avec des bords de fuite déformables à base d'AMF tels que ceux évoqués précédemment).

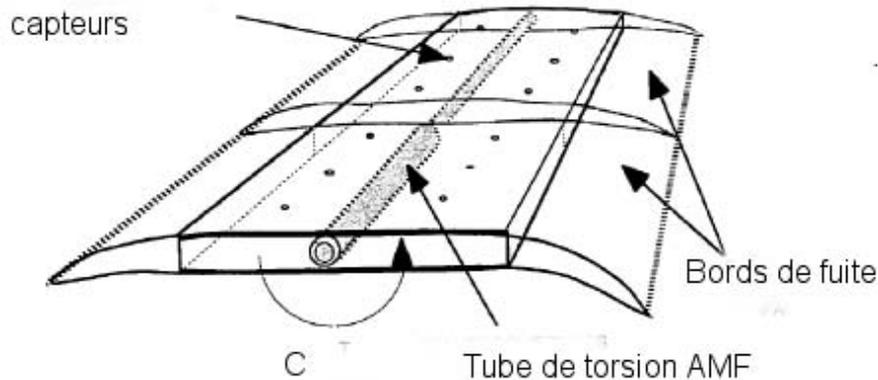


FIG. 1.22 – Concept d'actionneur pour le vrillage d'une aile d'avion ([Sta01])

Pour son étude (cf. [Sch99]), l'avionneur a réalisé des essais sur un modèle réduit (16%) d'une aile typique d'un chasseur dont la forme et la structure sont identiques aux avions de conception actuelle (même disposition des nervures et des longerons, et peau en aluminium). En plus des bords d'attaque et de fuite actifs décrits précédemment, cette aile est équipée d'un tube de torsion en AMF dont le dimensionnement est décrit dans [Jar99]. Il s'agit d'un tube en nitinol échauffé par un enroulement de fils résistifs autour de la surface du tube.

L'actionnement peut être réalisé soit par un seul tube transmettant le couple à l'extrémité à vriller, soit par plusieurs tubes répartis sur l'envergure de la voilure.

Une des difficultés mises en évidence par les essais est l'intégration à la structure du tube de torsion. Il faut en effet s'assurer que les fixations retenues, en plus de supporter les variations de température, permettent de transmettre le couple très élevé sans qu'il n'y ait de glissement. Le système mis en place sur le modèle réduit permet d'obtenir un

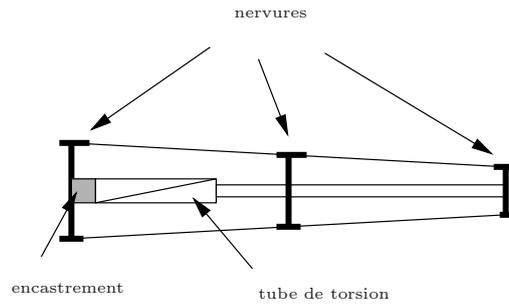


FIG. 1.23 – Schéma de principe du dispositif de vrillage par tube AMF ([Jar99])

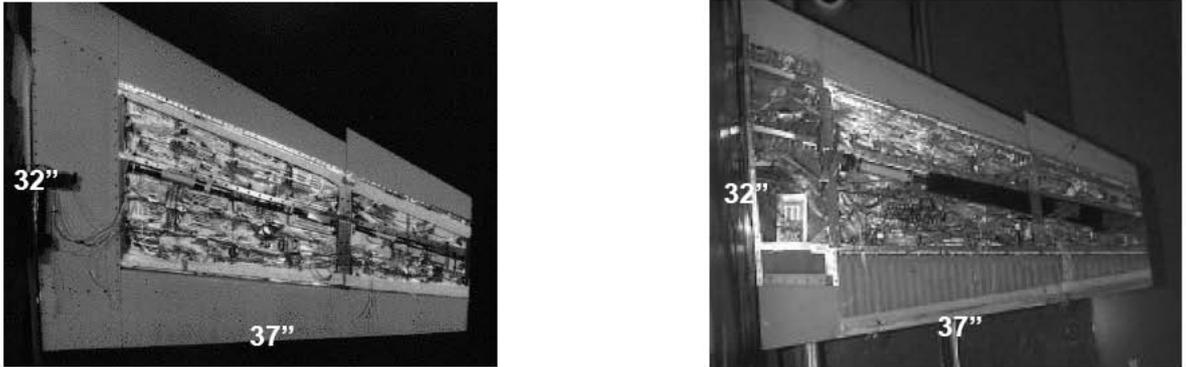


FIG. 1.24 – Vues du modèle réduit d'aile pour les essais en soufflerie (à gauche, une aile conventionnelle, à droite l'aile active avec son tube de torsion AMF et ses bords de fuite déformables in [Sch99])

vrillage de l'ordre de 5° à l'extrémité de l'aile, ce qui se traduit par une augmentation de la portance de 11.5%. La consommation du système de vrillage est de 200 W pendant la phase de torsion, et la puissance nécessaire pour maintenir le niveau de déformation constant est de 20 W.

Si les essais menés sur cette structure se sont révélés concluants à une échelle relativement réduite, l'implantation d'un tel dispositif sur une aile d'avion à taille réelle soulève des problèmes de dimensionnement et de performances des matériaux actifs d'après [Sta01]. Le passage à l'échelle 1 se traduira par un couple requis important qui augmentera considérablement l'inertie thermique du tube, et donc l'impact sur l'alimentation électrique de l'avion. Il pourrait dans ce cas être plus judicieux de ne pas tordre directement la structure, mais de modifier l'application des charges aérodynamiques sur l'aile afin d'en modifier la forme.

Structure AMF composite : par ailleurs, la nature du matériau de structure de la surface portante permet d'envisager sa torsion, notamment en exploitant les propriétés de certains composites. Cette solution étudiée dans [Cha01] permettrait ainsi de transformer des mouvements de flexion induits par des actionneurs AMF en une torsion via le couplage flexion-torsion intrinsèque au matériau. L'actionneur est constitué d'éléments fléchissants AMF pris dans une matrice composite dont les couches sont disposées avec une inclinaison donnée par rapport au plan de la poutre (cf. FIG.1.25).

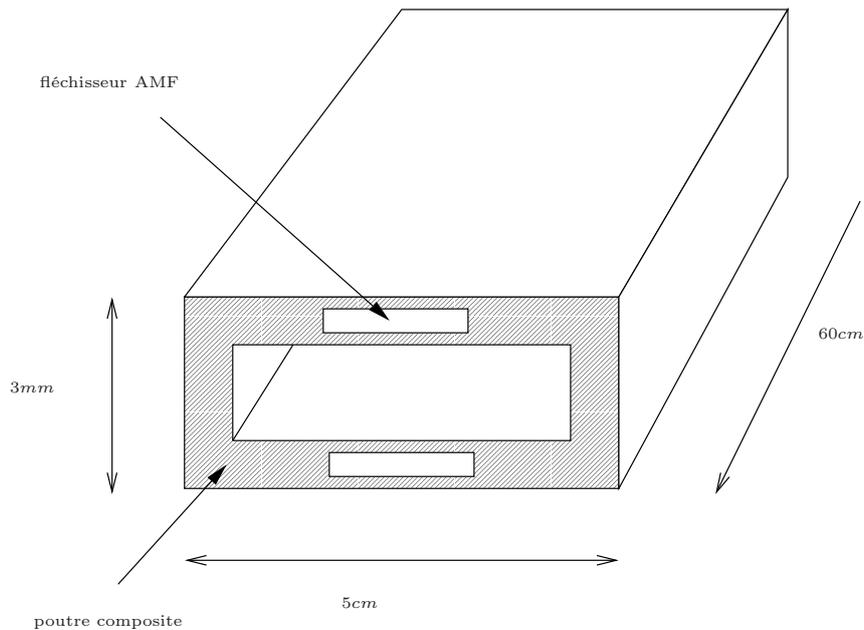


FIG. 1.25 – Pale AMF composite([Cha01])

Cette anisotropie du matériau est à l'origine du couplage flexion-torsion.

Pour des couches du matériau composite inclinées à 22.5° , il est ainsi possible d'atteindre jusqu'à 6° de déflexion à l'extrémité de la poutre.

1.3.3 Contrôle de forme dynamique

Les différentes solutions techniques passées en revue jusqu'à présent l'ont été dans l'optique d'un cahier des charges privilégiant les déformations des surfaces portantes en régime statique. Il peut néanmoins être intéressant d'étudier les solutions d'actionnement à fréquence relativement élevée. Même si a priori ces applications sont plus éloignées du cahier des charges plus particulièrement considéré, l'analyse des déformations de structure que permettent ces actionneurs peut se révéler instructive pour notre application.

Il est à noter que les AMF, du fait de leur dynamique très lente, ne sont absolument pas adaptés à ces applications et que les matériaux privilégiés seront les céramiques piézoélectriques. Ces céramiques permettent en effet de produire des déplacements à haute fréquence (vitesse vibratoire élevée et déplacements faibles) avec une densité d'énergie fournie comparable à celle des AMF (cf. FIG.1.12).

Cambrure vibrante : ce type d'actionnement (présenté en [Mun02]) exploite un actionneur du même type que celui présenté précédemment (actionneur THUNDER), à ceci près que dans ce cas, l'actionnement se fait en régime variable. Il est possible au moyen de vibrations de surfaces de réaliser un contrôle du décollement de la couche limite en vue de la réduction de la traînée du profil d'aile.

Afin d'évaluer l'intérêt de ce contrôle vibratoire de la surface, des essais ont été réalisés en soufflerie pour un écoulement à faible vitesse, le profil d'aile actionné étant

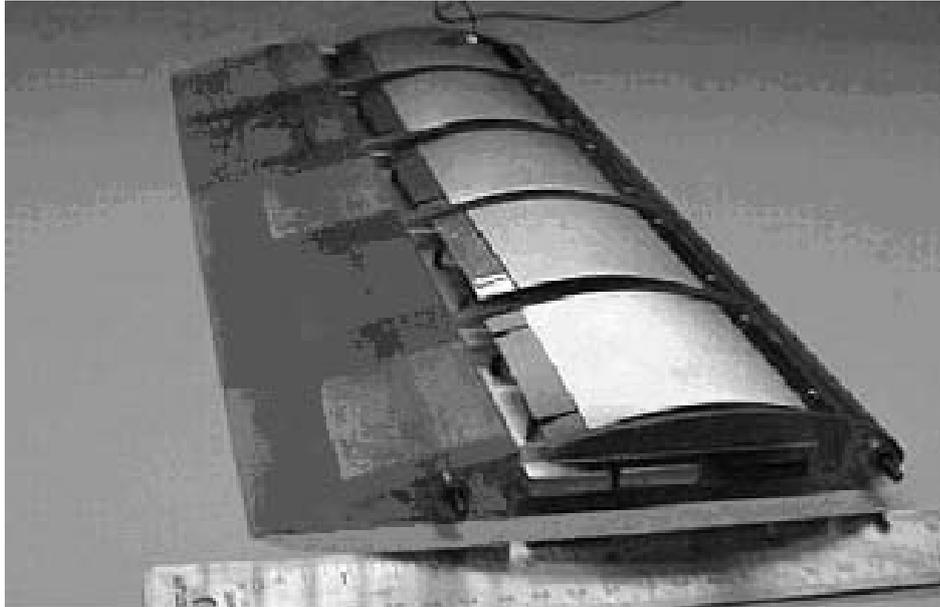


FIG. 1.26 – Réalisation d'une surface d'aile vibrante, vue de plusieurs modules élémentaires ([Mun02])

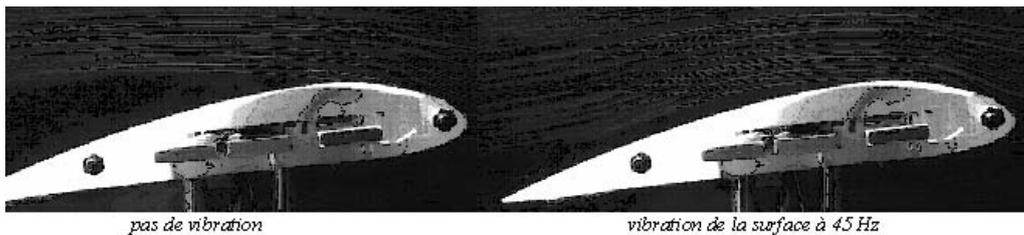


FIG. 1.27 – Influence des vibrations sur le décollement de la couche limite, angle d'attaque 9° , $Re = 2.5 \cdot 10^4$ ([Mun02])

un profil optimal pour des écoulements rapides.

Il apparaît que ces vibrations de surface (à une fréquence optimale fonction de l'angle d'attaque, des dimensions de l'aile et de la vitesse de l'écoulement) permettent de retarder le décollement de la couche limite (cf. FIG. 1.27).

Peau active : une autre approche pour réduire la traînée de frottement, développée au sein du groupe EM³ de l'INPT/ENSEEIH/LEEI en collaboration avec le groupe EMT² de l'IMFT, et également évoquée en [Red02], consiste en la création d'une « peau active » qui permettrait de limiter la traînée à l'échelle de la couche limite en appliquant des déformations sinusoïdales de la surface portante. Le principe est de générer au niveau de la surface de l'aile une onde transversale par rapport à l'écoulement. Excitée au voisinage d'une fréquence caractéristique des stries de haute et basse vitesses qui peuplent la couche limite turbulente, cette onde est à même d'induire une fusion de plusieurs stries en une seule, ce qui a pour effet de réduire de manière significative l'énergie associée au frottement pariétal.

Pour actionner une telle peau, il est envisageable d'après [Red02] d'utiliser des ac-

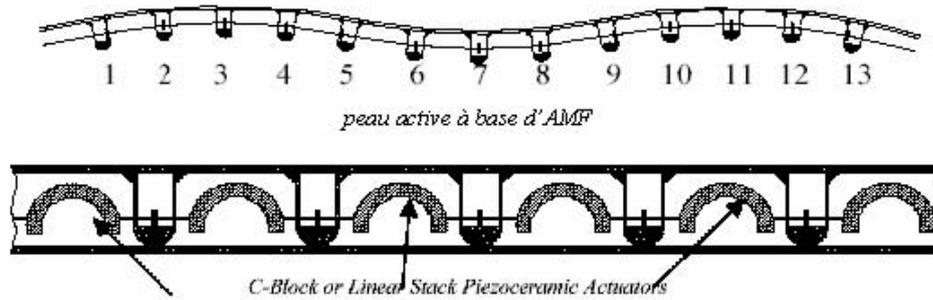


FIG. 1.28 – Concept de « peau active » (in [Red02])

tionneurs piézoélectriques semi-circulaires (possibilité d'un actionnement à plusieurs centaines de Hz) qui en se contractant ou en se dilatant vont exercer localement un moment de flexion à même de déformer la peau active. Il est également possible de déformer cette peau à l'aide de câbles AMF (cf. FIG. 1.28) jusqu'à des fréquences significatives (les câbles devant subir des déformations de l'ordre de 0.6%, les variations de températures requises sont réduites, ce qui permet d'envisager un refroidissement rapide à la température de l'air dans l'écoulement). Le concept de peau active, potentiellement très prometteur, en est pour le moment à la validation expérimentale du concept. S'agissant de l'approche retenue pour l'instant au laboratoire, elle est fondée sur l'exploitation d'un système modulaire d'actionneurs piézoélectriques à lames parallèles (cf. [Kon02]).

Mouvements de torsion : le contrôle dynamique de la torsion d'une pale d'hélicoptère a déjà fait l'objet de nombre de travaux, visant à la suppression de certains modes de vibrations des pales. Différentes approches sont alors envisageables.

Contrôle d'un volet de bord de fuite : principe

Il est tout d'abord possible de contrôler l'inclinaison de volets placés sur le bord de fuite afin d'induire des moments de torsion sur les pales via les efforts aérodynamiques résultant de la rotation. L'un des premiers parmi les dispositifs étudiés exploitait les déformations d'un bimorphe, comme le montre le schéma de la FIG. 1.29.

Cependant, ce dispositif se révèle inefficace du fait du surcroît de masse qu'il implique, ce qui a conduit à la conception de nouvelles structures décrites par [Pet02] et [Der01].

Contrôle d'un volet de bord de fuite : actionneur flexenseur Le volet décrit par [Pet02] est actionné au moyen d'un actionneur APA (Amplified Piezo Actuator) développé par la société Cedrat. Il s'agit d'un actionneur du type « flexenseur » : une céramique multicouche est insérée dans une armature elliptique qui va assurer à la fois la précontrainte des céramiques et l'amplification des déplacements micrométriques qu'elles produisent.

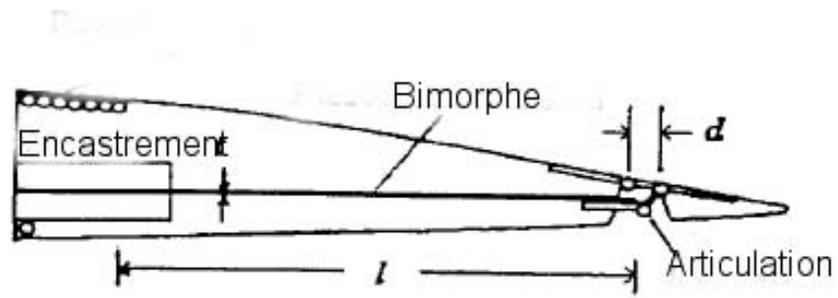


FIG. 1.29 – bord de fuite actionné par un bimorphe ([Giu00])

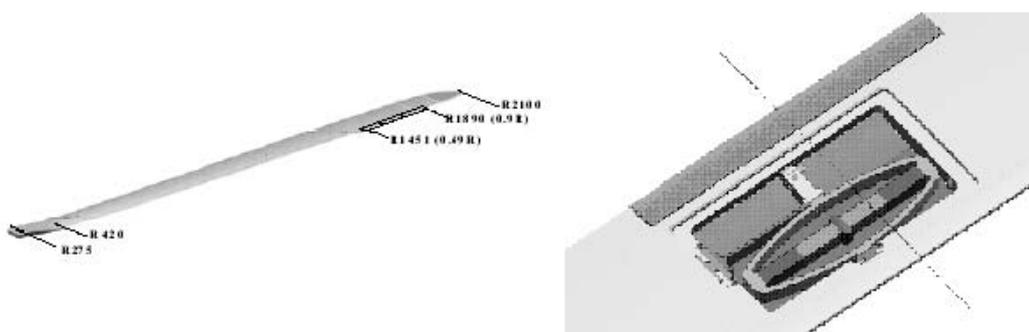


FIG. 1.30 – Schéma de principe du Rotor à Pales Actives (RPA) in [Pet02]

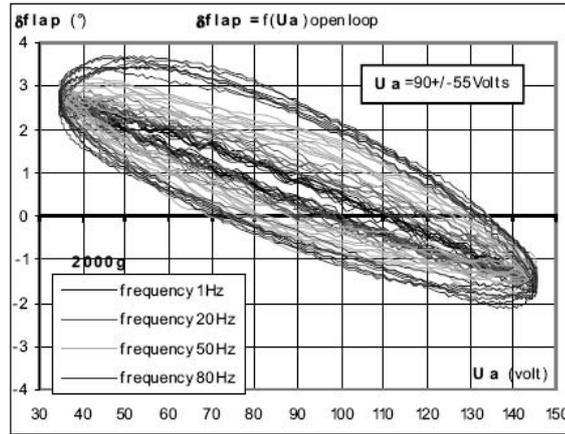


FIG. 1.31 – Déflexion de l'actionneur sous 2000g, sans charge aérodynamique ([Pet02])

Si cet actionneur a un comportement satisfaisant en l'absence de charge aérodynamique (cf. FIG. 1.31), le fonctionnement sous une charge aérodynamique se traduit par contre par des différences significatives entre les déflexions sur des volets distincts au fur et à mesure que la vitesse de l'écoulement considéré augmente.

Contrôle d'un volet de bord de fuite : actionneur X-frame

De même que l'actionneur présenté ci-dessus, une structure à base de céramiques multicouches avec amplification du déplacement est décrite par [Der01] (cf. FIG.1.32). Une telle structure permet d'imposer efficacement une torsion aux pales à fréquence élevée amortissant des modes de vibrations gênants. Cette structure conduit à une torsion de l'ordre de 2° à l'extrémité de la pale lors d'essais réalisés sur démonstrateurs à échelle réduite. Néanmoins, ce type d'actionneurs est relativement pénalisant en termes de masse par rapport à des structures telles que celles décrites ci-dessous (or l'augmentation du poids est un critère particulièrement sensible sur une pale d'hélicoptère qui est soumise à des forces centrifuges considérables). Par ailleurs, comparée à l'intégration de films piézoélectriques dans la pale, cette structure requiert plus de puissance.

Contrôle de torsion à motricité répartie : pour réaliser la torsion de pales d'hélicoptères, d'autres structures à base d'actionneurs piézoélectriques ont été développées. Il ne s'agit plus dans ce cas de déplacer un volet pour créer aérodynamiquement un moment de torsion. L'objectif est d'exploiter l'anisotropie des céramiques piézoélectriques afin d'intégrer à la pale des actionneurs à même de la déformer. Cette structure est par exemple décrite par [Cho01] pour le contrôle de la torsion de l'extrémité du rotor. L'actionnement est obtenu (cf. FIG.1.33) en appliquant sur une poutre des couches de céramique dont les polarisations sont successivement à $+45^\circ$ et -45° par rapport à l'axe de la poutre. Sous l'effet d'une tension appliquée, chaque céramique crée une déformation élémentaire consistant en une flexion le long de la direction de polarisation. La répartition spatiale des céramiques permet de compenser les mouvements de flexion le long de l'axe du rotor, tandis que les mouvements de torsion s'additionnent (cf. FIG.1.33). Le mouvement global d'une pale est donc un mouvement de torsion, et la structure ainsi créée n'a pas besoin d'être amplifiée. Il s'agit d'un actionneur réparti

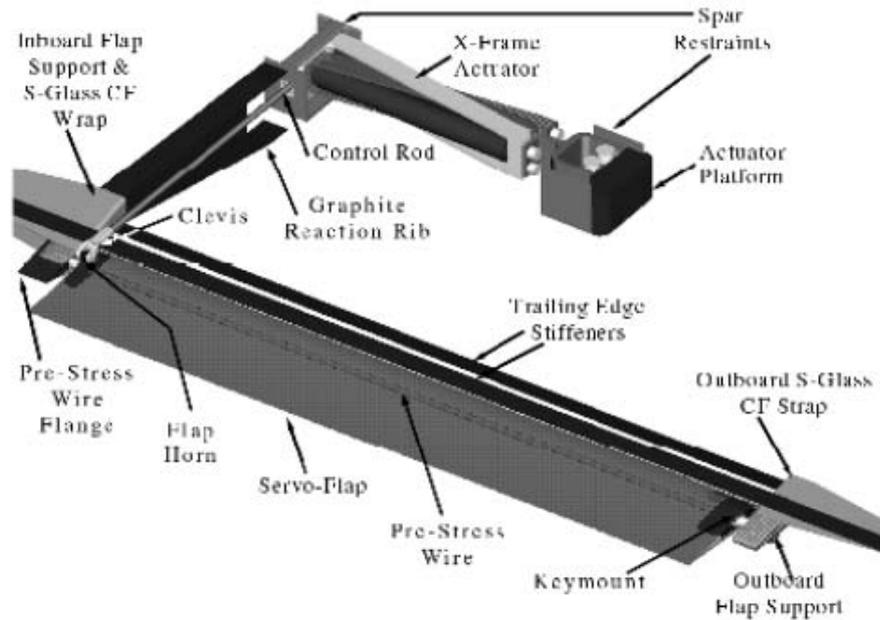


FIG. 1.32 – Contrôle de bord de fuite exploitant un actionneur amplifié de type « X-frame » ([Der01])

dont les cellules élémentaires permettent collectivement de produire des déformations significatives par sommation de déplacements élémentaires dans l'espace.

Des essais ont été réalisés à l'échelle 1/8. Les actionneurs sont des céramiques PZT-5H d'épaisseur 0.254 mm et de longueur 50.8 mm (8 cellules par pale). Ils sont alimentés sous 100V efficaces à des fréquences de 1, 2, 3, 4 ou 5/rev. La torsion obtenue est de l'ordre de 2° pour ces fréquences.

Fibres piézoélectriques : cependant, il est possible d'améliorer ce concept en tirant profit des possibilités offertes par les fibres piézoélectriques en termes de déformée et de directivité de l'actionnement : un tel concept est décrit dans [Der01]. La structure de cet actionneur est présentée sur la FIG. 1.34.

Les fibres piézoélectriques sont alors placées à 45° de manière à contrôler la torsion du rotor. Des essais effectués sur un démonstrateur à l'échelle 1/6 se sont montrés satisfaisants pour la suppression de l'harmonique 3/rev. Les essais réalisés pour une fréquence de 3/rev à une vitesse de 1300 tr.min^{-1} ont ainsi montré la possibilité d'obtenir en bout de pale une torsion de 2° sous 1000V (les recherches décrites par [Der01] ont pris le parti d'exploiter les actionneurs piézoélectriques sous de hautes tensions).

1.3.4 Recapitulatif

Les différentes solutions d'actionnement qui ont été évoquées dans ce rapport peuvent finalement être ramenées aux différentes classes d'actionneurs de la façon suivante.

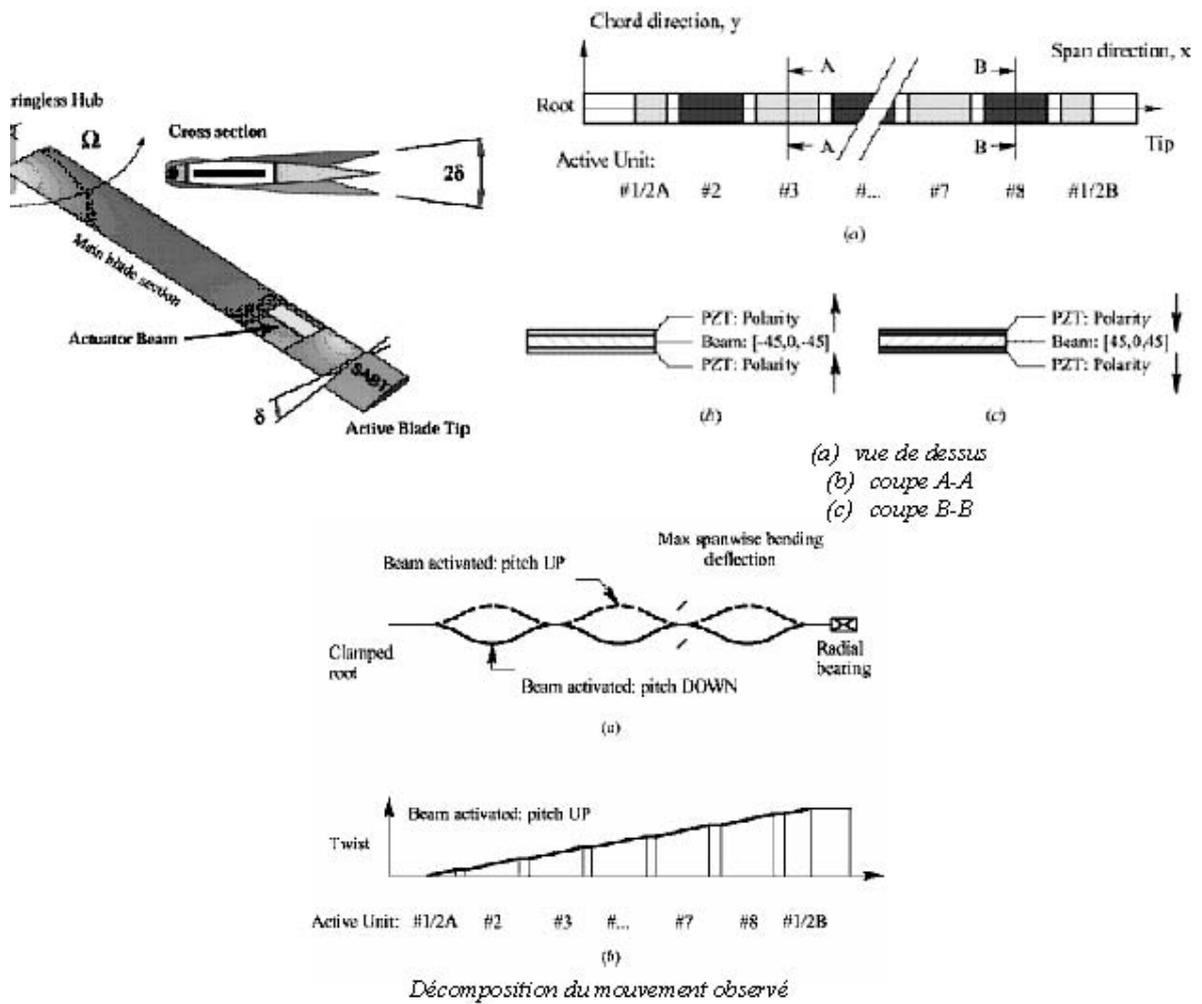


FIG. 1.33 – Concept d'actionneur couplé flexion-torsion pour le vrillage d'une pale (in [Cho01])

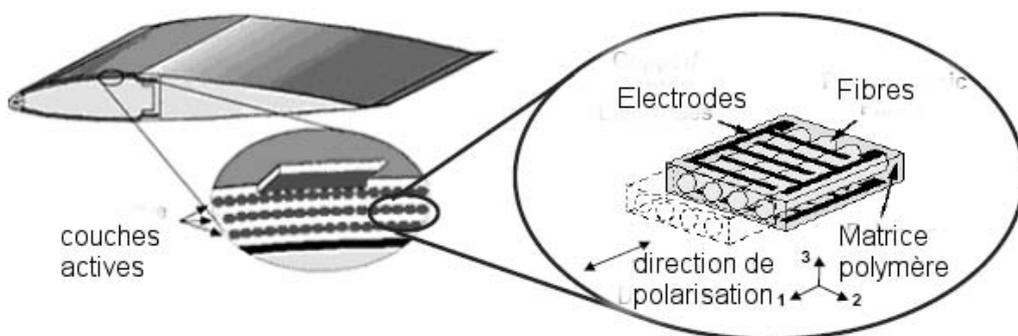


FIG. 1.34 – Torsion du rotor à l'aide de fibres piézoélectriques ([Der01])

1.4 Choix d'un procédé d'actionnement

1.4.1 Éléments de choix du matériau

Afin de préciser le choix du matériau approprié vis à vis d'une fonction donnée, il est utile de dresser le bilan des filières technologiques potentiellement exploitables, en soulignant leurs avantages et inconvénients, comme le TAB. 1.6 le résume.

L'examen attentif des études déjà réalisées met en évidence un choix technologique directement lié à la bande passante souhaitée.

Contrôle dynamique : le choix des céramiques piézoélectriques s'impose, dans la mesure où elles permettent la réalisation de structures compactes (par opposition aux magnétostrictifs par exemple) aptes à atteindre des fréquences élevées

Contrôle quasi-statique : dans ce cas, les constantes de temps de l'actionnement étant un facteur dimensionnant secondaire, le choix des AMF devient intéressant, car cette classe de matériaux est celle qui présente la densité d'énergie spécifique la plus élevée des matériaux électroactifs.

Les contraintes portant sur le dimensionnement d'un alliage sont alors plutôt d'ordre technologique. Les limites des alliages à mémoire de forme résident en effet dans leur plus ou moins bonne tenue au vieillissement. A la mise en œuvre d'AMF, il convient ainsi de prendre en compte des données telles que la tenue mécanique ou l'influence d'un cyclage thermique significatif sur l'évolution de leurs propriétés thermomécaniques.

1.4.2 Déformations quasi-statiques de grandes structures : la solution AMF

Face à la fonction de contrôle de forme quasi-statique plus particulièrement ciblée dans le présent mémoire, et dont le cahier des charges précis sera détaillé lors du chapitre suivant, la technologie des actionneurs AMF apparaît comme la plus appropriée (aptitude aux déformations *et* aux contraintes élevées). En outre, comparée aux solutions émergentes à base de matériaux piézoélectriques composites, elle constitue certainement la voie la plus aboutie actuellement, compte tenu de la disponibilité des matériaux considérés. Leur mise en œuvre peut se faire sous forme de fils ou de tubes de torsion.

Cependant, il conviendra de ne pas écarter la possibilité d'utiliser à terme les fibres piézoélectriques qui offrent des possibilités d'intégration structurelle intéressantes dans l'optique d'un actionnement réparti.

	Cellules à motricité localisée	Cellules à motricité répartie
Actionnement en régime quasi-statique	<ul style="list-style-type: none"> – Aile reconfigurable à base d'AMF [Str02] – Contrôle d'épaisseur et de cambrure [Pin97] – Contrôle de forme piézo - AMF [Oh01] – Tube de torsion AMF [Jar99] – Structure articulée [Mon01] 	<ul style="list-style-type: none"> – Bord de fuite avec câbles AMF intégrés [Sta01] – Structure flexion-torsion à base de matériaux composites [Son00]
Actionnement en fréquentiel	<ul style="list-style-type: none"> – Cambrure vibrante [Mun02] – Contrôle de volet de bord de fuite de rotor par actionneur flexenseur ou X-frame [Der01] 	<ul style="list-style-type: none"> – Peau active [Red02] – Contrôle de rotation à motricité répartie par couches de céramiques collées sur la structure [Cho01] – Contrôle de bord de fuite de rotor par fibres piézo-composites [Der01]

TAB. 1.6 – Classification des principaux concepts d'actionnement utilisés dans les structures portantes électroactives

Application	Matériau	Filière technologique	Bilan
Contrôle de cambrure de l'aile (<i>quasi-statique</i>)	piézocomposite	structure amplifiée mécaniquement précontrainte	<ul style="list-style-type: none"> déformations suffisantes pour influencer sur l'écoulement mais en quasi-statique, l'actionneur n'est pas utilisé au maximum de ses capacités
	AMF	 fils tendus dans un caisson de voilure	<ul style="list-style-type: none"> déformations importantes mais les études portent sur des profils très souples par rapport à une aile réelle (nécessité d'adapter l'actionnement au changement d'échelle)
Contrôle de bord de fuite (<i>quasi-statique</i>)	AMF	structure composite avec fils tendus dans le matériau	<ul style="list-style-type: none"> actionnement très localisé par rapport à l'application visée amplitude des déformées significatives devant les dimensions du profil
	moteur électrique piézo-	moteur à rotor excentré	<ul style="list-style-type: none"> bande passante plus large
Torsion d'une pale d'hélicoptère (<i>quasi-statique</i>)	AMF	élément fléchissant + matériau composite anisotrope	<ul style="list-style-type: none"> nécessité de modifier le matériau constitutif de l'ensemble de la pale

TAB. 1.7 – Récapitulatif des choix de matériaux actifs en fonction de l'application (1/2)

Application	Matériau	Filière technologique	Bilan
Profil d'aile à paroi vibrante (<i>dynamique</i>)	piézo - composites	structure amplifiée mécaniquement précontrainte	– influence positive sur le décollement de la couche limite
		« peau active »	– déformations micrométriques (à l'échelle des longueurs d'onde caractéristiques de l'écoulement)
Torsions de pales d'hélicoptère par contrôle de bord de fuite (<i>dynamique</i>)	céramiques piézoélectriques massives	structures articulées avec actionneurs amplifiés	– bonnes performances pour l'amortissement actif des vibrations du rotor
	piézocomposites	film déposé sur le bord de fuite à déformer	– mais les structures actionnées sont de petites dimensions, et compact, difficile à transposer sur une structure d'aile
Torsion de pale d'hélicoptère (<i>dynamique</i>)	céramiques PZT	structure de type bimorphe avec une couche de céramique déposée sur une poutre en torsion	
Contrôle de vrillage d'une aile en quasi-statique	AMF	tube de torsion	<ul style="list-style-type: none"> – possibilité d'intégrer l'arbre de torsion à une structure existante – efforts et déformations satisfaisants à échelle réduite – solution adaptée en quasi-statique – bilan énergétique à l'échelle 1 ?

TAB. 1.8 – Récapitulatif des choix de matériaux actifs en fonction de l'application (2/2)

Conclusion

Ce premier chapitre a proposé un aperçu de l'étendue des possibilités offertes en matière d'utilisation des matériaux électroactifs pour des applications de contrôle de forme de surfaces portantes aéronautiques.

Si la réalisation de commandes de vol primaires (déplacement de gouvernes) demeure encore à ce jour difficile à concevoir avec ces technologies, du fait notamment des niveaux de déformation et de contrainte requis, deux voies d'application complémentaires semblent néanmoins se dessiner en vue, d'une part, d'exploiter des déformations locales au niveau de la couche limite pour la réduction de traînée des surfaces portantes, et, d'autre part, pour réaliser des fonctions d'adaptation en temps réel de la forme de la voilure (profil, bord de fuite, vrillage...).

D'un point de vue technologique, deux familles de matériaux semblent à ce jour se détacher pour le type d'application ciblé. D'une part, les alliages à mémoire de forme (AMF) constituent une solution pertinente pour des applications nécessitant une déformation en régime « quasi-statique ». Les avantages de ces matériaux (contraintes motrices et taux de déformation élevés) peuvent alors s'exprimer indépendamment de leur limitation intrinsèque en termes de commandabilité (grandes constantes de temps). D'autre part, même si les céramiques piézoélectriques PZT offrent des taux de déformation plus modestes, elles permettent néanmoins d'assurer une conversion d'énergie efficace particulièrement intéressantes lorsque des dynamiques plus rapides sont requises (surfaces vibrantes, pales d'hélicoptère actives). Soulignons enfin que les deux technologies en présence peuvent être avantageusement combinées au sein d'une même structure électroactive.

Chapitre 2

Etude et réalisation d'un actionneur AMF grands efforts / grands déplacements

Introduction

Le précédent chapitre a mis en lumière l'intérêt présenté par les alliages à mémoire de forme (en particulier les fils AMF) dans l'optique d'une activation hautement intégrée de voilures aéronautiques. Néanmoins, la réalisation d'une architecture finalisée et pertinente ne saurait se dispenser en amont d'une investigation poussée des possibilités offertes par les AMF, et notamment de leur aptitude à fournir les efforts intenses que nécessite l'application visée (comme détaillé dans le chapitre 3).

Dans ce but a été réalisé au laboratoire un banc d'essai instrumenté d'actionneur grands efforts / grands déplacements¹, permettant de produire des déplacements millimétriques sous des contraintes significatives. Le but de cette manipulation est d'une part la quantification des performances que le concepteur est en droit d'attendre de ce type de structure, et d'autre part l'élaboration et l'évaluation d'un modèle analytique global basé sur les modèles comportementaux classiques des AMF, en vue de décrire le comportement électromécanique global du démonstrateur. Ainsi, après l'analyse précise des besoins spécifiques induits par la fonction aéronautique visée (cf. chapitre 3), l'utilisation de ce modèle permettra une estimation précise des bilans énergétiques de l'actionnement envisagé.

Dans un premier temps, le présent chapitre revient sur les propriétés des alliages à mémoire de forme, afin de rappeler leurs propriétés fondamentales dont la compréhension est nécessaire à une étude soignée, tant au plan théorique qu'expérimental. Ensuite, les principes de modélisation des AMF sont plus précisément rappelés. Il est possible en combinant des approches thermodynamiques à des modèles comportementaux classiques de définir un modèle simple, mais rendant compte du comportement

¹Bien entendu, le qualificatif d'actionneur « à grands déplacements » se justifie en comparaison des déformées relatives usuellement produites par les autres classes de matériaux actifs

relativement complexe de ces alliages métalliques particuliers. Enfin, l'actionneur réalisé est présenté : il s'agit de confirmer les performances envisageables, tout en évaluant la justesse du modèle de comportement élaboré.

2.1 Notions de base sur les AMF

2.1.1 Définition de l'effet de mémoire de forme

Par définition, sont désignés par le terme d'alliages à mémoire de forme les alliages métalliques qui, après avoir subi une déformation inélastique à basse température, peuvent retrouver par chauffage leur forme initiale. Il s'agit d'une propriété particulière que présentent certains matériaux métalliques et qui fut découverte à l'origine sur des alliages Au-Cd, avant d'être observée sur des alliages NiTi qui sont actuellement les AMF les plus répandus. Cet effet fut ensuite étudié au cours des années 1960 (notamment dans les laboratoires de l'US Navy, cf. [Bue63]).

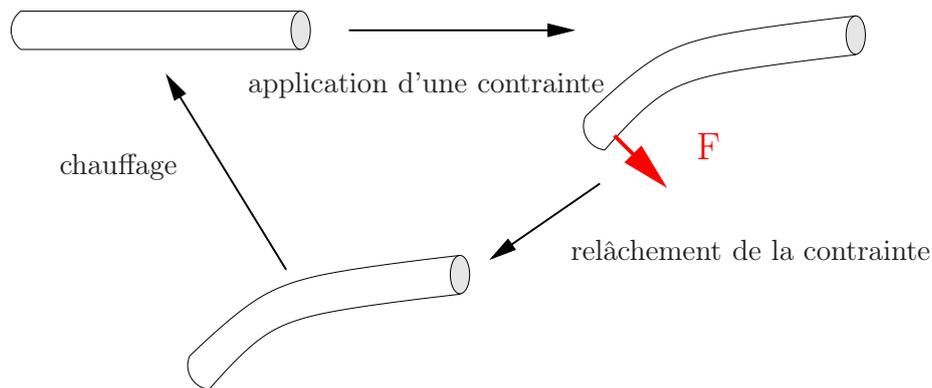


FIG. 2.1 – Principe de l'effet de mémoire de forme

La mémoire de forme est liée à l'existence dans la structure microscopique de l'alliage de deux phases cristallines distinctes : une phase mère (appelée austénite) correspondant à une variante cristalline unique, et une phase appelée martensite pour laquelle la structure de la maille de l'alliage présente plusieurs variantes. A froid, l'alliage se trouve à la martensite : l'application d'une contrainte se traduit alors par une déformation macroscopique, induite à l'échelle microscopique par la modification de la variante de martensite. Au relâchement de la contrainte, la structure cristalline ayant changé, cette déformation ne peut donc pas dans l'immédiat être récupérée, l'alliage conservant sa nouvelle structure atomique. Ce n'est qu'au chauffage que l'échantillon retrouve sa forme initiale, dans la mesure où le cristal revient à sa phase mère.

Cet exemple du comportement si particulier des alliages à mémoire de forme, bien que basique, met déjà en évidence les problèmes posés par leur mise en œuvre. Ainsi, ce « simple » cycle thermique fait apparaître simultanément la double influence de la contrainte et de la température, ainsi que la non-linéarité de la réponse. La seule connaissance de la température et de la contrainte ne suffisent pas en effet à estimer l'état d'un échantillon donné : il est par ailleurs nécessaire de connaître son histoire. La

complexité de ce couplage thermo-élastique justifie donc que l'on se penche d'une manière un peu plus détaillée sur les propriétés physiques particulières des AMF.

2.1.2 Caractéristiques des AMF

2.1.2.1 Transformations à l'échelle microscopique

Transformation martensitique Afin de mieux comprendre la nature de l'effet de mémoire de forme, il convient de préciser en quoi consiste la transformation martensitique qui est à la base des propriétés particulières de ces matériaux. Il est possible de se référer aux définitions données par [Gué96] et [Cre04], selon lesquelles la transformation martensitique présente les caractéristiques suivantes :

- la transformation est displacive, c'est à dire qu'elle résulte d'un déplacement inférieur à la distance inter-atomique, et qu'elle se fait sans mécanisme de diffusion (donc quasi-instantanément, sa dynamique est donc beaucoup plus rapide que celle du chauffage ou du refroidissement)
- la transformation est dite homogène, c'est à dire sans altération de la constitution chimique, les atomes se déplaçant en même temps
- la maille cristalline subit essentiellement des contraintes de cisaillement qui se propagent au sein de la matière

La transformation martensitique débute à une température donnée qui sera par la suite notée M_s , et se termine à une température notée M_f . Entre ces deux températures, la phase mère et la martensite cohabitent, séparées par une interface plane. Lorsque la température varie, l'interface se déplace, et une phase se propage au détriment de l'autre par croissance et mouvements de dislocations.

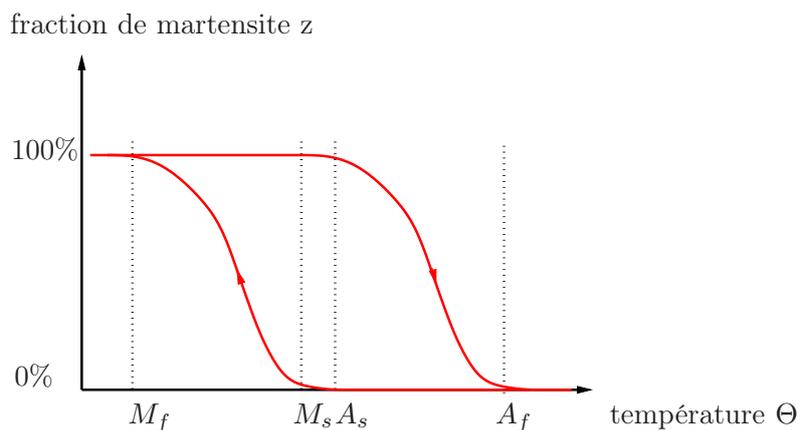


FIG. 2.2 – Cycle d'hystérésis d'un AMF

Cette transformation de la matière présente un caractère hystérétique plus ou moins marqué. C'est pour cette raison que l'existence d'une transformation martensitique au sein de la matière ne suffit pas à elle seule à conférer au métal la propriété de mémoire de forme. En effet, dans le cas où l'hystérésis est important, elle est brutale et produit une déformation plastique irréversible (trempe des acier par exemple). Elle ne

devient réversible que si l'hystérésis est faible, et l'effet de mémoire de forme est alors observable.

Variantes de martensite Dans le cas des alliages présentant une mémoire de forme, un refroidissement en deçà des températures de transition se traduit par un passage de la maille cristalline à la phase martensitique. Néanmoins, si cette transition s'effectue sans l'application de contraintes mécaniques, dans la mesure où les variantes de martensite sont équiprobables, les cisaillements observés à l'échelle microscopique tendent à se compenser, et l'échantillon ne subit aucune déformation à l'échelle macroscopique. Il est alors question de martensite auto-accomodante.

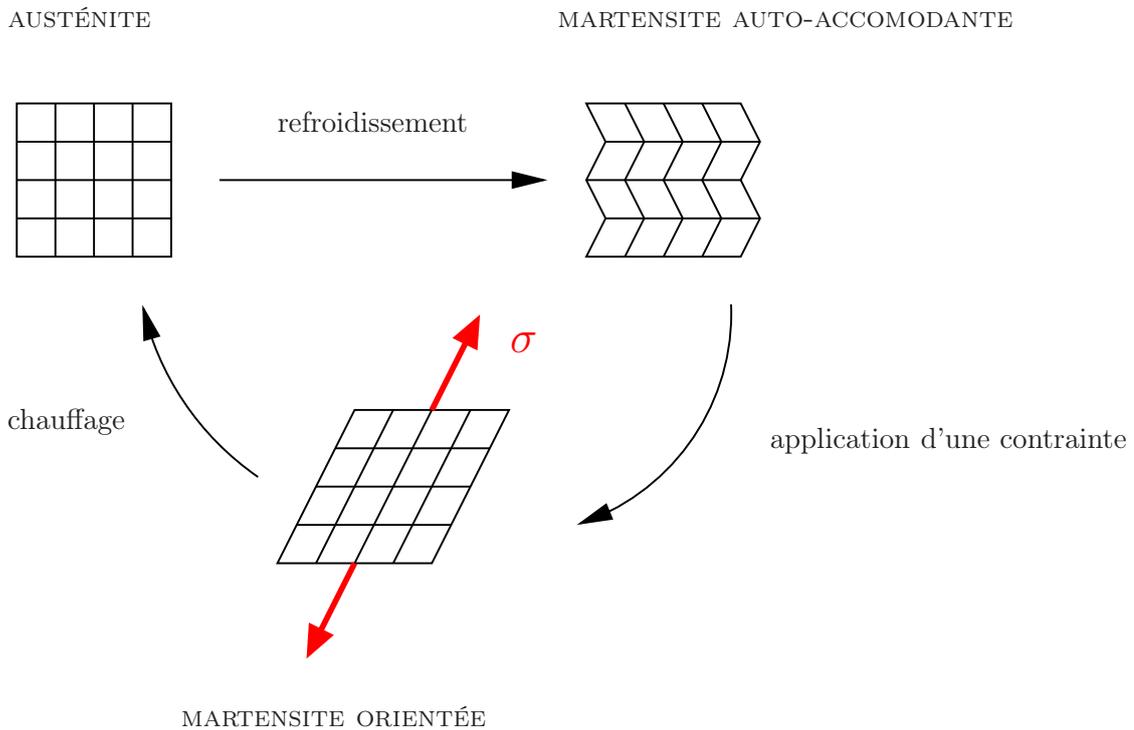
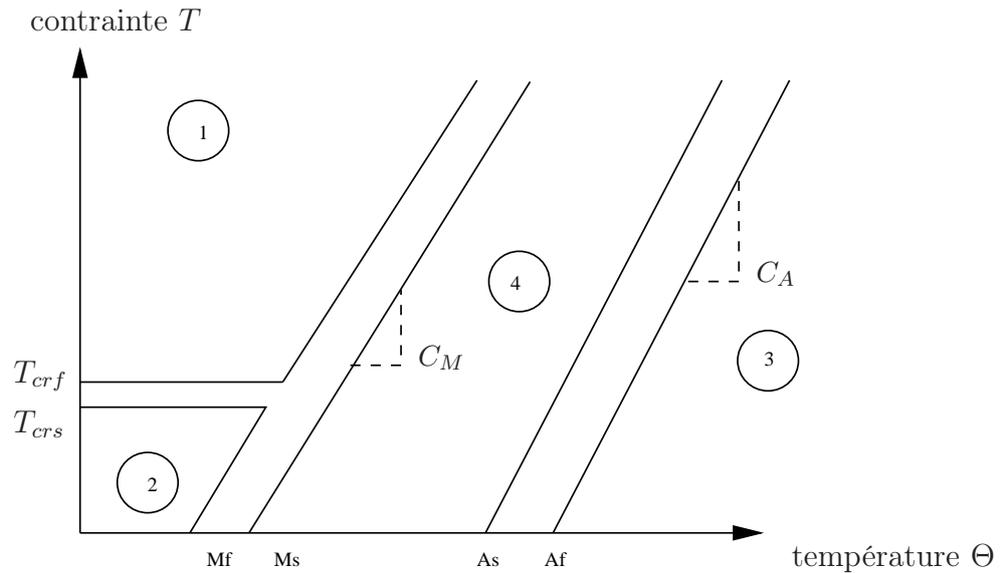


FIG. 2.3 – Transformation martensitique : comportement à l'échelle microscopique

Par contre, lors de l'application d'efforts mécaniques, les variantes de martensite qui sont dans le sens de la contrainte se trouvent favorisées, ce qui aboutit à des déformations observables à l'échelle macroscopique (cf. FIG.2.3).

Les études faites sur la transformation martensitique ont mis en évidence l'influence combinée de la contrainte et de la température dans le changement de phase des alliages. Par ailleurs, lorsque des contraintes mécaniques sont appliquées sur un échantillon donné, les températures de transition tendent à augmenter. Le passage à la martensite peut donc être produit de deux façons : thermiquement par des changements de température, ou mécaniquement par l'application de forces (cf. FIG.2.4²).

² σ_{crs} et σ_{crf} sont les contraintes critiques entre lesquelles s'effectue la réorganisation des plaquettes de martensite lorsque la martensite s'oriente



1	martensite orientée
2	martensite auto-accomodante
3	austénite
4	austénite ou martensite (suivant la branche du cycle d'hystérésis où se situe l'échantillon)

FIG. 2.4 – Phase solide en fonction de la température et de la contrainte, d'après [Bri93]

2.1.2.2 Propriétés des AMF

Effet de mémoire de forme simple cet effet a déjà été décrit précédemment. Un alliage déformé à froid retrouve sa forme au chauffage et peut alors développer des contraintes mécaniques intenses (comme rappelé dans le chapitre 1) : de l'ordre de 5% de déformée relative, avec des efforts de 100 MPa. Par contre, le refroidissement de l'AMF n'a dans ce cas aucune incidence sur la forme de l'échantillon considéré. En conséquence, un actionneur exploitant ce type d'effet se doit de comporter un dispositif de précontrainte afin d'assurer le retour à la position initiale au refroidissement.

Effet de mémoire de forme double sens Cette propriété est obtenue par les mêmes alliages, à la condition que soit appliqué à l'échantillon considéré un traitement « d'éducation ». Après avoir suffisamment répété le même cycle de fonctionnement, l'alliage tend à toujours revenir à la même forme au refroidissement.

Superélasticité Cette propriété est observé lorsque la température est supérieure à la température de fin d'austénite. Il s'agit d'une transformation induite par la contrainte mécanique uniquement. L'application d'efforts élevés (de l'ordre de 400-500 MPa) fait apparaître un plateau sur lequel une faible variation de la contrainte produit des déformations très importantes, la transformation restant totalement réversible, car le relâchement de la contrainte permet le retour à la déformation initiale.

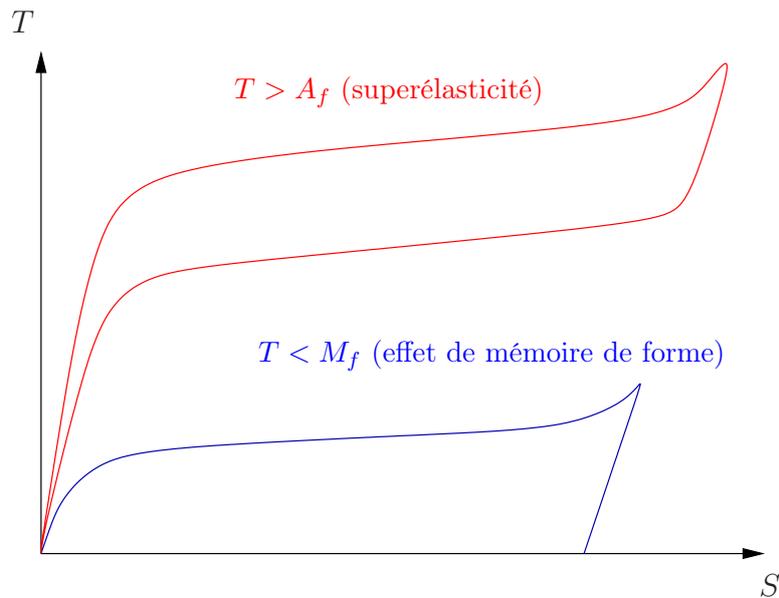


FIG. 2.5 – Mémoire de forme et superélasticité

2.1.3 Bilan des matériaux actuellement utilisés et de leurs applications

2.1.3.1 Nature du matériau utilisé

L'effet de mémoire de forme a été observée sur nombre de matériaux métalliques différents, après sa découverte sur des alliages Au-Cd. Il existe donc quantité de matériaux disponibles en termes de composition chimique (cf. [Hes99] ou [Hua98]) ou encore de traitements thermomécaniques (cf. [LC02]). Il est à ce titre intéressant de dresser un bilan comparatif des différents alliages à disposition.

	NiTi	CuZnAl	CuAlNi	FeNiCoTi	unités
plage de températures de transformation	-100 à +70	-200 à +100	-150 à +200	-150 +550	°C
largeur de l'hystérésis	30	15	20		K
effet simple sens max.	8	4	6	1	%
effet double sens max.	4	0.8	1	0.5	%
contrainte admissible	150	75	100	250	N/mm ²
nombre de cycles	>100000	10000	5000	50	
tenue à la corrosion	très bonne	correcte	bonne	mauvaise	

TAB. 2.1 – Comparatif de différents alliages à mémoire de forme d'après [Hes99]

Parmi les différents alliages à mémoire de forme étudiés, les alliages NiTi appa-

raissent bien comme étant les plus aptes à la réalisation d'actionneurs, ce qui justifie leur usage prépondérant comparativement aux autres classes de matériaux. En effet, le grand nombre de cycles réalisables, ainsi que l'importance des déplacements obtenus explique l'intérêt qu'ils ont déjà suscité. Par ailleurs, leur bio-compatibilité ouvre le champ à des applications bio-médicales, ce qui n'est pas le cas des alliages cuivreux par exemple. Seul le prix relativement élevé du nitinol conduit à préférer des alliages cuivreux pour des applications requérant une durée de vie limitée. Quant aux autres alliages tels que les FeNiCoTi, ceux-ci en sont encore au stade de l'étude en laboratoire.

Du fait de la dureté de ces matériaux, les alliages NiTi peuvent difficilement être usinés dans des formes complexes. Ils sont donc essentiellement disponibles dans des formes basiques, suivant les applications pour lesquelles l'alliage est employé :

- fils (traction)
- barres (traction ou compression)
- tubes (torsion)
- ressorts (compression)

Les alliages Ti-Ni sont proches de la composition équiatomique, une modification des proportions se traduisant par une modification des températures de transition. De plus, l'adjonction d'un autre élément modifie les propriétés thermomécaniques de ces alliages. Ainsi, l'ajout de Fe permet par exemple de faire varier M_s , tandis que l'ajout de Cu permet de changer la largeur de la bande d'hystérésis.

2.1.3.2 Applications

Superélasticité Un certain nombre d'applications exploitent la superélasticité des AMF. Ainsi, dans le domaine biomédical, il est possible de réaliser avec des alliages NiTi des fils orthodontiques ou des montures de lunettes très élastiques. De même, des antennes de téléphone portable indéformables peuvent être fabriquées. Dans ce cas, ce ne sont pas les propriétés thermomécaniques des AMF qui sont mises à profit, mais uniquement leur comportement mécanique particulier à l'austénite.

Effet de mémoire de forme Là encore, deux catégories d'applications peuvent être distinguées, suivant que le matériau est plutôt passif (soumis à des sollicitations thermiques extérieures) ou actif (activation par un courant électrique par exemple). A titre d'exemple, la première utilisation industrielle des AMF fut historiquement la réalisation de manchons de raccords de tubes en titane pour l'aéronautique. Dans ce cas, un manchon déformée à froid se contracte de façon irréversible sur les tubes (réchauffement à la température ambiante) pour assurer la bonne étanchéité. Il s'agit typiquement d'une application où l'AMF est utilisé d'une façon « passive ». Il est possible de classer dans la même catégorie les stents utilisés en chirurgie cardio-vasculaire ou encore les compteurs de cycles pour friteuses à base de ressorts AMF.

Par contre, une application telle que l'actionnement d'un obturateur de phare par un ressort AMF chauffé par effet Joule permet de parler d'actionneur AMF proprement dit. Il en va de même pour des actionneurs en robotique et des systèmes visant à déployer des panneaux de satellites par chauffage de fils AMF.

Notons toutefois que la plupart des applications industrielles consiste en des actionneurs de puissance pour le moins réduite. La réalisation d'actionneurs de puissance plus significative tels que ceux présentés dans l'état de l'art du chapitre 1 ou ceux visés par la présente étude soulève donc des problèmes liés au changement d'échelle qui rendent nécessaires des études poussées visant notamment à déterminer les bilans énergétiques et massiques d'un tel procédé de commande.

2.1.3.3 Limites d'usage des alliages à mémoire de forme

L'emploi des alliages à mémoire de forme comporte, malgré tout le potentiel de ces matériaux, un certain nombre d'inconvénients. En effet, le comportement particulièrement complexe de ces matériaux peut rendre leur commande délicate. D'une part, ils sont fortement sensibles aux variations de température ambiante qui ne peuvent bien entendu pas être ignorées dans le cadre d'applications aéronautiques. D'autre part, ces matériaux sont fortement hystérétiques : pour les alliages NiTi, l'hystérésis est typiquement de l'ordre de 30°C. Par ailleurs, les températures de transitions varient en fonction de la contrainte appliquée (comme montré précédemment), ce qui revient à dire que la charge de l'actionneur modifie jusqu'à l'hystérèse du matériau actif.

Ensuite, le comportement à la fatigue des AMF est relativement difficile à appréhender. L'application sur un nombre de cycles importants d'efforts significatifs conduit à une modification notable de la réponse de l'AMF (cf. [Wag04]). Les dislocations à l'échelle microscopique provoquent des déplacements des grains dans la structure cristalline, ce qui aboutit à une modification irréversible de l'amplitude des déformations. Il n'y a stabilisation de l'effet de mémoire de forme qu'une fois atteinte une butée dans les dislocations aux joints de grain. La réaction de l'alliage à mémoire de forme au vieillissement peut donc être un facteur limitant dans des applications où le nitinol est soumis à des efforts mécaniques sévères.

Enfin, le principal défaut de ces alliages réside dans la faiblesse des rendements observés. Ceci est intrinsèquement lié à la nature du couplage thermoélastique, dans la mesure où le changement de phase est initié par chauffage. Lors du refroidissement, l'énergie thermique stockée dans le matériau au chauffage se trouve inmanquablement dissipée, et donc n'est pas convertie en travail mécanique par l'actionneur AMF.

2.2 Modélisation des AMF

Après cette présentation détaillée de l'effet de mémoire de forme, il s'agit à présent de déterminer un modèle analytique à la fois suffisamment fin pour prendre en compte la complexité du comportement du matériau, mais aussi suffisamment simple pour une utilisation en vue de la conception d'un actionneur de taille macroscopique, sans nécessiter la prise en compte du phénomène de changement d'état à l'échelle atomique.

Deux approches sont envisageables pour la détermination de ce modèle :

- *une approche thermodynamique*, des considérations énergétiques permettant la détermination de la caractéristique efforts/déplacements par dérivation du potentiel thermodynamique approprié par rapport à la déformée relative

- une approche comportementale, par une utilisation des représentations décrites dans la littérature, en vue d’appréhender le comportement particulier des AMF (détermination de la proportion de martensite essentiellement)

2.2.1 Approche thermodynamique

Les indices A et M désignent les différentes grandeurs caractéristiques de l’alliage à la martensite où à l’austénite.

Θ	température
S	composante de déformation relative
T	composante du tenseur de contrainte
σ	entropie
z	proportion de martensite
F	énergie libre
A et M	températures de transition (respectivement A_f et A_s ou M_s et M_f)
E	module d’Young

TAB. 2.2 – Nomenclature

2.2.1.1 Choix d’un jeu de variables d’état

La définition correcte d’un potentiel thermodynamique pour l’alliage à mémoire de forme requiert dans un premier temps une identification des variables d’état permettant la description complète de son comportement. Ainsi, l’état d’un cristal AMF peut être décrit par :

- la température Θ
- la déformée relative S
- la proportion de martensite z

Il s’agit par la suite de choisir parmi ces variables lesquelles retenir comme variables d’état.

La caractéristique efforts/déformations d’un AMF à la martensite est telle que donnée FIG. 2.6. L’alliage initialement soumis à une contrainte se déforme suivant la réorientation des variantes de martensite, et une contrainte résiduelle subsiste lors du relâchement. Néanmoins, le matériau ne perd nullement ses propriétés élastiques, et il subit donc également une déformation élastique qui elle est récupérable au relâchement de la contrainte. La déformation subie par l’AMF est donc décomposable en une composante élastique (notée S_{el}) et une composante inélastique liée à la transformation (notée quant à elle S_{inel}).

Cette décomposition conduit donc à prendre en compte 4 paramètres : S_{el} , S_{inel} , T , et z . Si l’on note S_{inel0} la déformation inélastique initialement subie par le matériau à

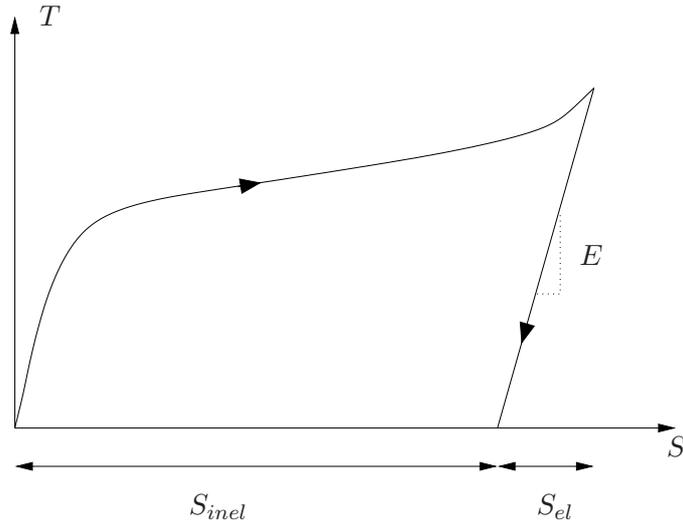


FIG. 2.6 – Chargement et déchargement d'un AMF à la martensite

la martensite, la réponse mécanique du matériau peut être décrite par les relations :

$$\begin{aligned} S_{el} &= \frac{T}{E} & (2.1) \\ S_{inel} &= zS_{inel0} \\ S &= S_{el} + z\left(S_0 - \frac{T_0}{E_0}\right) \end{aligned}$$

Ainsi, le jeu de variables (z, S_{elast}, Θ) permet de définir le potentiel thermodynamique du système étudié. Dans la mesure où S peut s'exprimer en fonction de S_{elast} et de z , il apparaît bien que la déformée globale n'est pas une variable d'état, et qu'il est donc normal qu'elle ne figure pas dans l'expression du potentiel thermodynamique du système étudié.

2.2.1.2 Choix d'un potentiel thermodynamique

Un telle démarche a déjà été utilisée par [Chr03] et [Vol99] pour caractériser le changement d'état dans un cristal d'AMF. Les variables d'état retenues sont les suivantes :

- Θ , température (Θ_0 étant la température à l'équilibre)
- S_{elast} , terme purement élastique de la déformée relative
- z , proportion de martensite

Comme potentiel thermodynamique, il conviendra de retenir l'énergie libre. En effet, considérant que les déformations observées sont rapides par rapport aux constantes de temps thermiques, il est possible de se placer dans le cadre d'une transformation isotherme, (cf. [Nog05]). L'énergie libre volumique du fil AMF peut s'écrire $F = F_{elast} + F_{th}$ où F_{elast} est liée à l'élasticité et à la dilatation du matériaux et F_{therm} est liée à la chaleur latente de transformation du matériau (notée L_0 par la suite), ainsi qu'à sa capacité calorifique. Plus précisément, nous avons :

$$F_{elast} = \frac{E \cdot S_{el}^2}{2\rho} \quad (2.2)$$

Avec le module d'Young E vérifiant :

$$E = E_A - z(E_A - E_M) \quad (2.3)$$

Par ailleurs, l'entropie et l'énergie libre volumiques sont reliées par la relation :

$$\sigma = \frac{\partial F}{\partial \Theta}$$

Or, la capacité calorifique vérifie, pour de petites variations de température autour de la température d'équilibre : $C = \Theta(\frac{\partial \sigma}{\partial \Theta})_z \approx \Theta_0(\frac{\partial \sigma}{\partial \Theta})_z = -\Theta_0(\frac{\partial^2 F}{\partial \Theta^2})_z$. Soit : $F_{therm} = -\frac{C(\Theta - \Theta_0)^2}{2\Theta_0} + f(z, \Theta)$ (les constantes d'intégrations sont nulles dans la mesure où $\Theta = \Theta_0$ doit être un minimum stable pour les températures).

De la même façon, la chaleur latente de transformation vérifie :

$$\begin{aligned} L_0 &= -\Theta\left(\frac{\partial \sigma}{\partial z}\right)_\Theta \\ L_0 &= \Theta_0 \frac{\partial^2 F}{\partial \Theta \partial z} \\ \left(\frac{\partial F}{\partial z}\right)_\Theta &= \frac{L_0}{\Theta_0}(\Theta + f(z)) \end{aligned}$$

avec $f(z) = az + b$ (il est possible de linéariser dans la mesure où l'on considère de petites variations autour de l'équilibre thermodynamique)

On en déduit par intégration :

$$F_{therm} = -\frac{C}{2\Theta_0}(\Theta - \Theta_0)^2 + \frac{L_0}{\Theta_0}\left(\Theta z + \frac{az^2}{2} + bz + f(\Theta)\right) \quad (2.4)$$

Comme L_0 est la chaleur latente de transformation (donc, elle traduit des variations de F_{therm} en fonction de z), et comme le terme de F_{therm} dépendant uniquement de la température a été déterminé en considérant l'expression de la capacité calorifique, on a $f(\Theta) = cte$. Cette constante est arbitrairement fixée à 0 (pour la détermination de la position d'équilibre, seules importent les variations de F). D'où :

$$F_{therm} = -\frac{C}{2\Theta_0}(\Theta - \Theta_0)^2 + \frac{L_0}{\Theta_0}\left(\Theta z + \frac{az^2}{2} + bz\right)$$

Restent à déterminer a et b . A l'équilibre (en l'absence de toute contrainte extérieure), si z_1 est la proportion de martensite à l'équilibre thermodynamique :

$$\begin{aligned} \frac{\partial F_{therm}}{\partial z} \Big|_{z=z_1} &= \Theta + az_1 + b = 0 \\ z_1 &= \frac{A - \Theta}{A - M} \\ -\Theta - b &= a\left(\frac{A - \Theta}{A - M}\right) \quad \forall \Theta \end{aligned}$$

En particulier, en considérant le cas $\Theta = A$, on déduit³ :

$$\begin{aligned} b &= -A \\ a &= A - M \end{aligned}$$

Soit :

$$F = \frac{1}{2\rho} E \cdot S_{el}^2 - \frac{C}{2\Theta_0} (\Theta - \Theta_0)^2 + \frac{L_0}{\Theta_0} \left[(\Theta - A)z + \frac{A - M}{2} z^2 \right] \quad (2.5)$$

Le jeu de variables retenu par [Chr03] est peu commode pour notre étude, car il fait intervenir des variables difficilement accessibles expérimentalement (notamment z). Cependant, des modèles comportementaux classiques tels que ceux définis par Tanaka ou Liang et Rogers permettent d'écrire une équation d'état rendant possible l'expression de z en fonction de grandeurs physiques aisément observables.

2.2.1.3 Caractéristique efforts-déplacements

Si on note T la contrainte extérieure appliquée sur le fil, alors :

$$\begin{aligned} T &= \rho \left(\frac{\partial F}{\partial S_{elast}} \right)_{z, \Theta} \\ T &= E(z) S_{elast} \end{aligned} \quad (2.6)$$

La caractéristique force déplacement du fil devra donc vérifier l'équation 2.6. La dérivation du potentiel thermodynamique de l'alliage à mémoire de forme revient alors exactement à écrire la loi de Hooke au même titre que n'importe quel matériau déformable.

Les termes de couplage tels que la chaleur latente de changement de phase n'ont donc qu'une influence indirecte sur les efforts appliqués : ceux-ci sont uniquement dus à la contrainte imposée par l'AMF déformé élastiquement à l'austénite (ou à la martensite, mais dans ce cas, la part de la déformation élastique est négligeable devant la déformation inélastique). C'est au niveau de la décomposition du déplacement en une composante élastique et une composante inélastique qu'est pris en considération le comportement spécifique des AMF.

2.2.2 Modèle comportemental des AMF

Comme déjà indiqué précédemment, la proportion de martensite est un paramètre dépendant à la fois de la température et de la contrainte, mais a priori peu évident à estimer. Le changement de phase de l'AMF est en effet un phénomène apparaissant à l'échelle atomique dont nous essayons d'appréhender les conséquences à l'échelle macroscopique.

Dans la mesure où il s'agit ici d'établir un modèle d'actionneur à caractère relativement global, il est préférable d'utiliser des modèles comportementaux décrivant les

³Lors de la transformation, on note A (ou M) la température à partir de laquelle tout le matériau est à l'austénite (respectivement à la martensite)

variations de z . Ces modèles empiriques permettent d'obtenir une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux classiques. Les expressions de z données ci-dessous sont valables pour des températures et des contraintes vérifiant :

- $C_A(\Theta - A_f) < T < C_A(\Theta - A_s)$ lors de la transformation austénitique
- $C_M(\Theta - M_s) < T < C_M(\Theta - M_f)$ lors de la transformation martensitique

Modèle de Tanaka ce modèle suppose une variation exponentielle de la proportion de martensite, telle que décrite dans l'équation suivante :

$$\begin{aligned}
 z^{A \rightarrow M} &= 1 - \exp [A_M(\Theta - M_s^0) - B_M T] \\
 z^{M \rightarrow A} &= \exp [A_A(\Theta - A_s^0) - B_A T] \\
 A_M &= \frac{-2 \ln(10)}{M_s^0 - M_f^0} \\
 A_A &= \frac{-2 \ln(10)}{A_f^0 - A_s^0} \\
 B_A &= \frac{A_A}{C_A} \\
 B_M &= \frac{A_M}{C_M}
 \end{aligned} \tag{2.7}$$

M^0 et A^0 désignent les températures de transition des transformations martensitique et austénitique en l'absence de contrainte mécanique.

Modèle de Liang et Rogers dans ce cas, la proportion de martensite est supposée être une fonction sinusoïdale de la température et de la contrainte (z_0 est la proportion de martensite initiale au début de la transformation considérée) :

$$\begin{aligned}
 z^{A \rightarrow M} &= \frac{1 - z_0}{2} \cos \left[a_M \left(\Theta - M_s^0 - \frac{T}{C_M} \right) \right] + \frac{1 + z_0}{2} \\
 z^{M \rightarrow A} &= \frac{z_0}{2} \cos \left[a_A \left(\Theta - A_s^0 - \frac{T}{C_A} \right) \right] + \frac{z_0}{2} \\
 a_M &= \frac{\pi}{M_s^0 - M_f^0} \\
 a_A &= \frac{\pi}{A_f^0 - A_s^0}
 \end{aligned} \tag{2.8}$$

M^0 et A^0 désignent les températures de transition des transformations martensitique et austénitique en l'absence de contrainte mécanique.

2.2.3 Synthèse du modèle d'un actionneur macroscopique

La suite de ce chapitre se concentrera plus précisément sur le cas simplifié du comportement d'un fil AMF en traction. Il apparaît en effet qu'avec les ressorts, il s'agit de la forme d'usinage de l'alliage la plus utilisée, et c'est en particulier celle qui sera retenue pour l'application étudiée.

Dans un premier temps, l'étude vise à la détermination par des essais sur un fil AMF des grandeurs caractéristiques nécessaires au modèle analytique. Puis dans un

second temps, la pertinence du modèle sera évaluée en comparant les résultats issus du calcul avec les données expérimentales d'un essai du fil en traction.

2.2.3.1 Comportement et déformée de l'AMF à froid

Si la détermination de la composante élastique des déformées ne pose pas de problème majeur du moment où la contrainte et la proportion de martensite sont des données connues, il n'en va pas de même de la composante inélastique. Il convient donc de déterminer la valeur de S_{max} (lorsque l'échantillon considéré est totalement à la martensite) afin de connaître la déformation subie initialement par le fil soumis à un effort de traction.

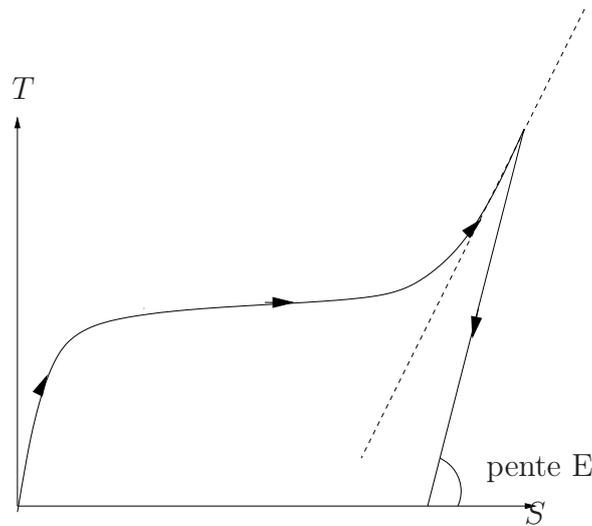


FIG. 2.7 – Réponse mécanique classique d'un AMF sous contrainte mécanique à froid

Il apparaît que pour des efforts de l'ordre de 50 MPa, les points expérimentaux se situent sur la partie de la caractéristique présentant la pente la plus élevée. Il est donc a priori possible de donner une expression linéaire de la déformation relative du fil AMF⁴.

On vérifie alors la relation : $S_{max} = \frac{1}{a}(T - T_0)$, T_0 et a restant à déterminer expérimentalement.

Il s'agit dans un premier temps de tracer expérimentalement une caractéristique semblable à celle reportée sur la FIG.2.7. A cette fin, une série d'essais de traction sur le fil AMF a été réalisée en mesurant à l'allongement du fil. En extrapolant à partir des résultats obtenus, les valeurs de T_0 et a correspondant à la courbe idéalisée représentée FIG.4.1 ont été expérimentalement déterminées. De ces essais, on déduit ainsi : $a = 4.8 \text{ GPa}$ et $T_0 = -138 \text{ MPa}$, soit : $S_{max} = \frac{T+138.10^6}{4.8.10^9}$.

⁴Dans le cas où le point obtenu ne se situerait pas sur cette partie linéaire, l'utilisation du fil pourrait être considérée comme non-optimale, puisque l'application d'un effort à peine plus élevé conduirait à une augmentation sensible de la course de l'actionneur. Il est donc préférable de travailler sur cette portion de la caractéristique afin de minimiser la masse de matériau actif requise

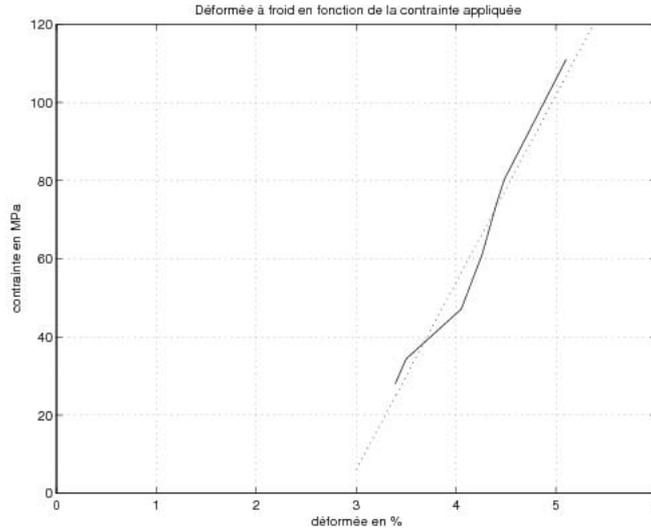


FIG. 2.8 – Réponse mécanique à froid d'un AMF sous contrainte mécanique obtenue expérimentalement (T en fonction de S_{max})

2.2.3.2 Modèle thermomécanique de l'AMF

Il s'agit ici de soumettre le fil à un cycle thermique afin de déterminer ses caractéristiques et de valider le modèle analytique développé. L'échantillon testé est un fil de nitinol SM495 fourni par la société NDC ⁵. Les caractéristiques du nitinol sont les suivantes :

Caractéristiques du fil de nitinol :

densité :	$\rho = 6500 \text{ kg/m}^3$	
chaleur latente de transformation :	$L_0 = 28000 \text{ J/kg}$	
températures de transition observées :	$A_s = 40 \text{ }^\circ\text{C}$	$A_f = 65 \text{ }^\circ\text{C}$
	$M_s = 50 \text{ }^\circ\text{C}$	$M_f = 25 \text{ }^\circ\text{C}$

Des cycles thermiques ont été réalisés sous différents niveaux de contraintes mécaniques. Les cycles obtenus sont reportés sur la FIG.2.9. Le principe retenu pour le calcul de la déformée relative obtenue obéit aux relations suivantes⁶ :

$$- \text{ si } \Theta < A_S + \frac{T}{c_A} \text{ alors } S = S_{max} + \frac{T}{E_M} \quad (2.9)$$

$$- \text{ si } \Theta > A_f + \frac{T}{c_A} \text{ alors } S = \frac{T}{E_A} \quad (2.10)$$

$$- \text{ si } A_S + \frac{T}{c_A} < \Theta < A_f + \frac{T}{c_A} \text{ alors } S = zS_{max} + \frac{T}{E(z)} \quad (2.11)$$

Pour le calcul de la proportion de martensite, le modèle employé est celui de Liang&Rogers.

⁵Voir www.nitinol.info/pages/material_properties.html sur le site de la société

⁶Cet exemple est donné pour la transformation austénitique, le principe est le même pour la transformation martensitique, seules les températures de transition sont modifiées

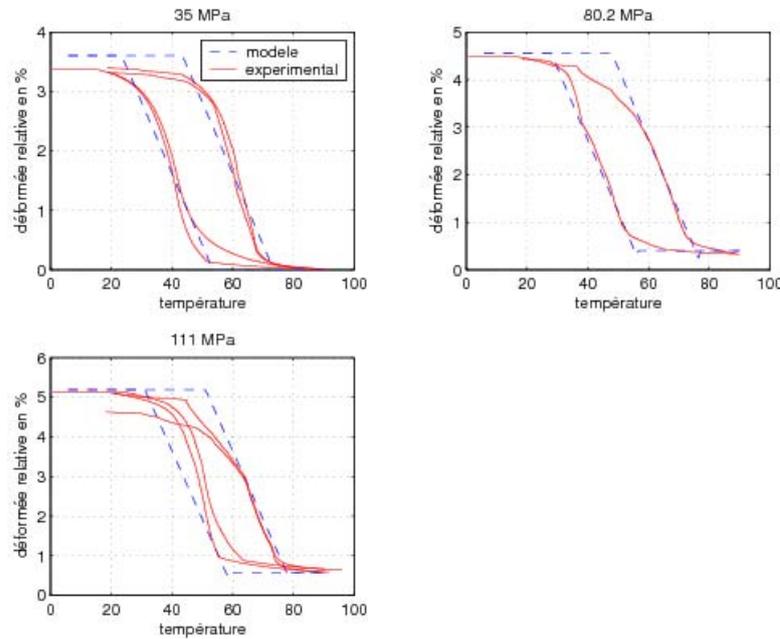


FIG. 2.9 – Cycle thermique sous différentes contraintes : déformée relative en fonction de la température

Comme on peut le voir sur la FIG.2.9, le modèle retenu permet de décrire assez fidèlement le comportement du fil AMF lorsque celui-ci est soumis à des variations de température. Par ailleurs, l'utilisation des modèles phénoménologiques pour la détermination de la proportion de martensite rend compte de manière tout à fait satisfaisante de l'évolution des températures de transformations due à la variation de la contrainte dans le fil.

2.2.4 Réalisation d'une cellule d'actionneur grands efforts / grands déplacements

2.2.4.1 Performances attendues

L'objectif de cette manipulation vise à démontrer la faisabilité d'un actionneur permettant de produire des efforts significatifs par l'exploitation collective d'un nombre suffisant de fils AMF placés en parallèle. Les ordres de grandeurs de déformation et d'effort retenus sont ceux couramment admis pour cette classe de matériaux : 5% sous 100 MPa.

Aussi, il est décidé d'assembler un démonstrateur permettant de produire une poussée de quelques centaines de Newtons avec des déplacements millimétriques. Pour cela, quatre fils AMF de diamètre 1mm et de longueur 100mm seront placés en parallèle dans une enceinte au sein de laquelle il sera possible de contrôler leur température.

2.2.4.2 Structure du banc de test

Préalablement à la réalisation à venir du système d'actionneurs implantable sur un modèle de voilure à l'échelle, il est indispensable de caractériser finement le comportement d'une cellule active élémentaire. Il s'agit de confirmer la faisabilité d'un actionneur apte aux grands efforts grâce à la mise en parallèle de fils AMF dont les caractéristiques ont été annoncées ci-dessus.

Comme indiqué précédemment, l'un des principaux problèmes qui se pose est celui du contrôle en température de l'actionneur indépendamment de la température ambiante, ainsi que celui du contrôle de sa dynamique au refroidissement. C'est pourquoi dans ce montage, les fils AMF sont enfermés dans une enceinte adiabatique et dont la température peut être imposée par des modules de refroidissement thermoélectriques.

Dans un premier temps, par souci de commodité dans la première phase d'étude, le refroidissement des modules à effet Peltier est assuré par des échangeurs à eau plaqués sur la surface du module. A terme, il conviendra bien évidemment de recourir à un autre mode de refroidissement dans la mesure où la convection forcée est exclue par le cahier des charges aéronautique.

Le concept d'actionneur retenu a fait l'objet d'une réalisation au sein du laboratoire (cf. FIG. 2.11). La cellule active est constituée d'une culasse d'aluminium au sein de laquelle se trouve les fils AMF (serrage par vis dans des connecteurs). Sur cette culasse sont plaquées les surfaces froides des modules thermoélectriques. Le chargement peut être assuré par des masses mortes, aussi bien que par des ressorts (chargement plus réaliste par rapport au cahier des charges).

Pour le chauffage du fil, deux possibilités peuvent être envisagées :

- chauffage par effet Joule : les fils AMF sont parcourus par un courant électrique suffisant pour provoquer leur échauffement au delà des températures de transition (solution simple, peu de pertes induites par le système de chauffage)
- chauffage par les modules Peltier : suivant le sens du courant, le flux de chaleur peut être inversé (commande simplifiée, l'inversion du sens du courant permettant de changer le sens de l'échange d'énergie, par contre, le rendement est significativement inférieur à 1. ⁷⁾

La limite en température des modules à effet Peltier ⁸⁾, située à environ 85°C sur la face chaude, est trop proche de la température de fin de transition austénitique pour permettre dans ce cas le chauffage par effet thermoélectrique. En effet, la résistance thermique à l'interface module thermoélectrique / culasse en aluminium conduirait localement à un échauffement inadmissible au niveau de la surface chaude. Il a donc été décidé de procéder à un chauffage par effet Joule selon le schéma de câblage donné sur la FIG. 2.12.

Les fils AMF sont reliés en série et parcourus par un courant de l'ordre de 3A. Les modules à effet Peltier sont utilisés pour le contrôle de la température de l'enceinte

⁷⁾Il faut en particulier surveiller les températures à la surface chaude due à la résistance thermique du montage. Pour augmenter le flux de chaleur, nous avons d'ores et déjà été contraints de placer deux modules au lieu d'un seul.

⁸⁾Liée à la température de fusion de la soudure des semi-conducteurs.

exclusivement.

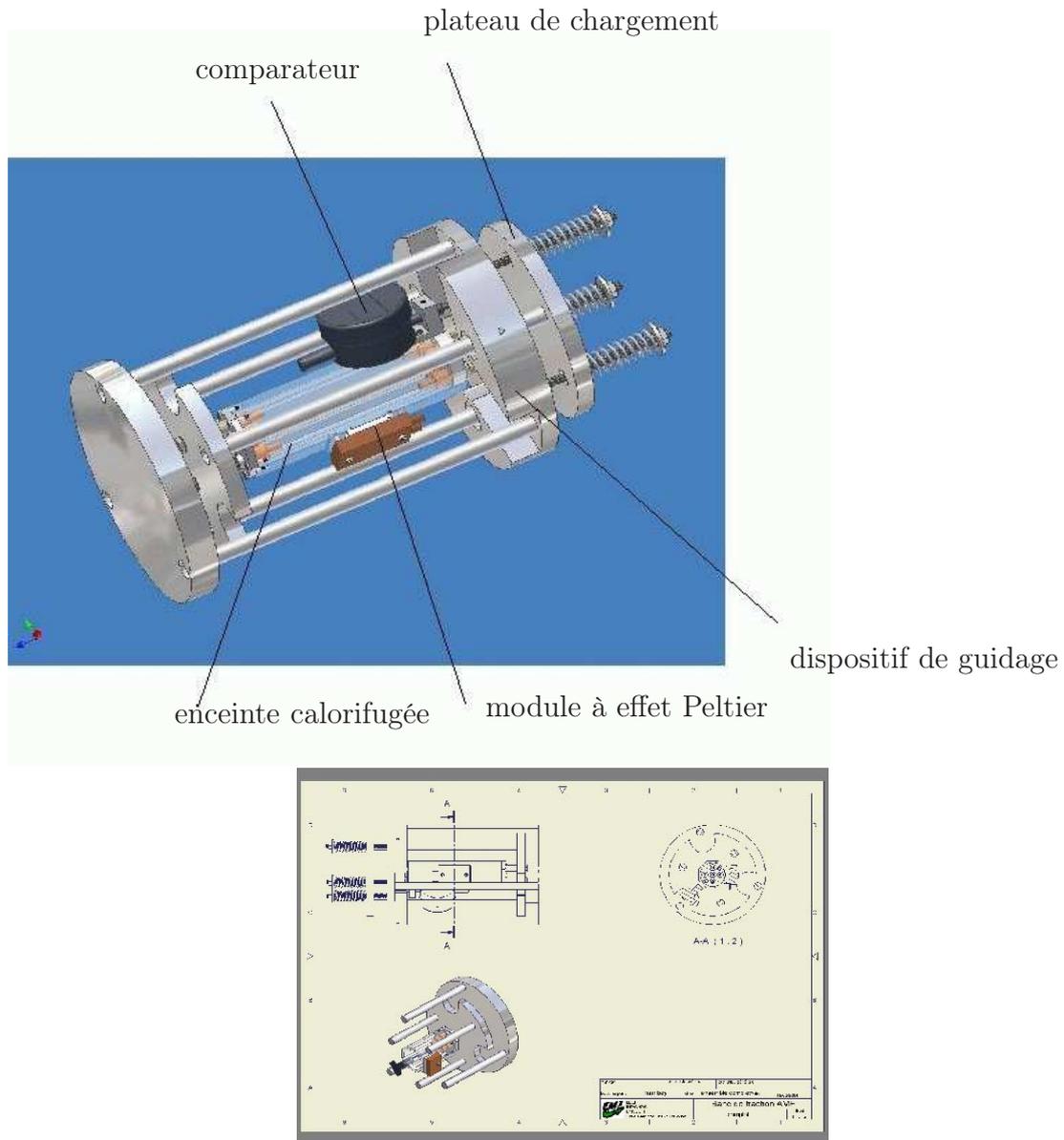


FIG. 2.10 – Schéma du démonstrateur réalisé au laboratoire (dessin : D. Harribey)



FIG. 2.11 – Photo du démonstrateur réalisé au laboratoire (réalisation : R. Laroche)

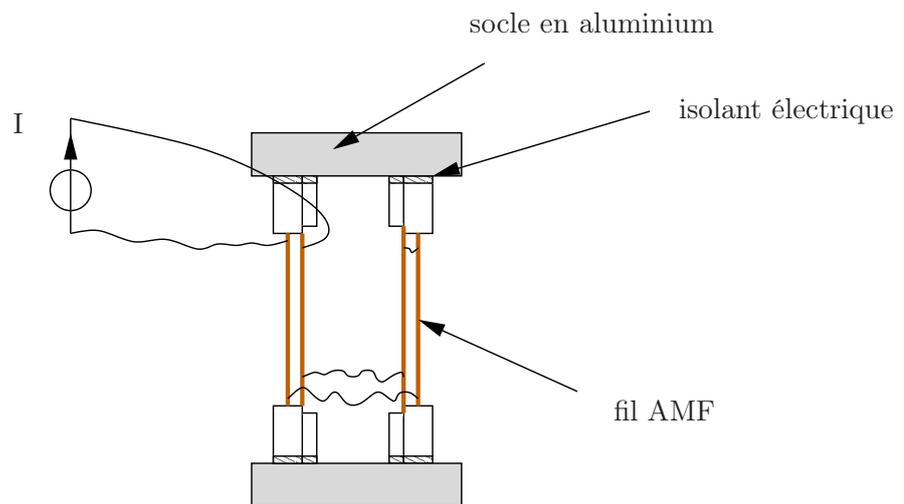


FIG. 2.12 – Alimentation électrique du démonstrateur

2.2.5 Essais réalisés

2.2.5.1 Performances obtenues

Un comparateur micrométrique digital permet d'enregistrer les déplacements produits par les fils AMF, tandis que les températures sont mesurées au moyen de thermocouples de type K. Il est ainsi possible de tracer le cycle d'hystéresis parcouru par l'actionneur (cf. FIG. 2.13).

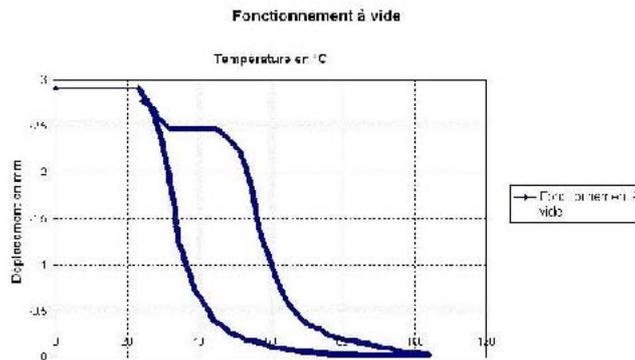


FIG. 2.13 – Cycle à vide (pas d'autre charge que la masse de la culasse d'aluminium et le dispositif de mesure, soit 1.6 kg)

Afin de quantifier le potentiel de cet actionneur en termes d'efforts et de déplacements, le cycle d'hystéresis a été parcouru pour différentes valeurs de précontrainte et de raideur de la charge.

raideur du ressort	déplacement initial en mm (précontrainte correspondante en MPa)	déplacement final en mm (effort correspondant en MPa)
13 N.mm ⁻¹	3.04	0.33 (60)
	3.54 (32)	0.36 (72)
	4.65 (85)	0.80 (132)
26 N.mm ⁻¹	3.14	0.15
	4.63 (85)	0.84 (179)

TAB. 2.3 – Déformées obtenues par l'actionneur sous charge élastique

Il apparaît que l'actionneur réalisé permet de produire des déplacements de l'ordre de 4 mm (soit environ 4% de déformée relative) sous des efforts de l'ordre de 100 MPa. Cet essai vérifie bien les valeurs usuellement retenues pour les caractéristiques efforts / déplacements des AMF utilisés. La part de la déformée qui n'est pas récupérable lors de la transformation austénitique correspond en fait à un terme de déformée élastique.

La limite de contrainte admissible théorique correspond à la valeur provoquant le passage en martensite orientée sous contrainte, à la base du phénomène de la superélasticité. Ainsi, considérant une constante $C_M = 10 \text{ MPa} \cdot \text{C}^{-1}$ et $M_s = 50^\circ\text{C}$, alors à

une température de 80°C , la contrainte plateau serait de l'ordre de 300MPa ⁹. La limite de contrainte est donc plus directement imposée par les phénomènes de fatigues (qui deviennent critiques lors de cyclages thermiques sous contraintes élevées) que par les limites intrinsèques de l'effet de mémoire de forme.

2.2.5.2 Modèle analytique affiné : étude globale du système d'actionneur

Un modèle analytique du comportement thermomécanique des alliages à mémoire de forme a été précédemment décrit dans le présent manuscrit, en combinant approche thermodynamique et modèles comportementaux usuels donnés dans la littérature. Dans l'optique de la réalisation d'un actionneur complet pour la réalisation d'une chaîne de conversion électromécanique, il est néanmoins intéressant de disposer d'un modèle plus global pour quantifier le travail fourni en sortie de l'actionneur considéré en fonction de la puissance électrique qui lui a été fournie.

Caractérisation mécanique afin de déterminer le module d'Young de l'alliage à mémoire de forme, des essais de tractions uniaxiale sont nécessaires. Par ailleurs, dans la mesure où la proportion de martensite de l'alliage joue directement et de façon sensible sur les propriétés mécaniques du nitinol, il convient d'effectuer ces essais de traction à la martensite et à l'austénite.

Pour cela, les essais sont réalisés sur un fil de nitinol de longueur 100 mm et de diamètre 1 mm . Les déplacements sont mesurés à l'aide d'un comparateur micrométrique, et les efforts à l'aide d'un dynamomètre.

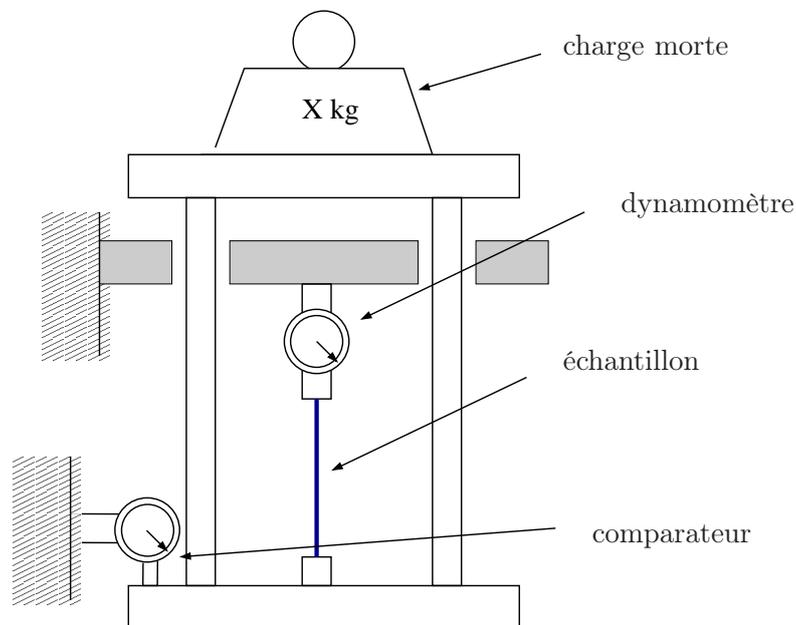


FIG. 2.14 – Schéma de principe de la mesure de la constante de raideur E

Pour déterminer le module d'Young à la martensite, le fil est déformé à froid sous une contrainte constante (charge morte). Au relâchement de la contrainte, le déplacement

⁹Notons que pour un tel niveau de contrainte, la déformée élastique serait de l'ordre de 1%

observé correspond à la récupération de la déformée élastique et donne donc la valeur de E à la martensite. Le même principe de mesure est employé à chaud pour obtenir le module d'Young à l'austénite. Les valeurs obtenues sont les suivantes :

martensite :	$E_M = 19GPa$
austénite :	$E_A = 30GPa$

La connaissance des valeurs de module d'Young à l'austénite et à la martensite donne alors en dynamique la valeur de l'élasticité de l'alliage au cours de son changement de phase en admettant que la relation $E = E_A + z(E_A - E_M)$ soit vérifiée.

Caractérisation thermique et électrique la partie active de l'actionneur comprend les fils AMF, chauffés par effet Joule, dont le refroidissement est assuré par convection. Leur comportement thermique peut en première approche se ramener à celui d'un système du premier ordre, et la température de l'échantillon vérifie donc :

$$\Theta = \Theta_{equilibre}(1 - \exp(-\frac{t}{\tau})) + \Theta_{amb} \quad (2.12)$$

$$\Theta_{equilibre} = \frac{Ri^2}{hS} \quad (2.13)$$

où h est le coefficient de convection à la surface d'échange de l'actionneur, et S la valeur de cette surface

Ce résultat est issu de l'équation de la chaleur posée pour un échantillon de fil AMF. Soulignons que la chaleur latente de transformation de l'alliage n'a pas été prise en compte dans cette analyse. Il apparaîtra par la suite que cette hypothèse ne nuit pas à la détermination de la température du fil par identification à un premier ordre.

Pour assurer une bonne estimation de la température de l'alliage, il est nécessaire par ailleurs de connaître de façon satisfaisante l'évolution de la résistance ohmique de celui-ci. En effet, les alliages à mémoire de forme voient leur résistance varier à l'occasion du changement de phase cristalline. Aussi, il convient d'évaluer l'influence de la température et du courant sur la résistance de l'alliage. Les résultats des mesures de la résistance effectuées sur un cycle de fonctionnement de l'actionneur sont reportés sur la FIG. 2.15.

Ces essais font apparaître la sensibilité de la résistance de l'alliage étudié à la structure cristalline du matériau. En effet, il est possible d'observer un cycle d'hystérésis caractéristique lors d'un cycle de fonctionnement de l'actionneur. Les températures de transitions obtenues correspondent alors bien aux températures caractéristiques de l'AMF. La valeur de résistance mesurée varie de 0.52Ω à 0.60Ω , soit une variation de l'ordre de 15%, ce qui pourrait conduire à des écarts importants en l'absence de prise en compte de l'influence de la proportion de martensite sur les propriétés de conductivité électrique du nitinol. La résistance de l'alliage peut être caractérisée par une expression similaire à celle utilisée pour le module d'Young : $R = R_0(1 + 0.15z)$ où R_0 est la valeur de la résistance mesurée à l'austénite.

Enfin, la constante de temps du système thermique est nécessaire pour étudier le comportement de l'actionneur en régime transitoire. Pour cela, un essai a été réalisé en

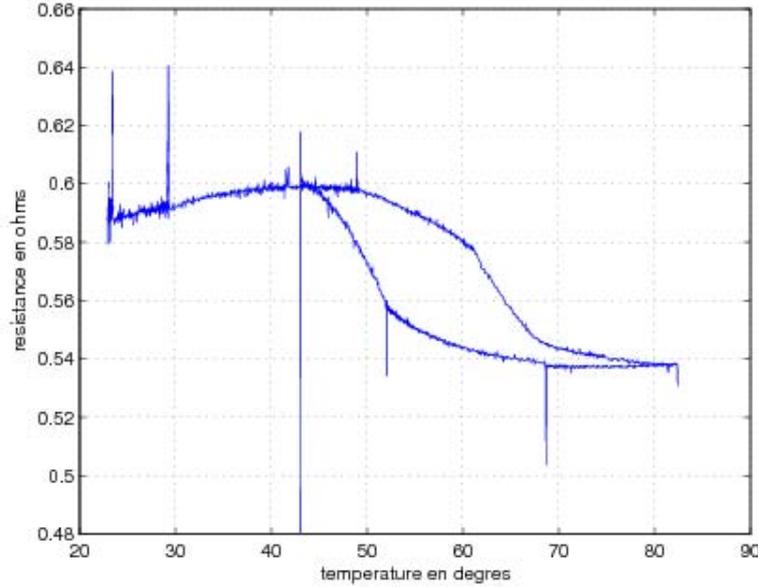


FIG. 2.15 – Variations de la résistance ohmique de l'actionneur vue des bornes

imposant un courant constant de 2A dans l'actionneur (réponse indicielle). Comme il s'agit d'un premier ordre thermique, la constante de temps correspond à la durée requise pour avoir un échauffement de l'ordre de 67% de celui observé en régime permanent, soit : $\tau = 150s$.

Dans la mesure où il est peu aisé de déterminer les coefficients de convection ou encore les surfaces d'échange thermique au niveau des fils, une approche empirique est retenue pour modéliser le comportement thermique de l'actionneur. Ainsi, la température en régime permanent est estimée par :

$$\Theta_{\infty} = \frac{Ri^2}{hS} + \Theta_{amb} \quad (2.14)$$

$$\Theta_{\infty} = Ai^2(1 + 0.15z) + \Theta_{amb} \quad (2.15)$$

A partir de deux points de mesure, il est possible d'obtenir $\Theta_{\infty} = 7.8i^2 + \Theta_{amb}$, relation donnant une température en régime permanent avec une bonne précision par rapport à la mesure (cf. FIG. 2.16) pour les basses températures. En revanche, un écart apparaît pour des températures autour de 50°C, c'est à dire quand se manifeste le changement de phase. Afin de réduire cette erreur, le modèle complet intègre la proportion de martensite pour pondérer la valeur de la résistance. Soit :

$$\Theta_{\infty} = 6.75(1 + 0.15z)i^2 + \Theta_{amb} \quad (2.16)$$

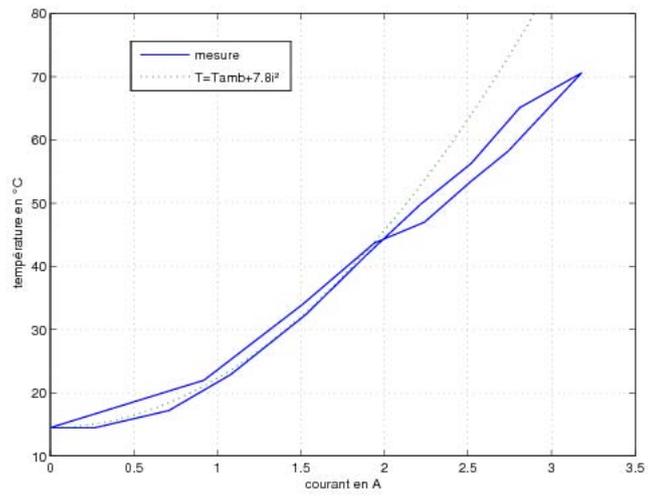


FIG. 2.16 – Température en régime permanent en fonction du courant

Modèle prédictif de l'actionneur A partir du modèle thermique, et de la caractérisation du changement de phase obtenus précédemment, il est possible de définir un modèle global de l'actionneur permettant d'estimer en dynamique les efforts et les déplacements. Codé à l'aide du logiciel Matlab-simulink, le modèle global du démonstrateur réalisé est reporté sur la FIG. 2.17.

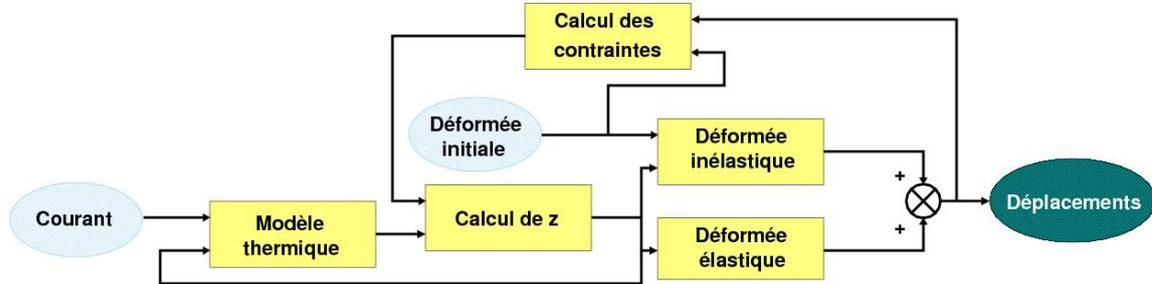
Ce modèle permet de déterminer les déplacements obtenus en fonction du courant imposé, de la température ambiante et de la précontrainte de l'alliage. Le calcul du module d'Young et de la température sont effectués comme précisé dans les paragraphes précédents. Le calcul de la proportion de martensite est fait suivant l'algorithme précisé dans le TAB. 2.4, qui permet de tenir compte du caractère hystérétique du matériau.

En notant	$\Theta_T = \Theta - \frac{T}{C}$	$(C = C_A = C_M = 10MPa.^{\circ}C^{-1})$
si $\{\frac{\partial\Theta_T}{\partial t} > 0\}$	si $\{\Theta_T < 40.\}$	$z = 1;$
	sinon, si $\{\Theta_T > 40.$ et $\Theta_T < 65.\}$	$z = \frac{1}{2}(1 + \cos[\frac{\pi}{25}(\Theta_T - 40.)]);$
	sinon	$z = 0;$
sinon, si $\{\frac{\partial\Theta_T}{\partial t} < 0\}$	si $\{\Theta_T < 25.\}$	$z = 1;$
	sinon, si $\{\Theta_T > 25.$ et $\Theta_T < 50.\}$	$z = \frac{1}{2}(1 + \cos[\frac{\pi}{25}(\Theta_T - 25.)]);$
	sinon	$z = 0;$
sinon		
	$z = z_{precedent}$	
si $\{\frac{\partial\Theta_T}{\partial t} > 0\}$ et $z > z_{precedent}$		
	$z = z_{precedent}$	
si $\{\frac{\partial\Theta_T}{\partial t} < 0\}$ et $z < z_{precedent}$		
	$z = z_{precedent}$	

TAB. 2.4 – Algorithme de calcul de la proportion de martensite

2.2.5.3 Récapitulatif sur la modélisation de l'effet de mémoire de forme

Au final, après caractérisation du comportement des AMF, et en considérant la structure de l'actionneur réalisé, le principe de modélisation est celui présenté cf. FIG. 2.18.



Entrées du modèle :	
Courant électrique	
Déformée initiale (précontrainte)	
Composantes du modèle :	
Calcul de z	- fraction de martensite donnée par les modèles comportementaux classiques fournis par la littérature
Déformée inélastique	- déduite de la fraction de martensite et de la déformée initiale : $S_{inel} = zS_{inel}^0$
Déformée élastique	- classiquement déduite de la contrainte et du module d'Young (variable avec z)
Modèle thermique	- 1er ordre thermique classique, dont les constantes de temps sont déduites empiriquement par un essai sur démonstrateur prise en compte de la transformation via la résistance dans le modèle électrique
Calcul des contraintes	- déduit de la raideur du ressort et de la précontrainte requise pour déformer initialement l'alliage
Sortie :	
Calcul des déplacements produits par l'actionneur	- le modèle permet donc la caractérisation en dynamique de la réponse de l'actionneur

FIG. 2.18 – Schéma de principe du modèle de comportement des AMF

2.2.5.4 Validation du modèle

Afin de valider le modèle, des cycles de fonctionnement de l'actionneur ont été réalisés en régime dynamique. Pour cela, une déformation est imposée à froid par pré-contrainte des ressorts. Ensuite, un courant est appliqué, et les fils subissent successivement un chauffage puis un refroidissement.

Le fonctionnement décrit sur la FIG. 2.19 est obtenu pour les fils AMF considérés dans les premiers cycles. Dans cet essai, lorsque les fils sont totalement à l'austénite,

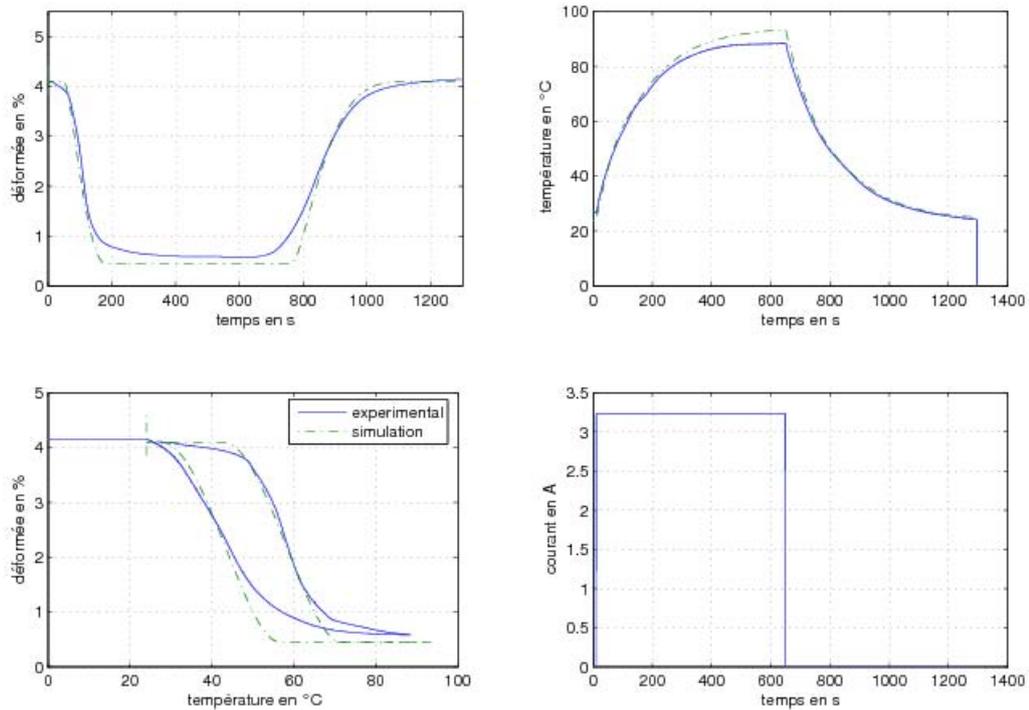


FIG. 2.19 – Comportement dynamique de l'actionneur : AMF dans ses premiers cycles de fonctionnement

la déformation mesurée à vide est de 0.2mm. En effet, lors des premiers cycles de fonctionnement en charge, la suppression des jeux existants conduit à un décalage de la mesure des déplacements. Le modèle intègre cet offset mesuré en l'absence de contrainte mécanique exercée par la charge élastique.

D'une part, la prise en compte de la dynamique du système thermique est tout à fait satisfaisante. En effet, l'influence de la proportion de martensite sur la température est bien évaluée, dans la mesure où la température réelle en régime permanent est proche de la valeur simulée, tandis que le modèle suit la dynamique de la température.

D'autre part, on vérifie la bonne prise en compte du cycle d'hystérésis de l'alliage par le modèle qui permet l'obtention d'une caractéristique température/déplacement cohérente avec la mesure, comme déjà constaté précédemment (cf. FIG.2.9). La sollicitation d'une charge élastique (et non plus d'une charge morte comme c'était alors le cas) ne nuit pas à la précision de l'estimation de la déformation par le modèle.

L'essai réalisé concerne les premiers cycles de fonctionnement de l'actionneur. Il peut néanmoins être intéressant de connaître le comportement du matériau au vieillissement. Ainsi, après une centaine de cycles, la réponse de l'alliage au cours d'un essai similaire au précédent est reportée FIG. 2.20. Il est à noter qu'au cours de son fonctionnement, l'actionneur a été amené à subir des efforts importants, nettement supérieurs aux 100MPa retenus par l'étude, alors que le niveau des contraintes imposées est un facteur déterminant pour le vieillissement de l'AMF.

L'écart du modèle à l'expérience tient à la modification du cycle d'hystérésis de

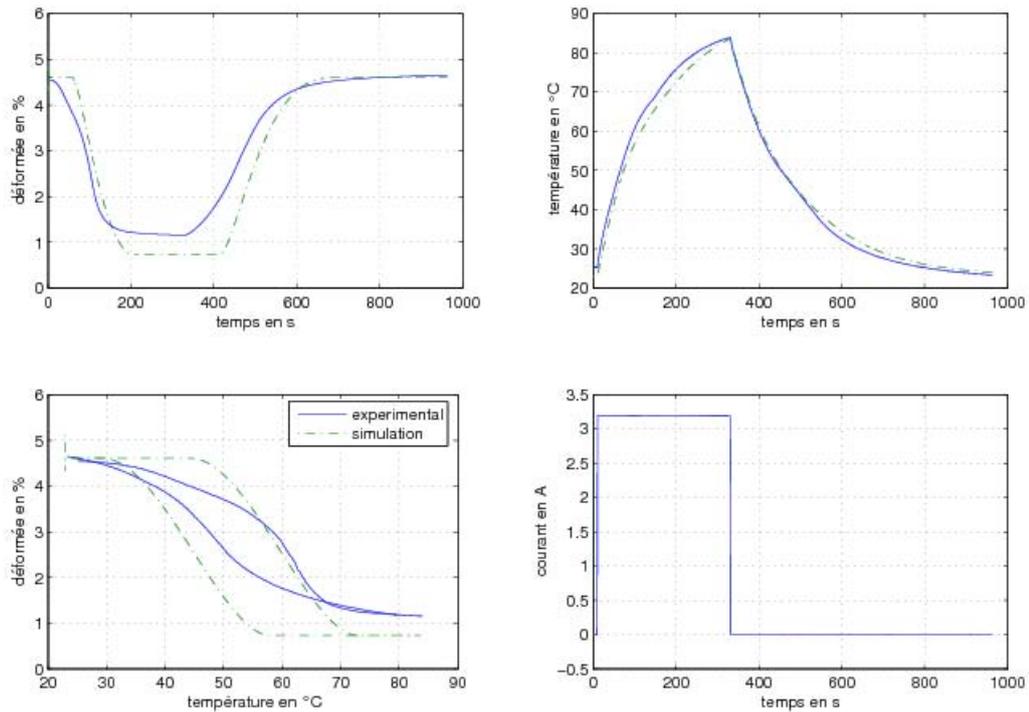


FIG. 2.20 – Comportement dynamique de l'actionneur : AMF vieilli

l'alliage. En effet, il se manifeste un décalage dans les températures de transition, ainsi qu'une variation de la largeur de l'hystérésis (cf. FIG. 2.21).

Cependant, comme expliqué dans [Wag04], l'observation du comportement des alliages à mémoire de forme à la fatigue révèle que, si le cycle d'hystérésis de l'alliage peut significativement varier en début de vie, une stabilisation de l'effet de mémoire de forme est néanmoins observée lors de la répétition des cycles.

Or il apparaît que le modèle permet de décrire de façon satisfaisante le fonctionnement de l'actionneur : le modèle thermique n'est pas remis en cause par le vieillissement, et la dynamique de l'actionneur est peu modifiée. Le principal changement consiste en un décalage des températures de transition qui tendent à la stabilisation. Une solution pour améliorer la précision du modèle consisterait donc à caler les paramètres du modèle après un nombre de cycles d'initialisation suffisant pour atteindre la stabilisation de l'effet de mémoire de forme.

Ainsi, à titre d'exemple, pour un ressort AMF dont la course initiale est de 70mm, il est observé qu'au bout de 200 cycles, la course observée est de 103mm (soit près de 50% d'augmentation). Sur ces premiers cycles, le décalage observé est donc très marqué, ce qui tend donc à confirmer la sensibilité de l'alliage au vieillissement. Néanmoins, il apparaît qu'après 1000 cycles, la course de l'actionneur n'a que très faiblement augmenté (105 mm). Donc, d'après ces essais de vieillissement présentés dans la littérature, il est probable que l'effet de mémoire de forme présenté par l'actionneur va se stabiliser (même si une validation plus poussée de la tenue au vieillissement requiert une étude par cyclage thermique sur une machine adaptée, comme cela se

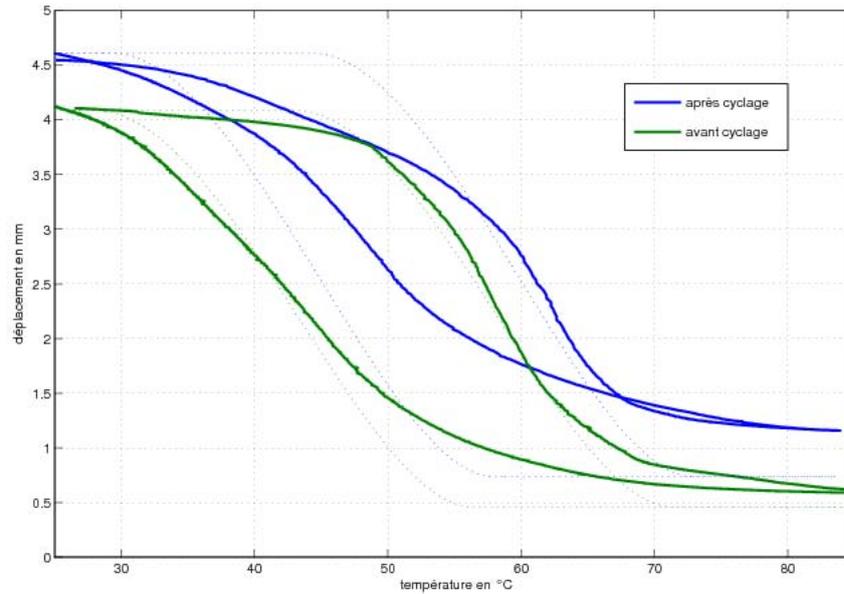


FIG. 2.21 – Influence du vieillissement sur le cycle d'hystérésis de l'AMF

pratique généralement pour les études de vieillissement de l'alliage, cf. [LC02]).

Enfin, il est possible d'observer le comportement de l'actionneur lorsque celui-ci est soumis à des variations du courant. Les résultats obtenus sont reportés sur la FIG. 2.22. Il apparaît, tout comme sur l'essai précédent, que la description de la dynamique du système thermique est satisfaisante, ainsi que les valeurs de températures atteintes en régime permanent. Par contre, le décalage du cycle d'hystérésis (déjà relevé sur l'essai précédent) se traduit également pour cet essai par une erreur en dynamique sur l'estimation du déplacement. Le comportement de l'actionneur est toutefois correctement décrit, avec notamment les mêmes constantes de temps et les mêmes courses. La principale différence réside dans le décalage temporel observé qui résulte directement du décalage des températures de transition.

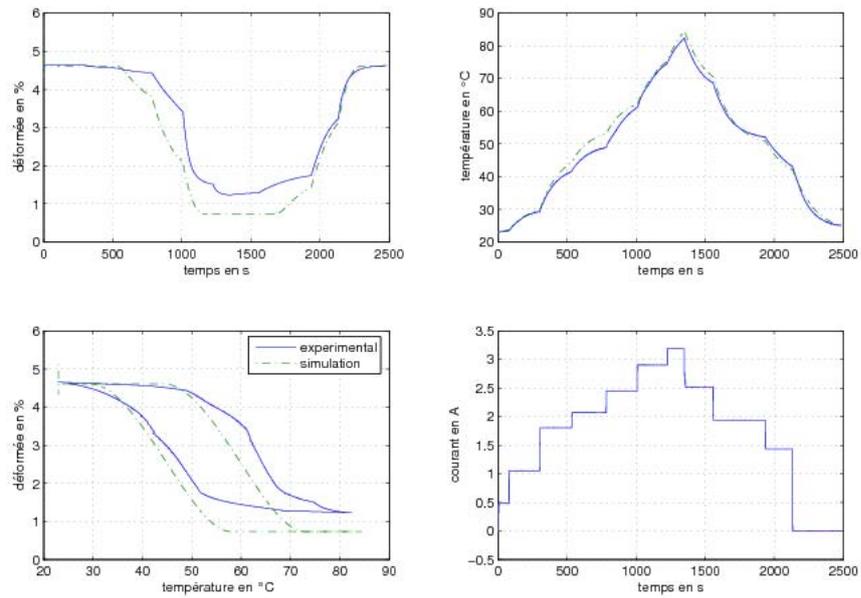


FIG. 2.22 – Comportement dynamique de l'actionneur lors de variations de courant

Pour ce qui est du bilan de puissance de l'actionneur, le modèle défini permet d'estimer la puissance électrique de la structure d'actionneur retenue, ainsi que le travail mécanique fourni à la charge (ce qui revient ici à l'énergie élastique stockée dans les ressorts).

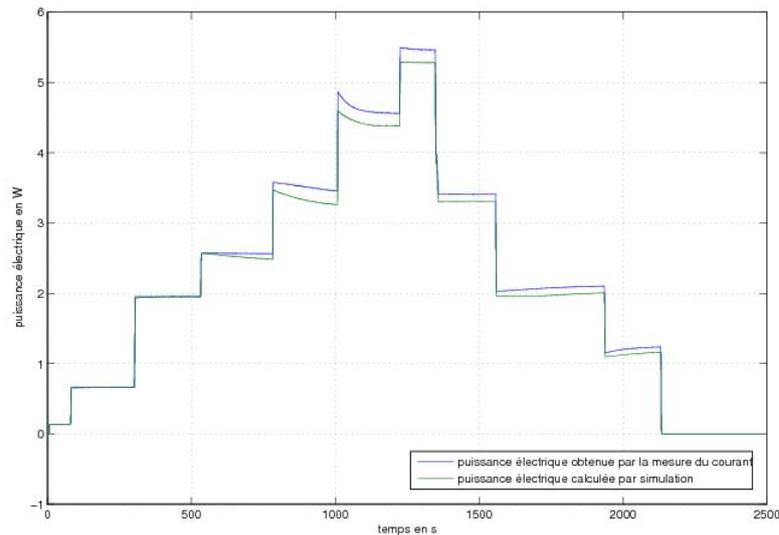


FIG. 2.23 – Puissance électrique consommée

Le modèle permet donc d'établir un bilan énergétique satisfaisant de l'actionneur AMF, contribuant ainsi à affiner le dimensionnement d'un actionneur spécifique tel que celui qui fait l'objet des chapitres suivants. En effet, la bonne estimation de la température et de sa dynamique en fonction du courant rend possible une détermination précise de la puissance électrique consommée.

Par contre, le travail mécanique estimé est sujet à erreur en raison de l'imprécision sur le calcul du déplacement qui a déjà été constatée précédemment. Il en résulte un écart de l'ordre de 20% entre calcul et expérience dans le cas où l'alliage a réalisé un nombre élevé de cycles. Néanmoins, dans la mesure où la précision du modèle est bonne lorsque l'alliage n'est pas vieilli (cf. FIG.2.25), et puisque le cycle d'hystérésis tend à se stabiliser, le modèle peut être considéré comme suffisamment pertinent pour servir de base pour le calcul du bilan énergétique théorique d'un actionneur AMF.

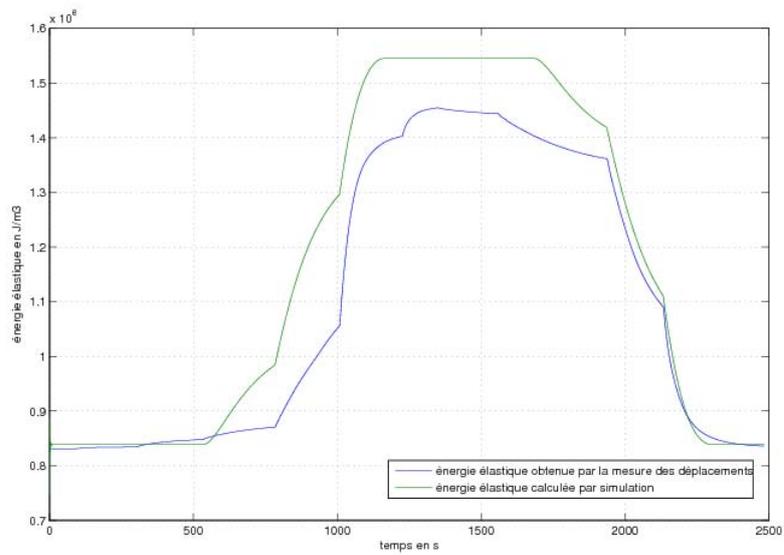


FIG. 2.24 – Travail mécanique fourni

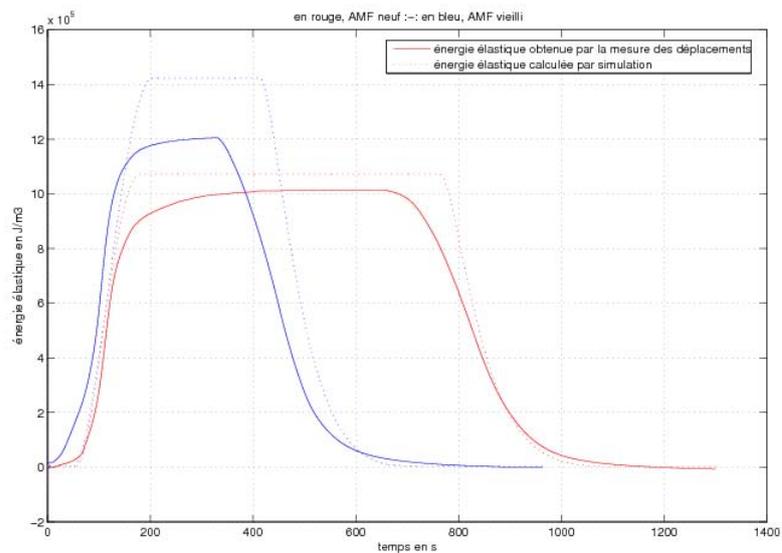


FIG. 2.25 – Travail mécanique de l'actionneur soumis à un courant de 3A

Conclusion

Le présent chapitre a permis de dégager les principales propriétés associées à l'effet de mémoire de forme, effet dont la compréhension est nécessaire pour la définition et le dimensionnement rationnel d'un actionneur répondant à un besoin spécifié. Ainsi, le couplage électro-thermo-élastique, les changements de phase à l'échelle microscopique, et les répercussions à l'échelle macroscopique (comportement fortement hystérétique ou encore double dépendance de la mémoire de forme à la température et à la contrainte ont été décrits et caractérisés).

Il ressort de cette analyse que la représentation du phénomène peut se révéler relativement délicate d'un point de vue physique. Or, en dépit de cette complexité, il convient de disposer d'un modèle suffisamment simple pour être aisément utilisable dans la définition d'une structure d'actionneur, rendant éventuellement possible une optimisation de la structure envisagée. Ainsi, l'étude conduite a permis de formuler un modèle relativement simple, sans pour autant occulter les phénomènes inhérents au comportement microscopique spécifique des AMF.

Pour valider cette modélisation, un démonstrateur de cellule motrice a été réalisé, démontrant d'une part le potentiel des AMF pour la conception d'un actionnement quasi-statique grands efforts / grands déplacements, et permettant d'autre part d'évaluer la précision du modèle pour la détermination d'un bilan énergétique fiable. En conséquence, la donnée d'un nombre raisonnable de variables caractéristiques (courant, température ambiante à la paroi de l'actionneur, raideur de la charge) permet d'évaluer de façon tout à fait satisfaisante la réponse quasi-statique et dynamique de l'actionneur (efforts et déplacements).

Au delà de la structure décrite, qui ne peut être intégrée telle quelle dans une voilure aéronautique, la présente étude doit donc à présent dépasser le stade de la modélisation du banc d'essai. Les chapitres suivants, et en particulier le chapitre 4, visent donc à l'extrapolation de ce modèle comportemental à l'échelle d'une voilure réaliste en répondant aux questions suivantes : quels sont les besoins de l'application de vrillage de voilure spécifiée en termes d'efforts et de déplacements ? Quelle est en conséquence la structure a priori la plus pertinente pour atteindre cet objectif ? Une fois formulée une réponse claire à ces interrogations, un bilan massique et énergétique complet de la fonction de dévissage de la voilure pourra être fait sur la fonction de dévissage complète.

Chapitre 3

Application de l'actionnement par AMF au contrôle de vrillage d'une voilure aéronautique

Introduction

Les résultats présentés dans le chapitre précédent démontrent le potentiel des actionneurs AMF pour contrôler en quasi-statique la forme d'une structure mécanique déformable. Néanmoins, la définition rationnelle d'un concept d'actionnement passe par une bonne prise en compte des conséquences de l'intégration de ce type de cellules motrices à la structure. Aussi, dans le cas de la déformation d'une voilure aéronautique, une étude mécanique de la structure à actionner s'avère indispensable pour établir notamment un bilan énergétique et massique précis au niveau de l'aéronef.

Sur la base d'un cahier des charges précis concernant le contrôle en vrillage d'une voilure d'avion de transport civil en vue d'en améliorer les performances aérodynamiques, le présent chapitre vise donc à déterminer les efforts et les déplacements requis pour obtenir la déformation désirée. Pour ce faire, il faut effectuer une analyse détaillée basée sur des calculs de résistance des matériaux et des simulations par logiciels aux éléments finis. Des résultats obtenus découleront la structure et les dimensions appropriées du système d'actionneurs répartis. L'estimation des bilans massiques et énergétiques à l'échelle du système avion permettra alors d'évaluer l'efficacité et l'avionabilité d'un tel dispositif.

Dans un premier temps, le cahier des charges plus particulièrement considéré et les solutions techniques envisageables qui en découlent sont analysés. Le cahier des charges décrit aussi bien les performances souhaitées que les conditions environnementales admissibles. Ensuite, une étude simplifiée à l'échelle d'un caisson de voilure schématique permet de conclure quant au choix d'une stratégie d'actionnement pertinente. Enfin, le bilan de l'actionnement retenu est fait au niveau de la voilure entière, en y intégrant la structure d'actionneurs choisie. A ce stade, l'analyse peut être affinée par des calculs aux éléments finis réalisés en considérant une structure de voilure décrite de manière aussi réaliste que possible.

3.1 Contrôle de vrillage d'une voilure aéronautique : analyse du cahier des charges

3.1.1 Description de la fonction à réaliser

Comme explicité dans le chapitre 1, les performances de l'avion sont fortement dépendantes du profil de voilure utilisé. Celui-ci ne peut en effet être que le fruit d'un compromis, puisque la variation des conditions de vol aboutissent à des modifications de la forme de la voilure « idéale ». En conséquence, l'amélioration des performances par optimisation dynamique du profil de voilure constitue un enjeu de taille pour l'avionneur. Pour ce faire, une des solutions envisageables est la réduction de traînée induite par la recherche d'un vrillage optimum, application qui fait plus particulièrement l'objet de l'étude proposée.

En accord avec la DGA et AIRBUS, le cas de la voilure de l'Airbus A380 a été choisi comme structure de référence. Compte tenu de sa souplesse relativement marquée, l'idée de contrôler de manière active la voilure de cet avion semble toute indiquée. En effet, la voilure subit en vol, sous l'effet des efforts aérodynamiques, un mouvement de torsion significatif, conduisant ainsi à un vrillage de plusieurs degrés. L'objectif est donc de dévriller la voilure et d'obtenir en bout d'aile un déplacement de $\pm 1^\circ$ en quasi-statique. L'ordre de grandeur des constantes de temps requises par la fonction est de quelques minutes.

3.1.2 Conditions de fonctionnement de l'actionneur

Le cycle d'utilisation caractéristique de l'actionneur souhaité est donné sur la FIG. 3.1.

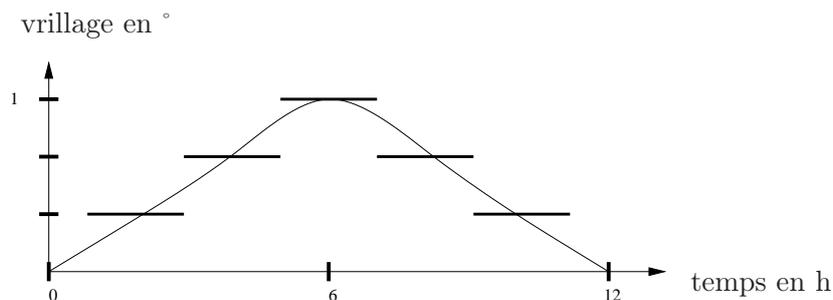


FIG. 3.1 – Cycle moyen d'utilisation de la fonction de vrillage au cours du vol

Par ailleurs, les températures extrêmes de fonctionnement sont comprises entre -55°C et $+70^\circ\text{C}$ (-60°C à $+85^\circ\text{C}$ hors fonctionnement). La donnée d'une telle contrainte thermique est un élément dimensionnant essentiel pour la réalisation de la fonction de contrôle souhaitée. En effet, l'observation du cycle d'hystérésis d'un AMF (cf. FIG. 3.2) met en évidence la nécessité de choisir des températures de transition de l'alliage suffisamment élevées pour permettre un contrôle de position indépendamment des valeurs de la température ambiante qui peuvent être atteintes.

En tenant compte de l'hystérésis des fils AMF et des températures de fonctionnement imposées par le cahier des charges, il faudrait utiliser des fils avec une température

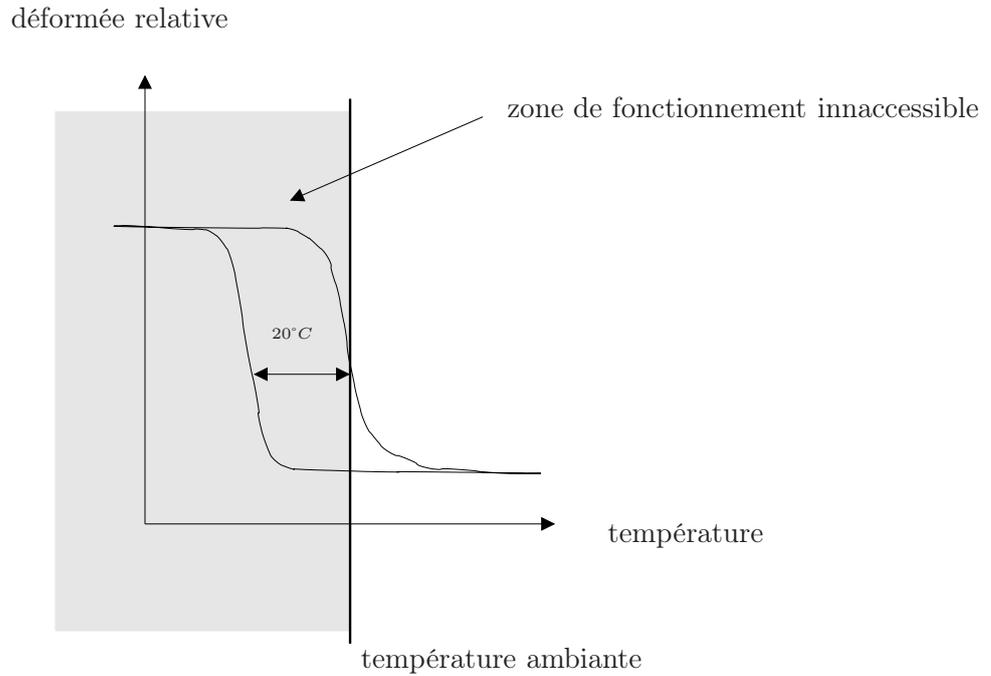


FIG. 3.2 – Influence de la température ambiante sur le cycle d'hystérésis de l'AMF

de fin d'austénite de l'ordre de 100°C pour que l'actionneur permette d'obtenir toutes les valeurs de vrillage possibles, quelle que soit la phase du vol considérée. L'écart de température entre les fils AMF et l'air ambiant pourrait alors atteindre 150°C , ce qui grèverait d'autant le bilan énergétique. Si la consommation des fils AMF en régime établi s'avère trop importante, deux solutions sont envisageables pour améliorer le bilan énergétique :

- soit la stratégie de commande est choisie de telle sorte que les fils n'ont à se contracter que lorsque la température ambiante est élevée, et il est possible de baisser la température de transition (l'aile serait alors bloquée sur une position bien précise lorsque la température ambiante est élevée). Dans ce cas, le vrillage serait contrôlable lorsque la température ambiante diminue (en altitude par exemple).
- soit des modules de refroidissement thermoélectriques sont introduits dans l'enceinte calorifugée. Il serait alors possible de faire fonctionner l'actionneur à des températures inférieures à la température ambiante, mais il faudra intégrer les modules de refroidissement au bilan de masse et au bilan énergétique. Par contre, l'actionneur peut demeurer contrôlable en toutes circonstances, et il est possible de mieux le calorifuger.
- soit le système d'actionneurs répartis est totalement calorifugé, ce qui a le mérite de rendre l'actionneur totalement insensible à la température ambiante. Cependant, une telle solution nécessite un dispositif de refroidissement d'une puissance significative. Dans ces conditions, il est probable qu'un dispositif de convection forcé s'avère indispensable pour évacuer les calories accumulées au niveau des interfaces du module de refroidissement, compliquant considérablement la structure d'actionneur.

Il conviendra donc de s'assurer par la suite de la commandabilité de l'actionnement

envisagé, et d'intégrer la température ambiante au bilan énergétique prévisionnel.

Il est à noter qu'à ce stade, le comportement de la voilure est étudié en quasi-statique. Il n'y a donc pas de prise en compte des masses propres des caissons de voilure et donc de leur comportement en dynamique. Par ailleurs, les simulations et calculs réalisés seront fait sans prise en compte des efforts aérodynamiques subis par la voilure. En effet, dans la mesure où l'on reste dans le domaine d'élasticité du matériau de structure, son comportement est linéaire. Il est donc possible en première approche de négliger les sollicitations aérodynamiques en s'appuyant sur un principe de superposition (i.e. : les déformées estimées correspondent en fait à une variation du vrillage de la voilure induit par les conditions de vol).

3.1.3 Mise en œuvre du procédé d'actionnement retenu

Pour préciser l'architecture et la stratégie d'actionnement mécanique de la structure, le problème a été ramené dans un premier temps au cas d'un caisson de voilure pris séparément. En première approche, la déformation globale attendue à l'extrémité de la voilure est alors supposée être la somme des déformations élémentaires produites sur un nombre donné de caissons de voilure. Par souci de simplification, le caisson est a priori assimilé à un parallélépipède à parois minces dont les dimensions sont représentatives de celles d'un caisson de voilure en bout d'aile (cf. FIG. 3.3). Par ailleurs, les nervures (constituées d'après le modèle éléments finis de la voilure complète de l'A380 fournie par AIRBUS par une paroi mince renforcée par des raidisseurs de section 200mm^2) sont ici représentées par des plaques d'épaisseur plus élevée que celle des longerons pour garder sa forme.

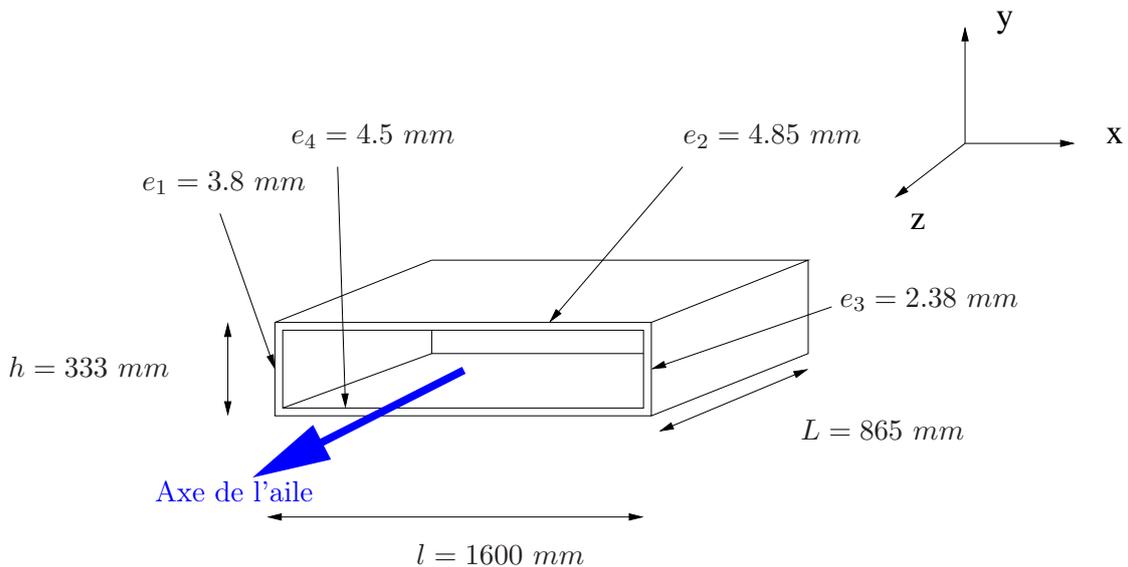


FIG. 3.3 – Caisson de voilure schématique

Au stade de la pré-étude réalisée, trois modes principaux d'actionnement ont été identifiés.

1. Flexion différentielle des longerons par mouvement de torsion : dans ce cas, les

déformations sont produites par l'application sur la structure d'efforts normaux aux panneaux intrados et extrados (cf. FIG. 3.4).

2. *Flexion différentielle des longerons par compression transversale* : les efforts sont appliqués le long des arêtes du caisson, dans l'axe de la voilure. Les moments de flexion produits sur les deux longerons étant de signes opposés, il en résulte une flexion différentielle du caisson qui se traduit par une rotation des panneaux intrados et extrados (cf. FIG. 3.5).
3. *Flexion différentielle des longerons par tension diagonale* : les efforts sont appliqués selon la diagonale des longerons. Ce mode de déformation du caisson est une combinaison des deux précédents, dans la mesure où les efforts appliqués se décomposent en une composante tangentielle et une composante normale aux panneaux intrados et extrados (cf. FIG. 3.6).

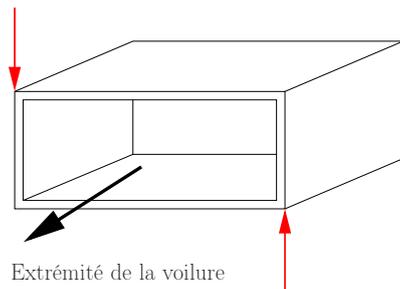


FIG. 3.4 – Flexion différentielle par torsion pure

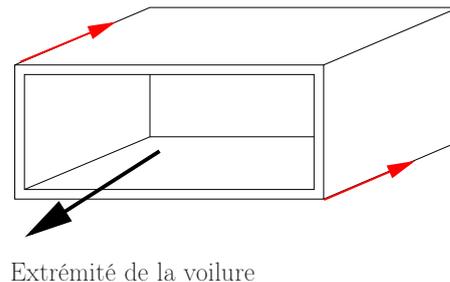


FIG. 3.5 – Flexion différentielle par compression transversale

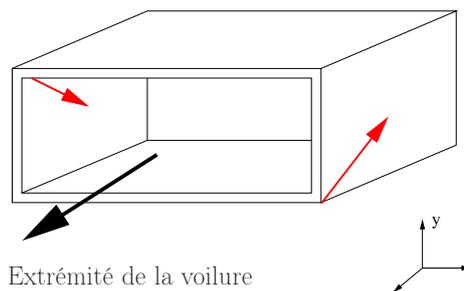


FIG. 3.6 – Flexion différentielle par tension diagonale

Au cours du paragraphe suivant, on se propose de déterminer le comportement du caisson soumis aux trois modes de déformation identifiés afin d'établir un bilan comparatif chiffré des performances envisageables, tant en termes de masse que d'énergie.

3.2 Etude comparative des différents modes de déformation envisageables.

3.2.1 Etude d'un cas simple : caisson encastré à une extrémité

Cette partie de l'étude se ramène au cas simplifié précédemment décrit : le caisson est supposé encastré sur une de ses deux nervures, les efforts étant appliqués sur la nervure laissée libre. Pour comparer les trois principes d'actionnement plus particulièrement considérés, trois cas de chargement permettant d'obtenir la déformation requise sont tour à tour étudiés. Il s'agira ensuite de comparer les efforts appliqués et l'énergie de déformation stockée dans la structure pour se prononcer sur la pertinence de telle ou telle solution.

Pour déterminer le niveau de déformation à obtenir pour chaque caisson, il est a priori supposé que le vrillage exigé par le cahier des charges est produit sur les dix caissons les plus extrêmes de la voilure (caissons les moins rigides, et donc les plus propices à être actionnés). Chaque caisson devra subir un vrillage de 0.1° environ.

3.2.1.1 Expression analytique des déformations

Pour le caisson de référence retenu, un vrillage de 0.1° correspond à un déplacement de 2.8 mm d'un longeron à l'autre selon l'axe y (axe normal aux panneaux intrados et extrados). Il s'agit donc ici d'appliquer des efforts localisés permettant d'obtenir ce niveau de déformation. A partir d'une simplification du problème mécanique posé, la présente étude vise à estimer la force requise pour vriller le caisson jusqu'à la valeur souhaitée. L'expression analytique de la torsion dans les différents modes de chargements envisagés peut donc se ramener à l'étude de deux cas distincts :

- torsion pure par application d'un efforts normal aux plan de l'aile (axe y)
- flexion pure par application d'un effort dans l'axe de l'aile (axe z)

Il est donc nécessaire de déterminer les déplacements obtenus dans ces deux cas.

Torsion pure si F est la force normale au plan de l'aile appliquée, G le coefficient de cisaillement ($G = \frac{E}{2(1+\nu)}$), Δ le déplacement vertical du longeron de bord d'attaque au longeron de bord de fuite, et J est le moment d'inertie du caisson en torsion, la torsion du caisson par unité de longueur s'écrit, à partir des équations classiques de la mécanique des milieux continus (cf. [Gou01]) :

$$\theta = \frac{M}{G.J} \quad (3.1)$$

$$J = \frac{4h^2l^2}{\frac{l}{e2} + \frac{l}{e4} + \frac{h}{e1} + \frac{h}{e3}}$$

$$M = Fl$$

$$\Delta = \frac{Fl^2L}{G.J} \quad (3.2)$$

L'équation (EQU. 3.1) vient de l'expression générale de la rigidité linéique d'une section droite quelconque. Quant à J , son expression est tirée de la formule suivante, donnée par [Gou01], A_{cavite} étant l'aire de la section délimitée par le profil fermé :

$$J = \frac{4A_{cavite}^2}{\oint \frac{dl}{e}}$$

Torsion par compression transversale afin de simplifier le problème, les deux mouvements de flexion observés au niveau de chaque longeron sont découplés, ce qui revient à étudier la flexion distincte de deux demi-caissons. Ensuite, le couplage des deux modes sera pris en compte en calculant le moment « résistant » lié au mouvement de torsion produit ¹.

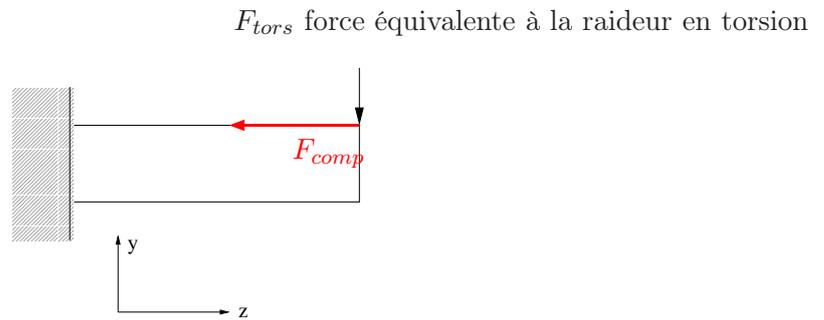


FIG. 3.7 – Problème 2D équivalent à l'étude du caisson considéré

La déflexion au niveau du longeron d'épaisseur e_1 est alors donnée par :

$$\begin{aligned} \delta_1 &= \frac{F_{comp}hL^2}{4EI_1} - \frac{F_{tors}L^3}{3EI_1} \\ \delta_1 &= \frac{F_{comp}hL^2}{4EI_1} - \frac{2\delta_1GJL^2}{3EI_1l^2} \\ \delta_1 &= \frac{FhL^2}{4EI_1 \left(1 + \frac{2GJL^2}{3EI_1l^2}\right)} \end{aligned}$$

Avec :

$$I_1 = \frac{lh^2(e_2 + e_4)}{8} + \frac{e_1h^3}{12}$$

Soit, en prenant en compte le longeron d'épaisseur e_3 :

$$\Delta = \frac{FhL^2}{4E} \left(\frac{1}{I_1 \left(1 + \frac{2GJL^2}{3EI_1l^2}\right)} + \frac{1}{I_3 \left(1 + \frac{2GJL^2}{3EI_3l^2}\right)} \right) \quad (3.3)$$

¹La prise en compte des conditions aux limites n'est donc pas tout à fait réaliste, mais l'objectif de cette étude est dans un premier temps de déterminer l'ordre de grandeur des efforts requis, l'estimation plus fine de leur valeur étant à réaliser ultérieurement à partir du modèle éléments finis de la voilure étudiée

Les équations (EQU. 3.2) et (EQU. 3.3) permettent de déduire les efforts requis pour les trois modes de déformation envisagés pour la structure de référence :

Flexion différentielle par torsion pure :	$4.1 \cdot 10^4 N$
Flexion différentielle par compression transversale :	$4.34 \cdot 10^5 N$
Flexion différentielle par tension diagonale :	$1.48 \cdot 10^5 N$

Ainsi, il apparaît d'ores et déjà que l'actionnement par compression transversale du caisson est exclu, dans la mesure où la force requise dans ce cas est très nettement supérieure à celle qui est nécessaire aux autres modes de déformation.

3.2.1.2 Simulations ANSYS pour différentes sollicitations du caisson encastré

Afin de préciser et compléter les résultats obtenus grâce à l'étude analytique, le comportement mécanique du caisson a été simulé par la méthode des éléments finis à l'aide du logiciel multi-physique ANSYS (éléments SHELL181). Il s'agit notamment de déterminer par cette méthode l'énergie élastique mise en jeu lors de la déformation, afin de quantifier « l'efficacité »² des différents modes d'actionnement envisagés vis à vis de la déformation de torsion recherchée. L'application des efforts est répartie sur 10 cm d'arête (cf. FIG. 3.8). Les lignes sur lesquelles sont appliqués les efforts linéiques sont divisées en 5 éléments de maillage.

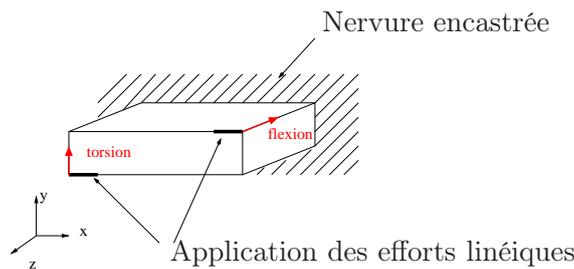


FIG. 3.8 – Application des efforts sur le caisson encastré

L'ordre de grandeur des efforts requis donnés par simulation est cohérent avec les résultats de l'étude analytique préalablement menée. En effet, d'après les équations EQU. 3.2) et EQU. 3.3, et en supposant pour simplifier les épaisseurs de toutes les

²Efficacité qui peut être définie comme le rapport entre l'énergie élastique totale mise en jeu et l'énergie élastique associée au seul mouvement de torsion

parois du caisson égales à 4 mm, l'expression des déformées se ramène à :

$$\begin{aligned}
 \Delta_{flexion} &= \frac{FhL^2}{2E} \left(\frac{1}{I_1 \left(\frac{2GJL^2}{3EI_1l^2} \right)} \right) \\
 \Delta_{flexion} &= \frac{FL^2h}{\frac{4G.J.L^2}{3l^2} + 2E.I} \\
 \Delta_{torsion} &= \frac{Fl^2L}{G.J} \\
 \frac{\Delta_{torsion}}{\Delta_{flexion}} &= \frac{l^2(2E.I + \frac{4G.J.L^2}{3l^2})}{h.L.G.L} \tag{3.4}
 \end{aligned}$$

D'après l'équation 3.4, à force égale, il y a en effet un rapport de 1 à 10 entre les déformées obtenues en torsion pure et en compression transversale. Aussi, dans le cas de la tension diagonale, même si la composante en torsion n'est pas prépondérante, elle subit une « amplification » qui permet donc d'obtenir une torsion significative du caisson.

A l'issue de cette série de simulations, il apparaît que deux modes de déformation semblent envisageables pour l'application visée. En effet, la compression longitudinale du caisson (cf. FIG. 3.11) se traduit à déformation égale par une énergie de déformation stockée dans la structure très nettement supérieure à celle induite par les deux autres méthodes. Ceci est dû au fait que l'actionneur vient dans ce cas solliciter le caisson dans la direction où il est le plus rigide. L'essentiel du travail mécanique fourni sert alors à le comprimer dans l'axe de l'aile (déformation élastique). Les deux autres modes de déformation (cf. FIG. 3.9 et FIG. 3.10) sont donc plus rationnels en terme d'efficacité énergétique, dans la mesure où la composante des efforts selon l'axe Oy permet de solliciter le caisson dans une direction où sa rigidité est moindre. Avec la définition qui a été donnée précédemment de l'efficacité énergétique de la stratégie d'actionnement, cette efficacité serait alors de 1 pour la torsion pure, de 0.26 pour la tension diagonale, et de 0.041 pour la compression transversale.

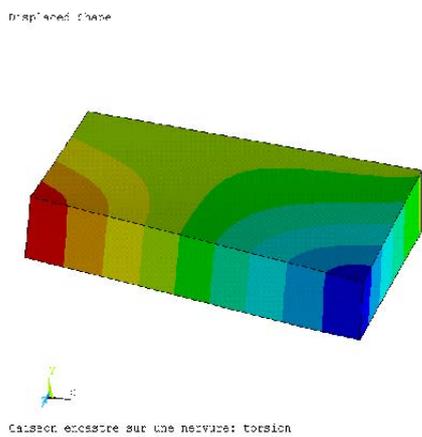


FIG. 3.9 – Flexion différentielle par torsion pure

Force appliquée par arête : $4.7 \times 10^4 N$
 Energie de déformation : $63.4 J$

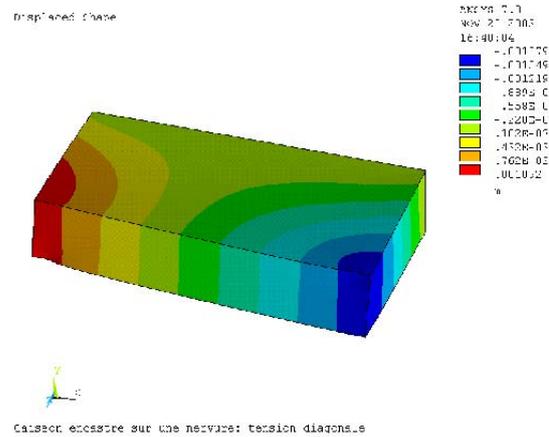


FIG. 3.10 – Flexion différentielle par tension diagonale

Force appliquée par arête : $1.76 \times 10^5 N$
 Energie de déformation : $241 J$

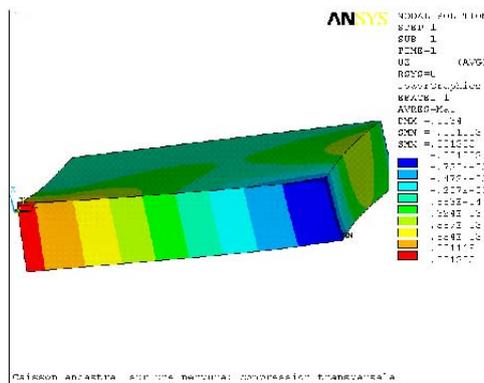


FIG. 3.11 – Flexion différentielle par compression transversale

Force appliquée par arête : $4.8 \times 10^5 N$
 Energie de déformation : $1553 J$

3.2.1.3 Choix du mode de déformation : éléments de dimensionnement

Outre l'efficacité énergétique de l'actionnement, un autre paramètre essentiel pour le choix du mode de déformation à mettre en oeuvre est la facilité d'application des efforts sur la structure. Pour la flexion différentielle en torsion, la solution la plus simple consiste en l'utilisation d'un arbre de torsion actionné par des fils AMF pour transmettre les efforts de la nervure encastree à la nervure libre. Dans le cas de la tension diagonale, il est a priori plus aisé de mettre en place des fils AMF en traction dans la diagonale.

arbre de torsion le caisson est actionné via un arbre de torsion et un jeu de bras de levier reliés à la nervure fixe par des fils AMF. L'échauffement des fils AMF provoque la torsion du tube qui transmet un couple à la nervure laissée libre.

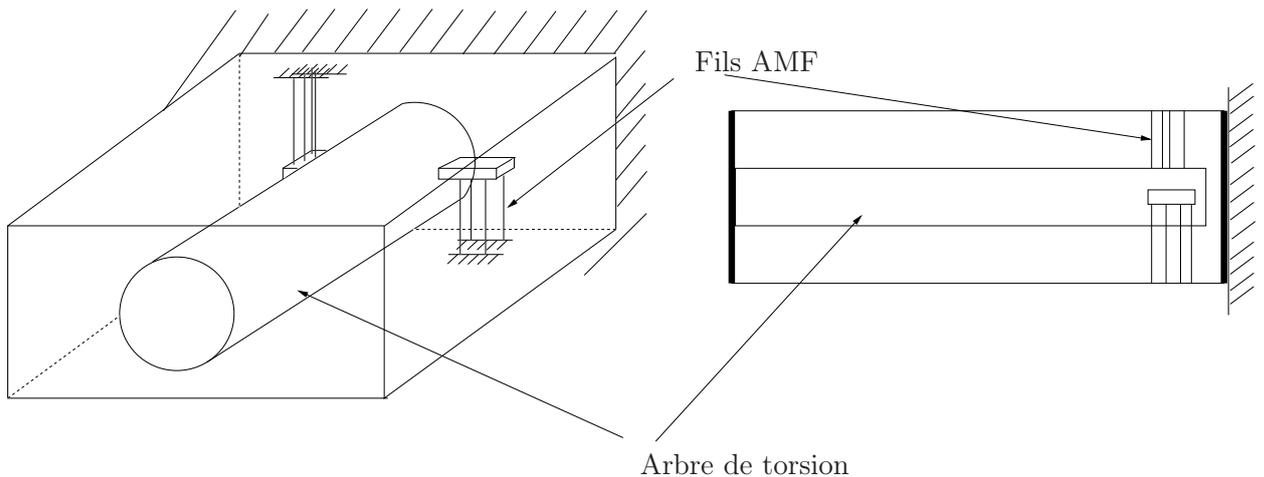


FIG. 3.12 – Actionnement par fils AMF et arbre de torsion

De l'équation 3.2 on déduit le vrillage pour un caisson (F_{AMF} étant la force appliquée sur chaque levier par les fils AMF et b le bras de levier) :

$$\theta = \frac{2.F_{AMF}.b.long}{G.J_{cais}}$$

Par ailleurs, la torsion propre de l'arbre de transmission du couple et la contrainte maximum dans le tube (contrainte de von Mises) s'expriment de la façon suivante (cf. [Gou01]) :

$$\begin{aligned}
 M_{tube} &= 2.F_{AMF}.b \\
 J_{tube} &= \pi.(R_{ext}^4 - R_{int}^4) \\
 \theta_{tube} &= \frac{2F_{AMF}.b.long_{tube}}{G.\pi.(R_{ext}^4 - R_{int}^4)}
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

$$\begin{aligned}
 \tau(r) &= \frac{M_{tube}r}{J_{Tube}} \\
 \sigma_{tube} &= \frac{1}{\sqrt{(2)}} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{22})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{32}^2 + \sigma_{13}^2)]^{\frac{1}{2}} \\
 \sigma_{tube} &= \frac{1}{\sqrt{(2)}} [24\tau^2]^{\frac{1}{2}} \\
 \sigma_{tube} &= \frac{4\sqrt{3}.b.F_{AMF}.R_{ext}}{\pi.(R_{ext}^4 - R_{int}^4)}
 \end{aligned} \tag{3.6}$$

M_{tube} : moment exercé sur le tube

J_{tube} : expression classique du moment d'inertie en torsion d'un tube

$\tau(r)$: contrainte de cisaillement induite par le moment de torsion

Quant à la masse supplémentaire induite par la mise en place de l'arbre de torsion et de ses actionneurs AMF sur 10 caissons de voilure, elle peut en première approche s'exprimer de la façon suivante (c_1 et c_3 sont la largeur et l'épaisseur des bras sur lesquels tirent les fils AMF, l_{AMF} et R_{AMF} sont la longueur et le rayon des fils AMF) :

$$\begin{aligned}
 M &= 20\rho_{alu}.\pi.(R_{ext}^2 - R_{int}^2).long_{tube} + 2(b.R_{ext}).c_1.c_3 \\
 &\quad + 20n_{fils}.\rho_{AMF}.\pi.R_{AMF}^2.l_{AMF}
 \end{aligned} \tag{3.7}$$

Une étude visant à minimiser la masse ajoutée en fonction des différents paramètres dimensionnants a été menée. Le critère à minimiser est la masse, et les contraintes sont les suivantes :

- torsion du caisson d'au moins 0.1°
- déformation relative des fils AMF (liée à la torsion du tube AMF lui même) de 5% maximum
- contrainte dans les fils AMF inférieure à $100MPa$
- contrainte maximum dans le tube de torsion inférieure à la limite de plasticité (par défaut, nous avons retenu $100MPa$ pour cette optimisation)

Les optimisations³ qui ont été menées ont laissé apparaître que le surcroît de masse minimum envisageable a priori est de l'ordre de $750kg$ pour l'avion entier. Ainsi, si la sollicitation en torsion des caissons de voilure est le choix le plus pertinent en termes d'efficacité énergétique, le surcroît de masse « inerte » induit par la transmission des efforts réduit en pratique la portée de cette solution technologique.

³Ces optimisations sont réalisées par algorithmes d'optimisation globale de type Branch and Bound par intervalles développés au laboratoire, cf [Mon02]

tension diagonale le caisson est actionné par des « verins » à fils AMF qui transmettent les efforts produits à la structure via des câbles constitués d'un matériau de mêmes propriétés physiques que celui constituant l'arbre de torsion envisagé précédemment.

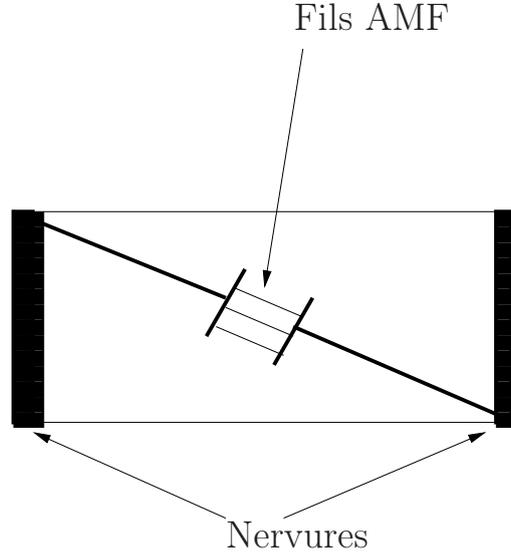


FIG. 3.13 – Actionnement par tension diagonale

Pour la simulation ANSYS réalisée sur le caisson encasté, le déplacement du coin du caisson actionné par rapport au coin encasté est pour chaque longeron de $1.54mm$ et $1.17mm$. Dans ce cas, si l'on considère que chaque fil AMF peut subir une déformation relative de 5%, la longueur de fil à mettre en oeuvre dans l'actionneur est de l'ordre de $3cm$. En supposant que chaque fil AMF travaille sous $100MPa$ et que la contrainte admissible dans les câbles transmettant les efforts à la voilure est elle aussi de $100MPa$, le surcroît de masse induit par l'actionneur peut s'écrire de la façon suivante (S_{alu} et S_{AMF} étant la section totale d'aluminium et de fil AMF nécessaire à l'application des efforts) :

$$S_{AMF} = S_{alu} = \frac{1.7 \cdot 10^5}{100 \cdot 10^6} \quad (3.8)$$

$$M = 40\rho_{alu}S_{alu}\sqrt{haut^2 + long^2} + 40\rho_{AMF}S_{AMF}l_{AMF} \quad (3.9)$$

Soit, pour les dimensions retenues pour notre caisson, et pour toute la voilure : $M=184kg$

	masse active	masse passive	masse totale
Torsion pure	3.9 kg	745 kg	750 kg
Tension diagonale	14 kg	170 kg	184 kg

TAB. 3.1 – Comparaison des stratégies d'actionnement en termes de masses

Bien que moins satisfaisant a priori, tant d'un point de vue énergétique qu'en ce qui concerne les quantités de matériau actif utilisées, l'actionnement par tension diagonale des longerons semble plus pertinent pour l'application visée, puisqu'il permet de réduire dans un rapport 4 la quantité de matériau actif et passif mise en jeu.

3.2.2 Validation affinée : simulation avec des conditions aux limites plus réalistes

Les simulations précédemment décrites ont été conduites en considérant un caisson unitaire soumis à des conditions aux limites de type encastré-libre. Ces conditions aux limites ne sont donc pas tout à fait cohérentes avec des conditions réelles de fonctionnement de l'actionneur étudié. Pour s'en rapprocher, des simulations ont été effectuées sur un ensemble de plusieurs caissons reliés entre eux, comme l'illustre la figure FIG. 3.2.2. Seul le caisson le plus extrême est encastré. Les efforts étant appliqués à l'extrémité de la voilure simulée, il s'agit d'observer la rotation subie par le caisson d'extrémité.

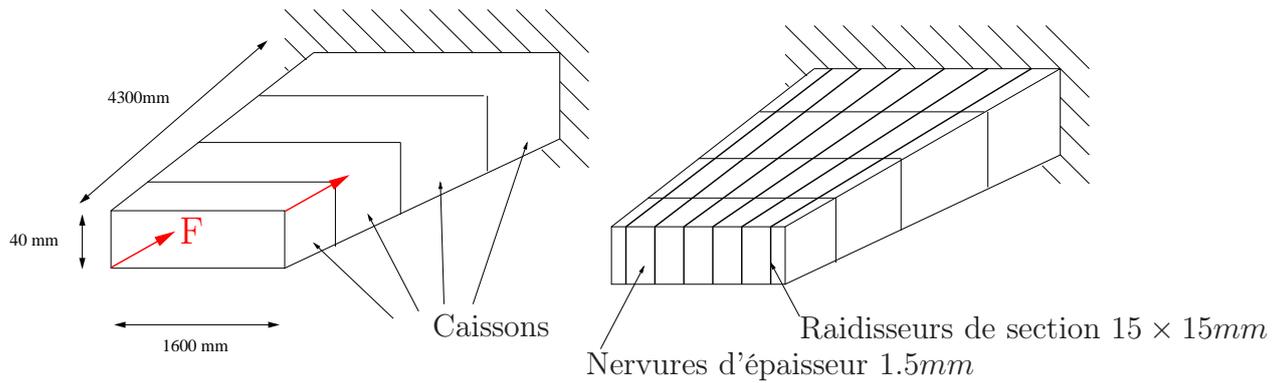


FIG. 3.14 – Structure complète d'extrémité de voilure idéalisée, avec ou sans raidisseurs, considérée pour les simulations MEF

La même simulation est réalisée sur un caisson renforcé par des raidisseurs dont la structure est de ce fait encore plus proche de la réalité . Les résultats obtenus sont reportés FIG. 3.15 et FIG. 3.16.

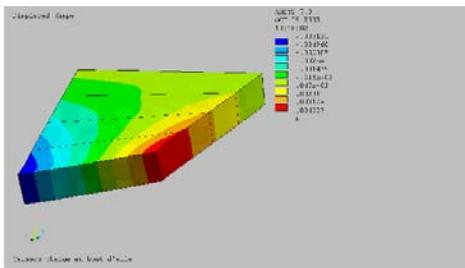


FIG. 3.15 – Aile idéalisée sans raidisseurs
Torsion pour le caisson extrême : 0.076°

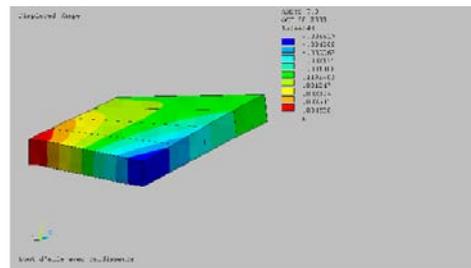


FIG. 3.16 – Aile idéalisée avec raidisseurs
Torsion pour le caisson extrême : 0.081°

Pour un chargement identique à celui étudié dans le cas d'un caisson encastré-libre, la torsion observée pour le caisson de référence situé en bout d'aile est cohérente avec celle obtenue pour des conditions limites de type encastrement (0.08° au lieu de 0.1°), ce qui confirme la validité des hypothèses simplificatrices initialement émises pour le pré-étude analytique, ainsi que la pertinence de la méthode d'actionnement retenue.

Caractéristiques du maillage :

Aile sans raidisseur :	éléments SHELL181 d'ANSYS	5436 éléments
Aile avec raidisseurs :	éléments SHELL181 d'ANSYS	34474 éléments

3.3 Etude de la voilure de référence

Afin de préciser le dimensionnement précédemment décrit, basé sur l'étude d'un modèle simplifié, des simulations par éléments finis ont été réalisées à partir du modèle complet de la voilure de référence déduit des données fournies par AIRBUS. Les fichiers utilisés représentent la voilure de l'airbus A380. Ces fichiers générés sous NASTRAN sont importés sous ANSYS pour simulation.

3.3.1 Description du modèle utilisé

Comme l'actionnement visé est réparti sur les dix caissons de voilure extrêmes, la simulation ne portera que sur les 15 derniers caissons pour des raisons de commodité (réduction de la taille du modèle). L'encastrement du 15ème caisson sera imposé comme condition aux limites en supposant que les résultats de simulation seront similaires à ceux constatés en considérant l'aile entière.

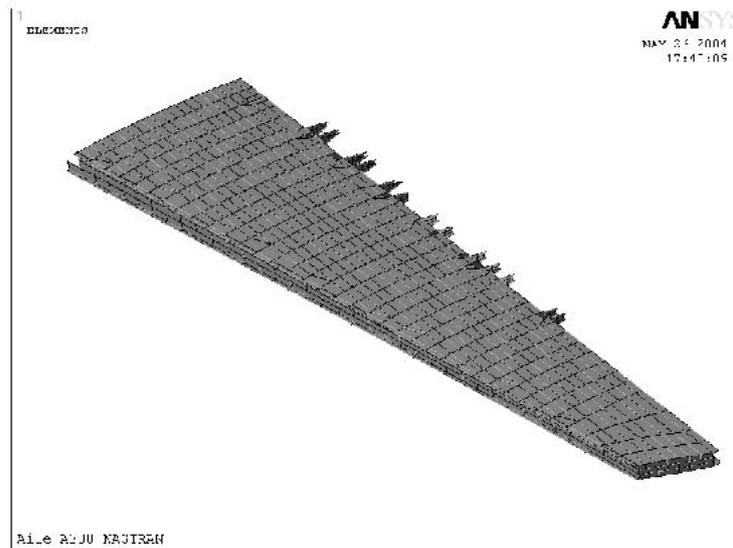


FIG. 3.17 – Modèle pour les simulations ANSYS

Les chargements appliqués sur ce modèle de voilure peuvent être de deux types :

1. forces constantes appliquées sur les extrémités d'un caisson, la raideur étant alors donnée par la torsion observée entre deux nervures successives ; l'inconvénient de ce type de chargement réside dans le fait que les forces appliquées sont externes (problème de validité des conditions aux limites)
2. utilisation d'éléments de type LINK8 qui sont des éléments unidimensionnels permettant de simuler la contraction de fils AMF tendus entre les extrémités du

caisson à actionner (les efforts ainsi appliqués sont alors internes, conformément à la réalité).

3.3.2 Résultats de simulations : bilan des efforts et des déplacements requis

Il apparaît après simulation que l'application de forces externes constantes peut conduire à des imprécisions, dans la mesure où il est alors impossible de prendre en compte l'influence de l'actionnement d'un caisson sur les caissons adjacents.

En effet, on peut voir sur la FIG. 3.18 que, dans le cas où seul un caisson sur deux est actionné par fils AMF, les caissons qui ne sont pas actionnés tendent à subir une torsion en sens opposé à celui qui est recherché.

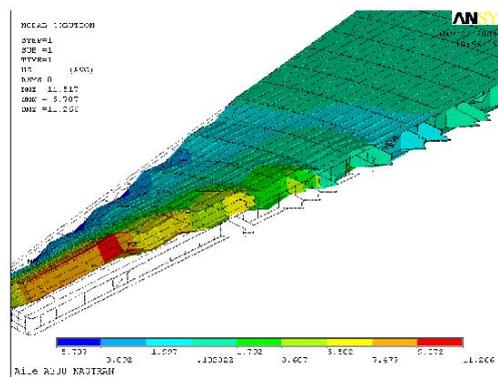


FIG. 3.18 – Torsion de l'aile avec un caisson sur deux actionné par fil AMF

En conséquence, la déformation globalement observée sera inférieure à la somme des déformations élémentaires produites sur chaque caisson. Ceci est dû à la composante en flexion de la déformation qui impose au caisson suivant un vrillage opposé à celui qui est recherché.



FIG. 3.19 – Influence du caisson actionné sur le caisson suivant

Comme on peut le voir FIG. 3.19, le caisson suivant le caisson actionné tend à subir un mouvement inverse réduisant l'angle de torsion global de la voilure.

Finalement, en prenant en compte le couplage entre les caissons, chacun d'entre eux étant muni d'actionneurs AMF, il est possible d'obtenir la déformée reportée sur la FIG 3.20)

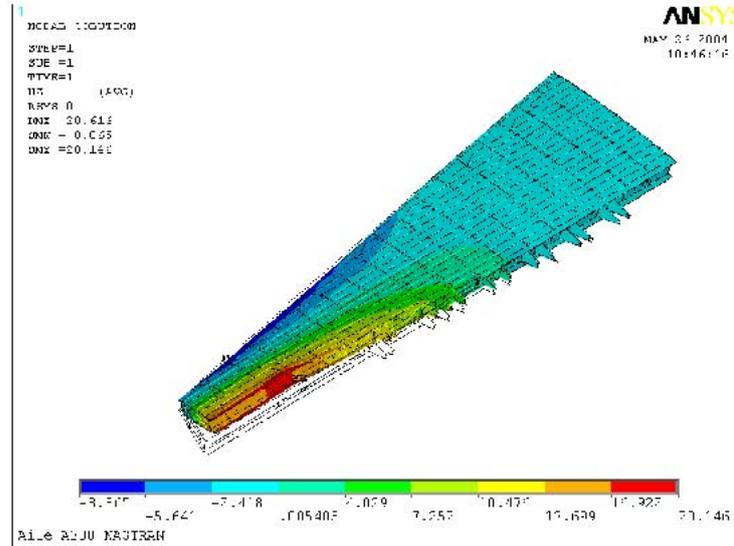


FIG. 3.20 – Torsion de l'aile avec l'ensemble des caissons actionnés par fils AMF

Les résultats de simulation obtenus tendent à corroborer les ordres de grandeurs issus de l'étude analytique détaillée précédemment.

Numéro du caisson (en partant de l'extrémité de l'aile)	force appliquée sur les AMF ($10^5 N$)	Déformation des AMF (en mm)
1	3.71	2.8
2	3.54	2.6
3	3.25	2.4
4	3.55	2.5
5	4.30	2.9
6	3.66	2.5
7	4.32	2.7
8	4.11	2.5
9	4.29	2.4
10	2.99	2.0

TAB. 3.2 – Efforts et déplacements appliqués

3.4 Eléments de dimensionnement du système d'actionnement

3.4.1 Choix du « calibre » de l'actionneur

Dans la mesure où les déformations produites par les fils AMF sont de l'ordre de quelques millimètres, tandis que les efforts fournis sont très intenses (de l'ordre de à 3 à $4 \cdot 10^5 N$, ce qui correspondrait à une section de nitinol de $4000 mm^2$), la solution la plus naturellement adaptée aux ordres de grandeurs des forces et déplacements requis consiste en la mise en parallèle d'un nombre élevé de fils AMF de longueur centimétrique. L'actionneur obtenu est alors assimilable à un « vérin AMF », disposé comme indiqué sur la FIG. 3.13 :

Ainsi, la mise en parallèle des fils AMF permet de concentrer l'effort dans une cellule motrice de taille réduite, facilitant ainsi le chauffage, le refroidissement, voire l'isolation thermique du matériau actif.

Par ailleurs, la suite de l'étude (notamment dans sa partie expérimentale) devra prendre en compte les valeurs de températures de transitions de l'alliage à mémoire de forme utilisé. En fonction du niveau de ces températures par rapport à l'ambiante, le comportement de l'alliage peut se voir sensiblement modifié(cf. FIG. 3.2).

3.4.2 Bilan de masse et d'énergie

Les bilans effectués s'appuient sur les valeurs d'efforts et de déplacements simulés dont les valeurs sont reportées dans le TAB. 3.2. L'actionneur retenu pour la suite de cette étude adopte donc la structure décrite sur la FIG. 3.21.

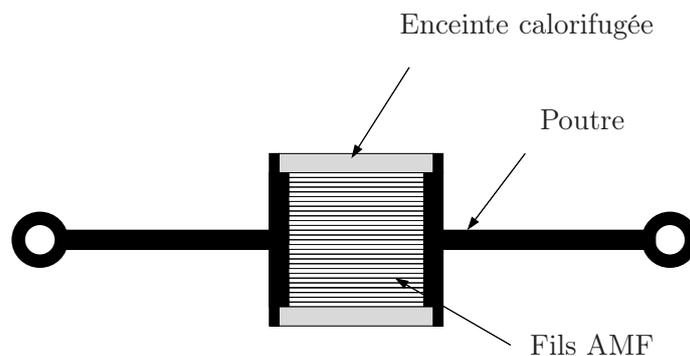


FIG. 3.21 – Structure schématique de l'actionneur AMF considéré

Les bilans de masse et d'énergie de la structure envisagée sont en première approche directement liés à la quantité de matériau actif à mettre en œuvre. Afin de déterminer plus précisément l'impact sur l'aéronef de l'actionnement visé, il est souhaitable de distinguer la masse de la cellule motrice (matériaux actifs) de la masse morte (matériaux passifs requis pour la transmission des efforts). En effet, cette masse morte est fortement dépendante des modifications que l'on devrait en toute logique apporter à la voilure en vue de l'optimisation des conditions d'intégration du système d'actionneurs au sein de la structure en caissons.

Bilan de masse pour le bilan de masse, la contrainte maximale admissible dans les fils AMF et les matériaux passifs est choisie égale à 100 MPa. Par ailleurs, les propriétés retenues pour le matériau passif sont celles de l'aluminium ($\rho = 2700 \text{ kg.m}^{-3}$, $E = 70 \text{ GPa}$). Pour l'AMF, $\rho = 6500 \text{ kg.m}^{-3}$. La section de fils AMF nécessaire est donnée par les valeurs des efforts déterminées précédemment. La longueur est obtenue en considérant que la course des AMF se doit d'être obtenue pour des déformations relatives de 5% maximum. Par ailleurs, il faut ajouter à la variation de longueur des fils calculée précédemment la variation de longueur due à l'élasticité des poutres transmettant les efforts (soit, sous 100 MPa, une variation de l'ordre de 1 mm, les deux points d'application des efforts sur un même caisson étant séparés de 1 m environ).

Numéro du caisson (en partant de l'extrémité de l'aile)	Cellule motrice seule (en kg) masse minimale requise par les efforts et déplacements	Actionneur global (en kg) prise en compte des masses mortes et de leur élasticité
1	2.7	22
2	2.4	21
3	2.0	19
4	2.3	21
5	3.2	26
6	2.4	22
7	3.0	26
8	2.7	24
9	2.7	25
10	1.6	17
<i>TOTAL SUR L'AVION</i>	<i>50.0 kg</i>	<i>447 kg</i>

TAB. 3.3 – Bilan de masse de l'actionnement

Il apparaît donc dans le bilan présenté dans le tableau TAB. 3.3 que la masse de matériau actif requise par l'actionneur visé est faible devant la masse globale comprenant les matériaux passifs nécessaires pour transmettre les efforts à la voilure ⁴.

Bilan d'énergie on retient pour les alliages à mémoire de forme les paramètres physiques reportés dans le TAB. 3.4.

Capacité calorifique	$C = 490 \text{ J.kg}^{-1}.K^{-1}$
Chaleur latente de transformation	$L = 20000 \text{ J.kg}^{-1}$
Densité	$\rho = 6500 \text{ kg.m}^{-3}$

TAB. 3.4 – Propriétés physiques du nitinol

Le bilan énergétique est directement fonction de la masse de matériau actif déterminée précédemment. *Ainsi, en s'en tenant à la masse minimum de nitinol requise (soit*

⁴Il est cependant à noter qu'à ce stade, le bilan de masse n'intègre que la masse d'AMF, indépendamment de celle du système de chauffage/refroidissement, ainsi que de celle des circuits d'alimentation.

50.0 kg sans prise en compte des masses de matériaux passifs), l'énergie permettant de vriller la voilure de 1° est $E = L \times M = 1.10^6 J$ ou L désigne l'énergie requise pour assurer la transition de phase d'un kilogramme d'AMF.

Notons néanmoins qu'il convient de rajouter à ce terme l'énergie liée à l'échauffement de l'alliage jusqu'à ses températures de transition. Cette énergie ne peut pas être considérée comme « efficace », dans la mesure où elle ne produit pas de travail mécanique (et qui plus est, elle a pour vocation d'être dissipée au cours du cycle de fonctionnement de l'actionneur, diminuant ainsi son rendement global, tandis que son inertie thermique va limiter par principe la dynamique du système d'actionnement).

Ainsi, en considérant un cas plus défavorable (en tenant compte de l'actionneur décrit + un écart de température de $50^\circ C$ entre l'ambiante et la fin de la transition), l'énergie requise devient :

$$E = L \times M + C \times \Delta T \times M \text{ (Soit } 3.0MJ)$$

En termes de puissance installée, si l'on suppose, pour fixer les idées, que la durée d'activation du système est de 10 minutes, on obtient :

Puissance minimale requise pour actionner : 1.7 kW pendant 10 mn

Puissance requise dans le cas non optimal envisagé : 5 kW pendant 10 mn

Soulignons que le bilan énergétique et massique présenté demeure très fortement dépendant des conditions environnementales dans lesquelles l'actionneur sera amené à évoluer. En conséquence, il est nécessaire de procéder à l'étude d'un dispositif à caractère plus finalisé afin de pouvoir plus finement quantifier les besoins de l'actionnement visé en estimant notamment l'énergie liée à l'inertie thermique du système et les pertes engendrées par le dispositif de chauffage.

Résolument abordée à l'échelle du système global que constitue la voilure électroactive, cette question fait l'objet du chapitre suivant. L'étude développée est tout naturellement fondée sur l'exploitation du modèle de cellule motrice précédemment développé, modèle à partir duquel le comportement électromécanique global du système de dévrillage peut être étudié sous des conditions de fonctionnement représentatives de l'application visée.

Conclusion

Combinant modélisation analytique et simulations par logiciels de calcul aux éléments finis, cette étude a permis d'une part de déterminer un mode d'actionnement pertinent à l'échelle de la structure, et d'autre part de quantifier plus finement les besoins de l'application pour satisfaire à un cahier des charges de référence fourni par la société AIRBUS. Au cours du présent chapitre, l'intérêt d'un système électroactif à base d'actionneurs AMF pour réaliser le contrôle de vrillage d'une voilure aéronautique a été analysé. Les bilans énergétiques et massiques déduits de l'étude tendent à démontrer la faisabilité du concept étudié, avec une masse de matériau actif relativement faible (50 kg d'AMF suffisent à dévriller une voilure de 80 m d'envergure!).

Cependant, un certain nombre de questions restent en suspens. Ainsi, il est nécessaire de voir en quoi les limitations propres aux AMF peuvent impacter le comporte-

ment d'un actionneur, notamment pour ce qui est de sa dynamique. Par ailleurs, il faut aussi préciser davantage les conséquences que peuvent avoir les conditions environnementales sur la fonction à réaliser.

Pour ce faire, le prochain chapitre s'appuie sur l'étude d'un démonstrateur à échelle réduite visant à connaître plus précisément le comportement global du système actionneur/voilure. A l'aide du modèle d'actionneur développé au chapitre 2, il s'agit notamment de préciser le bilan énergétique d'une structure réaliste, ainsi que sa réponse en dynamique.

Chapitre 4

Etude fonctionnelle et réalisation d'un démonstrateur opérationnel du système de dévissage électroactif

Introduction

Les précédents chapitres ont permis de détailler les différents niveaux de la problématique posée par l'actionnement électroactif des voilures aéronautiques. D'une part, les caractéristiques des matériaux mis en œuvre ont pu être précisées, permettant ce faisant d'aboutir à une modélisation fine du comportement d'un actionneur finalisé exploitant des alliages à mémoire de forme. D'autre part, les propriétés de la voile à actionner, et notamment son comportement en torsion, ont pu être caractérisées avec précision.

Ces travaux ont ainsi permis de caractériser séparément le potentiel intrinsèque des cellules motrices d'un actionneur et les caractéristiques de la charge mécanique qui lui sera associée. Le présent chapitre procède donc à la synthèse de ces études fondamentales en adoptant une approche à caractère plus systémique.

Il s'agit ici d'évaluer le comportement global de ce qui pourrait d'ores et déjà être désigné sous le terme de « voile électroactive » : quelle est la réponse d'une structure d'actionneur AMF grands efforts / grands déplacements lorsque celui-ci est soumis à une charge élastique de grandes dimensions telle que la voile considérée ?

Dans un premier temps, ce chapitre détaille les hypothèses retenues pour décrire la fonction d'actionnement intégrée à la structure mécanique. Il vise à établir un modèle électro-thermo-mécanique global à même de réaliser la synthèse des travaux précédents. Les paramètres dimensionnants pouvant influencer le bilan de la fonction seront notamment identifiés.

Ensuite, sur la base des éléments de modélisation qui auront été donnés, le comportement de la voile active sera simulé. Ainsi, il est possible d'établir un bilan énergétique global précisant les conséquences sur le plan électrique de la fonction de contrôle globale à l'échelle de l'appareil.

Enfin, dernière étape de la validation du concept, la réalisation d'un démonstrateur

fonctionnel est présentée. L'objectif est ici d'appréhender plus concrètement les perspectives et les contraintes technologiques relatives à la mise en place de l'actionnement étudié sur un modèle simplifié représentatif d'une structure de voilure aéronautique.

4.1 Modélisation de l'ensemble voilure-actionneur

4.1.1 Dimensionnement mécanique, influence sur la quantité d'AMF

Afin de dimensionner mécaniquement le dispositif, il convient tout d'abord de déterminer de façon plus précise la quantité de matériau actif requise par l'application en tenant compte de la charge d'une part, et du comportement thermomécanique de l'alliage précédemment modélisé d'autre part.

4.1.1.1 Déformation initiale de l'alliage

Tout d'abord, l'effort appliqué par un actionneur AMF peut être décomposé de la façon suivante :

- un terme correspondant à la pré-contrainte, noté F_{ini}
- un terme « utile » correspondant à la réponse de la charge élastique lorsque celle-ci est activée, noté $F_{torsion}$

En effet, l'effort lié à la pré-contrainte, c'est à dire requis pour assurer la déformation initiale de l'actionneur, est loin d'être négligeable. Celui-ci a déjà été mis en évidence lors de l'étude thermomécanique des AMF, comme montré FIG. 4.1.

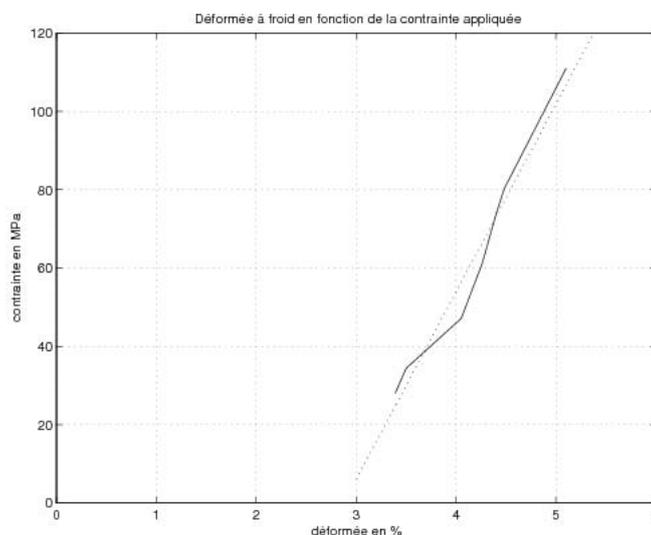


FIG. 4.1 – Réponse mécanique d'un AMF sous contrainte mécanique à froid obtenue expérimentalement (T en fonction de S_{max})

Il est ainsi apparu expérimentalement qu'une contrainte de l'ordre de 50 MPa est requise pour produire une déformée relative de 4%. Cette précontrainte n'est donc nullement négligeable devant les niveaux d'efforts précédemment déterminés pour parcourir le cycle de travail des AMF (de l'ordre de la centaine de MPa).

Il s'avère que le choix de la précontrainte est un paramètre dimensionnant essentiel. Dans la mesure où les efforts de précontrainte ne participent pas à l'échange d'énergie sous forme de travail mécanique utile (puisque lorsque la structure est au repos, ils ne provoquent aucun déplacement), il convient autant que faire se peut de les minimiser devant les efforts correspondant purement aux déformations de la structure lors de l'utilisation de l'actionneur, sous peine d'accroître inutilement la masse d'AMF requise.

A titre d'exemple, il est intéressant de comparer les conséquences du choix arbitraire de la déformation initiale imposée aux câbles AMF pour deux valeurs de celle-ci : 4% et 5%. Il est rappelé que les calculs concernant le bilan de masse d'AMF à l'échelle de la voilure ont été faits dans le cas idéal où la contrainte subie par les fils AMF variait de 0 à 100 MPa, pour une course correspondant à 5% de déformée relative, ce qui correspond à une masse de matière active notée ici M_{ideal} .

Déformation initiale de 5% Il est tentant pour le concepteur d'amener la déformée initiale à une valeur proche de la valeur maximale admissible afin d'augmenter autant que possible la course de l'actionneur réalisé. Dans ce cas, la contrainte subie par l'actionneur au repos est de 100 MPa, ce qui aboutit, à l'angle de vrillage maximal, à une contrainte de 200 MPa avec la section de l'actionneur « idéal ».

Il est alors nécessaire de multiplier par deux la section d'AMF, à longueur de câble égale. La masse active obtenue dans ce cas serait alors de $2M_{ideal}$.

Déformation initiale de 4% Dans ce cas, la contrainte subie par l'actionneur au repos est de 50 MPa, ce qui aboutit à une contrainte maximale de 150 MPa.

Il est alors nécessaire de multiplier par 1.5 la section d'AMF, et par 1.25 la longueur de câble. La masse active obtenue dans ce cas serait alors de $1.875M_{ideal}$.

Cet exemple tend donc à montrer que pour diminuer la valeur de la pré-contrainte, il est intéressant de réduire la déformée initiale. En effet, la grande pente de la caractéristique efforts / déplacement autour de ces points (cf. FIG. 4.2) révèle que l'augmentation de la course de l'actionneur s'obtient au prix d'une augmentation sensible de sa section.

Néanmoins, ceci n'est valable que pour des déformations voisines de 5% (domaine de validité de l'expression de la déformée à la martensite établie par l'étude du chapitre 2), comme montré FIG. 4.2. Trois cas peuvent se présenter :

- si $T < T_{cr}$, la déformation est purement élastique, et ces points ne présentent aucun intérêt pour notre application
- si $T = T_{cr}$, la réorientation des plaquettes de martensite a lieu avec de faibles variations de la contrainte ; dans ces conditions, il est intéressant d'avoir une

- déformation maximale pour augmenter la course de l'actionneur
- si $T > T_{cr}$, alors il est préférable de limiter l'élongation du fil à la martensite pour réduire la précontrainte (cas déjà étudié ci-dessus)

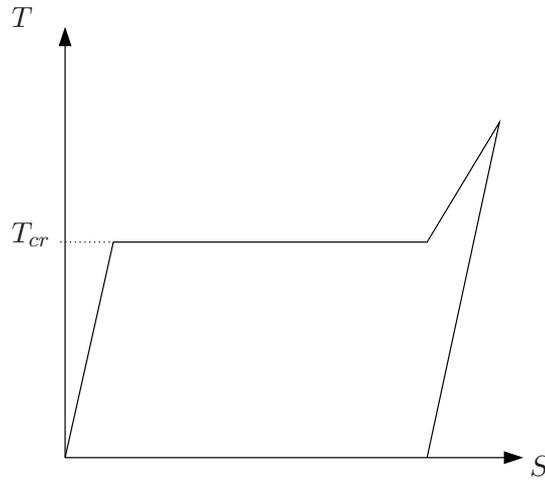


FIG. 4.2 – Caractéristique efforts/déplacements schématisé d'un AMF à la martensite

Aussi, il est possible d'identifier un point optimal permettant d'obtenir une bonne course de l'actionneur avec une intensité de la pré-contrainte raisonnable.

Par la suite, l'étude retient comme précontrainte optimale celle qui correspond à une élongation initiale des fils AMF de 4%. La précontrainte subie est alors de 50 MPa, la section des fils est alors choisie de sorte que la contrainte totale (résultant de $F_{ini} + F_{torsion}$) ne dépasse pas 150 MPa.

Pour résumer, les états de vrillage possibles de la voilure sont ceux donnés sur la figure 4.3.

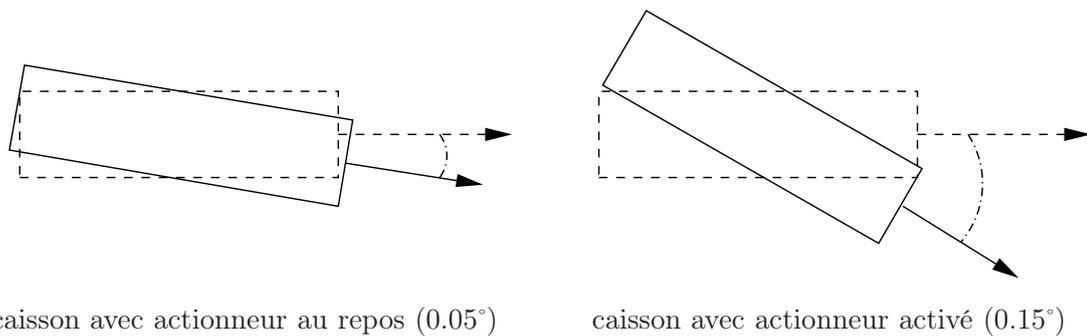


FIG. 4.3 – Vue des différents cas de vrillage de la voilure

4.1.1.2 Bilan de la masse requise en prenant en compte la précontrainte

Le bilan de masse de matériau actif établi au chapitre précédent correspondait à un bilan idéal dans le cas où l'actionneur subissait uniquement la contrainte due au devissage en lui-même, sans prise en compte de la pré-contrainte. Dans la mesure où l'intensité maximale de la contrainte était supposée égale à 100 MPa, la section de fil AMF reste inchangée.

Par ailleurs, le calcul de la longueur de fil requise est établi en considérant une déformée relative de 5% contre 4%, comme retenu finalement. Il convient donc de corriger les masses de matière calculées d'un facteur multiplicatif 1.25.

n° du caisson	masse d'AMF (en kg)	section ($10^{-3}mm^2$)	longueur (en cm)
1	3.4	3.71	7.0
2	3	3.54	6.5
3	2.5	3.25	6.0
4	2.9	3.55	6.3
5	4	4.30	7.3
6	3	3.66	6.3
7	3.75	4.32	6.8
8	3.4	4.11	6.3
9	3.4	4.29	6.0
10	2	2.99	5.0
<i>TOTAL SUR L'AVION</i>	<i>63 kg</i>		

TAB. 4.1 – Bilan de l'actionnement avec prise en compte de la précontrainte

4.1.2 Structure d'actionneur retenue, et influence sur le modèle thermique

4.1.2.1 Dimensions d'un vérin AMF

Afin de pouvoir établir un modèle de comportement fiable de l'actionneur envisagé, il convient de définir plus précisément sa structure et ses dimensions. Il est rappelé que le principe retenu est celui d'un « vérin AMF » dont la motricité est assurée par la mise en parallèle d'un grand nombre de fils AMF. Ainsi, il est naturel d'adopter un arrangement des brins élémentaires de l'actionneur conformément au schéma en coupe de la FIG. 4.4.

Cette structure permet d'atteindre facilement un taux de remplissage de l'actionneur par les fils AMF de l'ordre de 0.25. Aussi, à partir de cette valeur relativement peu contraignante en première approche, il est possible de déterminer la section envisageable de l'actionneur global en fonction du bilan des efforts et de la masse de matériau actif établi précédemment.

La surface d'échange thermique minimale de l'actionneur pour une cellule motrice est donc donnée par :

$$S_{ech} = 8 \frac{F_{AMF}}{100 \cdot 10^6} + 4l_{verin} \sqrt{\frac{\pi F_{AMF}}{100 \cdot 10^6}} \quad (4.1)$$

Soit une surface d'échange minimale de $6.0 \cdot 10^{-2} m^2$ pour un vérin du caisson 1 par exemple (cf. TAB. 3.2).

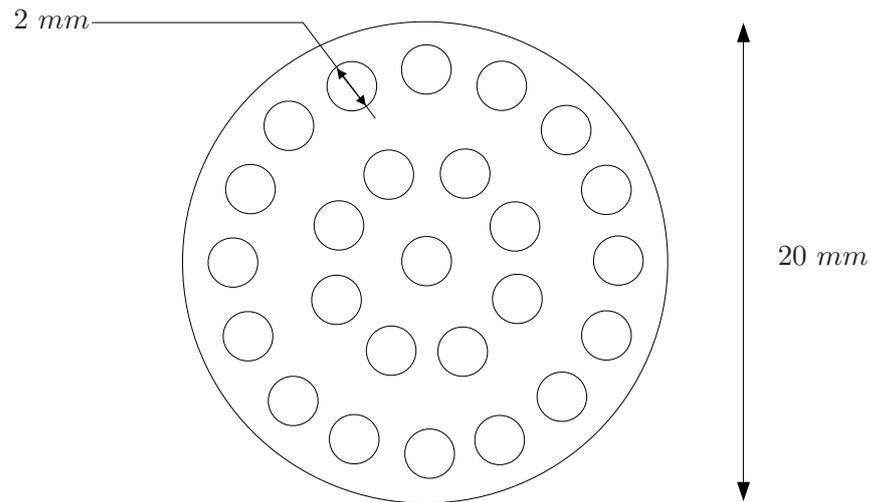


FIG. 4.4 – Vue en coupe d'une structure d'arrangement possible d'un vérin AMF

4.1.2.2 Modèle thermique global

Il est convenu, comme évoqué précédemment, de modéliser le comportement d'un vérin AMF en l'assimilant à un système du premier ordre sur le plan thermique. La fonction de transfert est donc de la forme :

$$T(p) = \frac{1}{1 + \tau p} \quad (4.2)$$

$$\tau = \frac{M_{AMF} C_{AMF}}{h S_{ech}} \quad (4.3)$$

où τ est la constante de temps thermique du système.

Les grandeurs qui peuvent influencer sur le bilan énergétique de l'actionnement sont par conséquent :

- le coefficient de convection h à la surface d'échange de l'actionneur, qui dépend fortement des conditions environnementales (typiquement de l'ordre de $5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ en convection naturelle dans l'air)
- la surface d'échange ; sa valeur minimale est celle donnée ci-dessus, mais il est possible de l'augmenter pour faciliter le refroidissement de la cellule motrice
- la capacité calorifique des AMF est donnée par les fabricants de nitinol (pour mémoire, $c_{AMF} = 490 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

Par ailleurs, il convient de prendre en compte l'influence de la chaleur latente de transformation de l'alliage même si elle ne décrit pas à proprement parler le comportement thermique pur de l'actionneur. En effet, le changement de phase induit un transfert d'énergie qui provoque un ralentissement de la dynamique. Le modèle défini dans le chapitre 2 n'intégrait pas ce terme. Cette simplification se justifiait par la faiblesse de l'énergie requise dans le cas étudié pour réaliser le changement de phase devant l'énergie électrique totale mise en œuvre pour un démonstrateur de faible puissance. Or, il est prévisible qu'à une échelle beaucoup plus grande, l'influence de la chaleur de transformation sera plus sensible.

Enfin, en entrée du modèle thermique, il est convenu de se donner une puissance, et non un courant comme ce fut le cas lors de l'étude du chapitre 2. En effet, il s'agit là

d'un cas plus général, à même de représenter toutes les stratégies de contrôle du vérin envisageables :

- chauffage des fils de nitinol par effet Joule (alimentation directe du matériau actif, au rpx d'une connectique sophistiquée quand les fils se multiplient)
- chauffage par une résistance chauffante placée dans l'enceinte (câblage simplifié)
- contrôle thermoélectrique par module Peltier (simplicité de la commande et réversibilité du transfert de puissance, assortie en contrepartie d'une efficacité énergétique discutable)

4.1.3 Modèle d'actionneur global retenu

A partir du modèle thermique précédemment décrit et des calculs de raideurs des caissons de voilure en torsion détaillés au chapitre 3, il est désormais possible d'établir un modèle global de chaque caisson avec ses deux cellules motrices. Le schéma fonctionnel du modèle est représenté sur la FIG. 4.5.

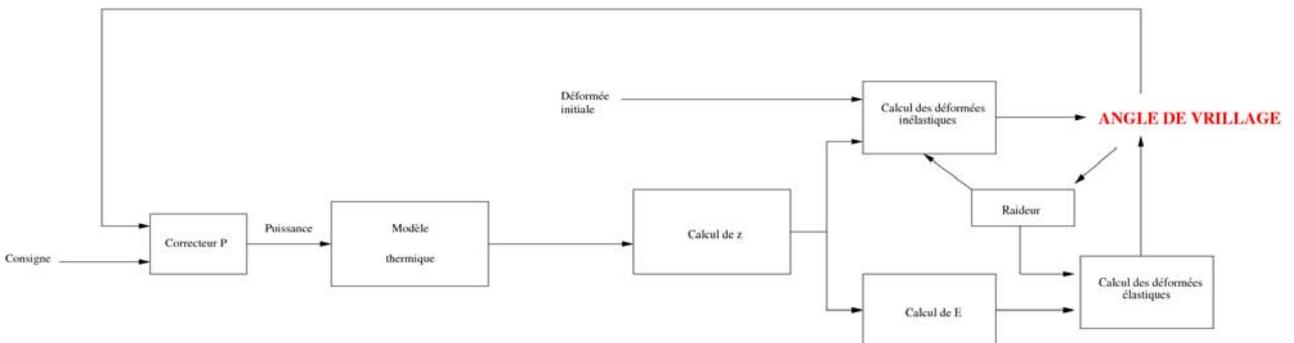


FIG. 4.5 – Schéma de principe de la simulation d'un caisson actif

Cette représentation permet de coupler les modélisations thermiques et mécaniques de l'actionnement en vue de l'étude du fonctionnement de la structure d'actionneur complète intégrée à la voilure en vue du contrôle de sa forme. Sur cette base, un modèle sous Matlab-simulink est réalisé qui permet de prendre en compte le comportement global du système d'actionneurs.

Dans un souci d'économie du temps de calcul, et dans la mesure où les courses et les efforts requis pour les vérins AMF sont du même ordre sur l'ensemble des 20 caissons actionnés, l'étude s'est limitée dans un premier temps à un caisson unique qui est donc actionné symétriquement par deux vérins AMF. Les bilans de puissance dressés ultérieurement correspondent à un seul vérin, et la puissance consommée par le système global se trouve alors être 40 fois plus élevée que la puissance unitaire d'un vérin. Les simulations sont donc menées sur le caisson 1, pour lequel les efforts et courses requis d'après l'étude mécanique sont les suivants :

$$F = 5.6 \cdot 10^5 N \text{ (150MPa) et } \delta = 2.8mm$$

Afin d'évaluer l'aptitude du système à imposer le vrillage qui lui est donné en consigne, le système adopte une architecture en boucle fermée. Néanmoins, le but de cette étude étant moins de concevoir la commande d'un actionneur finalisé que

d'évaluer sa dynamique et le bilan énergétique qui en résulte, il est choisi d'appliquer une régulation très simple par l'ajout d'un gain proportionnel.

4.2 Comportement simulé de la voilure active

4.2.1 Paramètres dimensionnants de la cellule active simulée

Il est possible par la simulation de déterminer l'influence des différents paramètres dimensionnants du système. Parmi les différentes grandeurs à intégrer dans le cadre d'une optimisation de l'actionnement, il convient de retenir :

- la longueur de fil AMF : en effet, le dimensionnement a été effectué a priori, sans prise en compte de la course réellement réalisable par le fil AMF, et en particulier en négligeant la composante de la déformation qui n'est pas récupérable du fait de la déformation élastique notamment
- la surface d'échange thermique : la surface minimale, compte tenu de la masse de matière active à mettre en œuvre, a d'ores et déjà été évaluée. Néanmoins, il convient de chercher un équilibre entre une surface réduite (bon bilan énergétique avec des pertes limitées) et une surface accrue (bonne dynamique au refroidissement)
- la température ambiante : il a déjà été indiqué que celle-ci a un rôle prépondérant dans le dimensionnement de l'actionneur, dans la mesure où une mauvaise prise en compte de la température de fonctionnement pouvait amener l'actionneur à travailler dans des conditions où il ne serait plus du tout contrôlable

Par ailleurs, afin de s'en tenir à des consommations électriques raisonnables, la puissance consentie pour actionner un seul vérin a été arbitrairement limitée à 1kW. Il est bien entendu que toute augmentation de la puissance disponible se traduira par une amélioration de la dynamique au chauffage, mais la suite de l'étude montrera que cette limitation ne nuit pas à la qualité de la réponse simulée de l'actionneur.

Enfin, dans le cadre de cette étude, les déformations obtenues seront données en % de la déformée totale atteinte lorsque la voilure est vrillée de 1° en bout d'aile, ce qui correspond à un vrillage d'environ 0.1° par caisson.

4.2.2 Comportement dynamique de la voilure active

Afin de caractériser le comportement de l'actionneur en régime dynamique, il est décidé d'étudier sa réponse indicielle. Pour ce faire, la consigne imposée est un créneau (de 0 à 100% de déformée à 50s, puis de 100 à 0% à partir de 200s). La température ambiante est supposée constante et égale à 0°C. La réponse de l'actionneur au chauffage est reportée sur la FIG. 4.6.

Soulignons que les simulations réalisées ont mis en évidence la nécessité d'une augmentation de la masse de nitinol intégrée à l'actionneur par rapport à celle qui a été initialement calculée lors de l'étude mécanique de la voilure. En effet, du fait des déformées non récupérables au chauffage, une augmentation de 20% de la longueur des fils

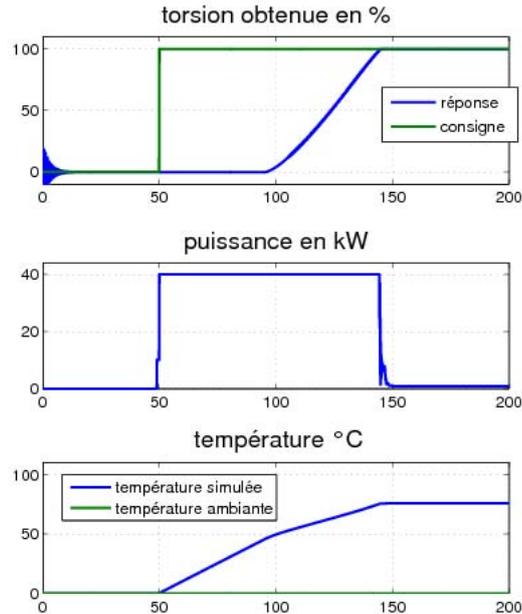


FIG. 4.6 – Réponse indicielle du caisson actif au chauffage (puissance ramenée à l'échelle de la voilure)

AMF (et donc de la masse de nitinol) s'avère indispensable pour produire les déplacements mentionnés dans le cahier des charges.

Ensuite, cette simulation fait bien apparaître les modifications de la dynamique liées à la transformation de phase de l'alliage à mémoire de forme. La réponse de l'actionneur peut ainsi se décomposer en deux parties. Dans un premier temps, la température de l'actionneur est en deçà des températures de transformation austénitique. Il n'y a alors aucun déplacement observable. L'actionneur voit la température du nitinol varier selon sa dynamique propre. Autrement dit, cette phase de fonctionnement se caractérise par une efficacité nulle de l'actionnement qui aboutit à un retard sur la réponse. Puis dans un deuxième temps, la dynamique thermique de l'actionneur est affectée par le changement de phase de l'AMF via la chaleur latente de transformation, ce qui ralentit sensiblement la montée en température de l'alliage.

Le temps d'accès à la consigne de position est de l'ordre de 90 secondes, ce qui est en accord avec les constantes de temps imposées par le cahier des charges.

Par contre, il apparaît que le temps de réponse au refroidissement est beaucoup plus long. La dynamique du vérin AMF dans ce cas est reportée sur la FIG. 4.7

Là encore, les variations de températures sont ralenties par la chaleur dégagée lors de la transformation martensitique, alors que la dynamique au refroidissement est déjà très lente. En conséquence, il faudrait en l'état plus d'une heure pour assurer le retour en position initiale de l'actionneur, ce qui est bien entendu trop long devant les constantes de temps imposées par les contraintes d'exploitation aéronautiques.

Or, la puissance requise pour assurer le maintien du caisson au vrillage maximum est de l'ordre de 20W par vérin, soit environ 800W à l'échelle de l'appareil. Il est donc nécessaire d'augmenter la surface d'échange thermique pour faciliter le refroidissement,

dans la mesure où la dynamique au chauffage, beaucoup plus rapide, n'en sera que modérément affectée, tandis que les pertes en régime permanent s'établiront à un niveau encore raisonnable.

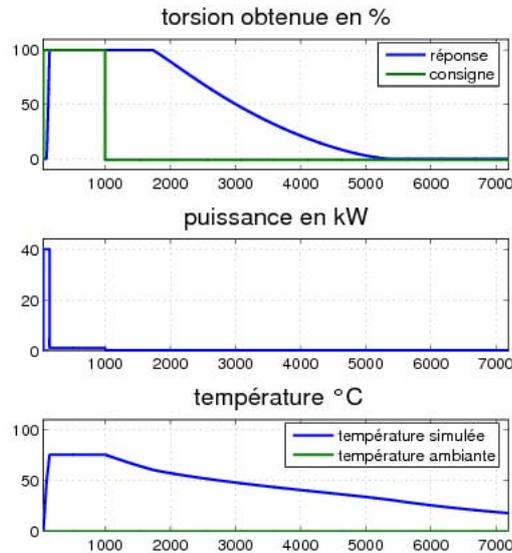


FIG. 4.7 – Réponse indicielle du caisson actif au refroidissement (puissance ramenée à l'échelle de la voilure)

Ainsi, en multipliant par 10 la surface d'échange thermique de l'actionneur, il est possible d'améliorer significativement la dynamique de l'actionneur (cf. FIG.4.8).

Dans cette configuration, il suffit de 120s pour atteindre la consigne au chauffage, et de 400s au refroidissement. La dynamique du caisson ainsi actionné est donc compatible avec celle de l'application recherchée.

4.2.3 Bilan de puissance dans le cadre d'un cycle de fonctionnement réaliste

A partir du système de caisson actif tel qu'il a été décrit précédemment, il est désormais possible de déterminer un bilan de l'actionnement précis sur un cycle de fonctionnement caractéristique de l'application aéronautique visée. Ainsi, l'étude pourra évaluer précisément le potentiel de la structure retenue et la consommation énergétique qui en résulte au niveau de l'aéronef.

4.2.3.1 Cycle de fonctionnement

En premier lieu, il convient d'établir le profil de température ambiante dans laquelle est amené à évoluer l'actionneur. En effet, comme montré dans les chapitres précédents, cette température conditionne directement la commandabilité de l'actionneur ainsi que le bilan de puissance induit par le comportement thermique des cellules motrices de la structure active. L'évolution retenue pour la température ambiante est reportée sur la FIG. 4.9.

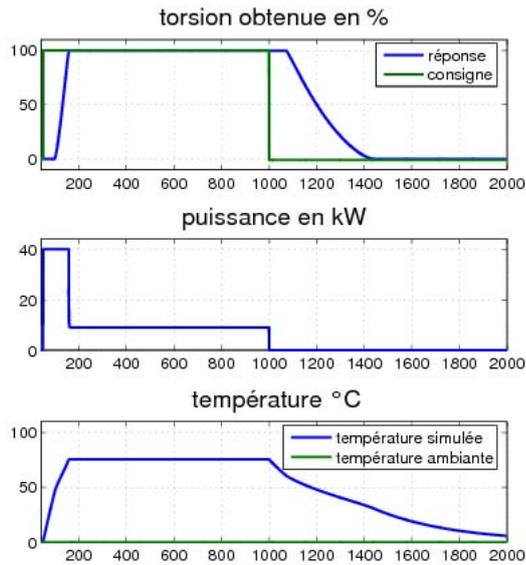


FIG. 4.8 – Dynamique du caisson actif avec une surface d'échange augmentée

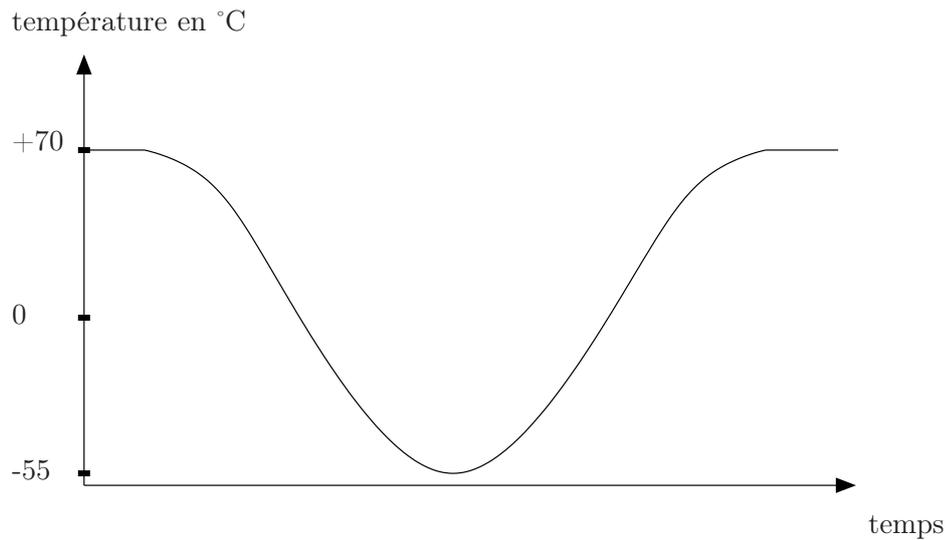


FIG. 4.9 – Evolution de la température ambiante au cours du vol (d'après le cahier des charges AIRBUS)

Les données sont issues du cahier des charges fourni par AIRBUS, de même que les températures extrêmes de fonctionnement précédemment détaillées dans ce mémoire. Elles correspondent aux températures subies lors du vol « test » qui sert à l'étude de la fonction de dévissage, puisque leur prise en compte permet de se placer dans le cas énergétiquement le plus défavorable. Il sera donc possible de maximiser le bilan énergétique inhérent à la fonction. Par ailleurs, le contrôle de dévissage visé au cours du vol est reporté sur la FIG. 4.10

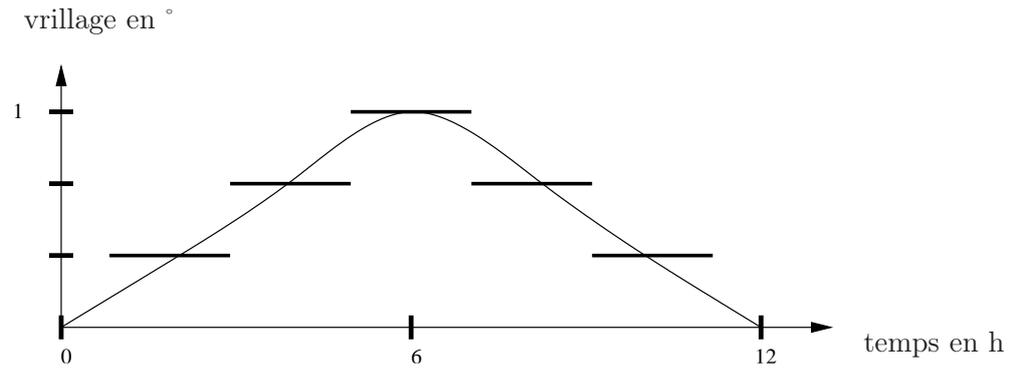


FIG. 4.10 – Cycle moyen d'utilisation de la fonction de vrillage sur un vol (donné par AIRBUS)

Partant de la donnée de la température ambiante et de la consigne de position au cours du vol, il est donc possible de simuler la réponse dynamique de l'actionneur dans des conditions réalistes de fonctionnement. Pour les simulations présentées ci-après, le début du cycle d'utilisation est supposé être situé à 1000s. Il s'agit de permettre, le cas échéant, de simuler un refroidissement du vérin avant le décollage dans l'hypothèse où cela serait nécessaire.

En l'absence de refroidissement, la réponse simulée du caisson de voilure est telle qu'indiquée sur la FIG. 4.11.

Il apparaît, comme l'on pouvait s'y attendre, que la commandabilité de l'actionneur ne peut pas être assurée sur la totalité du cycle de fonctionnement, dans la mesure où la température ambiante peut se trouver à une valeur supérieure à celle requise par l'actionnement (sur 30% environ de la durée du cycle pour les profils de dévissage et de température retenus). Qui plus est, l'aile serait dévissée au maximum, alors que l'angle souhaité serait nul.

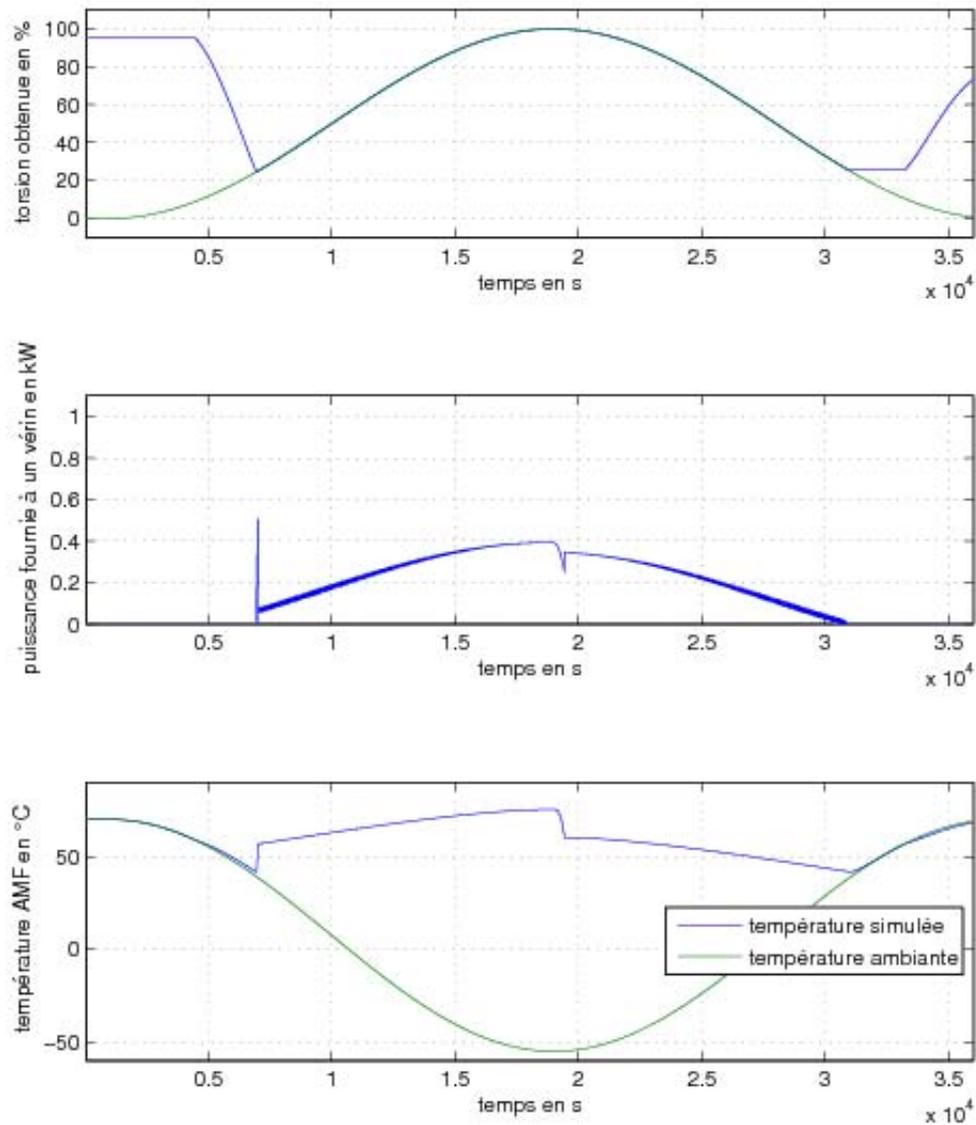


FIG. 4.11 – Cycle de fonctionnement simulé de l'actionneur sur un vol de 10h, en l'absence de refroidissement

Aussi, l'ajout d'un dispositif de refroidissement thermoélectrique s'avère indispensable pour assurer la commandabilité du système. La prise en compte de ce système est faite sur les cycles de fonctionnement reportés FIG. 4.12.

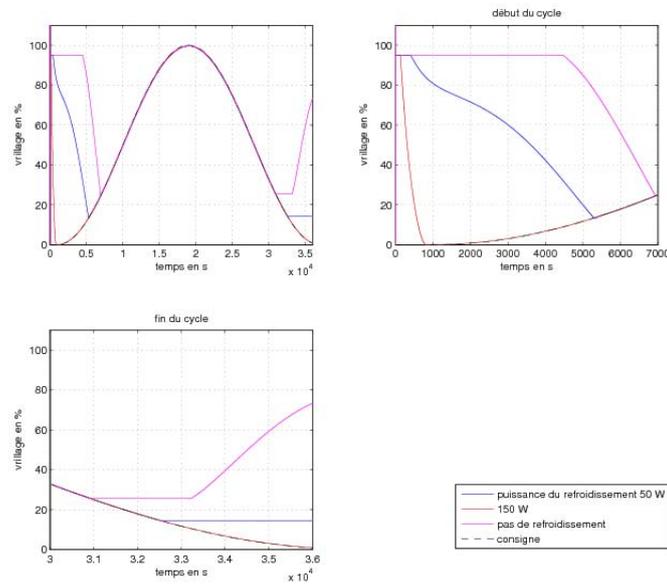


FIG. 4.12 – Cycle de fonctionnement de l'actionneur sur un vol de 10h, en fonction de la puissance du refroidissement

Il apparaît bien que l'ajout de modules de refroidissement thermoélectriques permet de considérablement améliorer le suivi de la consigne de position. La puissance requise pour le refroidissement (avec les températures de transitions du fil AMF préalablement étudié au cours de ces travaux) serait ainsi de l'ordre de 150 W.

Par ailleurs, il est également possible d'envisager en parallèle une augmentation des températures de transition afin de réduire la sensibilité de l'actionneur aux variations de température ambiante (cf. FIG.4.13). Rappelons en effet que la température de transition est dépendante de la proportion dans le mélange Ni-Ti et qu'en conséquence, les fournisseurs de nitinol peuvent produire des alliages aux températures de transition fortement variables¹.

Les simulations réalisées montrent bien l'impact bénéfique que peut avoir une augmentation sensible des températures de transitions du nitinol sur le comportement dynamique de l'actionneur. En effet, le suivi de la consigne de position s'en trouve grandement amélioré, alors que le bilan de puissance n'est que faiblement alourdi par l'accroissement des pertes thermiques induite par l'augmentation de température des AMF (la puissance maximale absorbée lors du cycle de fonctionnement passe de 390 à 465 W). Ceci s'explique par la faiblesse des variations de températures de l'alliage devant l'écart à la température extérieure au moment où l'ambiante est à son minimum.

¹A titre d'exemple, les alliages Ni-Ti fournis par la société AMT ont des températures de fin d'austénite comprises entre -10°C et +110°C

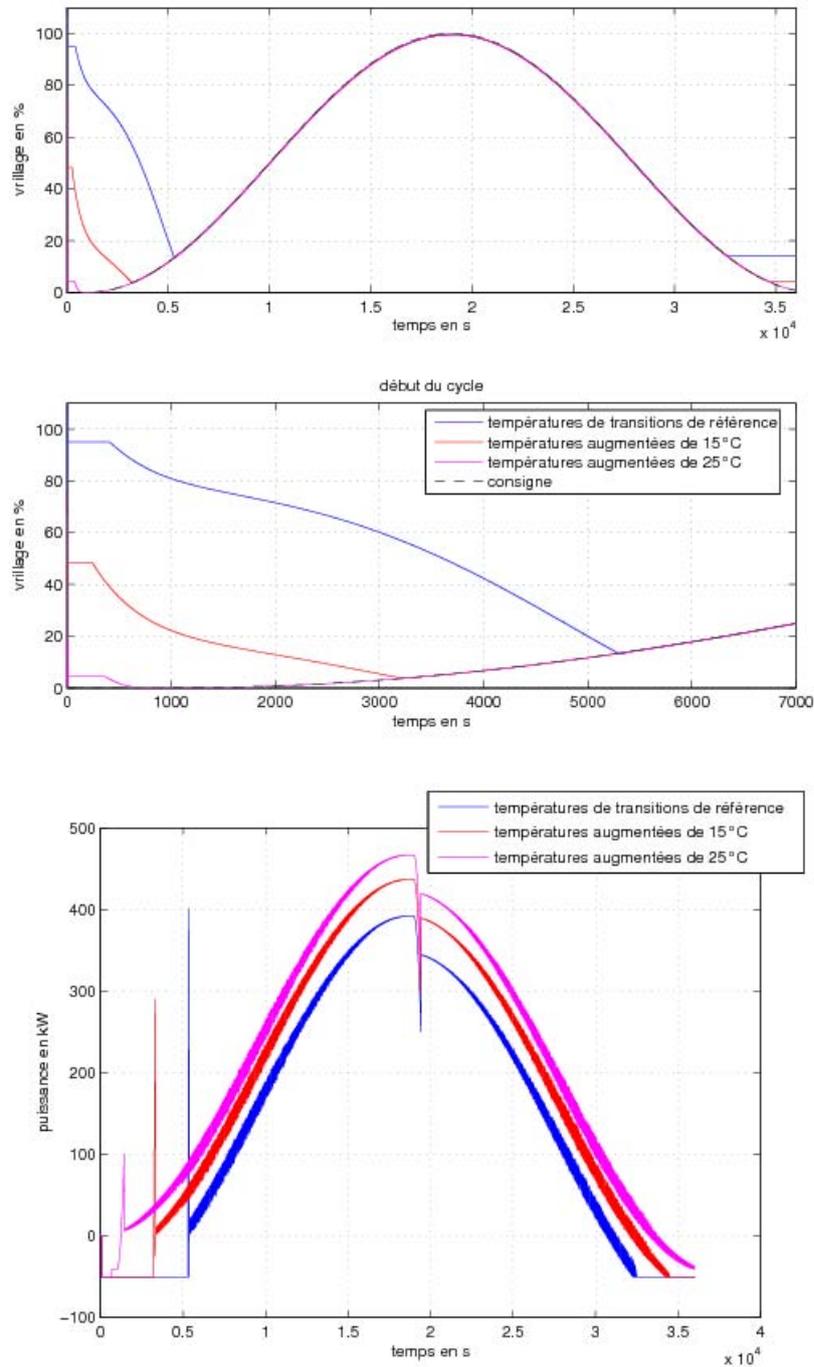


FIG. 4.13 – Influence d'une augmentation des températures de transitions sur le comportement de la voilure, avec une puissance de refroidissement de 50 W

4.2.3.2 Bilan de puissance

Pour la détermination du bilan de puissance affiné, les hypothèses suivantes sont considérées :

- un module de refroidissement d’une puissance de 100 W est intégré à la cellule motrice modélisée ;
- les températures de transition sont supposées de 10°C plus élevées que celles de l’alliage de nitinol qui a été précédemment considéré au cours de l’étude (soit : $A_s = 50^{\circ}\text{C}$, $A_f = 75^{\circ}\text{C}$, $M_s = 60^{\circ}\text{C}$, et $M_f = 35^{\circ}\text{C}$)

La réponse de l’actionneur à la consigne de vrillage de référence (en déplacement, température et puissance) est ainsi reportée sur la FIG. 4.14.

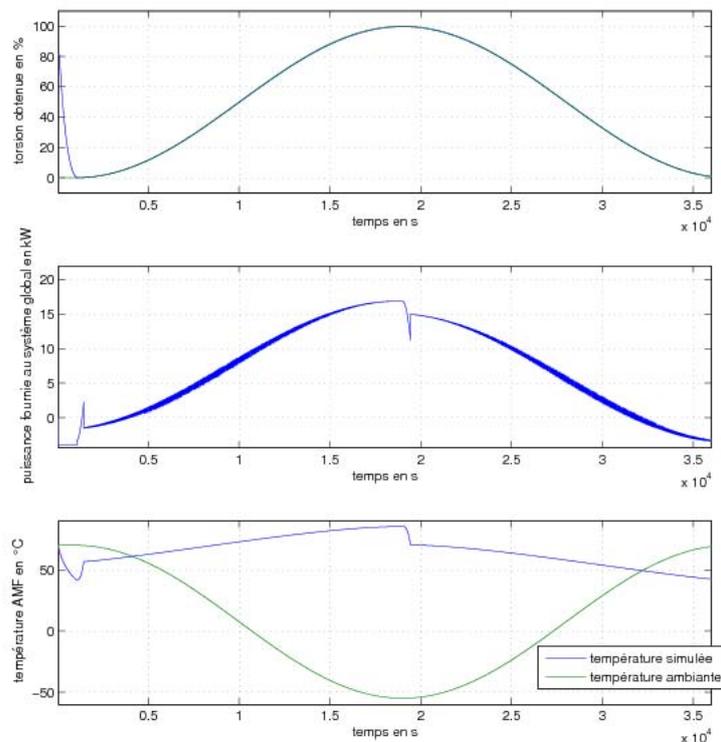


FIG. 4.14 – Réponse de l’actionneur avec une puissance de refroidissement de 100W et des températures de transition décalées de 10°C

Il apparaît que l’actionneur simulé suit de façon satisfaisante la consigne de vrillage, indépendamment de la température ambiante. De plus, d’après les simulations réalisées, la consommation maximum à l’échelle de l’avion s’établit à moins de 20 kW avec les hypothèses qui ont été faites sur les paramètres dimensionnants.

Aussi, avec une structure plus réaliste, et en tenant compte des pertes thermiques en régime permanent, le bilan de l’actionnement dans la configuration la plus défavorable (c’est à dire vrillage maximum requis pour la température ambiante minimale indiquée dans le cahier des charges) serait la suivante :

masse	81kg
puissance maximale	20kW

Par ailleurs, il est envisageable d'améliorer ce bilan énergétique, en ayant par exemple recours à une logique de commande mieux adaptée aux variations de température ambiante. En effet, l'éventualité du choix d'une logique de commande négative (i.e : voilure vrillée lorsque l'actionneur est laissé au repos, puis dévissage pour retrouver la forme recherchée), soulève la question de l'impact d'une telle stratégie sur la consommation énergétique de l'avion (cf. FIG.4.15).

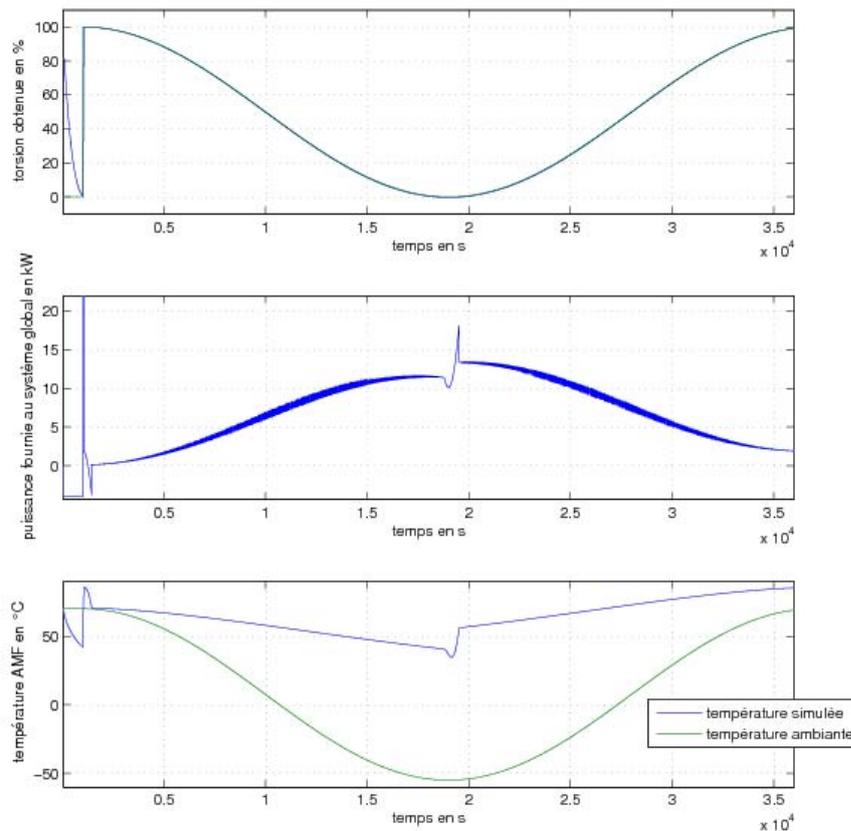


FIG. 4.15 – Réponse de l'actionneur commandé avec une logique négative

Il apparaît que le gain envisageable est cependant relativement modeste dans les phases où la consigne de vrillage n'est pas à nulle (position caractéristique de l'actionneur « inactif »). Cela est dû à la faiblesse de l'amplitude des variations entre les différentes températures de transition de l'alliage devant celle de la température ambiante. L'écart à l'ambiante étant du même ordre de grandeur, le gain énergétique induit est faible. Une logique de commande négative ne peut être efficace que si la phase inactive est suffisamment longue, ce qui n'est pas le cas pour le cycle de fonctionnement de référence retenu pour notre étude.

4.3 Démonstrateur de la fonction de dévrillage

4.3.1 Objectif de l'expérimentation

Le but de cette manipulation est de démontrer expérimentalement la pertinence de l'architecture et de la stratégie d'actionnement proposée. Il s'agit parallèlement de vérifier la validité des modèles développés sur une structure à échelle réduite.

La structure étudiée est une structure rigide en aluminium représentant un caisson à une échelle 1/10e. Ce caisson idéalisé est décrit sur la FIG. 4.16.

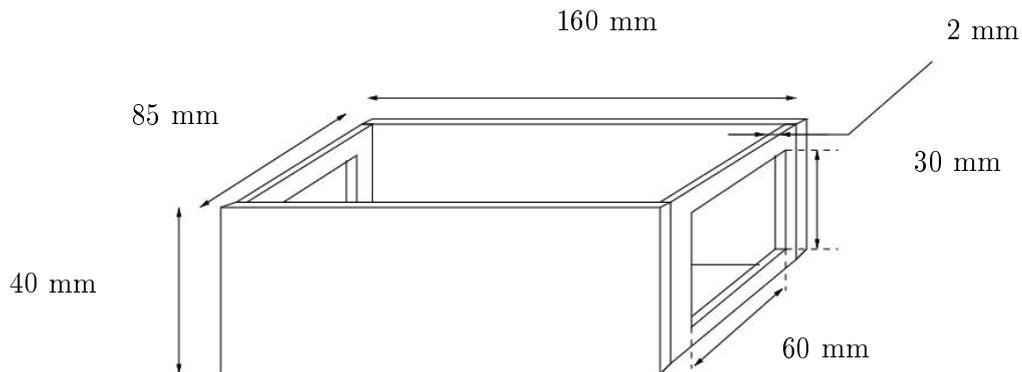


FIG. 4.16 – Vue du caisson à échelle réduite pour l'étude expérimentale

Lors de la réalisation de ce démonstrateur, il a été convenu de modifier légèrement la structure en caisson de la voilure par souci de simplification de réalisation de la maquette. En effet, la mise à l'échelle simple d'un caisson de voilure se traduirait par une finesse excessive des longerons : pour une voilure à l'échelle 1, l'épaisseur de structures en caisson telles que celle qui a été étudié au chapitre 3 est de l'ordre de 4 mm, ce qui se révèle problématique en pratique pour la réalisation du démonstrateur.

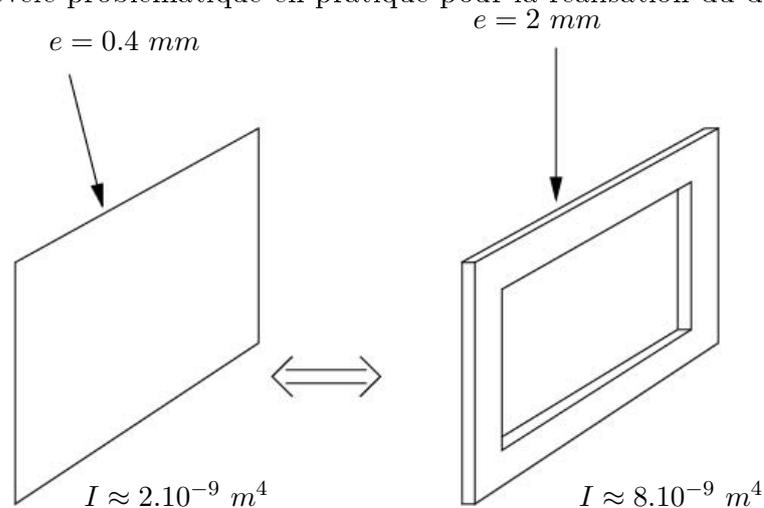


FIG. 4.17 – Inertie des longerons

La solution adoptée repose donc sur une structure constituée de panneaux évidés, mais d'épaisseur relativement importante, de sorte à offrir une rigidité en flexion des longerons du même ordre de grandeur qu'un caisson à l'échelle 1/10e.

4.3.2 Performances attendues sur le démonstrateur réalisé

4.3.2.1 Calcul analytique

Les efforts sont supposés appliqués par des fils AMF disposés comme le montre la FIG. 4.18.

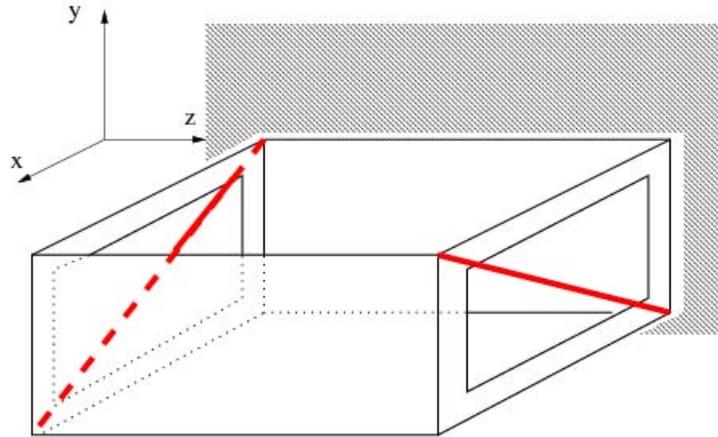


FIG. 4.18 – Disposition des fils AMF

Les fils AMF sont des fils de nitinol de diamètre 1mm, identiques à ceux qui ont déjà été caractérisés au cours des chapitres précédents. Pour l'étude de la déformée du caisson réduit, les fils sont supposés exercer une force de traction maximale de l'ordre de 100N.

Les deux longerons sont supposés découplés en première approche, et le problème est ainsi ramené à l'étude de la flexion d'un longeron soumis à une force de traction donnée. La flèche d'un longeron peut alors être calculée à l'aide de la théorie des poutres. La composante de la force selon l'axe Ox (flexion pure) induit une très faible flèche, et elle est donc négligée ici. Seule la composante selon l'axe Oy est donc prise en compte (cf. FIG.4.19).

L'expression de la flèche du longeron est alors décrite par les relations :

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M}{2EI} \quad (4.4)$$

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{F_y(l-x) + M_1}{2EI} \quad (4.5)$$

La flèche considérée correspond à celle qui est produite sur la longueur évidée du longeron. L'épaisseur du panneau aux extrémités est telle que la déformation est nulle à ce niveau. Par ailleurs, l'encastrement est tel qu'on vérifie :

$$\left(\frac{dy}{dx}\right)_{x=l} = \left(\frac{dy}{dx}\right)_{x=0} = 0 \quad (4.6)$$

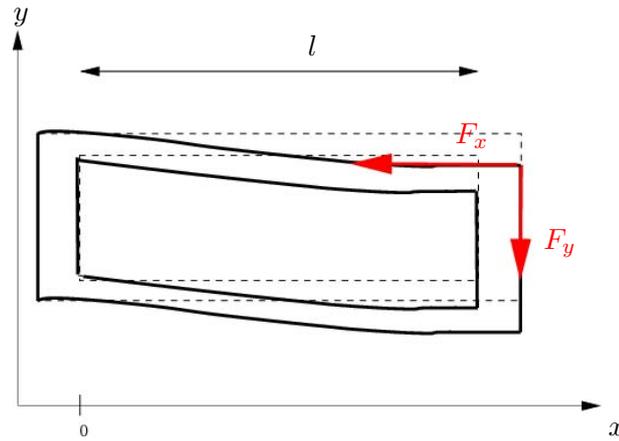


FIG. 4.19 – Flexion du longeron

Il en résulte un moment d'encastrement noté M_1 . Le moment d'inertie I retenu est celui d'une branche de la section évidée considérée séparément.

On déduit des conditions aux limites le déplacement vertical δ (d'un coin à l'autre en bout du caisson) qui s'exprime par :

$$M_1 = -\frac{F_y l}{2} \quad (4.7)$$

$$\delta = \frac{2F_y l^3}{3EI} \quad (4.8)$$

$$\delta = 0.54 \text{ mm} \quad (4.9)$$

4.3.2.2 Simulation par éléments finis (logiciel ANSYS)

Les simulations réalisées sous ANSYS confirment l'ordre de grandeurs des déformations trouvées analytiquement. Un écart existe néanmoins du fait du couplage entre les deux longerons qui a été négligé pour le calcul analytique. Le mouvement de torsion conduit en effet à réduire la rigidité en flexion du caisson, ce qui est à l'origine d'une sous estimation des déplacements. Cependant, l'écart est suffisamment réduit (de l'ordre de 8%) pour considérer que les deux résultats trouvés sont cohérents. Par ailleurs, la simulation ANSYS confirme a posteriori la pertinence des hypothèses faites sur les conditions aux limites du problème.

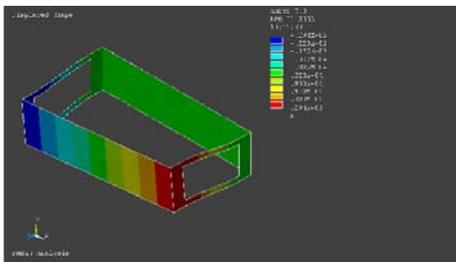


FIG. 4.20 – Caisson réduit actionné sous une force de 100N

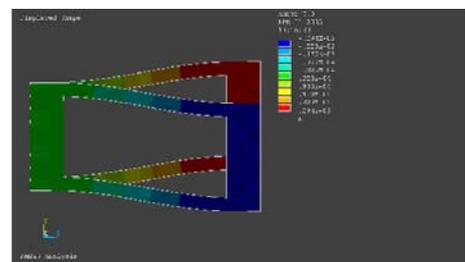


FIG. 4.21 – Vue de profil du caisson encastré-libre

Ainsi, pour une force de tension diagonale de 100N, ce qui est du niveau des efforts produits par un fil de nitinol de diamètre 1 mm tel que celui utilisé en référence pour

notre étude, la déformation verticale qu'il est possible d'atteindre s'élève à environ 0,55 mm (d'une extrémité libre à l'autre du caisson).

4.4 Expérimentation du démonstrateur réalisé

4.4.1 Dispositif expérimental

Une vue du démonstrateur réalisée est présentée sur la FIG. 4.22. L'assemblage est fait par collage et rivetage des panneaux constituant la structure en caisson. Le matériau utilisé est de l'aluminium (mis en œuvre sous forme de toles de 2 mm d'épaisseur pour les longerons).

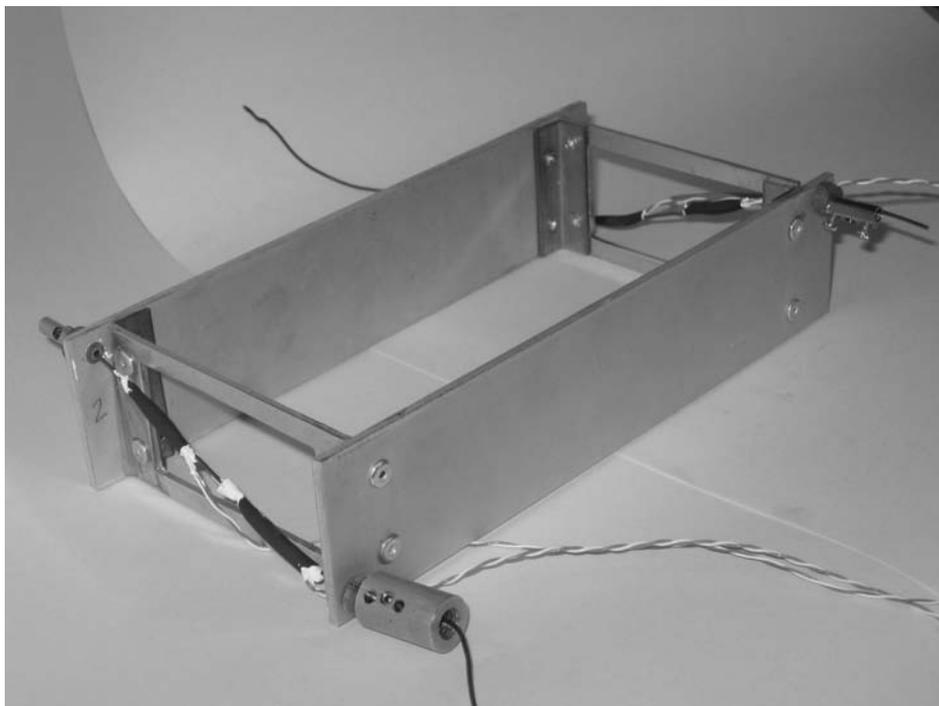


FIG. 4.22 – Vue du démonstrateur réalisé au laboratoire

Les fils de nitinol sont chauffés par effet Joule, et leur température est mesurée au moyen de thermocouples plaqués contre le fil. La longueur de fil tendu dans la diagonale du caisson est d'environ 9 cm.

Afin d'assurer un équilibre correct de la pré-contrainte de chaque fil, il est nécessaire de bien contrôler la déformation initiale des fils de nitinol. Pour cela, après montage sur le caisson, chaque fil est chargé par une masse de 10 kg (correspondant à une précontrainte de 130 MPa, conduisant à une déformée relative du fil de 5%). Le fil est alors bloqué à cette longueur au moyen d'une vis de pression. Sur le premier cycle d'utilisation, le fil n'est donc pas initialement chargé mécaniquement. C'est lors du premier refroidissement que la raideur de la charge élastique va assurer une certaine tension du fil pour le précontraindre avant la prochaine transformation austénitique.

Lors des essais, une des deux nervures du caisson est maintenue dans les mâchoires d'un étau, si bien que le montage peut donc être assimilé à une configuration du type

« encastré - libre ». Les déplacements à l'extrémité du caisson sont mesurés au moyen de deux comparateurs digitaux dont la résolution est de $1 \mu m$.

4.4.2 Résultats obtenus

Les premiers essais réalisés ont révélé que le déplacement vertical maximal accessible au chauffage des fils AMF est de 0.35 mm d'une extrémité libre à l'autre, ce qui correspond à une torsion de l'ordre de 0.12° . La déformation observée est donc inférieure aux 0.55 mm qui étaient attendus pour l'application d'une force de tension diagonale de 100 N, comme simulé et calculé précédemment.

Cette erreur, de 35% environ, ne peut s'expliquer simplement par les jeux introduits lors de l'assemblage du démonstrateur. La déformation initiale des fils est en effet proche de 4 mm sous une contrainte de 130 MPa. La déformée élastique résultante pour le chargement de 100 N est quant à elle de 0.4 mm en supposant un module d'élasticité de 30 GPa à l'austénite. Autrement dit, la course du fil de nitinol est suffisante pour permettre d'atteindre la torsion recherchée.

En revanche, il apparaît que lors du premier cycle de fonctionnement, l'amplitude du vrillage observé est plus élevée qu'au cours des cycles suivants. En fait, la faiblesse de l'amplitude des déplacements observée par la suite résulte de l'insuffisance de la contrainte exercée sur le fil lors du retour en position au refroidissement. Dans la mesure où la raideur de la charge est sensiblement plus élevée que celle du fil, il s'avère que la contrainte exercée par le caisson lors de la transformation martensitique diminue très rapidement et passe en deçà de la contrainte minimum requise pour déformer l'alliage à froid.

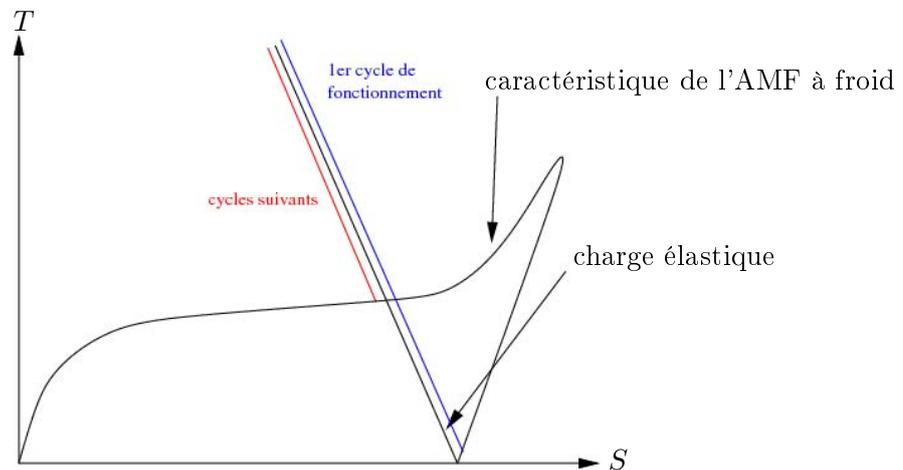


FIG. 4.23 – Caractéristique efforts/déplacements du fil AMF, par rapport à la charge élastique

En l'occurrence, la contrainte minimale requise pour déformer l'alliage à froid est de l'ordre de 25 MPa. Cela revient à dire que dans le cas où le fil de nitinol a exercé une traction de 100 N (correspondant à un déplacement vertical de 0.55 mm sous une contrainte de 130 MPa), la déformée récupérable au refroidissement n'est plus que de 0.4 mm environ.

Enfin, la récupération complète de la déformée du fil de nitinol conduirait à l'application d'efforts très intenses (cf. FIG. 4.23). En conséquence, et dans l'hypothèse où le phénomène de superélasticité n'entrerait pas encore en jeu, les températures de transition peuvent être très fortement décalées. Cela signifie que les déformations ne seraient dans ce cas récupérables que pour des températures beaucoup plus élevées. Ainsi, l'application de contraintes de 200 MPa (très rapidement atteintes au cours de la déformation du caisson) se traduirait déjà par une augmentation de 20 °C des températures de transition.

Par ailleurs, il convient de noter que l'application des efforts diffère légèrement du cas de chargement considéré pour le calcul théorique des déformations, dans la mesure où il n'était pas possible d'appliquer les efforts directement sur les coins du caisson. Le moment appliqué s'en trouve donc légèrement diminué.

4.4.3 Relevés expérimentaux

Les déplacements enregistrés sur chaque longeron sont reportés sur la FIG. 4.24. Ce graphique donne la réponse du caisson sous l'effet d'un courant de 6A circulant dans les deux fils AMF reliés en série.

Les déformées observées ne sont pas tout à fait symétriques. Cet écart est en fait dû au montage de la structure, dans la mesure où les deux longerons ne peuvent pas être assemblés exactement de la même façon. Néanmoins, les ordres de grandeur des déformées sont les mêmes. Qui plus est, la torsion du caisson est caractérisée par la différence de ces deux valeurs.

L'observation des déplacements fait également apparaître une différence dans la dynamique des deux longerons. Cette différence résulte d'un écart entre la température des deux fils de nitinol, comme montré sur la FIG. 4.25.

Il s'agit en fait d'une perturbation induite par la mesure elle même. En effet, la température des fils est mesurée au moyen de thermocouples plaqués à leur surface. Pour ce faire, le fil et le thermocouple sont pris ensemble dans une gaine thermoretractable préalablement remplie d'une pâte thermique. Il en résulte donc inévitablement une modification des échanges thermiques du fil au niveau de la mesure. Le longeron le plus chauffé se déforme donc le premier.

La déformation obtenue en différentiel est reportée sur la FIG. 4.26.

4.4.4 Comparaison calcul-expérience

Le modèle comportemental défini au cours des chapitres précédents ne peut pas être directement employé pour représenter le comportement du démonstrateur de caisson actif. En effet, lors des essais réalisés, le chargement est effectué par une charge morte qui donne aux fils leur déformation initiale. Néanmoins, dans la position au repos, le fil n'est soumis à aucune contrainte, tandis que dans le cas du démonstrateur étudié au chapitre 2, une contrainte est imposée par le biais des ressorts de la charge (c'est d'ailleurs l'hypothèse qui a été retenue pour le bilan de masse et d'énergie à l'échelle de la voilure).

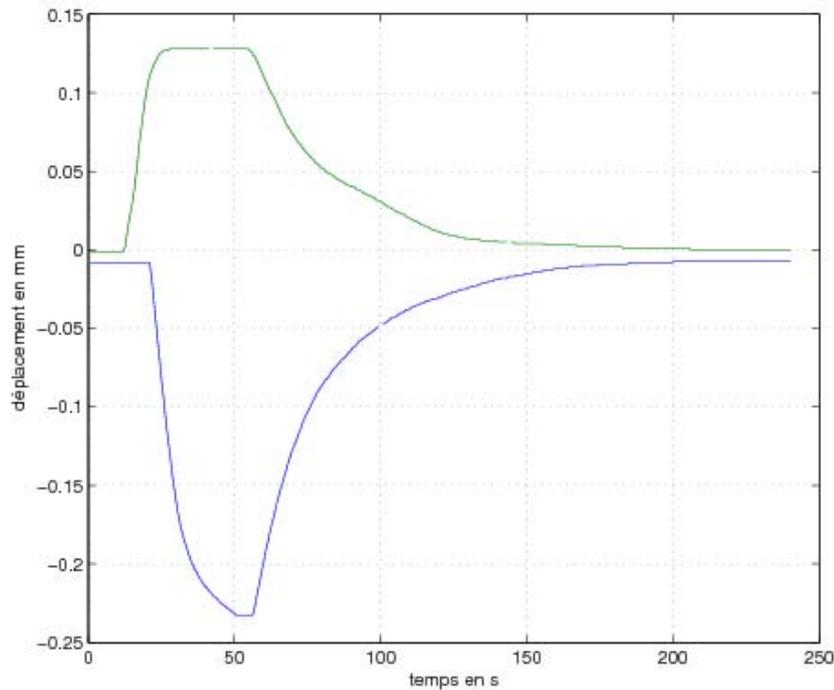


FIG. 4.24 – Déplacements verticaux mesurés sur chaque longeron

Aussi, pour appliquer le modèle de comportement au cas de la configuration expérimentée sur le démonstrateur, il convient de déterminer différemment la contrainte appliquée sur le fil AMF. La déformée relative initiale du fil AMF est de 5%. Par ailleurs, les simulations ANSYS ont révélé que, pour un déplacement vertical de l'ordre de 0.55 mm, la variation de longueur des fils AMF est de l'ordre de 0.13 mm, soit 0.15% en termes de déformation relative. Il est alors possible de déterminer la raideur correspondant à l'effort résistant imposé par la structure déformée et ramené aux fils AMF (soit 9.3 GPa par %). La contrainte subie par les fils AMF peut alors s'exprimer de la manière suivante :

$$T = 93.10^{10}(0.05 - S) \quad (4.10)$$

Les résultats de simulations obtenus sont reportés sur la FIG. 4.27.

Cette série de mesures fait clairement apparaître les limites de validité du modèle de comportement des alliages à mémoire de forme qui a été établi dans ce mémoire. En effet, la course simulée est de l'ordre 0.5%, ce qui correspondrait à un déplacement vertical d'environ 1.8 mm sur la base des simulations ANSYS réalisées. En fait, les contraintes générées dépassent alors de beaucoup les valeurs admissibles (limitées à la centaine de MPa).

En conséquence, le modèle seul, tel que décrit au chapitre 2, n'est plus à même de décrire de façon satisfaisante le comportement des fils AMF, dans la mesure où il n'est plus possible par exemple de négliger le phénomène de superélasticité pour ces niveaux de contraintes, ce qui rend la compréhension du comportement thermomécanique du nitinol beaucoup plus complexe.

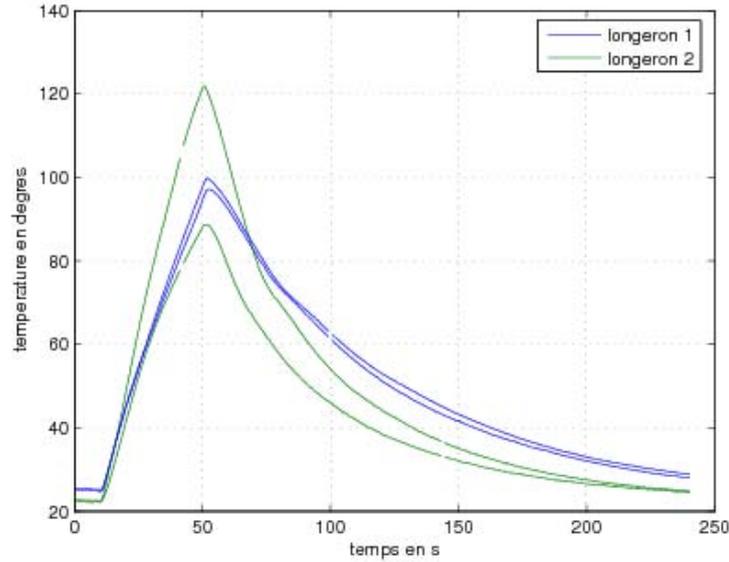


FIG. 4.25 – Températures relevées sur le fil

En effet, la caractéristique température / résistance d'un fil AMF reportée sur la FIG. 4.28 montre qu'il n'est pas possible d'observer le comportement hystérétique normalement attendu pour la résistance de l'alliage. Une telle caractéristique avait déjà été relevée dans le chapitre 2, et elle mettait en évidence le changement de phase du nitinol. Dans ces conditions, la caractéristique relevée ici tend à démontrer que la variation de la proportion de martensite est très réduite (en tout état de cause, inférieure à celle estimée par le modèle). Ainsi, il apparaît clairement que la variation de 15% de la résistivité observée lors du changement de phase n'est pas perceptible sur cet essai, ce qui tend à démontrer que le passage à l'austénite ne se fait pas, contrairement à ce qui aurait pu être attendu. En effet, les seules variations de la résistance relevée correspondent au bruit sur la mesure. En d'autres termes, la transformation martensitique sous contrainte (i.e. la superélasticité) prend un rôle prépondérant.

Cependant, cette incapacité apparente du modèle à décrire de manière convenable le comportement de l'AMF est liée à une utilisation inadéquate des alliages à mémoire de forme dans le cadre de cette application. En effet, par souci de commodité dans le montage, il a été choisi de tendre des fils de nitinol dans la diagonale du caisson. Or, la longueur de fil ainsi mise en œuvre se trouve être nettement supérieure à celle requise pour produire le déplacement obtenu par calcul aux éléments finis. Le fil AMF tend donc à produire des déplacements d'une telle amplitude que les efforts générés sont largement supérieurs aux valeurs admissibles.

Le modèle de comportement établi dans ce mémoire n'est donc valide que dans le cas où les déformées relatives sont comprises entre 0 et 5% sous des contraintes n'excédant pas la centaine de MPa, ce qui correspond à une utilisation rationnelle des alliages considérés.

Néanmoins, il est intéressant de constater que cette expérimentation justifie malgré tout a posteriori la méthode d'étude du contrôle de forme qui a été employé jusqu'ici.

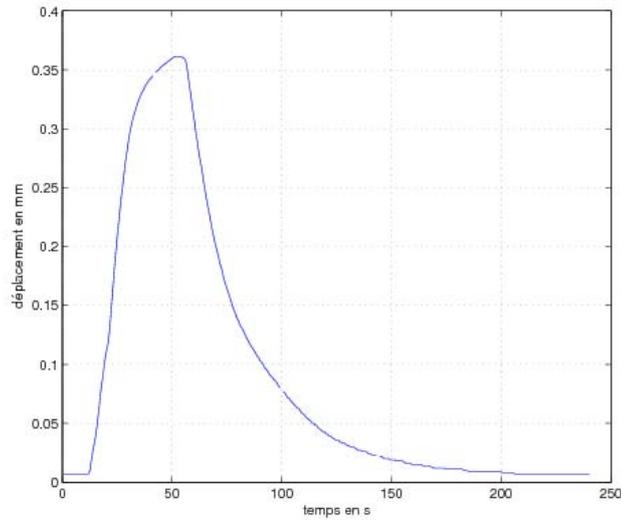


FIG. 4.26 – Déplacement vertical à l'extrémité du caisson en différentiel

En effet, en dépit des limitations qui ont été détaillées ci-dessus, il s'avère que l'erreur commise sur l'estimation des déplacements n'est que de 30% environ. Il est donc possible d'estimer de façon satisfaisante l'ordre de grandeur des déformations obtenus en supposant l'application d'efforts correspondant à une contrainte mécanique de 100MPa au sein de l'alliage.

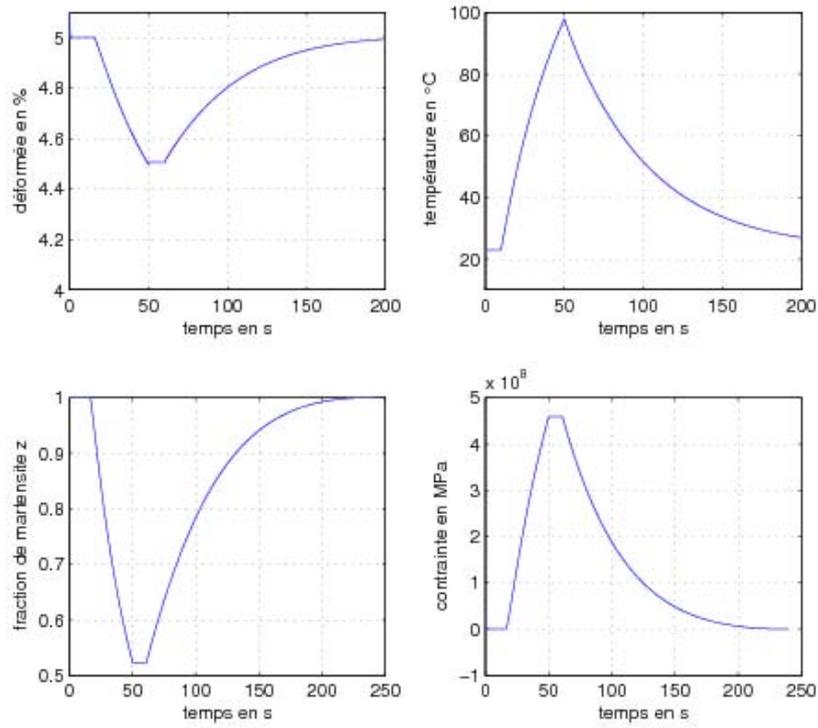


FIG. 4.27 – Simulation du comportement des fils AMF alimentant le caisson réduit

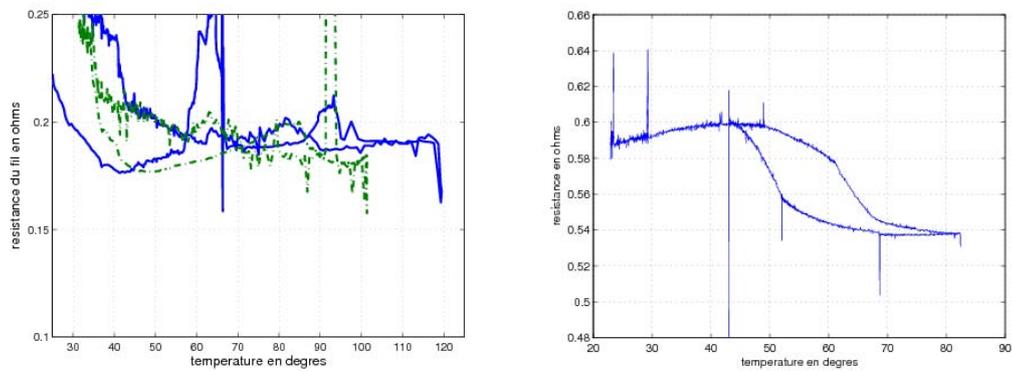


FIG. 4.28 – Résistance d'un fil AMF du caisson, pour deux cycles de fonctionnement, et comparaison à la résistance électrique du démonstrateur du chapitre 2

4.4.5 Extrapolation à l'échelle de la voilure

Afin de conclure quant à la fonction de dévissage recherchée à l'échelle de la voilure, il est intéressant d'extrapoler les résultats expérimentaux obtenus en se ramenant à des dimensions représentatives de la structure considérée en référence. Tout d'abord, la torsion du démonstrateur obtenue est de 0.12° , soit approximativement le vrillage recherché.

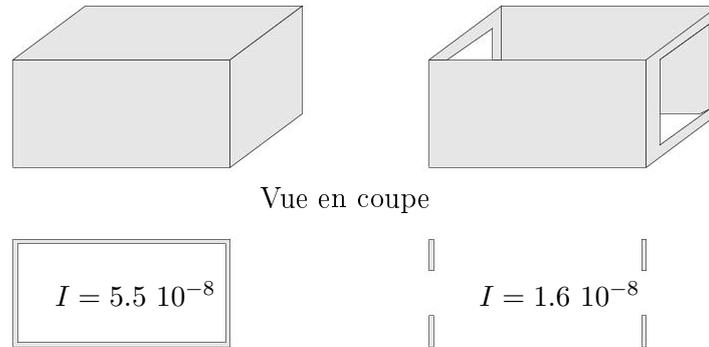


FIG. 4.29 – Inertie comparée de la structure évidée et d'un caisson fermé

La prise en compte du moment d'inertie de la section du caisson évidée fait apparaître un coefficient 3 sur l'extrapolation qui peut être faite sur un caisson fermé. En d'autres termes, cela revient à considérer que la déformée produite sur un caisson à l'échelle par le fil de nitinol est de l'ordre de 0.04° et qu'il convient, à vrillage constant, de multiplier par 3 la masse de nitinol mises en œuvre ².

Masse la masse de nitinol utilisée est d'environ un gramme, ce qui ramené aux dimensions d'un caisson fermé 10 fois plus grand, représente une masse de 3 kg par caisson de voilure. Ainsi, il apparaît que la masse d'AMF requise sur la base des mesures effectuées sur le démonstrateur est raisonnable et cohérente au regard des calculs effectués précédemment.

Puissance par ailleurs, la résistance ohmique des deux fils de nitinol étant de l'ordre de 0.2Ω , et le courant de chauffage de 6A, la puissance consommée lors du vrillage de la structure réduite est de 7W, soit 21kW une fois rapporté à l'échelle d'un caisson de dimensions réalistes. Bien qu'excessif en première approche, ce bilan de puissance se doit d'être relativisé, dans la mesure où, comme cela a déjà été précisé, l'utilisation du nitinol au sein de cette structure n'a pas pu se faire de façon pleinement satisfaisante.

En effet, la masse de nitinol minimale nécessaire pour appliquer la déformation voulue est en fait sensiblement inférieure à celle qui est ici employée. Ainsi, pour produire un déplacement de 0.1mm (comme dans le cas présent) sous des contraintes de

²Remarquant toutefois que cette analogie ne tient pas compte des raidisseurs intégrés à la structure d'aile décrite par l'avionneur. Qui plus est, les dimensions retenues sont celles du caisson le plus extrême de la voilure, et elle sont donc inférieures à celles des autres caissons. Aussi ce bilan est-il donné à titre indicatif, la structure réelle étant en fait plus rigide que celle qui a pu être expérimentée

l'ordre de 150MPa, une longueur de fil de 2.5mm serait suffisante (contre 90 mm dans le démonstrateur actuel!). La puissance requise s'avèrerait alors sensiblement inférieure.

Enfin, la dynamique de l'actionneur est très rapide en comparaison des besoins de l'application, et la température en régime permanent est sensiblement plus élevée que les températures de transition requises. Moyennant une isolation thermique suffisante, il est donc possible de réduire le courant et donc la puissance de chauffage. Ainsi, l'étude du démonstrateur présenté au chapitre 2 révèle qu'un courant de 3A s'avère suffisant pour échauffer le fil calorifugé dans les configurations environnementales de la pièce de manipulation. Dans ce cas, la puissance de chauffage par caisson n'est plus de 20, mais de 5 kW (un rapport 2 sur les courants se traduisant par un rapport 4 sur les puissances pour un fil AMF donné).

En conclusion, l'étude du comportement d'un caisson à échelle réduite tend à démontrer la pertinence du concept d'actionnement préconisé pour le contrôle en dévissage d'une structure de voilure aéronautique. En effet, les masses et puissances requises semblent parfaitement cohérentes avec les contraintes de mise en œuvre de l'application ciblée. En outre, il apparaît que les niveaux de déplacements obtenus corroborent les résultats de simulation ou de calculs analytiques en supposant que les niveaux de contrainte appliqués par le nitinol restent de l'ordre d'une centaine de MPa

Conclusion

Sur la base des modèles établis pour décrire le comportement thermodynamique du nitinol (chapitre 2) et des résultats de l'étude mécanique de la structure à déformer (chapitre 3), le présent chapitre a permis de préciser le comportement fonctionnel global du système de dévissage électroactif. La validité du concept d'actionnement électroactif préconisé a ainsi pu être vérifiée théoriquement et expérimentalement. Il a été possible de définir un bilan global de l'actionnement envisagé intégrant tous les aspects du comportement thermomécanique spécifique des alliages à mémoire de forme, ainsi que les modalités pratiques liées à sa mise en œuvre au sein d'une structure de grande dimension.

Dans un premier temps, les résultats de l'étude mécanique précédemment menée ont permis de déterminer les efforts et déplacements requis par le contrôle de vrillage et de donner un premier bilan massique et énergétique à l'échelle de la structure complète. A la lumière de la modélisation plus fine de l'effet de mémoire de forme développée dans ce mémoire, il a été possible d'affiner le bilan à l'échelle de la voilure aéronautique étudiée. Il apparaît que les bilans de masse et d'énergie (ou de puissance) requises sont concluants quant à la faisabilité du concept de contrôle de vrillage de la voilure par application d'efforts de tension diagonale sur la structure (en extrapolant les résultats de à l'échelle de la voilure, on parvient à une masse de nitinol de 3 kg par caisson, avec une puissance de chauffage de l'ordre de 5 kW par caisson, valeurs cohérentes avec les bilans massiques et énergétiques du chapitre 3).

De plus, cette analyse « système » de la fonction globale permet d'appréhender

plus précisément les contraintes inhérentes au dimensionnement d'une structure semi-optimisée. En effet, une modélisation affinée prend en compte l'impact de différentes caractéristiques telles que les températures de transition, les dimensions où encore les surfaces d'échange thermique d'un actionneur finalisé.

Soulignons à ce stade qu'une prise en compte plus poussée des contraintes technologiques de mise en œuvre, d'une part, et des stratégies d'exploitation du système en conditions de vol, d'autre part, demeure nécessaire en vue de la définition d'une solution véritablement avionable.

Dans un second temps, l'étude de la fonction intégrée d'actionnement à mémoire de forme s'est concentrée sur la validation expérimentale du concept préconisé. A l'échelle d'un caisson de voilure réduit, en fait une structure métallique rigide représentative des caissons de voilure étudiés, il a été possible de vérifier, d'une part, le potentiel du nitinol pour le contrôle de forme de caissons rigides, et d'autre part, la validité des simulations par calcul aux éléments finis réalisées. En supposant que les AMF développent des efforts de l'ordre de 100 MPa, il est alors possible de retrouver par simulation des valeurs cohérentes de déplacements induits par le changement de phase de l'alliage vis à vis des résultats théoriques précédemment obtenus (en l'occurrence, pour un déplacement vertical estimé de 0.55 mm, le déplacement pratique obtenu est de 0.4 mm soit un écart de 30 %, tout à fait acceptable à ce stade, qui plus est en tenant compte des réserves sur la validité des résultats).

Conclusion générale

Le présent mémoire a été consacré à la définition, la modélisation et la mise en œuvre d'un système d'actionneurs répartis destiné au contrôle actif du vrillage d'une voilure aéronautique. La déformation s'opérant en régime quasi-statique, le système préconisé est fondé sur l'utilisation des alliages à mémoire de forme.

Au cours du premier chapitre, un tour d'horizon des possibilités offertes dans le domaine des matériaux électroactifs appliqués au contrôle de forme de surfaces portantes aéronautiques a été proposé.

Deux catégories d'applications doivent être distinguées, selon que l'on cherche à opérer un contrôle en régime quasi-statique ou dynamique. Ce dernier champ d'investigation concerne de manière générale le contrôle actif des écoulements et s'exprime selon différents types d'approches visant tour à tour à contrôler bruits et vibrations de structure, retarder le décollement de la couche limite... Soulignons que dans ce domaine, une étude concernant la réduction de la traînée de frottement par activation électromécanique de la couche limite est parallèlement en cours au sein du groupe de recherche en électrodynamique - EM3, en collaboration avec l'Institut de Mécanique des Fluides de Toulouse (groupe EMT2). S'agissant du contrôle de forme en régime quasi-statique, les réalisations décrites dans la littérature concernent essentiellement la mise au point de structures portantes à forme variable soit à l'échelle locale (contrôle de bord de fuite...) soit à une échelle plus globale (adaptation de la cambrure du profil, contrôle du vrillage...).

Du point de vue des procédés d'actionnement électroactif, cette dichotomie entre contrôle quasi-statique et dynamique fait apparaître à ce jour deux familles de matériaux particulièrement bien adaptées aux deux types de fonctionnalités requises. D'une part, les alliages à mémoire de forme (AMF) constituent une solution appropriée à la déformation en régime « quasi-statique » de grandes structures, en ce sens que ces composés sont capables de contraintes motrices élevées (de l'ordre de 100 MPa) sous des déformations relatives parmi les plus conséquentes (5% environ). En matière de contrôle dynamique, c'est la filière des composés piézoélectriques qui s'impose, mise en œuvre selon différents types de technologies dont les degrés de maturité sont plus ou moins avancés (des céramiques PZT massives ou multicouches aux composites électroactifs du futur).

Face à l'émergence conjointe de ces nouveaux besoins et de ces nouvelles technologies, le domaine de l'aéronautique joue un rôle particulièrement moteur qui s'exprime au travers de plusieurs projets nationaux développés par l'ONERA ou encore soutenus

dans le cadre de programmes d'étude amonts de la DGA. A l'échelle internationale, cet engouement est encore plus marqué, si l'on se réfère notamment à l'effort de recherche déployé en Europe (programmes AEROMEMS ou AWIATOR - AIRBUS) et surtout aux Etats-Unis dans le cadre d'actions d'envergure lancées par le DARPA, la NASA ou Boeing telles que le programme militaire Active Aeroelastic Wing (AAW).

Le deuxième chapitre a été consacré à l'étude théorique et expérimentale des alliages à mémoire de forme utilisés en tant qu'actionneurs.

Cette étude, fondée sur analyse électro-thermo-élastique du couplage électromécanique réalisé dans le matériau, a permis de dégager les principales propriétés de l'effet de mémoire de forme. A ce stade, le matériau qui semble le plus adapté aux fonctionnalités ciblées correspond à un alliage métallique de type Ni-Ti (nitinol), le composé le plus répandu dans les applications décrites dans la littérature.

Par ailleurs, l'analyse conduite a plus particulièrement visé à décrire les conséquences macroscopiques des changements de phase qui s'opèrent à l'échelle micro- ou mésoscopique. Cette analyse a mis l'accent sur les difficultés inhérentes à la représentation d'un phénomène physique complexe en ce sens que ses origines et ses effets reposent sur une approche multi-échelle. Néanmoins, en dépit de cette complexité, il est indispensable, pour la définition et l'optimisation ultérieure d'un système d'actionnement répondant à un cahier des charges donné, de disposer d'un modèle prédictif décrivant finement la physique du couplage tout en restant suffisamment simple pour être utilisé dans un processus de conception. A cette fin, un modèle thermomécanique des alliages a été élaboré. Ce modèle, à caractère phénoménologique, est fondé sur la description de l'état énergétique local du milieu au moyen d'une fonction d'état appropriée, associée à une loi comportementale exprimant la proportion des deux phases mises en jeu (austénite et martensite) en fonction des paramètres thermomécaniques macroscopiques (température, contrainte).

Ce modèle a fait l'objet d'une validation expérimentale sur la base d'un banc de test instrumenté permettant de soumettre le fil de nitinol à différents types de sollicitations mécaniques en contrôlant la température. Cette étude montre que, à partir de la donnée d'un nombre raisonnable de variables caractéristiques (courant, température ambiante à la paroi de l'actionneur, raideur de la charge), il est possible de pré-déterminer avec une bonne précision la réponse quasi-statique et dynamique de l'actionneur. Ainsi, le comportement hystérétique (dans le plan déformation/température) est représenté de manière tout à fait satisfaisante, les écarts observés entre calcul et expérience restant de l'ordre de 10% (l'estimation du travail mécanique étant dans le pire des cas envisagés assujettie à une erreur de 20%).

Si le modèle développé répond aux objectifs fixés dans le cadre de la présente étude en termes de degré de finesse et de facilité de mise en œuvre, il constitue également une base de réflexion tout à fait appropriée pour préciser encore la représentation macroscopique du comportement des actionneurs AMF. En particulier, il serait judicieux d'inclure à terme dans le modèle une loi de vieillissement ou encore d'élargir son domaine de validité en prenant notamment en compte le phénomène de superélasticité qui devient prépondérant sous contraintes intenses (> 400 MPa).

Plus particulièrement orienté vers l'application ciblée, le chapitre 3 a consisté en une étude mécanique de la structure de voilure dont il s'agit de contrôler le vrillage afin de dégager une architecture d'actionnement appropriée.

La voilure considérée à titre de référence, dont les données ont été fournies par la société AIRBUS, correspond à celle de l'A380. La simulation par éléments finis d'une demi-voilure sollicitée sous un chargement mécanique représentatif des possibilités d'actionnement liées à la technologie des AMF a permis de confronter différents principes de déformation basés sur plusieurs agencements des cellules motrices intégrées dans la structure. Si les architectures fondées sur l'utilisation d'un arbre de torsion semblent pertinentes en ce qui concerne l'énergie élastique mise en jeu, il apparaît qu'une solution exploitant la tension diagonale des longerons, appliquée dans des sens opposés entre bord d'attaque et bord de fuite, est préférable compte tenu des masses mises en jeu.

Sur la base de cette étude, la définition du système d'actionnement a pu être précisée en vue de déterminer le calibre des vérins (force / déplacement) à implanter dans la structure. L'étude démontre pleinement l'intérêt d'un système électroactif à base d'actionneurs AMF pour réaliser le contrôle de vrillage souhaité : en première approche, une quantité de 50 à 100 kg d'AMF suffirait à dévriller de 1° en bout d'aile une voilure de 80 m d'envergure. Soulignons que, bien que satisfaisante au stade d'une étude de faisabilité, l'architecture d'actionnement préconisée ne correspond pas nécessairement à la solution applicable à terme pour un dispositif avionable. En effet, le choix retenu se justifie essentiellement par le fait qu'il se greffe sans modification majeure sur une structure de voilure considérée comme donnée. Dans le cas où l'on consentirait à certaines adaptations ou modifications de la structure en caissons, d'autres procédés de déformation, résultant d'une optimisation plus globale, pourraient se révéler plus pertinents.

Procédant à une synthèse des connaissances acquises en matière de modélisation des cellules motrices AMF (chapitre 2) et des réflexions menées au niveau de la définition du concept de déformation électroactive (chapitre 3), le quatrième et dernier chapitre s'est attaché à établir un bilan de la fonction de contrôle du vrillage à l'échelle du système complet. Afin de préciser les modalités de mise en œuvre pratique du système d'actionnement réparti, cette analyse a été complétée par l'étude expérimentale d'un démonstrateur à échelle réduite du système d'actionneur préconisé.

Les conclusions de l'étude fonctionnelle, menée par simulation numérique en combinant le modèle thermomécanique de la cellule motrice AMF avec celui de la voilure de référence, démontrent que les bilans massique et énergétique affinés induits par la fonction de vrillage électroactif demeurent tout à fait acceptables au stade de l'étude de faisabilité : la masse d'AMF requise est tout à fait cohérente avec les estimations précédemment obtenues, tandis que le coût énergétique du système, déterminé sur la base de cycles de fonctionnement représentatifs des conditions environnementales caractérisant un vol, se chiffre en une puissance de commande électrique inférieure à 20 kW pour atteindre et maintenir la consigne de vrillage.

Sur la base de ces résultats concluants, une démarche de validation expérimentale sur démonstrateur a été initiée. Cette expérimentation a concerné une structure métallique rigide de dimensions centimétriques, représentative du comportement élastique à échelle réduite des caissons de voilure constituant la structure de référence. A l'aide de ce premier dispositif, il a été possible de vérifier, d'une part, la pertinence des choix effectués quant à l'architecture du système et à la nature des matériaux préconisés, et d'autre part, à la validité des modèles et des résultats de simulations par calcul aux éléments finis obtenus. Ainsi, la confrontation des résultats expérimentaux avec les performances prévues par les études théoriques démontre la validité des hypothèses formulées et la fiabilité des modélisations développées. Bien que les conditions expérimentales s'écartent sensiblement du domaine de validité initialement établi pour les modélisations thermomécaniques (mise en jeu de contraintes excessives pour lesquelles l'effet de superélasticité ne peut être totalement occulté), les erreurs observées demeurent acceptables au stade d'une étude de faisabilité.

En conclusion, l'étude développée confirme au plan fonctionnel la possibilité d'un contrôle électroactif quasi-statique du vrillage au moyen d'un système d'actionneurs AMF répartis au sein de la voilure. Certes, pour être pleinement concluante, cette étude doit maintenant appréhender d'une manière plus poussée les contraintes technologiques d'avionabilité d'un tel système. En outre, si le procédé étudié concerne un contrôle en régime quasi-statique, les sollicitations dynamiques induites par la charge aérodynamique doivent également être explicitement prises en compte en vue d'un dimensionnement abouti. Enfin, au delà de la fonction de dévrillage, les résultats obtenus constituent une puissante motivation pour aborder de nouvelles problématiques associées au contrôle électroactif réparti des structures aéronautiques, renforçant s'il en était besoin les enjeux de l'avion « plus électrique ».

Bibliographie

- [Bri93] L.-C. Brinson, « One-dimensional constitutive behavior of shape memory alloys : thermo-mechanical derivation with non-constant material functions and redefined martensite internal variable », *Journal of intelligent material systems and structures*, vol. 9, pp. 229–242, 1993.
- [Bue63] W.-J. Buehler, J.-V. Gilfrich et R.-C. Wiley, « Effect of low-temperature phase changes on the mechanical properties of alloys near composition t_{90} », *Journal of applied physics*, vol. 34, n° 5, pp. 1475–1477, 1963.
- [Cha01] R. Chandra, « Active shape control of composite blades using shape memory actuation », *Smart Materials and Structures*, vol. 10, pp. 1018–1024, 2001.
- [Cho01] I. Chopra et A. Bernhard, « Analyse of a bending torsion coupled actuator for a smart rotor with active blade tips », *Smart Materials and Structures*, vol. 10, pp. 35–52, 2001.
- [Chr03] A. Chrysochoos, C. Licht et R. Peyroux, « Une modélisation thermomécanique unidimensionnelle de la propagation d'un front de changement de phase dans un monocristal d'amf », *C.R. Mécanique*, vol. 331, pp. 25–32, 2003.
- [Cla99] F. Claeysen, *Adaptronics and smart structures, chap.6.3 : magnetostrictive actuators*, Hartmut Janocha editor, Springer-Verlag, 1999.
- [Cla01] F. Claeysen, R. L. Letty, N. Lhermet, F. Barillot, H. Fabbro et T. Maillard, « Actionneurs piezoélectriques pour du positionnement précis et rapide », dans *2e colloque sur les matériaux électroactif et leurs applications en génie électrique (MAGELEC)*, pp. 157–162, Toulouse, 2001.
- [Cle99] B. Clephas, *Adaptronics and smart structures*, Hartmut Janocha editor, Springer-Verlag, chap. 6.2 : piezoelectric actuator, 1999.
- [Cre04] N. Creton, *Etude du comportement magnéto-mécanique des alliages à mémoire de forme de type Heusler Ni-Mn-Ga*, Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté, 2004.
- [Der01] R. Derham, D. Weems, B. Mathew et R. Bussom, « The design evolution of an active materials rotor », dans *proceedings of the AHS 57th annual forum*, 2001.
- [Giu00] V. Giurgiutiu, « Recent advances in smart material rotor control actuation », dans *proceedings of the 41th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC structures, structural dynamics and material conference, and adaptive structures forum*, AIAA 2000-1709, 2000.

- [Gou01] Y. Gourinat, *Introduction à la dynamique des structures*, Cépaduès éditions, 2001.
- [Gué96] G. Guénin, « Alliages à mémoire de forme », *Techniques de l'ingénieur*, , n° M530, 1996.
- [Har01] J.-R. Harrison et Z. Ounaies, « Piezoelectric polymers », Nasa-icase report, 2001.
- [Hes99] J. Hesselbach, *Adaptronics and smart structures, chap.6.4 : shape memory actuators*, Hartmut Janocha editor, Springer-Verlag, 1999.
- [Hua98] W. Huang, *Shape memory alloys and their application to actuators for deployable structures*, Thèse de doctorat, Université de Cambridge, 1998.
- [Ike90] T. Ikeda, *Fundamentals of piezoelectricity*, Oxford Science Publications, 1990.
- [Jag01] P. Jagourel, J.-C. Luc et J. Zeglars, « Une application spatiale : les miroirs déformables de type bimorphe », dans *2e colloque sur les matériaux électroactif et leurs applications en génie électrique (MAGELEC)*, pp. 151–155, Toulouse, 2001.
- [Jar99] A.-P. Jardine, J. B. Cho et J. Flanagan, « Improved design and performances of the sma torque tube for the darpa smart wing program », dans *proceedings Smart structures and materials 1999 : Industrial and commercial applications of smart structures technologies*, vol. 3674, pp. 260–269, SPIE, 1999.
- [Kon02] P. Konieczny, V. Monturet, B. Nogarède et A. Bottaro, « Active control of near-wall coherent structures », dans *FEDSM 2002*, 2002.
- [Kud02] J.-N. Kudva, B. Sanders, J. Pinkerton-Florance et E. Garcia, « The darpa/afri/nasa smart wing program - final overview », dans *proceedings Smart structures and materials 2002 : Industrial and commercial applications of smart structures technologies*, vol. 4698, pp. 37–43, SPIE, 2002.
- [LC02] E. Lopez-Cuellar, *Fatigue par cyclage thermique sous contrainte de fils à mémoire de forme TiNiCu après différents traitements thermomécaniques*, Thèse de doctorat, INSA Lyon, 2002.
- [Mon01] H. Monner, « Realization of an optimized wing camber by using formvariable flap structures », *Aerospace sciences and technologies*, vol. 5, pp. 445–455, 2001.
- [Mon02] V. Monturet, *Conception optimale des actionneurs piézoélectriques à l'aide d'une méthodologie de type « problème inverse »- Application au cas des actionneurs répartis*, Thèse de doctorat, INP Toulouse, 2002.
- [Mun02] D. Munday et J. Jacob, « Active control of separation on a wing with oscilating camber », *AIAA journal of aircraft*, vol. 39, n° 1, 2002.
- [Mus01] A. Musolff, « Adaptive airfoil with shape memory alloys (article en allemand) », *Konstruktion, Fachteil Werkstoffe*, vol. 53, 2001.
- [Nog96] B. Nogarède, « Moteurs piézoélectriques », *Techniques de l'ingénieur*, , n° D3765, 1996.

- [Nog01] B. Nogarède, « Machines tournantes, principe et constitution », *Techniques de l'ingénieur*, n° D3411, 2001.
- [Nog05] B. Nogarède, *Electrodynamique appliquée : fondements et principes physiques de l'électrotechnique*, Dunod, à paraître en juin 2005.
- [Oh01] J.-T. Oh, H.-C. Park et W. Hwang, « Active shape control of a double plate structure using piezoceramics and sma wires », *Smart Materials and Structures*, vol. 10, pp. 1100–1106, 2001.
- [Pet02] J. L. Petiniot, H. M. des Rochettes et P. Leconte, « Experimental assesment and further development of amplified piezo actuators for active flap devices », dans *proceedings ACTUATOR'02*, B. 3.4, pp. 296–299, Brême, 2002.
- [Pin97] J. Pinkerton et R. Moses, « A feasibility study to control airfoil shape using thunder », technical memorandum 4767, NASA, 1997.
- [Red02] O. Rediniotis, D. Lagoudas et M. Raghavendran, « Active skin for turbulent drag reduction », dans *proceedings Smart structures and materials 2002 : smart electronics, MEMs and nanotechnology*, vol. 4700, pp. 122–134, SPIE, 2002.
- [Sal00] J. Salenson, *Motorisations piézoélectriques à fonctionnement quasi-résonant ou quasi-statique : analyse des contraintes d'alimentation et expérimentation de structures innovantes*, Thèse de doctorat, INP Toulouse, 2000.
- [Sas93] T. Sashida et T. Kenzo, *An introduction to ultrasonic motors*, Clarendon press, Oxford, 1993.
- [Sch99] L.-B. Scherer, C.-A. Martin et M. West, « Darpa/afri/nasa smart wing second wind tunnel test results », dans *proceedings Smart structures and materials 1999 : Industrial and commercial applications of smart structures technologies*, vol. 3674, SPIE, 1999.
- [Son00] G. Song, B. Kelly et B. Agrawal, « Active position control of a sma wire actuated composite beam », *Smart Materials and Structures*, vol. 9, pp. 711–716, 2000.
- [Sta01] E. Stanewsky, « Adaptive wing and flow control technology », *Progress in aerospace sciences*, vol. 37, pp. 583–667, 2001.
- [Str02] J. Strelec et D. Lagoudas, « Fabrication and testing of a shape memory alloy actuated reconfigurable wing », dans *proceedings Smart structures and materials 2002 : smart structures and integrated systems*, vol. 4701, pp. 267–280, SPIE, 2002.
- [Tel02] I. Tellinen, « Basic properties of magnetic shape memory actuators », dans *proceedings ACTUATOR'02*, Brême, 2002.
- [Vol99] O. Volkov, V. Brailovski et F. Trochu, « Coupled thermomechanical model for shape memory alloys », dans *proceedings 38e conférence annuelle des métallurgistes*, pp. 163–176, Québec, 1999.
- [Wag04] M. Wagner, J.-K. Yu, G. Kausträter et G. Eggeler, « Functional fatigue of niti shape memory coil spring actuators », dans *proceedings ACTUATOR'04*, P. 62, pp. 629–632, Brême, 2004.

- [Wil02] W. Wilkie, J.High et J.Bockman, « Reliability testing of nasa piezocomposite actuators », dans *proceedings ACTUATOR'02*, B.2.5, Brême, 2002.

Annexes

Annexe A : Données techniques du fil de nitinol utilisé

Les données suivantes sont fournies par la société NDC chez qui a été commandé le fil nitinol utilisé au cours de cette étude.

Material Data Sheet

Nitinol SM495 Wire*

PHYSICAL PROPERTIES

Melting Point:	2390°F	1310°C
Density:	0.234 lb/in ³	6.5 g/cm ³
Electrical Resistivity:	30 μohm-in	76 μohm-cm
Modulus of Elasticity:	4-6 x 10 ⁶ psi	28-41 x 10 ³ MPa
Coefficient of Thermal Expansion:	3.7 x 10 ⁻⁶ /°F	6.6 x 10 ⁻⁶ /°C

MECHANICAL PROPERTIES

Ultimate Tensile Strength (min. UTS):	160 x 10 ³ psi	1100 MPa
Total Elongation (min):	10%	10%

SHAPE MEMORY PROPERTIES

Loading Plateau Stress @ 3% strain (min):	15 x 10 ³ psi	100 MPa
Shape Memory Strain (max):	8.0%	8.0%
Transformation Temperature (A _s):	140° F	60° C

COMPOSITION (Meets ASTM F2063 requirements)

Nickel (nominal):	54.5 wt.%
Titanium:	Balance
Oxygen (max):	0.05 wt.%
Carbon (max):	0.02 wt.%

COMMENTS

These values should only be used as guidelines for developing material specifications. Properties of Nitinol Alloys are strongly dependent on processing history and ambient temperature. The mechanical and shape memory properties shown here are typical for standard shape memory straight wire at room temperature tested in uniaxial tension. Bending properties differ, and depend on specific geometries and applications. Modulus is dependent on temperature and strain. Certain shapes or product configurations may require custom specifications. Materials are also available in the cold-worked or annealed conditions.

**All values are typical, at room temperature. SM495 is a binary alloy suitable for shape memory applications with transformation temperatures greater than 60°C.*



Nitinol Devices & Components • 47533 Westinghouse Drive • Fremont, California 94539
(510) 623-6996 • Fax: (510) 623-6995 • sales@nitinol.com • www.nitinol.com

SDS-SM495, Rev. B

Annexe B : Données techniques sur le module à effet Peltier

Le refroidissement de l'enceinte du vérin AMF est basée sur un module thermoélectrique à effet Peltier. Le module utilisé est celui décrit sur le document suivant, obtenu sur le site internet de la société MELCOR.

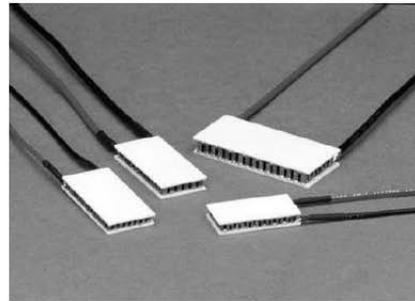


Thermoelectric
Cooler

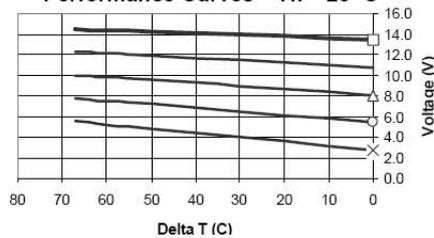
CP1.0-127-05

Performance Specifications

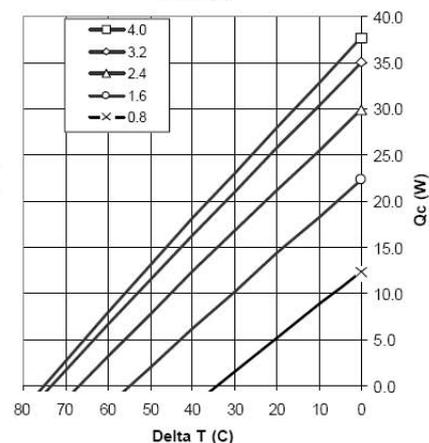
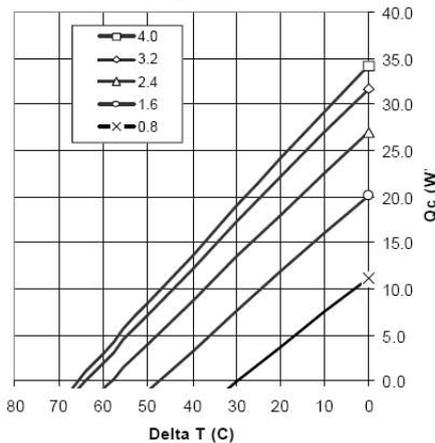
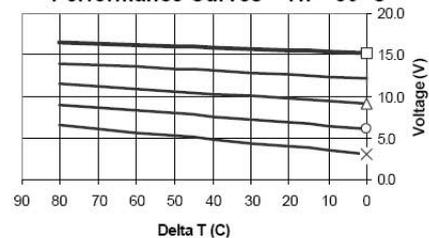
Hot Side Temperature (°C)	25° C	50° C
Qmax (Watts)	33.4	37.6
Delta Tmax (°C)	67	77
I _{max} (Amps)	3.9	3.9
V _{max} (Volts)	15.4	16.4
Module Resistance (ohms)	3.36	3.78



Performance Curves – Th = 25° C



Performance Curves – Th = 50° C



Copyright Melcor Corporation. Melcor reserves the right to change these specifications without notice.

Rev 1.01

Annexe C : Dispositif expérimental

Le dispositif expérimental associé au banc expérimental de vérin AMF est reporté sur la figure ci-dessous. L'acquisition est faite via un module de conditionnement IO-TECH et une carte d'acquisition Daqboard.

Sur le démonstrateur, 4 températures sont relevées : la température du fil AMF, celle de la culasse d'aluminium, celle au niveau de l'échangeur à eau, et la température ambiante. Par ailleurs un module de conditionnement destiné à l'acquisition des tensions permet de mesurer le courant.

