

Durabilité de connecteurs collés soumis à des sollicitations de fluage pour des applications navales

Marthe Loiseau

▶ **To cite this version:**

Marthe Loiseau. Durabilité de connecteurs collés soumis à des sollicitations de fluage pour des applications navales. Sciences de l'ingénieur [physics]. ENSTA, 2022. Français. NNT : . tel-04282202

HAL Id: tel-04282202
https://hal.science/tel-04282202

Submitted on 13 Nov 2023

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

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

Public Domain

THESE DE DOCTORAT

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE
DE TECHNIQUES AVANCEES BRETAGNE

ECOLE DOCTORALE N° 602
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : Mécanique des solides, des matériaux, des structures et des surfaces

Par
Marthe LOISEAU

Durabilité de connecteurs collés soumis à des sollicitations de fluage pour des applications navales

Thèse présentée et soutenue à Université Gustave Eiffel - Campus de Nantes, le 30 novembre 2022

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL), UMR CNRS 6027

Rapporteurs avant soutenance :

Lucas F.M. da SILVA — Professeur de l'Université de Porto
Till VALLEE — Chercheur à Fraunhofer Institute for Manufacturing Technology and Advanced Materials

Composition du Jury :

Frédéric JACQUEMIN — Professeur de l'Université de Nantes
Valérie NASSIET — Professeure de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes
Marie-Christine SAINTE CATHERINE — Expert DGA

Romain CRÉAC'HCADEC — Maître de conférences HDR, ENSTA Bretagne — Directeur de thèse
Sylvain CHATAIGNER — Ingénieur des ponts, eaux et forêts HDR, Université Gustave Eiffel — Co-directeur de thèse

Invité

Jean-Philippe COURT — PDG de Cold Pad

Table des matières

Table des matières **5**

Table des figures **11**

Liste des tableaux **14**

Introduction **15**

1 Appréhender le fluage des assemblages collés **19**
1.1 État de l'art sur le collage structural 21
1.1.1 Définition et utilisations du collage structural 21
1.1.2 Mise en oeuvre des assemblages collés 22
1.1.3 Structure des polymères 22
1.2 Caractérisation mécanique d'un assemblage collé 24
1.2.1 Echelle d'étude d'un assemblage collé 24
1.2.2 Types de sollicitations 25
1.2.3 Modes de rupture 26
1.3 Essais de caractérisation du comportement mécanique des assemblages collés 26
1.3.1 Essai à simple recouvrement 27
1.3.2 Essai TAST 28
1.3.3 Essai Arcan 29
1.3.4 Effets de bord 30
1.4 Fluage des polymères 33
1.4.1 Définition 33
1.4.2 Stades de fluage 33
1.4.3 Facteurs influents 34
1.4.4 Type de comportement au fluage 35
1.4.5 Mécanismes de déformation des polymères pendant le fluage 37
1.4.6 Modèles de fluage 38
1.5 Conclusions 45

2 Identification du comportement en fluage d'un assemblage collé à partir d'investigations expérimentales à échelle structure **47**
2.1 Description des protocoles expérimentaux 49
2.1.1 Protocole de collage 49
2.1.2 Essais quasi statiques 50

2.1.3 Essais de fluage . . . 57
2.2 Résultats des investigations expérimentales en fluage . . . 57
2.2.1 Influence du niveau de chargement . . . 57
2.2.2 Influence de la température . . . 61
2.3 Méthode d'identification inverse des propriétés en fluage de l'adhésif à partir d'essais de traction . . . 63
2.3.1 Identification inverse . . . 64
2.3.2 Analyse numérique . . . 65
2.3.3 Identification des paramètres de fluage . . . 69
2.3.4 Conclusion . . . 72
2.4 Modélisation du comportement en fluage des connecteurs collés . . . 74
2.4.1 Modélisation analytique . . . 74
2.4.2 Modélisation numérique . . . 77
2.5 Conclusions . . . 78

3 Développement de moyens d'essais pour la caractérisation du comportement en fluage de joints de colle 81
3.1 Conception d'un banc d'essais de fluage . . . 83
3.1.1 Bâti de fluage . . . 83
3.1.2 Eprouvettes . . . 85
3.1.3 Mesures des déplacements . . . 86
3.1.4 Validation des moyens expérimentaux . . . 88
3.2 Protocole expérimental . . . 94
3.2.1 Collage des éprouvettes . . . 94
3.2.2 Essais quasi statiques . . . 96
3.2.3 Essais de fluage . . . 100
3.3 Résultats des investigations expérimentales en fluage . . . 101
3.3.1 Influence du niveau de charge . . . 101
3.3.2 Influence de la température . . . 106
3.3.3 Influence de l'épaisseur . . . 109
3.3.4 Essais de charge/décharge . . . 111
3.4 Conclusions . . . 115

4 Prédiction du comportement en fluage du joint de colle à partir des essais Arcan 117
4.1 Modélisation du comportement en fluage du joint de colle . . . 119
4.1.1 Méthode d'identification des propriétés en fluage du joint de colle . . . 119
4.1.2 Modélisation du fluage . . . 123
4.2 Extrapolation du temps à rupture sous fluage . . . 133
4.2.1 Méthodes d'extrapolation . . . 134
4.2.2 Extrapolation du comportement en fluage à partir des essais Arcan . . . 138
4.2.3 Comparaison des méthodes d'extrapolation . . . 145
4.3 Conclusions . . . 148

5 Evaluation de différentes stratégies pour l'identification des propriétés en fluage de l'adhésif **151**
5.1 Analyse du champ de contraintes . . . 153
5.1.1 Modèles numériques des connecteurs collés . . . 153
5.1.2 Modèles numériques de l'essai Arcan . . . 155
5.1.3 Comparaison des champs de contrainte . . . 157
5.2 Comparaison en terme de comportement en fluage . . . 158
5.2.1 Effet du niveau de charge . . . 158
5.2.2 Effet de la température . . . 161
5.3 Comparaison en terme de modélisation . . . 163
5.3.1 Paramètres de fluage de Burger en fonction du niveau de charge . . . 163
5.3.2 Implémentation du modèle identifié à l'échelle Arcan dans le modèle éléments finis des connecteurs . . . 165
5.4 Conclusion . . . 166
5.5 Perspectives . . . 168

Conclusions & perspectives **171**

Bibliographie **183**

A Fiche technique de l'adhésif utilisé **185**

B Faciès de rupture des connecteurs collés **191**
B.1 Essais de fluage à $20°C$ . . . 192
B.1.1 Traction . . . 192
B.1.2 Cisaillement . . . 193
B.2 Essais de fluage à haute température en traction . . . 194
B.2.1 $50°C$ . . . 194
B.2.2 $70°C$ . . . 194

C Subroutine Fortran pour l'implémentation du modèle de Burger 3D linéaire isotrope **195**

D Faciès de rupture des essais Arcan **197**
D.1 Essais quasi-statique . . . 197
D.1.1 Traction . . . 197
D.1.2 Cisaillement . . . 197
D.1.3 Traction-cisaillement . . . 198
D.2 Essais de fluage . . . 198
D.2.1 Influence du niveau de charge . . . 198
D.2.2 Influence de la température . . . 201
D.2.3 Essais avec une épaisseur de 400 µm . . . 203
D.2.4 Essais de charge/décharge . . . 203

Table des figures

1 Connecteur collé, C-Claw^{TM} 16
2 C-Hawk 16

1.1 Principe du collage structural 21
1.2 Illustration des niveaux de la microstructure des polymères [Sch84] 24
1.3 Schéma de la structure d'un assemblage collé 25
1.4 Principaux modes de sollicitations [DCM08] 25
1.5 Zones de rupture possible d'un assemblage collé [PBNHR05] 26
1.6 Essai de type simple recouvrement [CDSC06] 27
1.7 Distribution des contraintes dans l'adhésif sur la longueur de recouvrement [CDSC06] 28
1.8 Essai TAST selon la norme ASTM D5656 [fTaM10] 28
1.9 (a) Essai Arcan modifié par Gineste [Gin93] (b) Essai Arcan modifié par Cognard et al. [CDGS05] [CDSC06] [CCSD08] (c) Essai Arcan TCS de Créac'hcadec et al. [CSCG15] (d) Zoom sur les becs de l'Arcan TCS [CSCG15] 30
1.10 Répartition de la contrainte de von Mises au centre du joint de colle en fonction de l'ange du bec [CSCG15] 31
1.11 Connecteur C-Claw^{TM} de traction à gauche et de cisaillement à droite . . . 32
1.12 Profil de l'épaisseur de colle pour le connecteur de traction et de cisaillement 32
1.13 Comparaison de la contrainte de von Mises au centre de la couche d'adhésif pour une épaisseur constante et pour une épaisseur avec une augmentation locale 34
1.14 Courbes caractéristiques du fluage [SA95] 35
1.15 Facteurs influents sur le fluage 36
1.16 Courbes de fluage avec un adhésif linéaire [MS09] 36
1.17 Courbes de fluage avec un adhésif non linéaire [MS09] 36
1.18 Schéma d'une structure cellulaire [SA95] 37
1.19 Identification des paramètres de fluage pour le modèle de Barboza et al. [BMNS04] 40
1.20 Eléments de base pour représenter le comportement mécanique 40
1.21 Modèle de Kelvin-Voigt 41
1.22 Modèle de Kelvin-Voigt généralisé 42
1.23 Modèle de Maxwell 42
1.24 Modèle de Burger 43
1.25 Modèle de Burger avec endommagement [PT05] 44

2.1 Connecteur collé, C-Claw^{TM} . . . 49
2.2 Pompe à vide et cloche du C-Hawk . . . 50
2.3 Montage pour un essai de traction . . . 51
2.4 Schéma de disposition des capteurs de déplacement pour un essai de traction 52
2.5 Photo du support capteurs pour un essai de traction . . . 52
2.6 Montage pour un essai de cisaillement . . . 53
2.7 Schéma de disposition des capteurs de déplacement pour un essai de cisaillement . . . 54
2.8 Photo du support capteurs pour un essai de cisaillement . . . 54
2.9 Faciès de rupture pour un essai monotone de cisaillement . . . 55
2.10 Courbe effort-déplacement pour un essai de traction . . . 55
2.11 Illustration du calcul du déplacement maximum du connecteur pendant un essai de traction . . . 56
2.12 Courbe effort-déplacement pour un essai de cisaillement . . . 57
2.13 Machine de relaxation adaptée à un essai de fluage . . . 58
2.14 Temps à rupture en fonction du niveau d'effort pour les essais de fluage en traction et en cisaillement à $20°C$ . . . 59
2.15 Exemple d'un faciès de rupture pour un essai de fluage en traction à $20°C$ 60
2.16 Déplacements issus des essais de fluage en traction à $20°C$ . . . 61
2.17 Déplacements issus des essais de fluage en cisaillement à $20°C$ . . . 61
2.18 Temps à rupture en fonction du niveau d'effort pour les essais de fluage en traction à $20°C$ et haute température . . . 62
2.19 Exemple d'un faciès de rupture pour un essai de fluage en traction à $50°C$ 63
2.20 Déplacement maximal en fonction du temps normalisé des essais à 50% de T_{ult} à $20°C$ et $50°C$ . . . 63
2.21 Schéma suivi par une identification inverse couplant un algorithme d'optimisation à des simulations numériques . . . 65
2.22 Schéma du modèle 2D axisymétrique représentant l'essai de fluage en traction [DCC^{+}20] . . . 66
2.23 Maillage de l'assemblage du modèle éléments finis [DCC^{+}20] . . . 66
2.24 Etat de contraintes au centre de la couche d'adhésif pendant un essai de fluage en traction . . . 68
2.25 Contrainte normale modélisée au centre de la couche d'adhésif et épaisseur d'adhésif . . . 69
2.26 Evolution du paramètre η_2 à chaque itération pendant l'algorithme d'optimisation . . . 71
2.27 Paramètres de fluage en fonction de la contrainte normale normalisée dans la couche d'adhésif . . . 71
2.28 Champ de déformation obtenu avec les deux méthodes d'identification inverse 72
2.29 Comparaison des courbes numérique et analytique avec les données expérimentales de l'essai de fluage T-70-1 . . . 73
2.30 Champ de contrainte au centre de la couche d'adhésif le long du connecteur pour plusieurs niveaux d'effort . . . 74
2.31 Contrainte normale maximale dans l'adhésif en fonction du niveau de charge 74
2.32 Comparaison de la courbe expérimentale de la déformation de fluage avec celle du modèle de Burger pendant l'essai T-60-1 . . . 75

2.33 Paramètres du modèle de Burger en fonction du niveau de charge pour le fluage en traction à $20°C$ et $50°C$ 76
2.34 Comparaison entre les courbes expérimentales de déformation et celle du modèle de Burger non linéaire pour les essais de traction à 60% de T_{ult} . . . 77
2.35 Comparaison du modèle de Burger numérique avec les données expérimentales des essais à 60% de T_{ult} 78

3.1 Ensemble des quatre bâtis de fluage utilisés 83
3.2 Maquette CAO du bâti de fluage développé 84
3.3 Bâti de fluage développé 84
3.4 Schéma cinématique du bâti de fluage 85
3.5 Schéma d'une éprouvette du dispositif Arcan TCS 86
3.6 Schéma du support capteurs 87
3.7 Support pour les capteurs LVDT adapté aux éprouvettes 88
3.8 Support capteurs adaptés à tous les types de sollicitation 88
3.9 Barreau d'acier 89
3.10 Déformation des jauges en fonction du temps lors de l'application d'un chargement constant sur le bâti de fluage 90
3.11 Corrélation entre la masse appliquée et l'effort mesuré au niveau de l'éprouvette 90
3.12 Essai quasi statique avec mesure des déplacements par corrélation d'images 91
3.13 Résultats de l'essai 2 quasi statique en traction avec corrélation d'image . . 92
3.14 Résultats des essais quasi statiques en cisaillement avec corrélation d'image 93
3.15 Schéma des éléments constitutifs d'une éprouvette du dispositif Arcan . . . 94
3.16 Maintien des deux coques d'une éprouvette pendant la polymérisation de l'adhésif 95
3.17 Observation au microscope du joint de colle 95
3.18 Exemple de mesures de l'épaisseur d'adhésif au microscope 95
3.19 Exemple d'un faciès de rupture pour un protocole de collage validé 96
3.20 Schéma du dispositif expérimental 97
3.21 Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°4 de traction . . . 99
3.22 Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°3 de cisaillement . 100
3.23 Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°1 de traction-cisaillement 101
3.24 Dispositif expérimental à haute température 102
3.25 Evolution de la température et des déplacements pendant la mise à température de l'enceinte thermique 102
3.26 Temps à rupture en fonction de la contrainte pour les essais de fluage en traction, en cisaillement et en traction- cisaillement 104
3.27 Déplacements de chaque niveau d'effort issus des essais de fluage à $20°C$. 105
3.28 Déplacement normal et tangent des trois répétitions d'un essai 106
3.29 Temps à rupture en fonction de la température 108
3.30 Temps à rupture en fonction de la contrainte à $20°C$, $35°C$ et $50°C$ 108
3.31 Déplacements mesurés pour chaque niveau de température 109
3.32 Temps à rupture en fonction de la contrainte pour des épaisseurs d'adhésif de 200µm et 400µm d'essais de fluage 110

3.33 Influence de l'épaisseur d'adhésif sur la déformation 111
3.34 Déplacements pendant des essais de charge/décharge 112
3.35 Temps à rupture en fonction de la contrainte d'essais de fluage avec et sans charge/décharge en traction et en cisaillement 113
3.36 Définition du taux de déformation réversible instantanée 113
3.37 Taux de déformation réversible instantanée 114
3.38 Influence des charges/décharges sur le déplacement 115

4.1 Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en traction . . . 119
4.2 Maillage du modèle éléments finis de l'essai Arcan 120
4.3 Paramètres de fluage identifiés numériquement et analytiquement 122
4.4 Comparaison des courbes de déplacement de fluage issues de la modélisation analytique et numérique avec l'essai T-60-3 123
4.5 Paramètres de fluage en fonction de la contrainte 124
4.6 Comparaison entre les courbes expérimentales du déplacement et celle du modèle de Burger non linéaire en contrainte 126
4.7 Paramètres de fluage en fonction de la température 127
4.8 Comparaison entre les courbes expérimentales du déplacement et celle du modèle de Burger non linéaire en température 128
4.9 Influence de l'épaisseur d'adhésif sur les paramètres de fluage 129
4.10 Influence des charges/décharges sur les paramètres de fluage 130
4.11 Paramètres de fluage en fonction de la contrainte dans le cas d'une modélisation linéaire isotrope 131
4.12 Logarithme de la vitesse de fluage pendant le stade secondaire de fluage en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et traction cisaillement 139
4.13 Logarithme du temps à rupture en fonction du logarithme de la contrainte des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $20°C$ 140
4.14 Logarithme du temps à rupture en fonction de l'inverse de la température des essais Arcan en traction à 50% de T_{ult}, en cisaillement à 70% de S_{ult} et en traction-cisaillement à 60% de TS_{ult} 141
4.15 $\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right)$ en fonction de $\left(t_f \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right)$ des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement 142
4.16 $\operatorname{atanh}\left(1-2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $20°C$ 144
4.17 $\operatorname{atanh}\left(1-2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $50°C$ 144
4.18 Courbes du temps à rupture extrapolé en fonction du niveau de charge . . 146
4.19 Comparaison du temps à rupture extrapolé vis à vis de la sollicitation à $20°C$ 147

5.1 Schéma du modèle numérique du connecteur collé sollicité en cisaillement . 154
5.2 Zoom du modèle numérique du connecteur collé en cisaillement sur la couche d'adhésif 154

5.3 Etat de contrainte au centre de la couche d'adhésif lors d'un essai de fluage sur connecteur collé sollicité en cisaillement 155
5.4 Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en cisaillement . 156
5.5 Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en traction-cisaillement 156
5.6 Champs de contrainte lors d'un essai Arcan 157
5.7 Champs de contrainte dans le plan contrainte de von Mises / pression hydrostatique pour l'ensemble des sollicitations testées sur connecteur et avec l'essai Arcan 158
5.8 Temps à rupture en fonction du niveau de charge des essais de fluage à l'échelle du joint de colle et celle du connecteur 159
5.9 Déformation de fluage à 50%, 60% et 70% de $Fmax$ des essais Arcan et sur connecteurs collés en fluage en traction à $20°C$ 160
5.10 Déformation de fluage tangente à la surface collée de 60% à 90% de F_{max} des essais Arcan en traction-cisaillement et à 50%, 60% et 65% de F_{max} des essais sur connecteurs collés en cisaillement en fluage à $20°C$ 161
5.11 Temps à rupture en fonction de la température des essais à 50% de F_{max} en traction des essais Arcan et ceux sur connecteurs 162
5.12 Déformation de fluage à 50% de F_{max} des essais Arcan et sur connecteurs collés en fluage en traction à $20°C$ et à $50°C$ 162
5.13 Comparaison des paramètres de fluage en fonction du niveau de charge identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés 163
5.14 Comparaison des paramètres de fluage en fonction de la température identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés 164
5.15 Comparaison du modèle numérique identifié à partir des essais Arcan avec les courbes expérimentales des essais de traction sur connecteurs collés . . 166

Liste des tableaux

2.1 Propriétés des capteurs LVDT 52
2.2 Efforts à rupture normalisés sous sollicitation monotone en traction et en cisaillement à température ambiante pour l'Adekit A310-1 55
2.3 Temps à rupture des essais de fluage en traction à $20°C$ 59
2.4 Temps à rupture des essais de fluage en cisaillement à $20°C$ 59
2.5 Temps à rupture des essais de fluage en traction à $20°C$ 62
2.6 Valeurs des paramètres de fluage utilisées pour les simulations numériques 77

3.1 Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en traction à $20°C$ 98
3.2 Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en cisaillement à $20°C$ 99
3.3 Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en traction-cisaillement à $20°C$ 100
3.4 Propriétés élastiques du joint de colle déterminées à partir des essais Arcan 100
3.5 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction à $20°C$ 103
3.6 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en cisaillement à $20°C$ 103
3.7 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction-cisaillement à $20°C$ 103
3.8 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction à haute température 107
3.9 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en cisaillement à haute température 107
3.10 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction-cisaillement à haute température 107
3.11 Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction et cisaillement pour des épaisseur d'adhésif de 400µm 110
3.12 Temps à rupture des essais Arcan de charge/décharge en traction 112
3.13 Temps à rupture des essais Arcan de charge/décharge en cisaillement 112

4.1 Comparaison des méthodes d'extrapolation du comportement en fluage . . 138
4.2 Paramètres de Monkman-Grant identifiés pour les essais Arcan de traction, de cisaillement et de traction-cisaillement 141
4.3 Paramètres des équations de Wilshire identifiés pour les essais Arcan de traction et de cisaillement 143
4.4 Paramètres de la tangente hyperbolique identifiés pour les essais Arcan de traction, de cisaillement et de traction-cisaillement à $20°C$ et $50°C$ 143

4.5 Extrapolation du temps à rupture pour une sollicitation à 35% de σ_{ult} à $20°C$ en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement avec les méthodes de Monkman-Grant, des équations Wilshire et de la tangente hyperbolique . . 145

Introduction

Le réchauffement climatique requiert des actions rapides à mettre en œuvre pour limiter les répercussions de ses conséquences. Cette transition nécessaire devra se traduire par un changement significatif de nos modes de consommation. Cela consiste notamment à prolonger l'utilisation de nos biens de consommation plutôt que d'en produire de nouveaux, y compris les structures et les infrastructures. Pour cela, leur durée de vie doit être augmentée ce qui requiert l'adaptation à de nouvelles contraintes de service. L'industrie a donc besoin de solutions de renforcement structurel ou de fixation, notamment dans le cas des structures métalliques. Dans ce domaine, la plupart des solutions existantes reposent sur des techniques d'assemblage classiques telles que le soudage, le rivetage ou le perçage. Ces méthodes, bien que fiables, ont recours à des opérations invasives et parfois à chaud qui peuvent être dommageables vis-à-vis de la fatigue ou présenter de fortes contraintes opérationnelles pour certaines activités.

Pour répondre à ce problème, Cold Pad propose des solutions durables et fiables de collage et de fixation qui facilitent les travaux structurels d'extension de la durée de vie des grandes structures industrielles, qu'elles soient en acier ou en béton, et ce sans interruption de l'activité ni risque d'explosion. Les solutions sans travail à chaud pour les atmosphères explosives permettent à la fois de ne pas interrompre l'activité et également de réduire considérablement le risque d'explosion. Les solutions non invasives éliminent les coûts associés à l'endommagement du substrat, ce qui est particulièrement intéressant pour toutes les structures de génie civil en béton, composite, verre ou acier.

Le produit C-Claw^{TM} (figure 1) est un connecteur métallique assemblé par collage qui permet de créer de nouveaux points d'ancrage sur une structure existante. Il est spécialement conçu pour les environnements sévères comme offshore sur les FPSO (Floating Production Storage and Offloading). Il est inspiré des techniques composites utilisées depuis des décennies dans l'aéronautique. La solution est optimisée pour les conditions marines extrêmes, où les travaux à chaud génèrent un nombre considérable de contraintes, d'arrêts et de risques.

Le connecteur collé est assemblé avec une installation contrôlée par un processus qui est non invasif et fiable. L'assemblage par collage nécessite une maîtrise de l'ensemble du procédé : contrôle des conditions atmosphériques, préparation de surface, préparation et application de l'adhésif, polymérisation. L'outil C-Hawk (figure 2) permet de contrôler le collage dans des conditions industrielles difficiles en créant des conditions environnementales optimales pour des performances reproductibles. Pour cela, la pression au niveau de

la surface collée est fortement réduite, ce qui diminue significativement le taux d'humidité. Lors du collage, un joint positionné à la périphérie de l'interface adhésive est mis sous compression permanente pour protéger la couche d'adhésif vis-à-vis de l'environnement extérieur comme l'humidité. Ce processus permet d'obtenir un collage fiable et répétables.

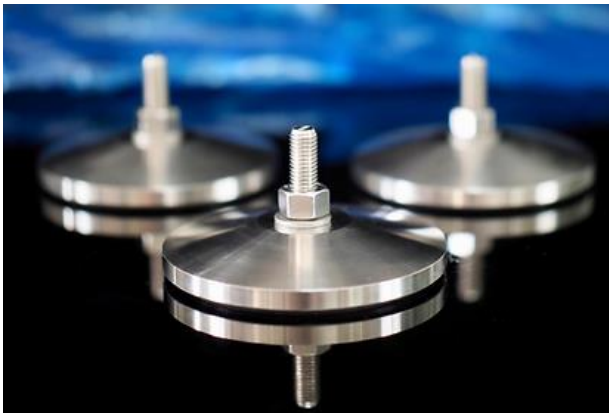


FIGURE 1 – Connecteur collé, C-Claw^{TM}





FIGURE 2 – C-Hawk

L'utilisation du C-Claw^{TM} pour des structures de sous-marins serait également très intéressante. En effet, les coques de sous-marins sont généralement faites d'aciers à très hautes limites d'élasticité et de fortes épaisseurs. Les connections entre la coque et les aciers tertiaires (supports de câbles, tuyauteries, petits équipements ou structures) se font à travers des soudures, notamment des cordons d'angle. Or, souder sur des aciers à très hautes limites d'élasticité et, qui plus est de fortes épaisseurs, est de nature à dégrader des durées de vie en fatigue de la structure primaire (i.e. la coque). Les phénomènes principaux mis en jeu sont la création d'une zone affectée thermiquement, la présence de contraintes résiduelles de traction liées au procédé de soudage (élévation forte de température suivie d'un refroidissement) ainsi qu'une concentration de contrainte liée à la modification

géométrique locale à cause de la présence de la soudure en question. Ces effets combinés engendrent ainsi une susceptibilité à l'initiation et la propagation de fissures (fatigue ou tenue mécanique court terme) plus élevée dans le cas d'une coque avec soudure qu'une coque sans soudure. L'alternative de l'assemblage par collage présente de nombreux avantages : absence de travail à chaud, absence de contraintes résiduelles, faibles concentrations de contraintes, possibilité d'assembler des matériaux hétérogènes.

Cependant, le collage structural est une technique d'assemblage encore récente, et dont le manque de données sur le long terme empêche son utilisation à plus grande échelle. La durabilité d'un assemblage est à étudier selon plusieurs aspects, notamment environnemental (humidité, température, ...) et mécanique (fatigue, fluage, ...) dont les effets peuvent être combinés. Vis-à-vis de cette problématique, le fluage est important à étudier lors de la conception du connecteur collé C-Claw^{TM}.

Les travaux de thèse présentés dans ce mémoire visent à mieux appréhender le fluage des assemblages collés et à identifier une stratégie de dimensionnement vis-à-vis du fluage de ce connecteur collé. Ils ont été réalisés en collaboration avec l'ENSTA Bretagne, au sein du pôle thématique de recherche "Assemblages multi-matériaux" de l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL), et l'Université Gustave Eiffel, au sein du département Matériaux et Structure (MAST), au laboratoire Structures Métalliques et à Câbles (SMC).

Afin de répondre à cette problématique, une revue bibliographique sur le sujet du fluage des assemblages collés a tout d'abord été réalisée. Pour cela, quelques généralités sur le collage structural ont été présentées. Ensuite, les caractéristiques du comportement mécanique de ce type de matériau ont été établies, ainsi qu'une analyse des méthodes expérimentales existantes pour étudier ce comportement, afin de pouvoir déterminer ou développer une méthode adaptée à notre cas d'étude. Enfin, le fluage ainsi que ses particularités ont été définis. L'ensemble de cet état de l'art a permis de définir une démarche pour analyser le comportement des connecteurs collés étudiés.

Une première stratégie de dimensionnement est basée sur une analyse du comportement en fluage de l'assemblage collé à partir d'essais réalisés avec les connecteurs collés C-Claw^{TM}, c'est-à-dire des essais à l'échelle de la structure avec le produit industriel. Ces essais de fluage ont été effectués en traction et en cisaillement, à plusieurs niveaux d'effort et de température. Cette campagne expérimentale a duré deux ans et a été réalisée en amont de cette thèse. Une méthode d'identification inverse des paramètres de fluage utilisant les données issues des investigations expérimentales en traction a été développée au cours de la thèse. L'intérêt principal de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas de simulations numériques par éléments finis dans la boucle d'identification du modèle de fluage, ce qui réduit fortement le temps de calcul. Cette procédure a été appliquée à l'ensemble des essais sur connecteurs en traction. Cela a permis de décrire le comportement en fluage de l'assemblage collé avec un modèle de Burger non linéaire.

Une seconde stratégie de dimensionnement, plus classique, s'appuie sur une étude du fluage à l'échelle du joint de colle. Une première partie s'est concentré sur le développement de moyens d'essais visant à caractériser le comportement en fluage à l'échelle des joints

collés tout en s'affranchissant de la géométrie du connecteur développé par Cold Pad grâce à l'essai Arcan. Un bâti de fluage adapté à cet essai a été conçu, ainsi que des supports capteurs spécifiques pour suivre l'évolution de la déformation de la couche d'adhésif pendant l'essai. Ce dispositif expérimental a ensuite été validé. L'influence de plusieurs paramètres sur le comportement en fluage du joint de colle a été étudiée grâce à ces moyens d'essais (température, niveau de charge et épaisseur du joint).

La deuxième phase du développement de l'approche à l'échelle du joint de colle est consacrée à la prédiction du comportement en fluage du joint de colle en utilisant les résultats des essais Arcan. Le comportement a d'abord été modélisé à l'aide du modèle de Burger en uniaxial, comme pour les connecteurs collés. Les paramètres de fluage ont été identifiés et analysés en fonction des facteurs étudiés expérimentalement afin de développer un modèle de fluage non linéaire. Une modélisation avec une approche multiaxiale a ensuite été proposée. La modélisation se limitant aux stades primaire et secondaire du fluage, plusieurs méthodes d'extrapolation pour estimer la durée de vie en fluage ont été étudiées. Les paramètres de ces méthodes ont été ensuite déterminés à partir des essais Arcan en fluage en traction, cisaillement et traction-cisaillement, à $20°C$ et à hautes températures. Enfin, ces différentes méthodes d'extrapolation ont été comparées selon plusieurs critères.

Enfin, les différentes stratégies étudiées de dimensionnement vis-à-vis du fluage ont été évaluées. Afin de mettre en parallèle des résultats pour des sollicitations similaires, une étude du champ de contrainte pour chaque type de sollicitation avec l'essai Arcan et avec le connecteur collé a été réalisée. Ensuite, les deux approches de dimensionnement ont été comparées selon plusieurs aspects. La comparaison porte dans un premier temps sur le comportement en fluage observé à partir des résultats expérimentaux (temps à rupture, évolution des déformations). Dans un second temps, la comparaison des deux approches est menée en termes de modélisation. Les paramètres des lois de fluage déterminés via les investigations à l'échelle du connecteur et via les investigations à l'échelle Arcan sont tout d'abord comparés. Puis, la loi de fluage identifiée à l'aide des essais Arcan est implémentée numériquement dans un modèle aux éléments finis du connecteur collé. Les résultats de ces simulations sont confrontés aux résultats expérimentaux afin de vérifier s'il est possible de s'affranchir de la géométrie étudiée. La divergence observée des résultats expérimentaux et en termes de modélisation conduit à plusieurs perspectives d'études pour conclure sur la stratégie de dimensionnement vis-à-vis du fluage. L'approche du produit à l'échelle 1 et l'approche laboratoire par éprouvettes ont été discutées.

Chapitre 1

Appréhender le fluage des assemblages collés

Résumé

Ce chapitre a pour objectif d'établir de synthétiser les connaissances du fluage des assemblages collés. Pour cela, quelques généralités sur le collage structural sont présentées. Ensuite, les caractéristiques du comportement mécanique de ce type de matériau sont établies, ainsi qu'une analyse des méthodes expérimentales existantes pour étudier ce comportement, afin de pouvoir déterminer ou développer une méthode adaptée à notre cas d'étude. Enfin, le fluage ainsi que ses particularités sont définis. L'ensemble de cet état de l'art permet de choisir la démarche à suivre pour analyser le comportement des connecteurs collés.

Sommaire

1.1 État de l'art sur le collage structural 21
1.1.1 Définition et utilisations du collage structural 21
1.1.2 Mise en oeuvre des assemblages collés 22
1.1.3 Structure des polymères 22
1.2 Caractérisation mécanique d'un assemblage collé 24
1.2.1 Echelle d'étude d'un assemblage collé 24
1.2.2 Types de sollicitations 25
1.2.3 Modes de rupture 26
1.3 Essais de caractérisation du comportement mécanique des assemblages collés 26
1.3.1 Essai à simple recouvrement 27
1.3.2 Essai TAST 28
1.3.3 Essai Arcan 29
1.3.4 Effets de bord 30
1.4 Fluage des polymères 33
1.4.1 Définition 33

1.4.2 Stades de fluage 33
1.4.3 Facteurs influents 34
1.4.4 Type de comportement au fluage 35
1.4.5 Mécanismes de déformation des polymères pendant le fluage 37
1.4.6 Modèles de fluage 38
1.5 Conclusions 45

1.1 État de l'art sur le collage structural

1.1.1 Définition et utilisations du collage structural

Le collage est un procédé qui permet de maintenir solidement et durablement deux matériaux, appelés substrats, à l'aide d'un adhésif, qui transmet les efforts d'un substrat à l'autre. Ce procédé est schématisé sur la figure 1.1.

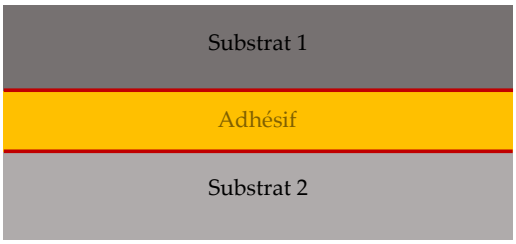


FIGURE 1.1 – Principe du collage structural

Un collage est qualifié de structural lorsqu'un adhésif à hautes performances est utilisé dans le but d'obtenir un assemblage durable. Dans ce cas, la solidité est comparable à celle des matériaux constitutifs de l'assemblage. Un adhésif est dit à haute performance lorsqu'il a une solidité et une cohésion élevées, une bonne résistance à la chaleur et des performances mécaniques élevées [Cog02b].

Avantages du collage structural

Le collage structural remplace de plus en plus d'autres procédés d'assemblage (soudage, rivetage ou vissage) grâce à ses divers avantages. En effet, certains procédés habituels (vissage et rivetage) nécessitent le perçage des matériaux à assembler. Cela crée une localisation des contraintes autour de ces points ou même des endommagements locaux qui peuvent être à l'origine de la ruine de l'assemblage. Le collage structural requiert une surface de fixation bien supérieure, les contraintes sont donc plus uniformément réparties et plus faibles [DCM08].

Généralement, les techniques d'assemblages habituelles demandent d'utiliser des substrats relativement épais pour pallier la fragilisation des structures causée par les concentrations de contraintes. Le collage permet donc d'utiliser des substrats moins épais et ainsi, de diminuer la masse totale de la structure [FC11]. La suppression des rivets, boulons et vis amplifie également cette diminution de masse. Pour des avions, il a été observé que leur masse a pu être réduite d'environ 30 à 40% à solidité égale grâce à l'utilisation du collage structural [Cog03]. D'autre part, le collage structural permet d'assembler des matériaux de nature différente, contrairement au soudage par exemple, et également des matériaux qui ne peuvent pas être percés comme les composites [DCM08, Cog03]. De plus, l'assemblage par collage ne demande pas d'apport de chaleur important [FC11]. Cet aspect est particulièrement intéressant dans certains domaines industriels, comme l'offshore. Par ailleurs,

le collage est une méthode possible pour l'assemblage de très petites pièces telles qu'en micromécanique, composants électroniques, etc. [Cog03].

Inconvénients du collage structural

La principale raison pour laquelle le collage n'est pas autant utilisé que d'autres méthodes d'assemblage, est que cette technique est encore mal connue des industriels [Cog03]. De ce fait, peu de données expérimentales sur le long terme sont disponibles. Ces données sont essentielles pour assurer la durabilité d'un assemblage. Par rapport aux autres techniques d'assemblage, le collage rend la structure non démontable [Cog02b]. De plus, la température d'utilisation est limitée car les adhésifs ont une résistance à la chaleur plus faible que les autres matériaux : 120°C pour les colles époxydes et 300°C pour les colles thermostables [Cog02b].

1.1.2 Mise en oeuvre des assemblages collés

Pour la mise en œuvre d'un assemblage collé, les étapes suivantes sont suivies [Cog03, Cog02a] :

- La préparation de surface : nettoyage des pièces, préparation mécanique, physique ou chimique ;
- La préparation de l'adhésif ;
- L'encollage avec un système de rouleaux, pistolets, extrusion ou buses ;
- L'assemblage : accostage, formage, pliage éventuel ;
- Le pressage par un système de presses à plateaux, à rouleaux, serre-joints ou autres ;
- Le durcissement de l'adhésif par séchage ou par cuisson.

Deux matériaux peuvent être assemblés par collage grâce à l'adhésion, qui est un phénomène de nature diverse (mécanique, physico-chimique). Par conséquent, l'assemblage par collage nécessite une maîtrise de l'ensemble du procédé : contrôle des conditions atmosphériques, préparation de surface, préparation et application de l'adhésif, polymérisation. Chaque phase du procédé est essentielle pour obtenir les meilleures conditions possibles de l'adhésion entre les substrats et l'adhésif. Par exemple, diminuer la pression réduit le taux d'humidité aux niveaux des surfaces, ce qui augmente l'adhésion entre les différents éléments.

Néanmoins, l'efficacité de chaque étape de la mise en œuvre d'un assemblage collé peut varier selon l'opérateur. Pour obtenir une bonne répétabilité des résultats, il est nécessaire de s'affranchir du savoir-faire de l'opérateur.

1.1.3 Structure des polymères

Formation des polymères

Les adhésifs proviennent essentiellement de la synthèse de polymères. La cohésion d'un édifice macromoléculaire est due à des forces intermoléculaires qui peuvent être de type Van der Waals ou des liaisons hydrogène. Ces liaisons assurent la compacité et la résistance

mécanique de la masse adhésive constituant le joint entre les substrats [BV05].

La synthèse de polymère est appelée la polymérisation. Selon le comportement cinétique et le mécanisme de la réaction qui conduit à la formation du composé macromoléculaire, on distingue traditionnellement deux types principaux de réactions de polymérisation [FV09]

- Les polymérisations par étapes, souvent appelées polycondensations, pour lesquelles la formation de la macromolécule résulte de la réaction entre fonctions réactives portées par les molécules monomères ou polymères ;
- Les polymérisations en chaîne pour lesquelles un centre actif initial unique (ion, radical ou complexe organométallique) porté par la chaîne en croissance, agit sur les molécules monomères et permet la formation d'une macromolécule.

Lors de la polymérisation, la création des liaisons covalentes entre les chaînes est appelée réticulation. Cela conduit à un réseau tridimensionnel [FV09]. C'est cette étape de la polymérisation qui permet d'obtenir le matériau adhésif dans son état final. Le taux de réticulation dépend du temps et de la température pendant la transformation : plus la température est élevée, plus la réticulation est rapide [Gra09].

Microstructure

L'aspect chimique (chaîne chimique, poids moléculaire, degré d'imperfections) et l'histoire thermodynamique contrôlent la microstructure et le comportement des phases présentes dans le polymère [Sch84, Fri83]. Ainsi, il existe une diversité importante de microstructures pour un même polymère [Fri83].

Dans les polymères semi cristallins, une fraction des chaînes macromoléculaires s'ordonnent dans des cristallites de formes lamellaire lors de la cristallisation. Certaines chaînes restent à l'état amorphe dans les interstices inter-lamellaires (chaînes qui présentent des défauts d'enchaînement). D'après les observations de Fond et al. [FG02], la partie amorphe du polymère se répartit en deux phases :

- La phase "libre" localisée vers le centre des interstices inter-lamellaires. Les chaînes sont mobiles mais soumises à un confinement mécanique ;
- La phase "liée" où les chaînes sont moins mobiles car elles sont soumises à un confinement mécanique, c'est-à-dire qu'elles sont contenues dans une "cage" limitée par des lamelles voisines.

Selon Schultz [Sch84], trois niveaux de la microstructure sont pertinents à étudier pour comprendre les propriétés mécaniques des polymères semicristallins. Le premier se situe entre 0.1 et 1 nm. A cette échelle, le comportement du matériau est réalisé par les interactions des segments avec les chaînes voisines. Cela contrôle le comportement de la phase amorphe. Dans la phase cristalline, les défauts causent une augmentation locale de l'espace interchaîne. Cela rend plus facile le glissement des chaînes les unes par rapport aux autres [Sch84]. Le deuxième niveau se trouve à une échelle d'environ 10 nm, où les couches cristallines s'empilent les unes sur les autres et sont séparées par des couches de phase amorphe. Les couches de phase amorphe sont reliées par des chaines, qui permettent la continuité mécanique du matériau. A cette échelle, le module d'Young et la limite élastique du po-

lymère sont contrôlés. Dans la phase cristalline, les propriétés élastiques sont anisotropes. Cet empilement entre les phases se fait de façon relativement régulière [Sch84, FG02]. Le dernier niveau s'observe à une échelle de 0.1 à 1000 µm. Bien que l'empilement se fasse de manière ordonnée, la nucléation démarre à partir de plusieurs centres pendant la cristallisation. Cette croissance radiale des parties cristallines entraîne la formation d'une morphologie sphérolitique. Les sphérulites croissent jusqu'à ce qu'elles se touchent entre elles, ce qui forme une succession de polygones dans cette phase [Sch84, FG02, YU62].

Ces trois niveaux de la microstructure du polymère sont représentés sur la figure 1.2. Dans ce système, tous les composants sont déterminés par les conditions de formation du polymère. A l'échelle de la sphérulite, le diamètre final augmente avec la température [Sch84].

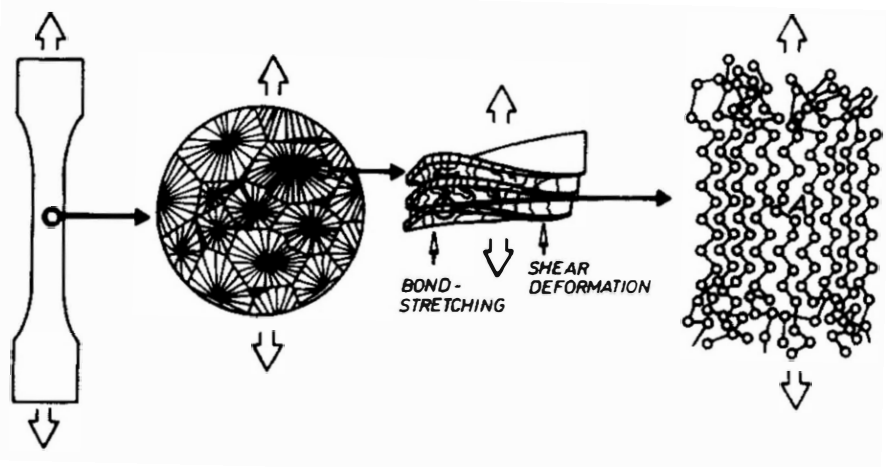


FIGURE 1.2 – Illustration des niveaux de la microstructure des polymères [Sch84]

1.2 Caractérisation mécanique d'un assemblage collé

1.2.1 Echelle d'étude d'un assemblage collé

Plusieurs éléments constituent un assemblage collé. Ces éléments sont schématisés sur la figure 1.3. L'assemblage collé est composé de deux substrats, qui peuvent être de nature différente ou non, reliés par une couche d'adhésif. La liaison entre chaque substrat et la couche d'adhésif crée une interface et une interphase, appelée aussi zone interfaciale. L'interface est définie comme la surface frontière entre l'adhésif et le substrat ; l'interphase correspond à la zone de transition entre le substrat et l'adhésif, enveloppant l'interface. L'interphase a une épaisseur finie, plus ou moins épaisse. Cette notion d'interphase est introduite par Bikerman en 1967 [Bik67].

Les propriétés physico chimiques et mécaniques dans l'interphase diffèrent de façon significative par rapport à l'adhésif ou aux substrats. Par exemple, les travaux de Zanni-Deffarges [ZDS95] ont montré un comportement différent lors de la diffusion d'eau entre

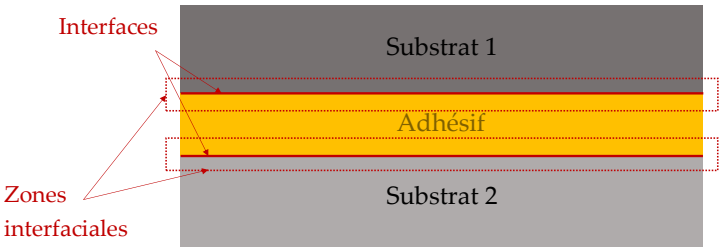


FIGURE 1.3 – Schéma de la structure d'un assemblage collé

l'adhésif seul et l'assemblage collé. L'interphase crée donc une hétérogénéité dans l'épaisseur du joint de colle de ses propriétés physico-chimiques et mécaniques. Une étude de l'adhésif à l'état massique de l'adhésif n'est donc pas représentative du comportement global de l'assemblage collé.

1.2.2 Types de sollicitations

En service, un assemblage collé peut être soumis à trois types de sollicitations : les contraintes mécaniques, les variations de température, les sollicitations environnementales comme l'humidité. En sollicitant l'assemblage, la résistance mécanique de celui-ci peut diminuer et une perte d'adhérence aux interfaces peut se produire. Cela entraîne généralement une diminution de la durée de vie de l'assemblage [PBNHR05]. Cette diminution de capacités vient principalement du vieillissement et de l'endommagement causés par les sollicitations. En effet, tant que le taux de restitution d'énergie mécanique reste inférieur au travail nécessaire pour rompre les liaisons sur une aire interfaciale unitaire dans tout l'adhésif, aucun endommagement ne se propage [PBNHR05].

Les principaux modes de sollicitation d'un assemblage collé sont la traction, le cisaillement, le pelage et le clivage. L'ensemble de ces sollicitations est schématisé sur la figure 1.4.

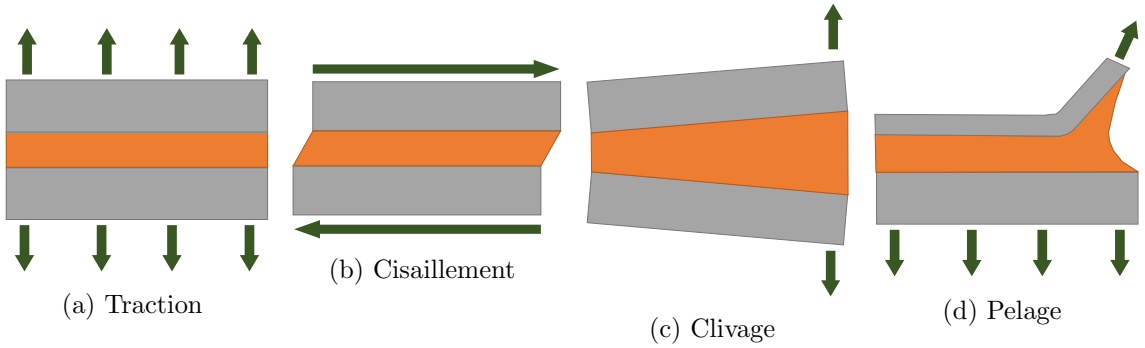


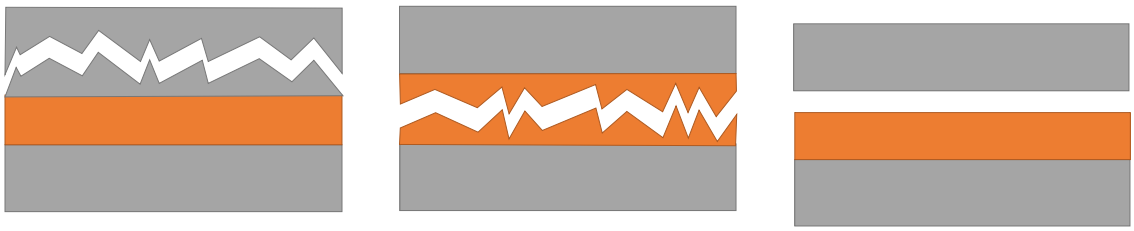
FIGURE 1.4 – Principaux modes de sollicitations [DCM08]

En traction, le joint de colle est sollicité perpendiculairement à la surface de collage.

Les contraintes sont perpendiculaires à l'interface substrat/adhésif et sont réparties relativement régulièrement dans l'adhésif. Le joint tout entier est sous contrainte et chaque élément contribue au travail total. En cisaillement, l'assemblage est sollicité parallèlement aux surfaces de collages. Les contraintes sont parallèles à l'interface et plus importantes, et elles sont réparties de façon assez régulière dans l'adhésif. En pelage, la sollicitation est localisée à l'extrémité de l'assemblage, qui est constitué d'un matériau rigide et d'un matériau flexible. Les contraintes sont maximales au niveau de l'extrémité sollicitée. Le clivage est une sollicitation intermédiaire entre la traction et le pelage. Elle est généralement observée à une extrémité de l'assemblage par une force perpendiculaire au plan de collage. Les contraintes ne sont pas distribuées uniformément [DCM08, BV05].

1.2.3 Modes de rupture

La rupture d'un assemblage collé peut se produire pour trois raisons différentes [DCM08, PBNHR05] la perte des propriétés d'adhésion à une des interfaces substrats/adhésifs, la rupture est dite adhésive ; la rupture dans l'adhésif, la rupture est dite cohésive dans l'adhésif ; la rupture dans un des substrats, la rupture est dite cohésive dans le substrat. Ces différents modes de rupture sont illustrés sur la figure 1.5. Usuellement, un collage est caractérisé comme bon si la rupture est cohésive dans la couche d'adhésif, et une préparation de surface insuffisante induit généralement une rupture adhésive.



(a) Rupture cohésive d'un substrat

(b) Rupture cohésive au sein de l'adhésif

(c) Rupture adhésif

FIGURE 1.5 – Zones de rupture possible d'un assemblage collé [PBNHR05]

1.3 Essais de caractérisation du comportement mécanique des assemblages collés

Plusieurs types d'essais existent pour caractériser le comportement d'un adhésif. Une première catégorie regroupe les essais massiques. Ces essais consistent à solliciter l'adhésif seul, en dehors de l'assemblage. Par conséquent, l'influence des interphases sur le comportement mécanique n'est pas prise en compte. Pour que ce soit le cas, une étude à l'échelle du joint de colle est plus adaptée.

Un joint de colle est défini par ses dimensions : une épaisseur faible (quelques centaines de micromètres) par rapport aux autres dimensions [JC18]. Cette géométrie particulière ainsi que la nature souvent inhomogène de l'adhésif rend difficile la mesure des propriétés

mécaniques d'un joint de colle [JC18, AHV78]. D'autre part, l'influence des interphases dépend de l'épaisseur de la couche d'adhésif : plus l'épaisseur est faible, plus l'impact des interphases sur le comportement global de l'assemblage collé est important [JC18, FP89]. Par conséquent, pour investiguer le comportement mécanique d'un assemblage collé, il est nécessaire de réaliser l'étude expérimentale avec des joints de colles dont la couche d'adhésif est la même que celle utilisée pour l'application industrielle [FP89, CDGS05].

En raison des contraintes géométriques d'un joint de colle, des essais spécifiques ont été développé pour caractériser leur comportement mécanique. Trois types d'essais sont présentés par la suite : l'essai à simple recouvrement, l'essai TAST et l'essai Arcan.

1.3.1 Essai à simple recouvrement

L'essai de type simple recouvrement est le plus souvent utilisé, car celui-ci est dit simple à mettre en œuvre et a un faible coût de production [JC18, CDGS05]. Cet essai consiste en deux plaques d'une épaisseur de 1.6mm collées ensemble sur une longueur de recouvrement de 12.7mm. La géométrie de ce type d'essai a été normalisée dans l'ASTM D1002 [fTaM06]. Une sollicitation dans le sens longitudinal de l'assemblage va cisailler la surface collée. L'essai est schématisé sur la figure 1.6.

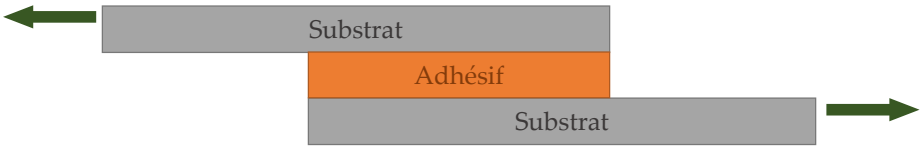


FIGURE 1.6 – Essai de type simple recouvrement [CDSC06]

Cependant, l'utilisation de ces éprouvettes pour la caractérisation du comportement du joint de colle reste controversée. Tout d'abord, les substrats fins ont tendance à fléchir lors de l'application de la sollicitation. Cela se produit pour annuler le moment généré par le désaxage initial. L'éprouvette prend alors une forme générale de "S". Cette géométrie engendre des contraintes normale et tangentielle dans l'adhésif. De plus, malgré la rigidité plus importante des substrats par rapport à l'adhésif, ils vont également se déformer longitudinalement lors de la sollicitation de l'éprouvette. L'ensemble de ces éléments induit une distribution de contraintes non uniforme le long de la surface collé. Cette distribution est représentée sur la figure 1.7. Selon Volkersen [Vol38], ce champ de contrainte est le résultat de déformations différentielles. La couche d'adhésif n'est alors plus sollicitée en cisaillement pur. Plusieurs travaux ont mis en évidence cette inhomogénéité des contraintes dans la couche d'adhésif [CDSC06, HA84]. Ces analyses ont également montré la présence de concentration de contraintes aux extrémités de la couche de colle, appelée effets de bords. Ils viennent de la différence significative de rigidité locale entre l'adhésif et les substrats [Cog08, LSP87].

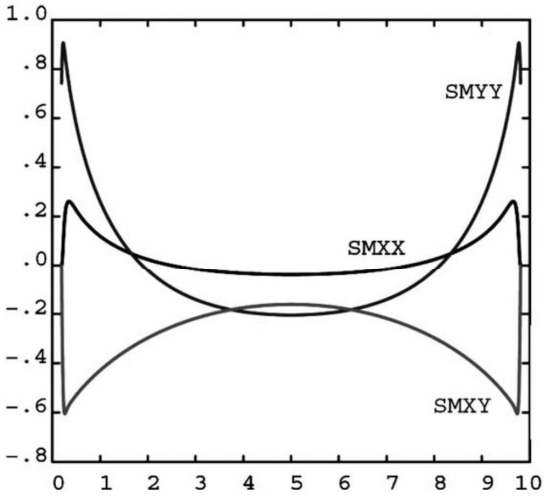


FIGURE 1.7 – Distribution des contraintes dans l'adhésif sur la longueur de recouvrement [CDSC06]

1.3.2 Essai TAST

Pour limiter la flexion des substrats et par conséquent la distribution de contrainte non homogène dans l'adhésif et se rapprocher d'un état de contrainte de cisaillement pur, d'autres géométries d'éprouvettes ont été proposées. Par exemple, l'essai TAST (Thick Adherend Shear Test) utilise des substrats épais, dont l'épaisseur est supérieure à 9mm avec une longueur de recouvrement inférieure à 10mm (figure 1.8). Plusieurs normes définissent cet essai : ASTM D3983 [fTaM11], ASTM D5656 [fTaM10], ISO 11003-2 [Int01]. Cette géométrie d'éprouvettes permet de réduire la flexion des substrats. La répartition des contraintes dans la couche d'adhésif est plus uniforme. Des analyses expérimentales et numériques ont été menées par Cognard et al. [CCSL10, CCSD08] et da Silva et al. [dSDBA12]. Les résultats de ces analyses valident l'intérêt de l'essai TAST : la contrainte de cisaillement est quasiment uniforme le long de la surface collée. Une concentration de contraintes aux extrémités du joint de colle reste présente, principalement due à la composante normale du tenseur des contraintes.

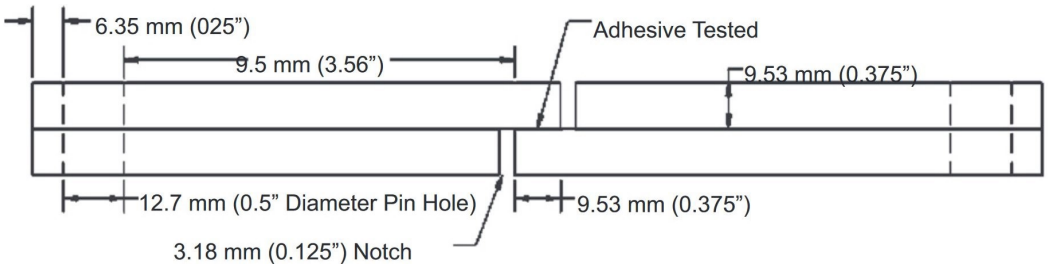


FIGURE 1.8 – Essai TAST selon la norme ASTM D5656 [fTaM10]

1.3.3 Essai Arcan

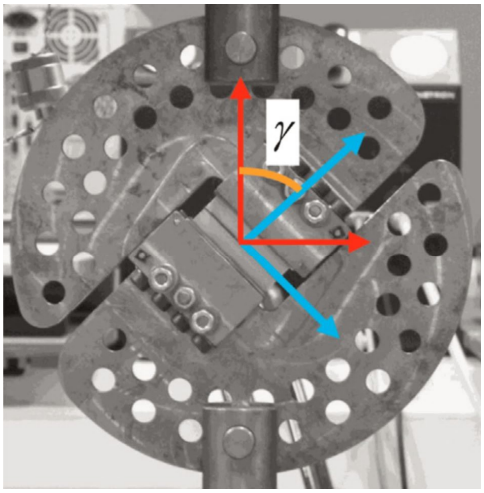
La plupart des essais développés pour caractériser le comportement de joint de colle ne permet de solliciter l'éprouvette que selon une direction. Cependant, l'application industrielle étudiée ici, le C-Claw^{TM}, peut être sollicitée de façon plus diverse. Il est donc primordial de caractériser le comportement du joint de colle selon l'ensemble des sollicitations possibles.

Les travaux d'Arcan et al. [AHV78] se sont concentrés sur le développement d'une éprouvette de joint de colle permettant une distribution de contrainte uniforme dans l'adhésif. Sur la base de cette éprouvette, Gineste [Gin93] (figure 1.9a) puis Cognard et al. [CDGS05, CDSC06, CCSD08] (figure 1.9b) ont mis au point l'essai Arcan modifié, afin de pouvoir solliciter le joint de colle en traction, cisaillement, traction-cisaillement et compression-cisaillement. Le choix du type de sollicitation se fait grâce aux différents trous présents sur les plaques. L'intérêt majeur de ce dispositif est l'utilisation de substrats rigides avec des becs usinés au niveau du joint de colle. Ces becs permettent de réduire fortement les effets de bord et d'obtenir un champ de contrainte presque uniforme dans la couche d'adhésif. Davies et al. [DSC^{+}09] ont réalisé des études expérimentales et numériques de joints de colle en utilisant ce dispositif avec différentes épaisseurs d'adhésif. Leurs résultats ont révélé une influence faible de l'épaisseur en termes de contrainte-déformation moyenne. Toutefois, une baisse des niveaux de rupture est observée, expliquée par l'apparition de concentration de contrainte lorsque l'épaisseur augmente. La géométrie des becs des substrats doit donc être adaptée en fonction de l'épaisseur du joint de colle. D'autre part, ce dispositif présente également plusieurs autres inconvénients : la fabrication des éprouvettes est longue et a un coût important, la mise en place des éprouvettes est sensible aux défauts d'alignement entre l'axe de sollicitation et l'éprouvette, et le montage complet pèse plusieurs kilogrammes.

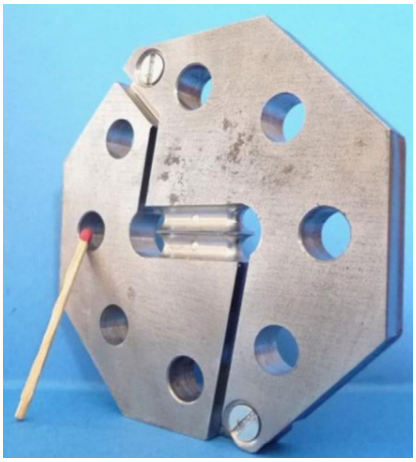
Créac'hcadec et al. [CSCG15] a donc proposé un dispositif similaire mais plus petit et en un seul bloc (les substrats et les plaques trouées constituent la même pièce) (figure 1.9c). Les substrats sont pourvus de quatre alésages pour solliciter le joint de colle en traction, traction-cisaillement, cisaillement et compression-cisaillement. Le maintien des substrats est réalisé grâce à un dispositif utilisant deux vis, permettant de contrôler l'épaisseur d'adhésif et l'orientation relative des substrats pendant la mise en œuvre du collage. Les substrats disposent également de becs proches des surfaces collées (figure 1.9d) pour réduire les effets de bord. Le montage peut être utilisé plusieurs fois si les substrats ne se déforment pas de façon irréversible.



(a)



(b)



(c)



(d)

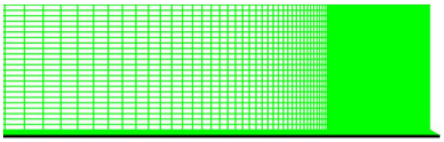
FIGURE 1.9 – (a) Essai Arcan modifié par Gineste [Gin93] (b) Essai Arcan modifié par Cognard et al. [CDGS05] [CDSC06] [CCSD08] (c) Essai Arcan TCS de Créac'hcadec et al. [CSCG15] (d) Zoom sur les becs de l'Arcan TCS [CSCG15]

1.3.4 Effets de bord

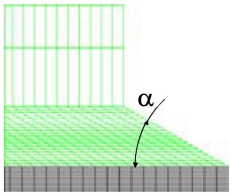
La présentation de ces méthodes expérimentales pour caractériser le comportement mécanique du joint de colle a souligné l'importance de prendre en compte les effets de bord. En effet, ils peuvent entrainer l'initiation prématurée de fissures dans la couche d'adhésif. De plus, la présence de ces concentration de contraintes augmente l'écart-type des résultats. Limiter les effets de bords permet donc de fiabiliser l'assemblage. Divers travaux ont développé des solutions pour atténuer ces concentrations de contraintes [LM98, Pen00, BGT02].

Limitation des effets de bords grâce à l'utilisation de becs au niveau des substrats

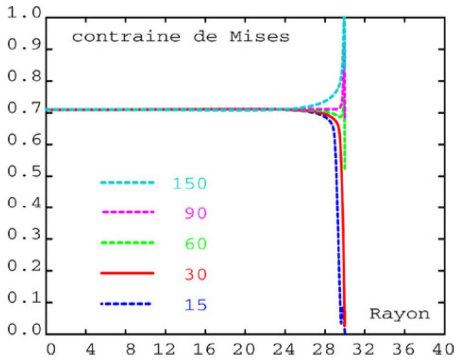
La méthode a été mise en évidence avec la description du dispositif Arcan. Il s'agit d'une modification de la géométrie des substrats proche de la couche d'adhésif en utilisant des becs [LSP87]. Cette méthode est efficace en particulier pour les structures composées de plusieurs matériaux, comme c'est le cas pour les assemblages collés. Créac'hcadec et al. [CSCG15] et Cognard et al. [CDGS05] ont réalisé une étude paramétrique pour définir la géométrie des becs des substrats pour réduire efficacement les concentrations de contraintes aux bords du joint de colle. Un des premiers paramètres est l'angle du bec des substrats avec la couche d'adhésif. Cet angle α est défini sur la figure 1.10b. L'influence de l'angle sur la contrainte de von Mises dans le joint de colle est illustrée sur la figure 1.10c. Ces résultats montrent que pour α compris entre 30° et 45°, cette contrainte s'annule au niveau des bords. Plus l'angle est faible, plus la contrainte au bord diminue. Toutefois, un angle faible rend l'usinage des substrats plus difficile. D'autre part, pour un angle supérieur à 90°, une forte concentration de contraintes aux bords est observée.



(a) Maillage du substrat et du joint de colle



(b) Zoom sur le maillage du bec



(c) Influence de l'angle du bec sur les concentrations de contraintes

FIGURE 1.10 – Répartition de la contrainte de von Mises au centre du joint de colle en fonction de l'ange du bec [CSCG15]

L'étude de Créac'hcadec et al. [CSCG15] a également mis en évidence que le ratio du module d'Young des substrats avec celui de l'adhésif impacte les effets de bords. Plus ce ratio est important, plus les contraintes augmentent au bord du joint de colle.

Limitation des effets de bords grâce à une augmentation locale de l'épaisseur d'adhésif

L'étude de Cognard et al. [CDS10] a mis en évidence que des becs inversés, c'est-à-dire avec une modification locale du profil de l'épaisseur d'adhésif pour obtenir une épaisseur plus importante sur les bords libres, limitent significativement les effets de bords. Ces résultats reposent sur une étude numérique pour un collage cylindrique. C'est la solution choisie par Cold Pad pour le connecteur collé C-Claw^{TM} [Cou17]. Ce connecteur de 120mm de diamètre a été conçu pour obtenir un profil d'épaisseur de colle variable et ainsi réduire la concentration des contraintes aux bords. Deux connecteurs sont utilisés : un spécifique pour des charges de traction, un second pour des charges de cisaillement (figure 1.11). Leur profil d'épaisseur de colle est représenté sur la figure 1.12.



FIGURE 1.11 – Connecteur C-Claw^{TM} de traction à gauche et de cisaillement à droite

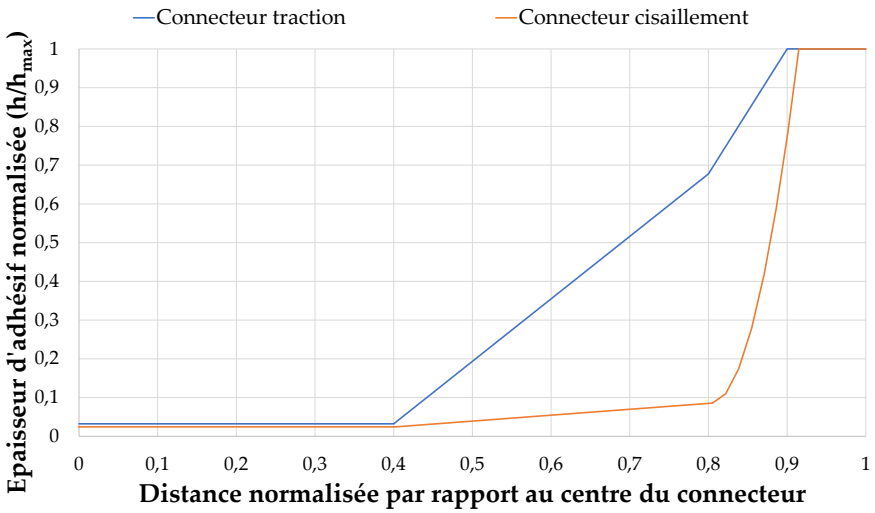


FIGURE 1.12 – Profil de l'épaisseur de colle pour le connecteur de traction et de cisaillement

L'étude de Djeumen et al. [DCC+20] a confirmé que la géométrie des connecteurs collés réduit efficacement la concentration des contraintes aux bords de l'assemblage dans l'adhésif. En effet, le graphique de la figure 1.13 compare le champ de contrainte obtenu par des simulations numériques pour le cas d'un assemblage avec une augmentation locale de l'épaisseur d'adhésif, et celui où l'épaisseur est constante. Le reste de la géométrie de l'assemblage est identique. La comparaison en terme de contrainte souligne bien que la contrainte au bord est significativement réduite dans le cas où l'épaisseur d'adhésif n'est pas homogène dans l'assemblage. De plus, dans le cas où l'épaisseur d'adhésif n'est pas homogène, la contrainte est maximale au centre de l'assemblage, là où l'épaisseur est minimale.

1.4 Fluage des polymères

1.4.1 Définition

Le fluage est défini comme la déformation dépendante du temps d'un matériau sous une contrainte constante [FLO89, MC08]. Il est caractérisé par un écoulement lent du matériau, qui se comporte comme s'il était visqueux. Si une éprouvette est soumise à un chargement de traction constant, la diminution de la section transversale (due à l'augmentation de la longueur résultant du fluage) génère une augmentation de la contrainte. Lorsque cette contrainte atteint une valeur limite à laquelle se produit la rupture en statique (contrainte ultime de traction), l'échantillon casse [MC08].

Sous sollicitation de fluage, un système adhésif perd ses performances dans le temps. Pour un assemblage collé avec des substrats métalliques, seul le fluage de l'adhésif est considéré, car dans les mêmes conditions, les matériaux constituants les substrats fluent de façon négligeable. Dans le cas de composites, le fluage est essentiel à prendre en compte dans le dimensionnement car les matrices sont souvent de nature polymère [PBNHR05].

1.4.2 Stades de fluage

Le fluage est généralement caractérisé par la courbe donnant l'évolution de la déformation en fonction du temps. Une courbe de fluage est classiquement divisée en trois stades [FLO89, MC08, SA95] (figure 1.14) :

- Le stade primaire ou transitoire pendant lequel la vitesse de fluage (ou vitesse de déformation) diminue avec le temps, ce qui correspond à une augmentation de la résistance du matériau, ou encore à une consolidation ;
- Le stade secondaire pendant lequel la vitesse de déformation est constante avec le temps et a atteint son minimum ;
- Le stade tertiaire pendant lequel la vitesse de déformation croît jusqu'à la rupture, un phénomène de striction pouvant apparaître au cours de ce stade. La vitesse de déformation augmente, allant jusqu'à la rupture de l'échantillon.

Cette division de la courbe de fluage a été faite en premier par Andrade, un des pionniers de l'étude du fluage [MC08]. Elle est également facilement observable sur les courbes de vitesse de fluage en fonction du temps (figure 1.14b). Pour les températures trop faibles

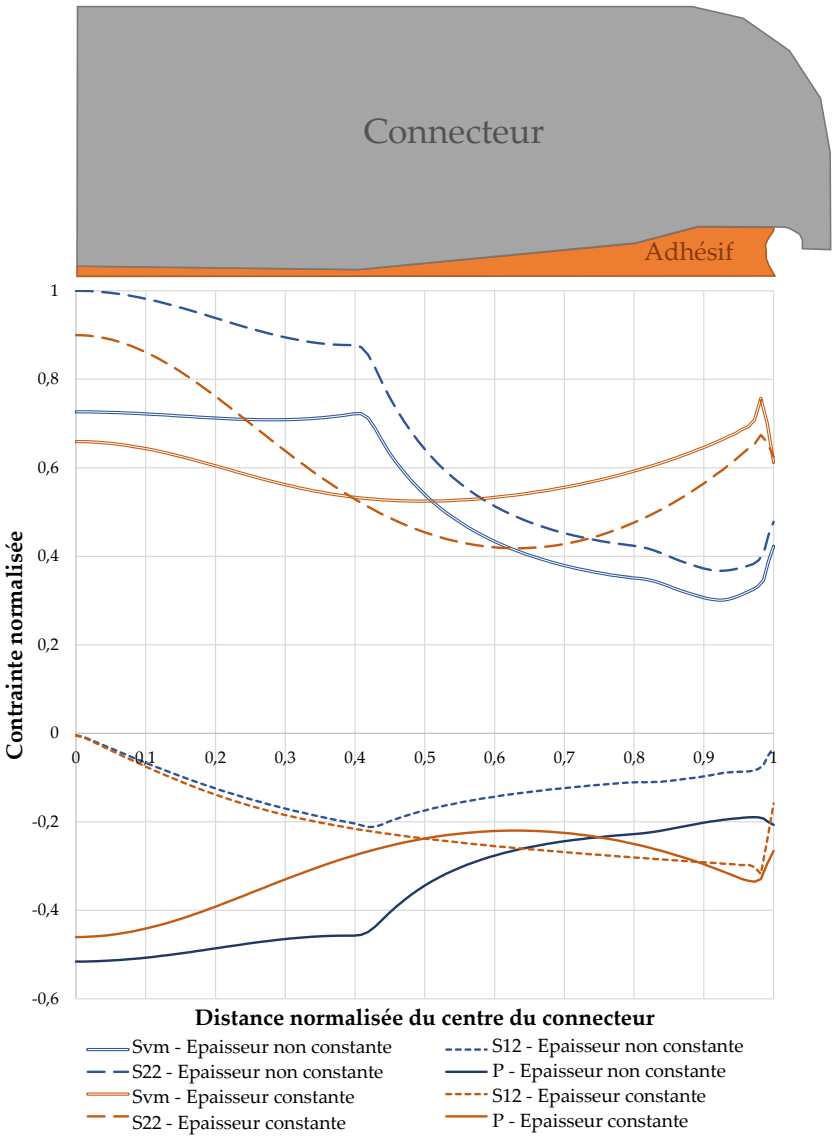


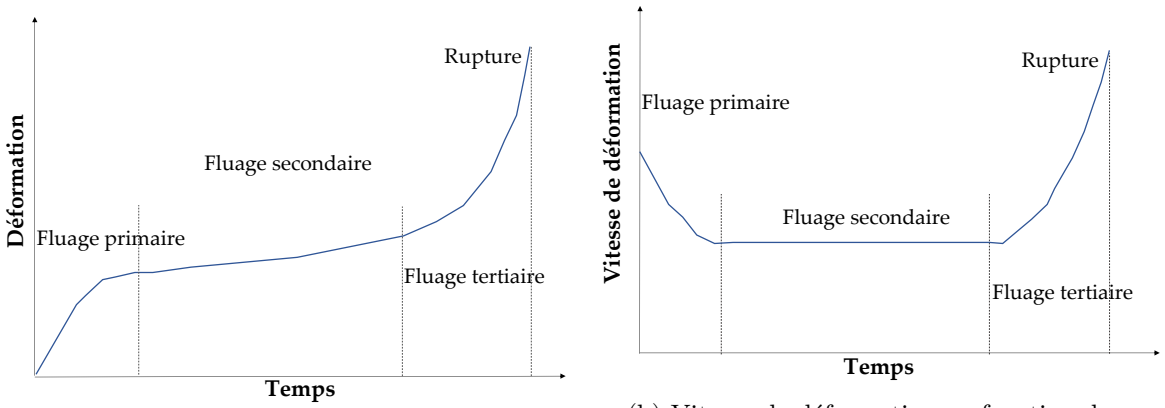
FIGURE 1.13 – Comparaison de la contrainte de von Mises au centre de la couche d'adhésif pour une épaisseur constante et pour une épaisseur avec une augmentation locale

(inférieures à $0.3 \times T_f$ pour les métaux, avec T_f la température de fusion du métal), les trois stades ne s'observent pas.

1.4.3 Facteurs influents

Chargement appliqué

Selon Cao et al. [CSY17], le nombre d'atomes participant à de grandes déformations augmente avec la contrainte. Ainsi, la vitesse de fluage, et donc la déformation, augmente



(a) Déformation en fonction du temps

(b) Vitesse de déformation en fonction du temps

FIGURE 1.14 – Courbes caractéristiques du fluage [SA95]

avec le niveau de chargement. De plus, le temps à rupture diminue lorsque la contrainte augmente. Ces phénomènes sont représentés sur la figure 1.15a. La durée des stades primaire et tertiaire augmentent avec la contrainte, tandis que celle du stade secondaire diminue [SA95, SR72]. On distingue les essais réalisés à des contraintes inférieures à la limite d'élasticité et ceux réalisés à des contraintes supérieures. Dans ce dernier cas, le stade secondaire est d'autant plus réduit que le taux d'écrouissage du matériau est faible lors d'un essai de traction [SA95].

Température

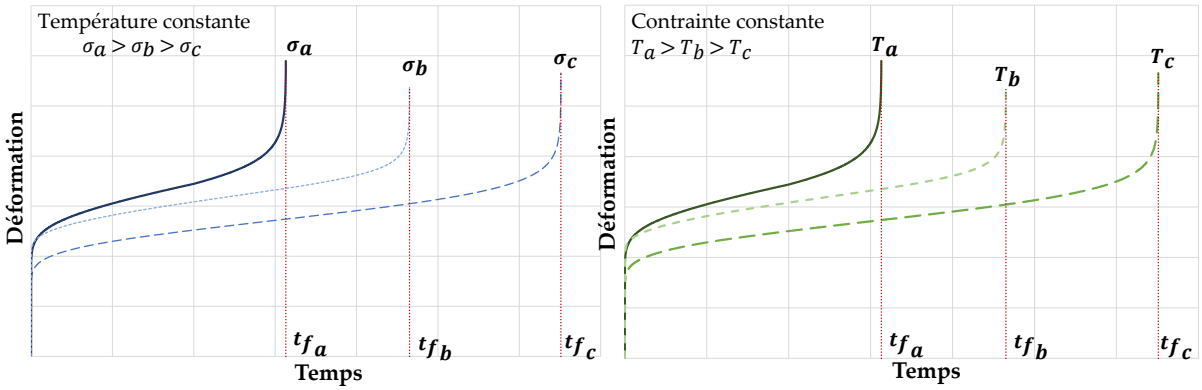
Le fluage est une sollicitation activée thermiquement. En effet, de faibles variations de température entraînent des variations importantes de la vitesse de déformation : la vitesse de fluage augmente avec la température. Ainsi, le temps à rupture diminue lorsque la température croit (figure 1.15b). De façon similaire à la contrainte, la durée des stades primaire et tertiaire augmentent avec la température, tandis que celle du stade secondaire diminue [MC08, SA95].

1.4.4 Type de comportement au fluage

Sous sollicitation de fluage, la déformation totale est décomposable en la somme de la déformation instantanée et de la déformation de fluage [FLO89], comme donnée par l'équation 1.1, avec ε la déformation totale, ε_0 la déformation instantanée et ε_c la déformation de fluage. La déformation instantanée est le niveau de déformation atteint à la fin de la mise en charge [MC08].

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \varepsilon_c \tag{1.1}$$

Pour un polymère, si la contrainte est retirée, la déformation totale décroît du niveau de déformation élastique puis continue à diminuer dans le temps. Le taux de déformation



(a) Contrainte

(b) Température

FIGURE 1.15 – Facteurs influents sur le fluage

récupérable peut être une partie importante de la déformation totale [FLO89].

Un matériau est qualifié de viscoélastique linéaire si le principe de superposition de Boltzmann est vérifié, c'est-à-dire que les équations 1.2 et 1.3 sont vérifiées, avec σ la contrainte de fluage [FLO89]. Généralement, les matériaux sont linéaires pour un certain intervalle de couples de variables (contrainte et température) [FLO89, MS09]. Les figures 1.16 et 1.17, issues des analyses de Majda et al. [MS09], illustrent la distinction entre un matériau linéaire et un non linéaire.

$$\varepsilon[c\sigma(t)] = c \times \varepsilon[\sigma(t)] \tag{1.2}$$

$$\varepsilon[\sigma_1(t) + \sigma_2(t - t_1)] = \varepsilon[\sigma_1(t)] + \varepsilon[\sigma_2(t - t_1)] \tag{1.3}$$

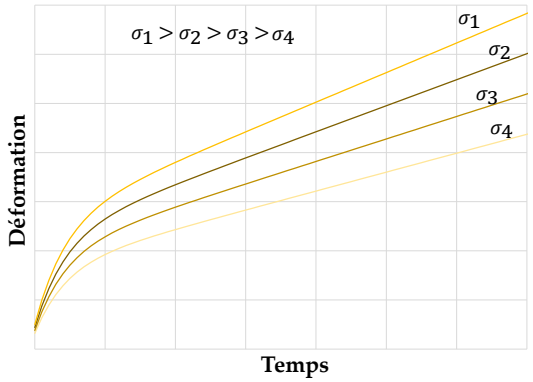


FIGURE 1.16 – Courbes de fluage avec un adhésif linéaire [MS09]

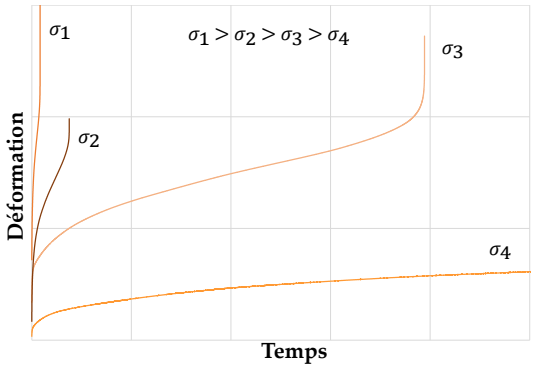


FIGURE 1.17 – Courbes de fluage avec un adhésif non linéaire [MS09]

1.4.5 Mécanismes de déformation des polymères pendant le fluage

Mécanismes en fonction des stades de fluage

D'après l'étude de Cao et al. [CSY17], le stade primaire est une période de nucléations des déformations. Il est caractérisé par la création et la propagation de dislocations. Des structures formées par glissement des dislocations peuvent être observées : bandes de déformation et lignes de glissement plus ou moins espacées suivant la contrainte appliquée et le temps de fluage [SA95]. Shen et al. [SR72] explique le stade primaire du fluage des polymères par le fait qu'initialement les liaisons du réseau macromoléculaire ne sont pas orientées. Il y a donc peu de restriction du mouvement, ce qui induit que la vitesse de fluage est importante. Lorsque les liaisons sont orientées, les chaînes interfèrent entre elles. La résistance au fluage devient donc de plus en plus importante, d'où la baisse de la vitesse de fluage. Au cours de ce stade, il se produit également des ruptures des liaisons secondaires, c'est-à-dire celles d'hydrogène et de Van der Waals.

Pendant le stade secondaire du fluage, comme les chaines sont tendues, la déformation est causée par des mécanismes locaux, tels que la rotation des segments et des déplacements de faibles amplitudes. Un équilibre thermodynamique est atteint, l'énergie d'activation devient alors constante et un état d'équilibre de fluage est observé [SR72]. Les dislocations s'assemblent pour former une structure cellulaire plus ou moins nette : cela correspond à une polygonisation du glissement. Les murs des cellules sont constitués de dislocations enchevêtrées (voir figure 1.18). Ces cellules sont d'autant moins formées que la température est basse. Elles présentent bien souvent un allongement suivant le type de glissement activé. La densité de dislocations reste stable au cours de ce stade. La sous-structure se forme et se détruit constamment : il y a équilibre entre les processus de formation et d'annihilation des dislocations [SA95].

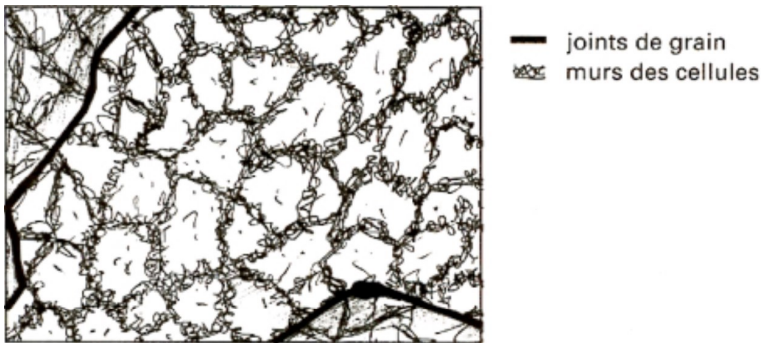


FIGURE 1.18 – Schéma d'une structure cellulaire [SA95]

Le stade tertiaire correspond à l'apparition de cavités et de fissures dans tout le matériau. La cavitation est divisible en trois étapes [SA95] :

- L'amorçage, qui est la naissance des cavités bien souvent au niveau des lignes de glissement, des inclusions, à l'interface de deux phases de nature différente. La naissance des cavités peut avoir lieu avant le stade tertiaire ;

- La croissance, due à la diffusion de lacunes et à la présence d'un champ de contrainte plus important autour des cavités ;
- La coalescence, correspondant à la fusion entre cavités entraînant la création des fissures, ce stade précédant la propagation de celle-ci.

La rupture se produit par augmentation de la contrainte, due à la diminution de section de l'éprouvette résultant de la formation des cavités [SA95, CSY17]. D'après les analyses de Raghavan [Rag97], à l'échelle microscopique, la rupture peut être due à la propagation de fissures ou encore à la déformation visqueuse. La rupture d'une liaison primaire implique qu'elle soit totalement tendue, et cela au-delà de sa limite thermomécanique. Lorsqu'une contrainte est appliquée, seules certaines chaînes ont l'orientation favorable pour subir l'intégralité de cette sollicitation, ce sont celles qui vont rompre en premier. La contrainte va ensuite se répartir sur les segments subsistants et provoquer des déformations visqueuses. Lorsqu'elles ont l'orientation adéquate, ces liaisons subissent l'ensemble de la contrainte appliquée et rompent ensuite.

Mécanismes liés à la température

Selon les observations de Cao et al. [CSY17], à basse température, les effets d'activation thermique dominent. Cela entraîne un léger accroissement de la vitesse de fluage avec la contrainte. En augmentant la contrainte, les mécanismes de déformation et d'écoulement contribuent à la déformation macroscopique du matériau, jusqu'à ce que la contrainte atteigne une limite, à partir de laquelle les activations de contrainte et thermique accélèrent. A haute température, il y a une transition dans le comportement en fluage : le processus d'activation thermique ne domine plus, mais c'est celui de la contrainte.

Mécanismes liés aux défauts du matériau

Si des impuretés sont présentes au niveau d'une dislocation, le réseau est localement déformé. Pendant la propagation des dislocations, les impuretés voisines sont attirées. Cela crée un nuage d'impuretés, qui va opposer une résistance à la propagation des dislocations [SA95].

1.4.6 Modèles de fluage

Deux approches principales existent pour modéliser le comportement en fluage d'un matériau : les modèles empiriques et les modèles rhéologiques. Les modèles empiriques sont des formes mathématiques dont les paramètres sont ajustables pour décrire le comportement du matériau observé expérimentalement. Les modèles rhéologiques reposent sur des éléments représentant des systèmes mécaniques simples (ressort, amortisseur, patin).

Modèles uniaxiaux

Modèles empiriques Les modèles empiriques les plus simples sont basés sur des lois de puissance [FLO89, dSOA11, PM95]. Un exemple est donné par l'équation 1.4, avec B_0, B_1 et n des constantes propres aux matériaux. Ce modèle peut être utilisé pour décrire le

comportement en fluage de matériau linéaire.

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \times (B_0 + B_1 t^n) \tag{1.4}$$

Le modèle de Bailey-Norton propose une approche empirique pour un matériau non linéaire avec également l'influence de la température prise en compte [Sal09, SPDST19]. La déformation est exprimée par l'équation 1.5, avec C_0, C_1, C_2 et C_T les constantes du matériau.

$$\varepsilon = (t) = \sigma_0 \times \left(C_0 \sigma_0^{C_1} t^{C_2} \exp\left(-\frac{C_T}{T} \right) \right) \tag{1.5}$$

Le modèle de la θ-projection est aussi régulièrement utilisé pour modéliser le comportement en fluage. Ce modèle est décrit par l'équation 1.6 avec θ_1, θ_2, θ_3 et θ_4 des constantes spécifiques au matériau. Ce modèle peut être utilisé pour des matériaux non linéaires vis-à-vis de la contrainte et de la température. Dans ce cas, les paramètres θ_i sont exprimés par l'équation 1.7, avec a_i, b_i, c_i et d_i des paramètres à identifier.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \theta_1 \left(1 - \exp\left(-\theta_2 t\right)\right) + \theta_3 \left(\exp\left(\theta_4 t\right) - 1\right) \tag{1.6}$$

$$\log(\theta_i) = a_i + b_i \sigma_0 + c_i T + d_i \sigma_0 T \tag{1.7}$$

Barboza et al. a proposé un modèle empirique pour le fluage [BMNS04]. Les paramètres du modèle sont identifiés grâce à des éléments caractéristiques de la courbe expérimentale de fluage du matériau. La déformation est donnée par l'équation 1.8, avec ν_1, ν_2, ν_3 et ν_4 les paramètres du modèles déterminés avec l'équation 1.9. Les paramètres $\dot{\varepsilon_s}$, ε_{pr}, t_{pr}, t_f et ε_f correspondent respectivement au coefficient directeur de la droite caractéristique du stade secondaire, l'ordonnée à l'origine de cette droite, le temps auquel est atteint cette déformation, le temps à rupture et la déformation à rupture. L'identification de ces éléments est illustrée sur la figure 1.19.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \nu_1 \left(1 - \exp\left(-\nu_2 t\right)\right) + \nu_3 \left(1 - \left(1 - \frac{t}{t_f}\right)^{\nu_4}\right) \tag{1.8}$$

$$\begin{cases} \nu_1 &= \varepsilon_{pr} \\ \nu_2 &= \frac{1}{t_{pr}} \\ \nu_3 &= \varepsilon_f - \varepsilon_{pr} \\ \nu_4 &= \dfrac{\dot{\varepsilon_s} \times t_f}{\varepsilon_f} \end{cases} \tag{1.9}$$

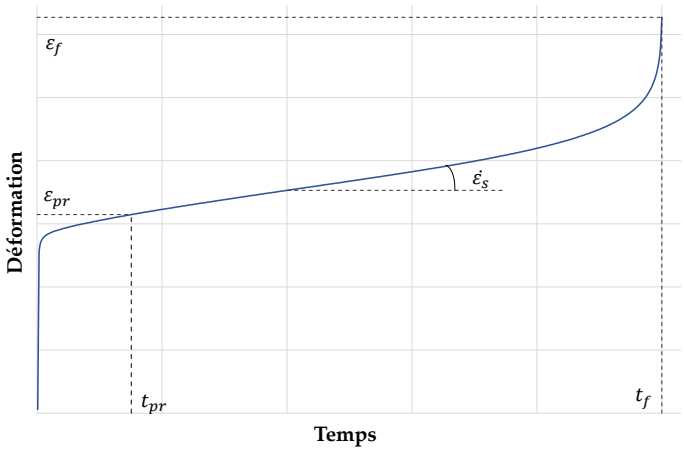


FIGURE 1.19 – Identification des paramètres de fluage pour le modèle de Barboza et al. [BMNS04]

Modèles rhéologiques La forme de la réponse matérielle aux essais mécaniques permet de faire une classification des comportements mécaniques. Les comportements principaux peuvent en effet être décrits par une analogie rhéologique avec certains systèmes mécaniques basiques. Ces éléments sont présentés sur la figure 1.20. L'élasticité est communément associée au comportement mécanique d'un ressort dont la raideur est définie par le module d'Young E du matériau. La viscosité correspond au comportement d'un ressort avec η le coefficient visqueux du frottement fluide linéaire. Le patin équivaut au frottement de Coulomb afin de décrire la plasticité, ce qui nécessite qu'une valeur seuil σ_y soit définie pour le domaine dans lequel une perte par friction se produit. Les modèles rhéologiques de fluage sont généralement une association en parallèle et/ou en série de ces éléments.

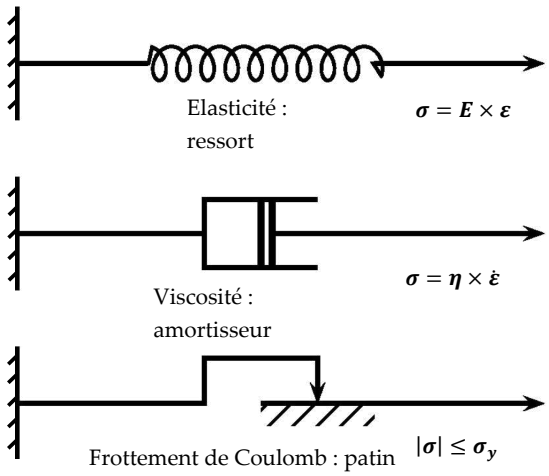


FIGURE 1.20 – Eléments de base pour représenter le comportement mécanique

Le modèle de Kelvin-Voigt est constitué d'un ressort et un amortisseur en parallèle. Le modèle rhéologique et la réponse au fluage d'un matériau suivant ce modèle sont donnés sur la figure 1.21. L'expression de la déformation est donnée par l'équation 1.10. $\frac{\eta}{E}$ est le temps caractéristique du modèle. Ce modèle ne donne pas de déformation instantanée ($\varepsilon(t=0)=0$). De plus, seul le premier stage du fluage peut être décrit par ce modèle.

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E}\left(1 - \exp\left(-\frac{E}{\eta}t\right)\right) \tag{1.10}$$

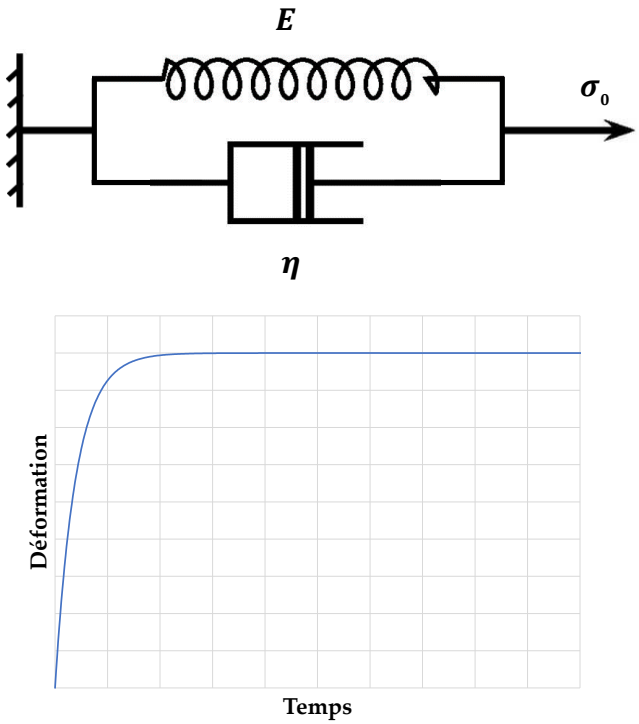


FIGURE 1.21 – Modèle de Kelvin-Voigt

Le modèle de Kelvin Voigt est généralisable en l'associant n fois en série avec un ressort pour l'élasticité instantané (figure 1.22). L'expression de la déformation prend alors la forme donnée en équation 1.11. Les deux premiers stades du fluage peuvent être décrits correctement avec ce modèle. Néanmoins, en fonction du n choisi, le nombre de paramètres à identifier peut être important : pour n éléments en série, $2n+1$ paramètres sont à identifier.

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \times \sum_{i=1}^{n} \frac{1}{E_i}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_i}{\eta_i}t\right)\right) \tag{1.11}$$

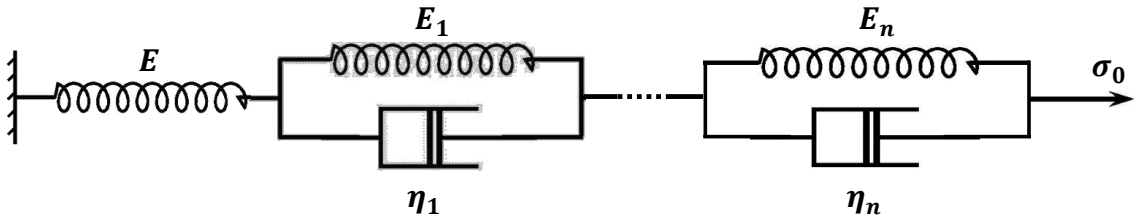


FIGURE 1.22 – Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Le modèle de Maxwell associe en série un ressort avec un amortisseur. Le modèle rhéologique et la réponse au fluage d'un matériau suivant ce modèle sont donnés sur la figure 1.23. L'expression de la déformation est donnée par l'équation 1.12. Cela permet de décrire le comportement en fluage du stade secondaire ainsi que de la déformation instantanée élastique.

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \times \left(\frac{1}{E} + \frac{t}{\eta}\right) \tag{1.12}$$

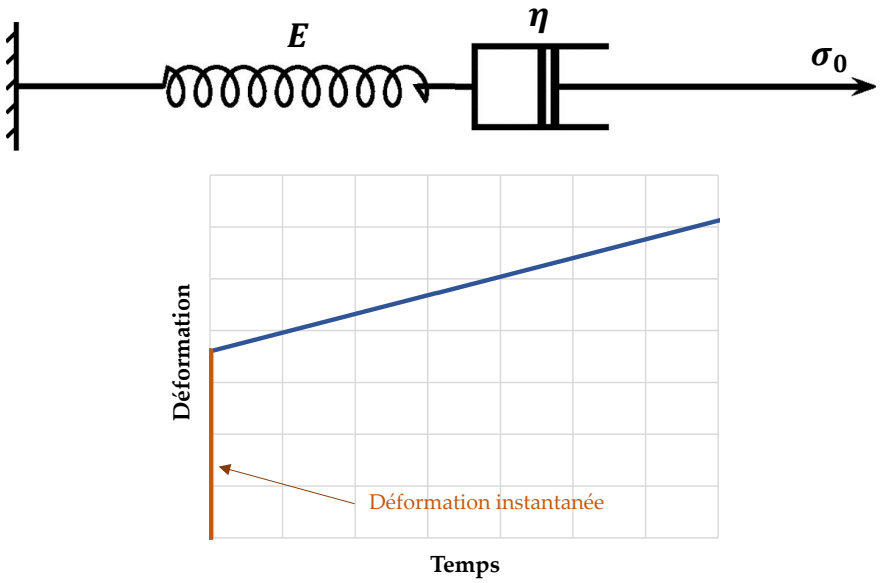


FIGURE 1.23 – Modèle de Maxwell

Le modèle de Burger associe en série les modèles rhéologiques de Kelvin-Voigt et de Maxwell. L'expression de sa déformation est donc la somme de ces modèles (équations 1.10 et 1.12), donnée par l'équation 1.13. Son schéma et la réponse en déformation sont donnés en figure 1.24. L'ensemble des stades primaire et secondaire, et l'élasticité instantanée sont donc modélisés. Les paramètres du modèle de Burger sont déterminés facilement avec une courbe expérimentale de fluage :

- Le module d'élasticité E_1 est calculable à partir de la déformation élastique instantanée $\varepsilon(t=0) = \frac{\sigma_0}{E_1}$;
- Le coefficient d'amortissement η_1 dépend directement de la pente de la droite caractéristique du stade secondaire du fluage : $pente = \frac{\sigma_0}{\eta_1}$;
- L'ordonnée à l'origine de cette droite est donnée par les modules des ressorts E_1 et E_2 : $ordonnee = \sigma_0 \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right)$;
- En définissant α comme l'angle entre la tangente à $t = 0^+$ et l'axe des abscisses, on peut identifier η_2 en utilisant $\tan(\alpha) = \sigma_0 \left(\frac{1}{\eta_1} + \frac{1}{\eta_2}\right)$.

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \times \left(\frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2}t\right)\right)\right) \tag{1.13}$$

Le modèle de Burger classique suppose un comportement en fluage linéaire. Pour obtenir un modèle non linéaire, ce modèle peut être modifié en faisant l'hypothèse que η_1, E_2 et η_2 sont fonction de la contrainte de fluage. Cette approche a en effet été proposée par Majda et al. [MS09] et Houhou et al. [HBQ+14].

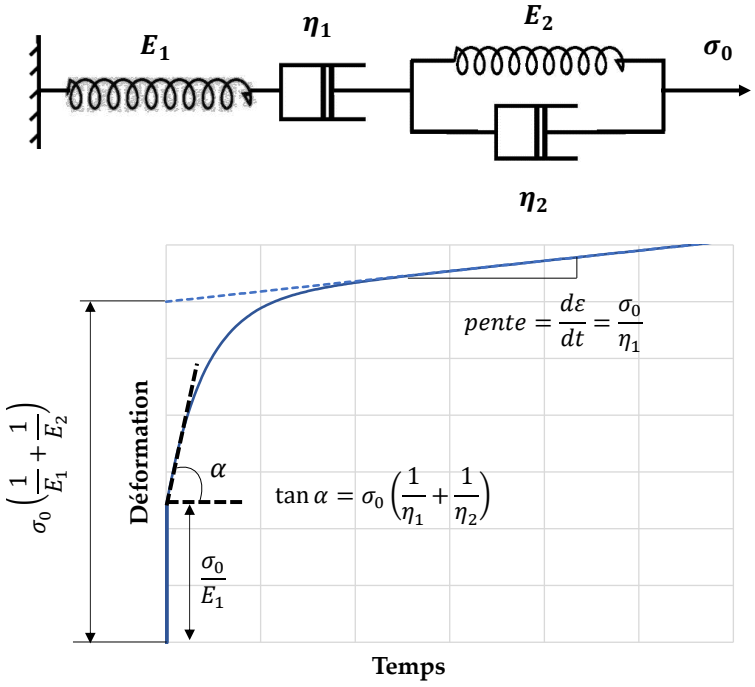


FIGURE 1.24 – Modèle de Burger

Modèles avec prise en compte de l'endommagement La plupart des modèles de fluage présentés peuvent uniquement décrire les deux premiers stades du fluage, sans le stade tertiaire qui conduit à la rupture du matériau. Pour modéliser ce dernier stade, une méthode consiste à introduire une variable d'endommagement d qui varie de 0, au temps

initial, à 1 au moment de la rupture. La loi fluage est généralement de la forme d'un système d'équations différentielles tel que celui donné en équation 1.14.

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon} &= g(\sigma_0, d) \\ \dot{d} &= h(\sigma_0, d) \end{cases} \tag{1.14}$$

Papa et al. [PT05] a proposé une version modifiée du modèle de Burger avec certains paramètres qui dépendent d'une variable d'endommagement (figure 1.25). La déformation suit alors l'équation différentielle donnée par l'équation 1.15. La difficulté principale de ce modèle est de déterminer une loi d'endommagement correspondant au comportement du matériau.

$$\ddot{\varepsilon} + \frac{E_2}{\eta_2}\dot{\varepsilon} = \sigma_0 \left(\frac{\ddot{d}}{E_1(1-d^2)} + \frac{2\dot{d}^2}{E_1(1-d)^3} + \frac{\dot{d}}{\eta_2(1-d)^2} + \frac{\dot{d}E_2}{\eta_2 E_1(1-d)^2} + \frac{E_2}{\eta_1\eta_2(1-d)} \right) \tag{1.15}$$

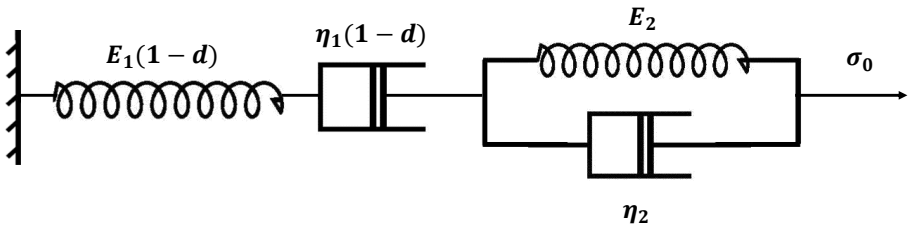


FIGURE 1.25 – Modèle de Burger avec endommagement [PT05]

Un autre exemple de modèle avec endommagement et celui proposé par Othman [OH93], dont le système d'équations différentielles est donné en équation 1.16, avec G, n, m, M, ϕ et χ les paramètres du modèle à déterminer. Ce modèle a été utilisé pour de l'acier à haute température.

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon} &= G\left(\dfrac{\sigma_0}{1-d}\right)^n t^m \\ \dot{d} &= \dfrac{M\sigma_0^\chi t^m}{(1+\phi)(1-d)^\phi} \end{cases} \tag{1.16}$$

Modèles multiaxiaux

La modélisation du fluage peut être généralisée en 3D. La complaisance de fluage est alors un tenseur d'ordre 4. Elle suit la relation donnée par l'équation 1.17 [Sal09], avec $\underline{\underline{\varepsilon}}$ le tenseur de déformation, $\underline{\underline{\underline{\underline{J}}}}$ la complaisance de fluage et $\underline{\underline{\sigma_0}}$ le tenseur de contrainte.

$$\underline{\underline{\varepsilon}}(t) = \underline{\underline{\underline{\underline{J}}}}(t) : \underline{\underline{\sigma_0}} \tag{1.17}$$

Fluage linéaire Dans le cas d'un matériau au comportement linéaire et isotrope, la complaisance est alors uniaxiale. Le tenseur de déformation suit l'équation 1.18, avec $\nu(t)$ le coefficient de Poisson du matériau et $J(t)$ la complaisance uniaxiale. Généralement, le coefficient de Poisson ne dépend pas du temps [Tha12].

$$\underline{\underline{\varepsilon}}(t) = (1 + \nu(t))\, J(t)\underline{\underline{\sigma_0}} - \nu(t)J(t)tr\left(\underline{\underline{\sigma_0}}\right)\underline{\underline{I}} \tag{1.18}$$

Fluage non linéaire Dans le cas d'un comportement non linéaire, la complaisance de fluage dépend de la contrainte de fluage. Dans le cas d'un chargement multiaxial, une contrainte équivalente, représentative de l'état de contrainte en tout point du matériau, doit donc être définie. Cette contrainte équivalente déterminera le comportement non linéaire sous fluage du matériau. Plusieurs types de contraintes équivalentes existent et peuvent être utilisées. En voici quelques exemples :

- La contrainte équivalente de von Mises, généralement utilisée pour les métaux qui sont peu sensibles à la pression hydrostatique ;
- La contrainte équivalente de Drucker Prager souvent utilisée pour les matériaux dont le comportement est dépendant de la pression hydrostatique, comme c'est le cas pour les polymères [CCM11].

1.5 Conclusions

Cette étude bibliographique a mis en évidence les spécificités des assemblages collés ainsi que leurs types de comportement au fluage.

Un assemblage collé est composé de minimum deux matériaux de capacités souvent très différentes. Cet aspect induit la formation d'une interphase entre le substrat et l'adhésif lors de la polymérisation de ce dernier. Cette interphase influe de façon plus ou moins importante, en fonction de l'épaisseur de la couche de colle, sur le comportement de l'assemblage collé. Cette spécificité nécessite que pour une analyse expérimentale, l'ensemble de l'assemblage collé soit étudié, et non chaque matériau composant l'assemblage de façon indépendante.

Plusieurs méthodes expérimentales ont été développées pour caractériser le comportement mécanique du joint de colle. Ces méthodes ont souligné un des inconvénients du collage structural : la présence de concentration de contraintes aux bords de la couche d'adhésif dues à la différence significative de rigidité entre la colle et les substrats. Ces effets de bords sont à éviter car ils réduisent la fiabilité de l'assemblage. Plusieurs méthodes existent pour limiter les effets de bords : des becs au niveau des substrats proche de la surface collée et/ou une augmentation locale de l'épaisseur de colle sur les bords libres. Le connecteur collé C-Claw^{TM} de Cold Pad utilise une augmentation locale de l'épaisseur d'adhésif. Néanmoins, les propriétés mécaniques mesurées avec le connecteur collé pourraient dépendre de sa géométrie. Le dispositif expérimental Arcan pourrait être une bonne alternative d'essai sur joint de colle, où les effets de bords sont limités par une géométrie spécifique de becs sur les substrats au niveau des surface collé.

Le fluage permet d'évaluer la durabilité d'un matériau sous charge constante, où les deux principaux facteurs influents sur ce comportement sont le niveau de charge et la température. Ce phénomène se divise en trois stades. Dans le cadre d'un dimensionnement vis-à-vis du fluage pour une application industrielle, il est préférable que le matériau soit utilisé uniquement pendant les deux premières phases, car la dernière est souvent très rapide et le matériau trop endommagé. Plusieurs modèles existent pour décrire la réponse mécanique observée expérimentalement sous fluage. Les modèles rhéologiques permettent de donner une signification physique aux différents éléments du comportement observé pour les stades primaires et secondaires. Le modèle de Burger semble être un bon compromis pour modéliser correctement le fluage avec relativement peu de paramètres à identifier.

Dans le cadre de cette thèse, il a donc été choisi d'analyser le comportement en fluage des assemblages collés pour un adhésif donné selon deux approches. La première repose sur des investigations expérimentales menées sur le connecteur C-Claw^{TM} de Cold Pad. Ces investigations ont été réalisées pour deux types de sollicitation : en traction et en cisaillement. Plusieurs niveaux de charge et de température ont été étudiés. La seconde approche s'appuie sur une campagne expérimentale de fluage à l'échelle du joint de colle. Afin de s'affranchir des effets de bord comme pour les connecteurs collés, le dispositif Arcan TCS a été choisi. Pour ce type d'étude, un bâti de fluage et des moyens de mesures adaptés ont été spécifiquement conçus. Cela a permis d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sur le comportement en fluage : le niveau de charge, la température et l'épaisseur de la couche d'adhésif. Pour modéliser le comportement observé expérimentalement, le modèle de Burger a été choisi. Dans le cas du connecteur collé, une méthode d'identification spécifique a été développée. L'ensemble de cette étude permettra d'évaluer les performances au fluage de cet adhésif dans un assemblage collé, d'identifier les facteurs les plus influents à considérer vis-à-vis du fluage, ainsi que l'échelle la plus pertinente entre l'assemblage collé avec le C-Claw^{TM} et le joint de colle avec le dispositif Arcan à utiliser pour modéliser puis prédire ce comportement en fluage.

Chapitre 2

Identification du comportement en fluage d'un assemblage collé à partir d'investigations expérimentales à échelle structure

Résumé

Ce chapitre se focalise sur la modélisation du comportement en fluage de l'adhésif à partir des essais réalisés avec les connecteurs collés C-Claw^{TM}. Ces essais de fluage ont été effectués en traction et en cisaillement, à plusieurs niveaux d'effort et de température. Cette campagne expérimentale a duré deux ans et a été réalisée en amont de cette thèse.

Une méthode d'identification inverse des paramètres de fluage utilisant les données issues des investigations expérimentales a été développée. L'intérêt principal de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas de simulations numériques dans la boucle d'optimisation, ce qui réduit fortement le temps de calcul. Cette procédure d'identification a été appliquée à l'ensemble des essais sur connecteurs. Cela a permis de décrire le comportement en fluage de l'assemblage collé avec un modèle de Burger non linéaire.

Sommaire

2.1 Description des protocoles expérimentaux 49
2.1.1 Protocole de collage 49
2.1.2 Essais quasi statiques 50
2.1.3 Essais de fluage 57
2.2 Résultats des investigations expérimentales en fluage 57
2.2.1 Influence du niveau de chargement 57
2.2.2 Influence de la température 61

2.3 Méthode d'identification inverse des propriétés en fluage de l'adhésif à partir d'essais de traction 63
2.3.1 Identification inverse 64
2.3.2 Analyse numérique 65
2.3.3 Identification des paramètres de fluage 69
2.3.4 Conclusion 72
2.4 Modélisation du comportement en fluage des connecteurs collés 74
2.4.1 Modélisation analytique 74
2.4.2 Modélisation numérique 77
2.5 Conclusions 78

2.1 Description des protocoles expérimentaux

Des essais quasi statiques puis de fluage ont été réalisés dans le but de caractériser le comportement de l'assemblage collé avec les connecteurs collés C-Claw^{TM} (figure 2.1). Ces investigations expérimentales ont duré 2 ans et ont été réalisées en amont de la thèse. Leurs résultats ont permis dans un premier temps d'estimer la durée de vue en fluage des connecteurs. Le protocole expérimental de ces essais a été mis au point dans l'étude de Djeumen et al. [DCC^{+}20]. Le montage des essais a été conçu pour représenter au mieux les conditions réelles d'utilisation des connecteurs.

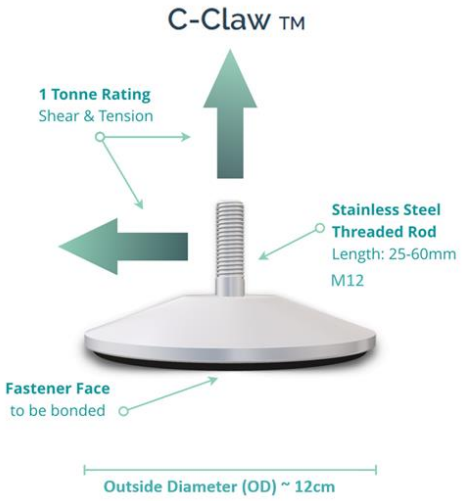


FIGURE 2.1 – Connecteur collé, C-Claw^{TM}

L'adhésif utilisé fait partie de ceux dont se sert Cold Pad pour les applications industrielles du C-Claw^{TM}. Il a été choisi sur la base d'essais rhéologiques, d'essais statique en traction et en cisaillement réalisés en amont. Les résultats de ces essais ont permis de retenir une méthacrylate : l'Adekit A310-1 dont la fiche technique est donnée en annexe A. Cet adhésif a un module d'Young compris en 1200 et 1700 MPa. Sa température de transition vitreuse (T_g) a été évaluée à $85°C$ avec des essais réalisés par Cold Pad.

2.1.1 Protocole de collage

Pour chaque essai, un connecteur est collé sur un substrat, une plaque carrée en acier de 350mm de côté et de 20mm d'épaisseur. Une préparation de surface est effectuée sur le substrat et le connecteur pour chaque collage. Les résidus d'adhésif de précédents essais sont tout d'abord retirés à l'aide d'une brosse mécanique appelée Bristle Blaster. Les surfaces sont ensuite sablées sur les zones de collage avec un sablage fin. Enfin, elles sont nettoyées pour retirer les résidus de sable et de graisse encore présents.

Les connecteurs ont été collés sur une plaque avec le premier prototype du C-Hawk, l'outil d'installation mis au point par Cold Pad. Cet outil contrôle les conditions environne-

mentales (pression, humidité) et l'effort appliqué sur le connecteur pendant le collage. Pour cela, le connecteur est tout d'abord placé dans la cloche du C-Hawk. Puis, un joint torique est mis en place dans la gorge du connecteur. Lors de l'assemblage du connecteur avec la plaque, ce joint sera sous compression et le restera une fois le collage terminé. Il permet de protéger la couche d'adhésif vis-à-vis de l'environnement extérieur, comme l'humidité. Ensuite, les deux composants de l'Adekit A310-1 sont mélangés avec un mélangeur statique, puis appliqués sur le connecteur à l'aide d'une seringue, pour mesurer précisément la quantité d'adhésif appliqué. Après cela, le C-Hawk est retourné sur la plaque (figure 2.2). La procédure du C-Hawk démarre ensuite :

- La chambre haute est mise sous vide puis la chambre basse,
- Lorsque la pression atteint 20 milliBars, la chambre haute est ouverte pour faire descendre le piston et le connecteur,
- Cette configuration est maintenue pendant 1h15,
- La chambre basse est ouverte jusqu'à une pression de 800 milliBars,
- La chambre haute est mise sous vide pour faire remonter le piston,
- Le C-Hawk est retiré de l'assemblage.



FIGURE 2.2 – Pompe à vide et cloche du C-Hawk

La polymérisation de l'adhésif dure 24 heures à $25°C$. Le temps et la température de polymérisation ont été choisis selon les indications fournies dans sa fiche technique, afin de pouvoir considérer la polymérisation de l'adhésif complète.

2.1.2 Essais quasi statiques

Les essais quasi statiques sur les connecteurs collés ont été effectués en traction et en cisaillement à température ambiante. Ces essais avaient pour objectif d'évaluer la force à rupture pour chacune de ces sollicitations, notées par la suite T_{ult} pour la traction et S_{ult} pour le cisaillement. Chaque essai a été répété trois fois. Les valeurs de T_{ult} et S_{ult} ont ensuite permis de déterminer les niveaux de charge qui seront étudiés en fluage.

Essais de traction

Pour un essai de traction, un connecteur de traction est collé sur la plaque. Cet assemblage est fixé sur un bâti de traction conçu spécifiquement pour cet essai. Ce dispositif est monté sur une presse hydraulique pour laquelle la fixation s'effectue par serrage dans les mors. La figure 2.3 illustre le montage d'un essai de traction. L'assemblage est pris dans le mors supérieur par le bâti de traction et dans le mors inférieur par le manchon de raccordement lié au connecteur. L'alignement du bâti et du manchon doit être précis pour garantir un chargement de traction pure et limiter le clivage de l'assemblage. Les essais sont réalisés à vitesse de déplacement constante (2mm/min) jusqu'à la rupture de l'assemblage à température ambiante.

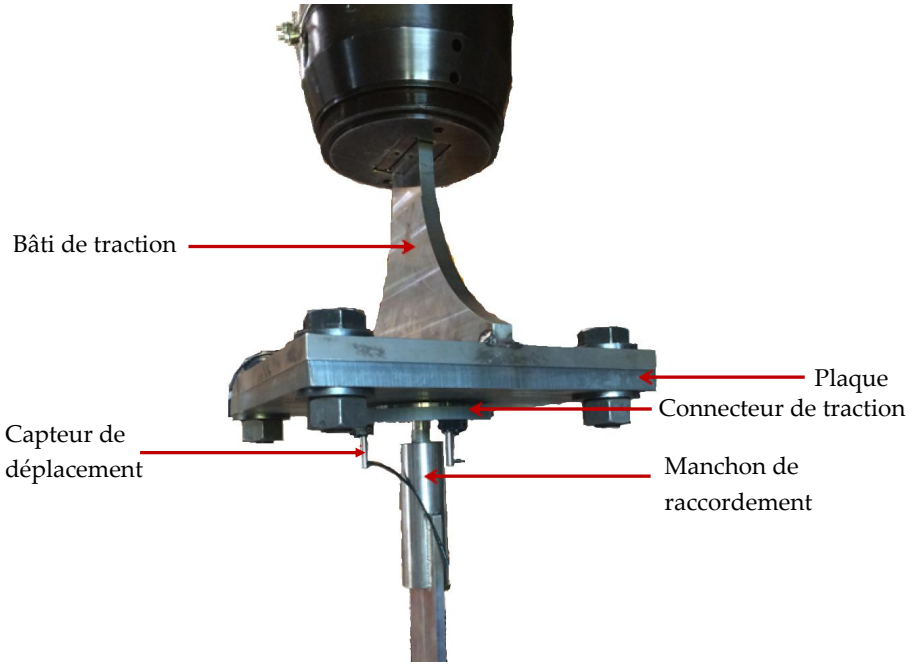


FIGURE 2.3 – Montage pour un essai de traction

Une mesure en déplacement est également réalisée pendant les essais avec des capteurs LVDT (transformateur différentiel linéaire variable) dont les propriétés sont données dans le tableau 2.1. Etant donné la géométrie particulière de l'assemblage, les déplacements ne peuvent pas être mesurés localement au niveau de l'adhésif. Un support capteurs a donc été développé pour fixer sur le connecteur trois capteurs LVDT. Ce support est une plaque circulaire en ABS (Acrylonitrile butadiène styrène) réalisée par impression 3D (figure 2.5). Les capteurs sont positionnés perpendiculairement à la plaque et placés à 120° afin de vérifier la symétrie de la sollicitation (figures 2.4 et 2.5).

Type	D6/01000A/L10/RA/3M
Course	$\pm 1mm$
Linéarité	$< 0.1\%$
Palpeur	Ressort
Température maximale	$125°C$

TABLE 2.1 – Propriétés des capteurs LVDT

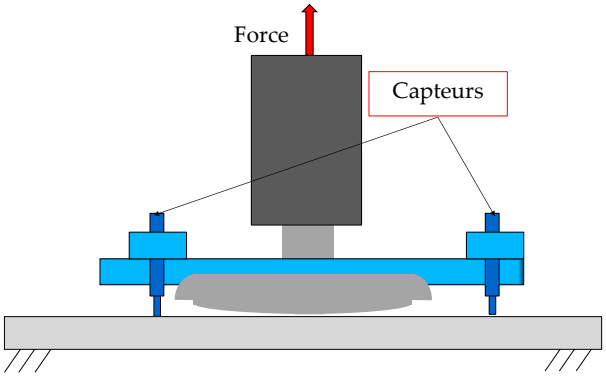


FIGURE 2.4 – Schéma de disposition des capteurs de déplacement pour un essai de traction

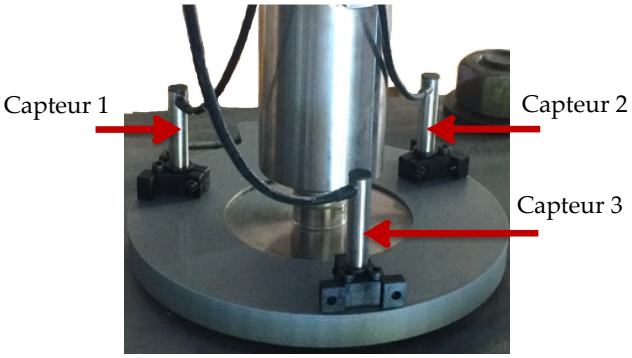


FIGURE 2.5 – Photo du support capteurs pour un essai de traction

Essais de cisaillement

Pour un essai de cisaillement, un connecteur de cisaillement est collé sur la plaque. Cet assemblage est fixé sur un bâti de cisaillement, différent de celui de traction et conçu spécifiquement pour cet essai. Ce dispositif est monté sur la même presse hydraulique que pour les essais de traction. La figure 2.6 illustre le montage d'un essai de cisaillement. L'assemblage est pris dans le mors supérieur par le bâti de cisaillement et dans le mors

inférieur par la plaque de raccordement fixée au connecteur. Comme pour les essais de traction, l'alignement du bâti et de la plaque doit être précis pour garantir un chargement de cisaillement pur et limiter le clivage de l'assemblage. Les essais sont réalisés à vitesse de déplacement constante (2mm/min) jusqu'à la rupture de l'assemblage à température ambiante, comme pour les essais en traction.

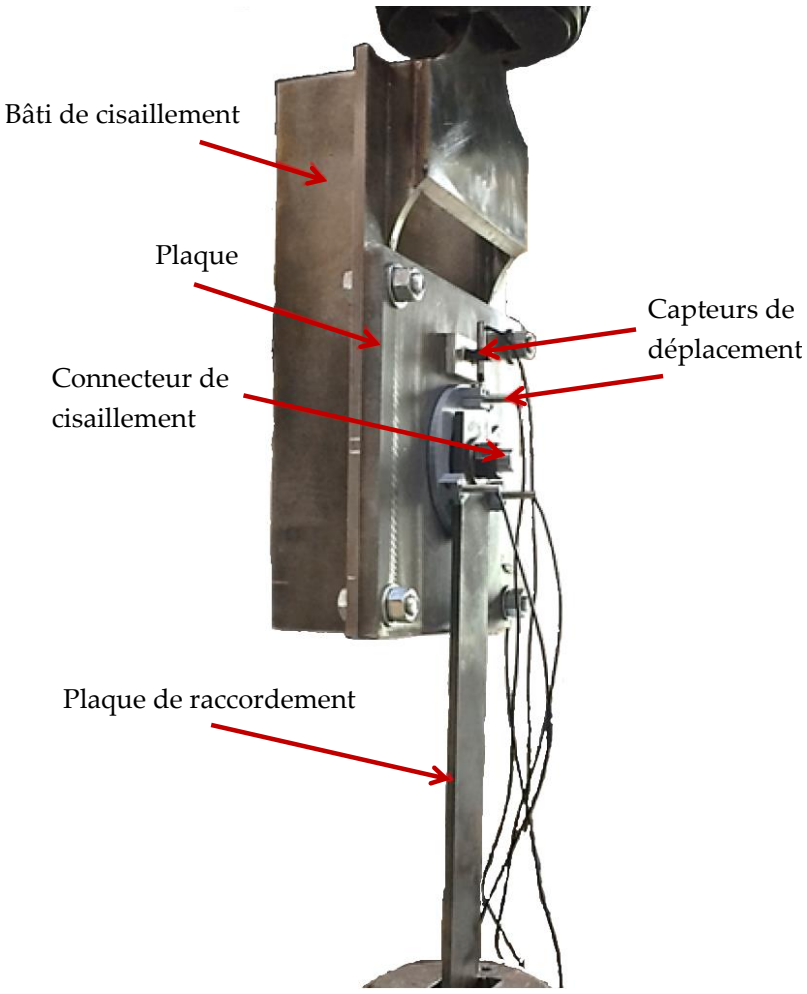


FIGURE 2.6 – Montage pour un essai de cisaillement

Comme pour les essais de traction, trois capteurs LVDT sont fixés au connecteur avec le même support pour mesurer le déplacement orthogonal à la sollicitation (capteurs 2, 3 et 4 de la figure 2.8). Un quatrième capteur est fixé sur la plaque afin de mesurer le déplacement dans le sens de la sollicitation (capteur 1 de la figure 2.8).

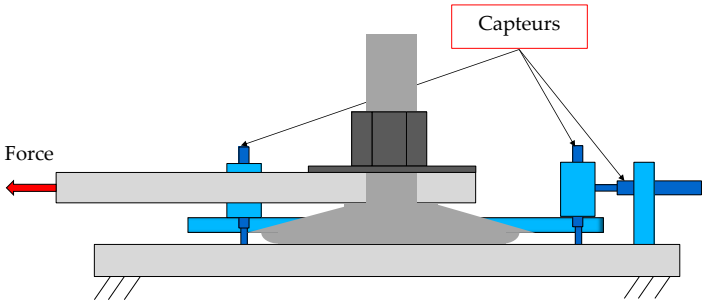


FIGURE 2.7 – Schéma de disposition des capteurs de déplacement pour un essai de cisaillement

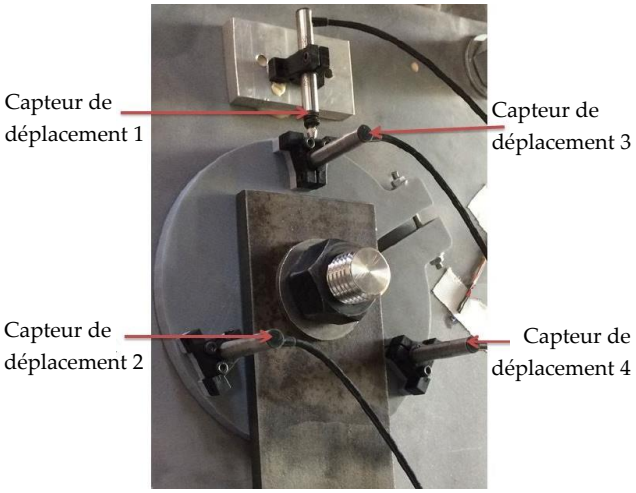


FIGURE 2.8 – Photo du support capteurs pour un essai de cisaillement

Résultats des essais quasi statiques

Le tableau 2.2 donne les efforts ultimes obtenus pour les essais quasi statiques en traction et cisaillement. Pour des raisons de confidentialité, les valeurs d'efforts sont adimensionnées par rapport à l'effort de rupture moyen. Même si l'adimensionnement des résultats ne permet pas de souligner cet aspect, il est important de noter que T_{ult} et S_{ult} sont proches.

Pour l'ensemble des essais de traction et de cisaillement, les modes de rupture étaient cohésifs. Un exemple de faciès de rupture est donné sur la figure 2.9. Cette photo révèle également la présence de bulles dans la couche d'adhésif. Ces bulles sont constatées pour l'ensemble des essais. Elles sont spécifiques à l'adhésif et au mélange de ses composants avec un mélangeur statique.

La figure 2.10 donne les courbes de déplacement issues des mesures des trois capteurs LVDT pour un essai de traction. Ce graphique montre une asymétrie du comportement.

Sollicitation	**Essai 1**	**Essai 2**	**Essai 3**	**Dispersion(%)**
Traction	0.96	0.91	1.13	11.9
Cisaillement	1.05	0.96	0.99	4.1

TABLE 2.2 – Efforts à rupture normalisés sous sollicitation monotone en traction et en cisaillement à température ambiante pour l'Adekit A310-1

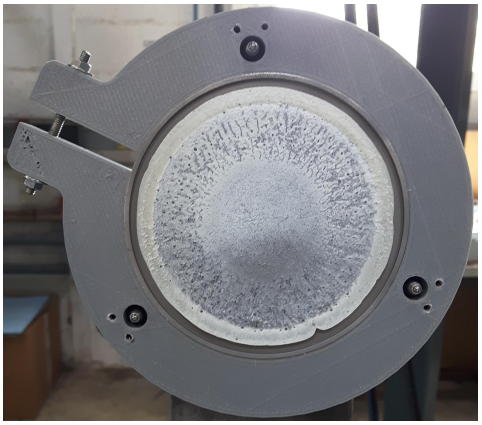


FIGURE 2.9 – Faciès de rupture pour un essai monotone de cisaillement

Cet écart peut être expliqué par la répartition de l'adhésif le long du connecteur et des bulles présentes dans la couche d'adhésif.

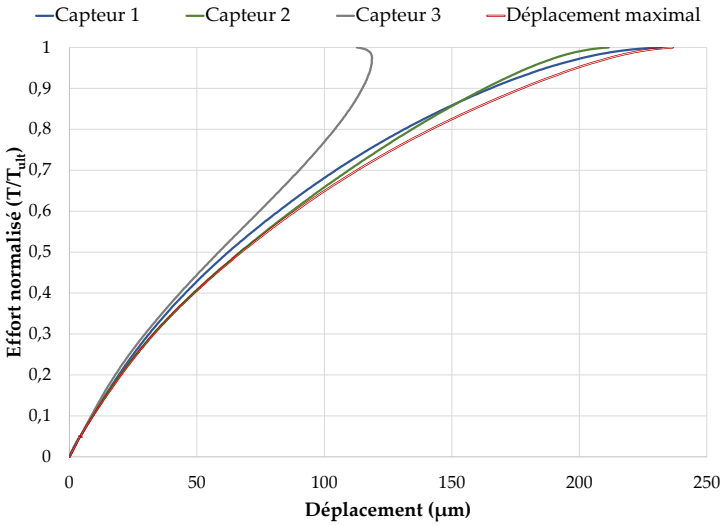
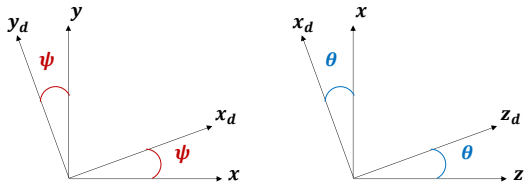


FIGURE 2.10 – Courbe effort-déplacement pour un essai de traction

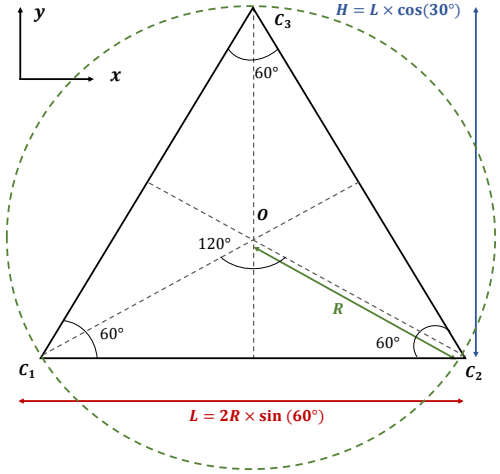
Pour prendre en compte la rotation du connecteur, une méthode de calcul a été mise en place pour déterminer le déplacement maximal du connecteur. Pour déterminer ce déplacement maximal, les éléments métalliques sont considérés infiniment rigides par rapport à la couche d'adhésif. Le centre du connecteur est supposé se déplacer uniquement selon l'axe vertical. Il existe donc un point sur le cercle qui passe par les trois capteurs pour lequel le déplacement du connecteur est maximal. Le déplacement maximal peut donc être calculé en utilisant l'équation 2.1, avec R le rayon du cercle, ψ et θ les angles définis sur la figure 2.11a, D_i les déplacements mesurés par le capteur i, et λ défini dans l'équation 2.2.

$$z_{max} = R \times \cos(\lambda) \times \cos(\psi) \times \sin(\theta) + R \times \sin(\lambda) \times \sin(\psi) + \frac{D_1 + D_2 + D_3}{3} \tag{2.1}$$

$$\lambda = \arctan\left(\frac{\tan(\psi)}{\sin(\theta)}\right) \tag{2.2}$$



(a) Figures de changement de base



(b) Schéma de la position des capteurs

FIGURE 2.11 – Illustration du calcul du déplacement maximum du connecteur pendant un essai de traction

Le graphique de la figure 2.10 met en évidence que ce déplacement calculé est bien supérieur à celui mesuré par les autres capteurs. L'utilisation de ce déplacement maximal dans l'exploitation des essais permet de disposer de données comparables pour l'ensemble des essais, ce qui améliore la répétabilité des résultats. Ainsi, ce déplacement sera celui utilisé pour l'exploitation des résultats pendant un essai de traction.

La figure 2.12 donne les courbes de déplacement issues des mesures des quatre capteurs LVDT pour un essai de cisaillement. Ce graphique met en évidence que le déplacement vertical hors de l'axe de sollicitation (capteur 2 et 4) est négligeable par rapport aux autres déplacements.

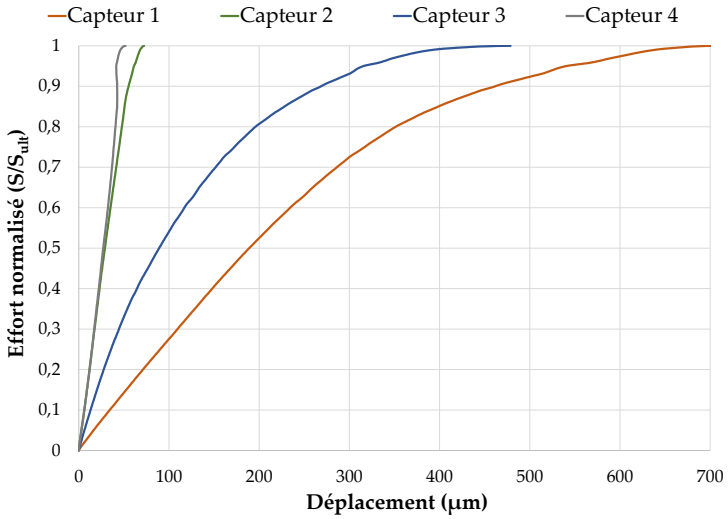


FIGURE 2.12 – Courbe effort-déplacement pour un essai de cisaillement

Les courbes des essais de traction et de cisaillement soulignent également le comportement non linéaire de l'assemblage collé. De plus, l'élongation en cisaillement est significativement plus importante que celle en traction.

2.1.3 Essais de fluage

Pour les essais de fluage, des machines de relaxation fonctionnant sur le principe de fluage contrarié ont été utilisées, sur lesquelles le dispositif d'asservissement de la déformation est neutralisée. Ici, le serrage est effectué par goupillage. L'effort est créé par des poids, puis amplifié par deux bras de levier en série. La capacité de ces machines est de 100 kN. Les bâtis de traction et de cisaillement sur lesquels sont fixés les assemblages collés sont les mêmes que ceux utilisés pour les essais quasi statiques.

2.2 Résultats des investigations expérimentales en fluage

2.2.1 Influence du niveau de chargement

Temps à rupture

Plusieurs niveaux d'efforts ont été étudiés en fluage à $20°C$: 47%, 50%, 60%, 70% et 80% de T_{ult} en traction ; 50%, 60%, 65%, 70% et 80% de S_{ult} en cisaillement. Pour évaluer la répétabilité des résultats, chaque essai a été répété trois fois, sauf pour les essais à 47% et 50% de T_{ult} en traction. Les essais ont été réalisés à $20°C \pm 3°C$. Le déplacement a été mesuré par le même dispositif que pour les essais quasi statiques. Cette mesure a été enregistrée toutes les 20 secondes, sauf pour les essais de cisaillement à 65% de S_{ult}, où la mesure a été enregistrée toutes les secondes.

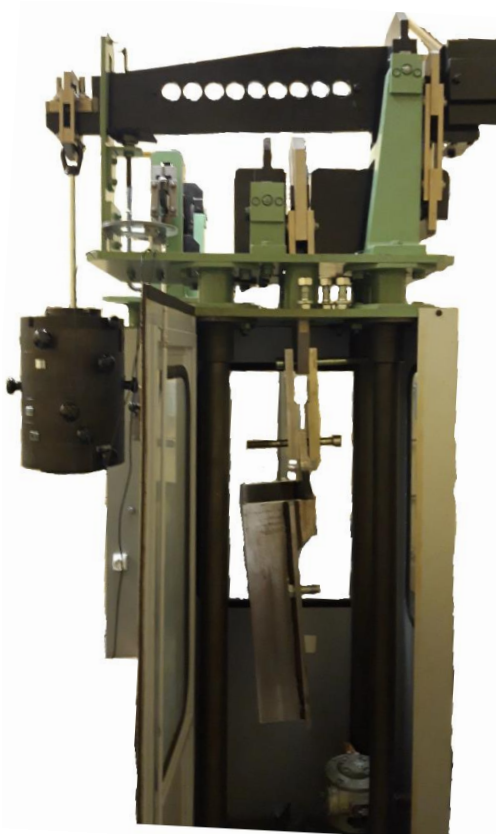


FIGURE 2.13 – Machine de relaxation adaptée à un essai de fluage

Les tableaux 2.5 et 2.4 donnent respectivement les temps à rupture des essais de fluage en traction et en cisaillement. Les temps à rupture semblent cohérents : ils diminuent lorsque la charge augmente, sauf pour l'essai à 47% de T_{ult}. Cela peut être expliqué par la dispersion importante des résultats. Ces temps à rupture sont tracés sur la figure 2.14 en fonction du niveau d'effort. Ce graphique souligne l'évolution linéaire entre le logarithme du temps à rupture et le niveau d'effort. Cette évolution a déjà été observée dans d'autres études [SERE20, SK12]. D'autres part, à niveau d'effort équivalent, la traction semble plus résistante au fluage que le cisaillement.

Pour l'ensemble des essais, le mode de rupture est cohésif dans l'adhésif. Un exemple de faciès de rupture est montré sur la figure 2.15. Les faciès de rupture des autres essais sont donnés en annexe B.

Effort appliqué (T/T_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
	Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
47%	22 jours			Cohésif
50%	38 jours	35 jours		Cohésif
60%	23 h	36 h	26 h	Cohésif
70%	3h16	5h07	47 min	Cohésif
80%	3 min	2.9 min	2 min	Cohésif

TABLE 2.3 – Temps à rupture des essais de fluage en traction à 20°C

Effort appliqué (S/S_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
	Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
50%	4.9 jours	3.4 jours	4.2 jours	Cohésif
60%	1h26	1h50	4h54	Cohésif
65%	20.8 min	45.6 min	18.7 min	Cohésif
70%	25 min	15 min	6 min	Cohésif
80%	3.9 min	2 min	2.3 min	Cohésif

TABLE 2.4 – Temps à rupture des essais de fluage en cisaillement à 20°C

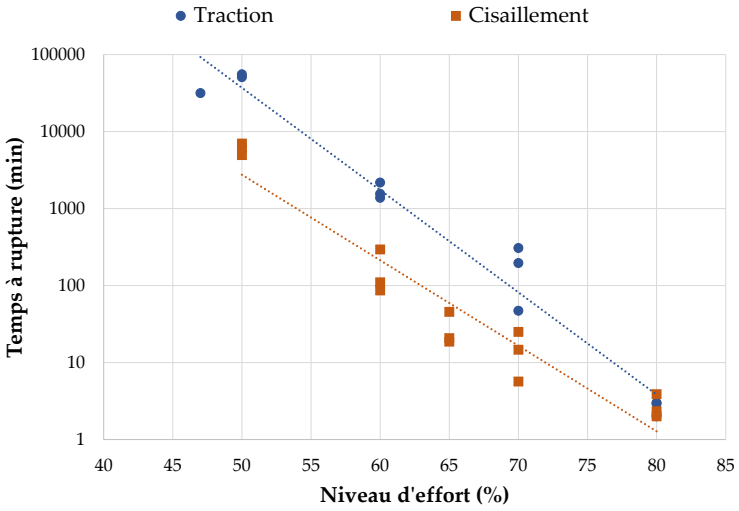


FIGURE 2.14 – Temps à rupture en fonction du niveau d'effort pour les essais de fluage en traction et en cisaillement à 20°C

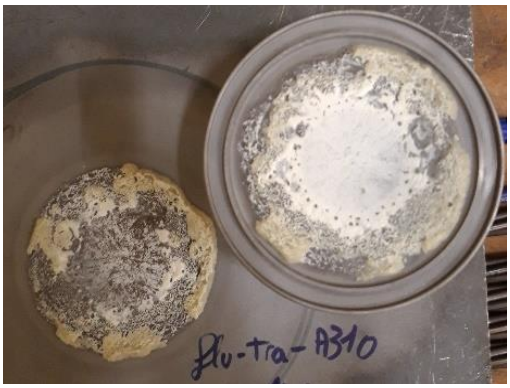


FIGURE 2.15 – Exemple d'un faciès de rupture pour un essai de fluage en traction à 20°C

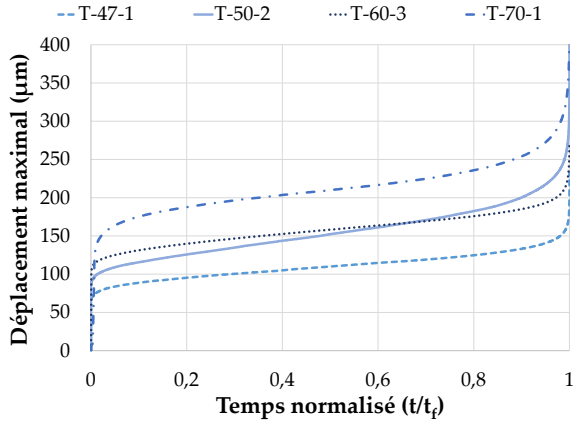
Déplacements

L'amplitude des temps à rupture étant importante (de quelques minutes à plusieurs jours), la notion de temps normalisé est introduite. Ce temps est défini par l'équation 2.3, avec t_n le temps normalisé et t_f le temps à rupture de l'essai. Ce temps normalisé permet de comparer les courbes de fluage à différents niveaux d'efforts sur un même graphique. Les essais de traction et ceux de cisaillement sont respectivement notés T-N-i et S-N-i, avec N le pourcentage du niveau d'effort et i le numéro de l'essai.

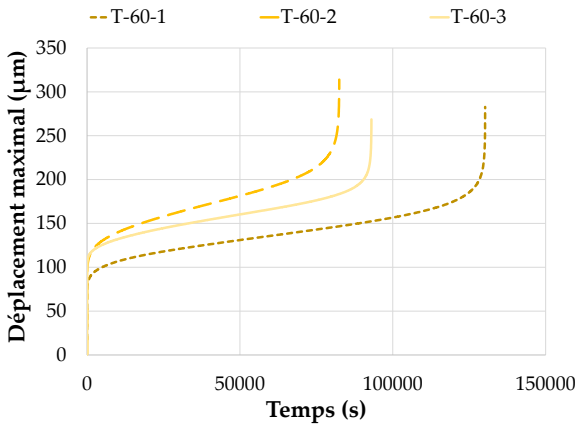
$$t_n = \frac{temps}{t_f} \tag{2.3}$$

La figure 2.16a donne le déplacement maximal du connecteur pendant un essai de fluage en traction pour un essai à chaque niveau d'effort. Ce déplacement est calculé avec la méthode présentée au paragraphe 2.1.2. Etant donné la fréquence d'acquisition des données de déplacements,les résultats des essais à 80% de T_{ult} n'ont pas pu être exploités. Les courbes expérimentales mettent en évidence l'existence des trois stades caractéristiques du fluage. De plus, le déplacement semble augmenter avec le niveau de charge. La figure 2.16b représente le déplacement pour les trois essais de traction à 60% de T_{ult}. Cela souligne une importante dispersion en termes de temps à rupture et de déplacements.

La figure 2.17a donne le déplacement dans le plan de la sollicitation du connecteur pendant un essai de fluage en cisaillement pour un essai à chaque niveau d'effort. Pour la même raison que pour les essais de traction, les données de déplacements des essais à 70% et 80% de S_{ult} n'ont pas pu être exploitées. Les courbes expérimentales en cisaillement mettent également en évidence les trois stades caractéristiques du fluage. Cependant, l'augmentation du déplacement avec le niveau de charge paraît moins avérée que pour les essais de traction. La figure 2.17b représente le déplacement pour les trois essais de traction à 60% de S_{ult}. Comme pour la traction, une dispersion relativement importante du déplacement est observée.

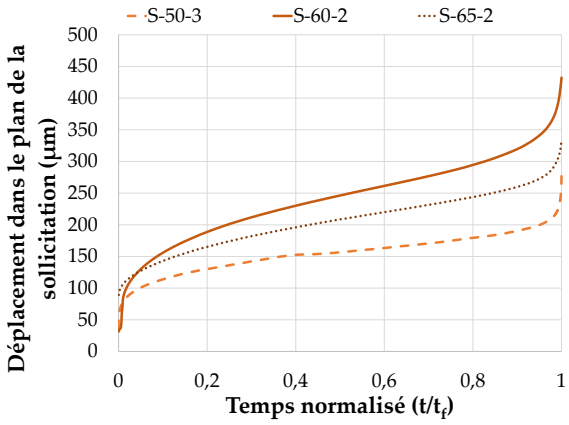


(a) Déplacement maximal en fonction du temps normalisé pour un essai à chaque niveau d'effort des essais de fluage en traction

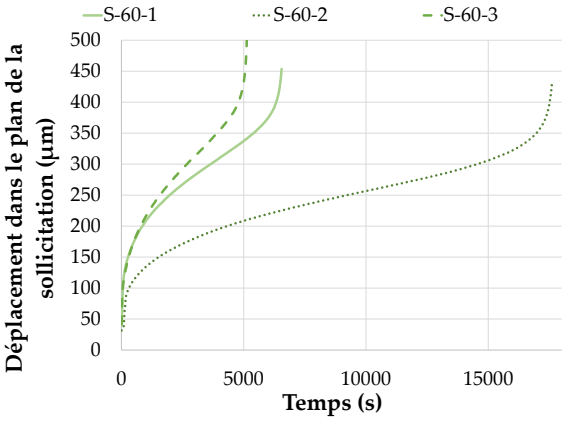


(b) Déplacement maximal pour les trois essais de fluage à 60% de T_{ult}

FIGURE 2.16 – Déplacements issus des essais de fluage en traction à $20°C$



(a) Déplacement dans le plan de la sollicitation en fonction du temps normalisé pour un essai à chaque niveau d'effort des essais de fluage en cisaillement



(b) Déplacement dans le plan de la sollicitation pour les trois essais de fluage à 60% de S_{ult}

FIGURE 2.17 – Déplacements issus des essais de fluage en cisaillement à $20°C$

2.2.2 Influence de la température

L'influence de la température a également été analysée en traction : 50% de T_{ult} à $50°C$ et 30% de T_{ult} à $70°C$. Ces essais ont été réalisés avec la même presse que celle utilisée pour les essais statiques, avec l'assemblage collé placé dans une enceinte thermique. L'enceinte est ensuite réglée à la température d'essai, puis la mise en chauffe dure entre 4 et 6 heures. La température d'essai est considérée atteinte lorsque la stabilisation du déplacement mesuré par les capteurs est atteinte. Etant donné le matériau composant le support capteurs,

le déplacement n'a pas pu être mesuré pour les essais à $70°C$. Chaque essai a été répété trois fois. Les données de déplacement sont enregistrées toutes les 20 secondes.

Le tableau 2.5 donne les temps à rupture des essais de fluage en traction à haute température. Le graphique de la figure 2.18 permet de comparer ces temps à rupture à ceux des essais à $20°C$. Comme attendu, le temps à rupture diminue lorsque la température augmente : pour les essais à 50% de T_{ult}, le temps à rupture diminue de presque deux décades. Il serait intéressant de vérifier la linéarité du logarithme du temps à rupture avec le niveau de charge pour les hautes températures, et de comparer les coefficients de la droite ainsi obtenue pour toutes les températures.

Température	**Effort appliqué** (T/T_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
50°C	50%	14h13	8h37	27h57	Cohésif
70°C	30%	1h15	2h16	2h38	Cohésif

TABLE 2.5 – Temps à rupture des essais de fluage en traction à $20°C$

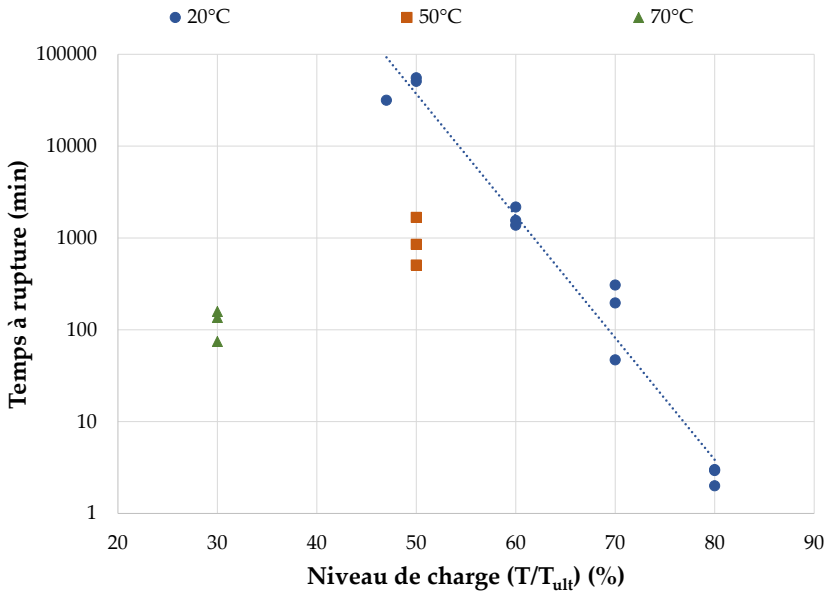


FIGURE 2.18 – Temps à rupture en fonction du niveau d'effort pour les essais de fluage en traction à $20°C$ et haute température

Comme pour les essais à $20°C$, le mode de rupture est cohésif dans l'adhésif pour l'ensemble des essais (figure 2.19). Les faciès de rupture des autres essais sont donnés en annexe B.

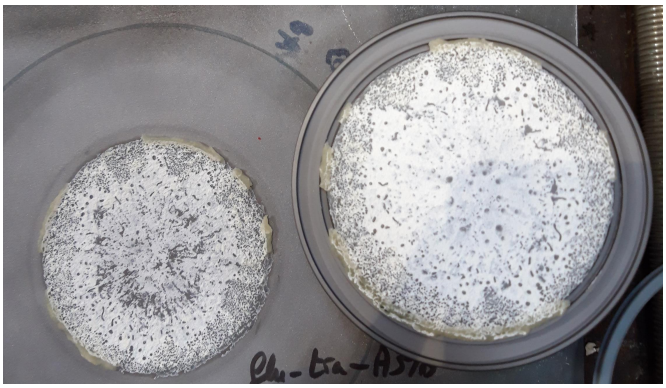


FIGURE 2.19 – Exemple d'un faciès de rupture pour un essai de fluage en traction à $50°C$

La figure 2.20 permet de comparer les courbes expérimentales de déplacement des essais à $50°C$ avec ceux à $20°C$. Pour les deux températures, les niveaux de déplacement sont similaires, ainsi que la durée de chacun des stades de fluage.

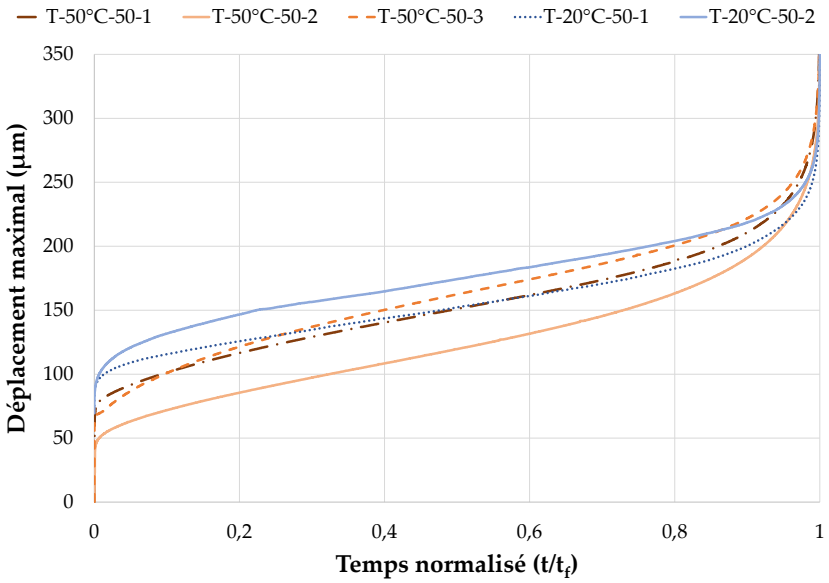


FIGURE 2.20 – Déplacement maximal en fonction du temps normalisé des essais à 50% de T_{ult} à $20°C$ et $50°C$

2.3 Méthode d'identification inverse des propriétés en fluage de l'adhésif à partir d'essais de traction

Cette partie se focalise sur la description du comportement en fluage de l'assemblage collé avec le connecteur. Pour cela, il a été choisi d'utiliser le modèle de Burger qui permet

de représenter les stades primaires et secondaires du fluage. L'objectif de cette modélisation est d'identifier des paramètres propres au comportement en fluage du connecteur collé de façon indépendante de sa géométrie. Cette méthode a été développée uniquement pour les données issues des essais de traction.

2.3.1 Identification inverse

L'identification inverse est définie comme un moyen d'identifier une grandeur inaccessible directement, à partir d'essais permettant de mesurer une autre grandeur, connaissant le lien reliant la grandeur inaccessible et celle mesurée. Pour ce type de problème, il faut déterminer le système qui correspond au mieux aux entrées et aux sorties. Une fonction erreur est alors définie. Elle calcule l'écart entre la sortie du système et celle mesurée expérimentalement. Cette erreur est donc à minimiser. Dans cette étude, la grandeur inaccessible est le jeux de paramètres de fluage η_1, E_2 et η_2 ; la grandeur mesurée est le déplacement pendant un essai de fluage ; le lien reliant ces deux grandeurs est l'équation 1.13 donnée par le modèle de Burger.

Le modèle de Burger requiert de connaître les données expérimentales suivantes : la déformation de fluage, la contrainte de fluage et le temps. Etant donné le dispositif expérimental utilisé pour les essais des connecteurs collés, seuls l'effort appliqué et le déplacement du connecteur sont connus. L'épaisseur d'adhésif non uniforme ne permet pas de déduire la déformation et la contrainte de fluage directement à partir de ces données.

Dans ce type de situation, une méthode d'identification couplant un algorithme d'optimisation avec le résultat de simulations numériques est généralement utilisée. La boucle d'optimisation suit les étapes décrites sur la figure 2.21. Plusieurs études ont montré l'efficacité de cette approche [IBC$^+$18, OG01, KLQ04, WKQ$^+$08, JCWP$^+$19]. Cependant, le temps de calcul de l'identification inverse dépend significativement de la complexité du modèle numérique du système. Dans le cas des connecteurs collés, une simulation numérique du fluage dure environ 30min pour une sollicitation de traction et près de 4 heures pour une sollicitation de cisaillement.

Une méthode d'identification inverse a donc été développée pour identifier les paramètres de fluage pour le cas spécifique des connecteurs collés soumis à une sollicitation de fluage en traction. Cette méthode ne nécessite pas de simulations numériques dans la boucle d'optimisation afin de réduire le temps de calcul.

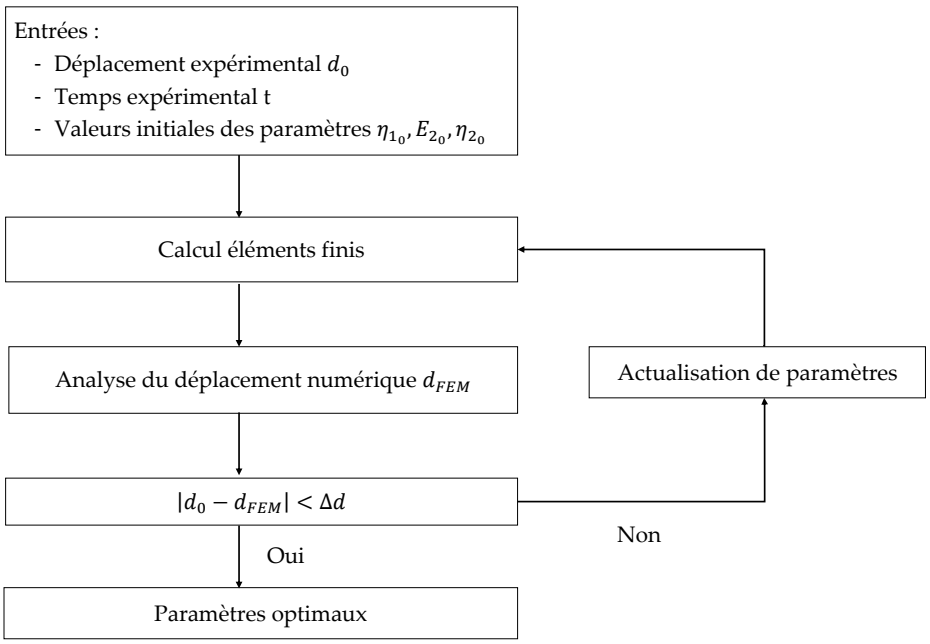


FIGURE 2.21 – Schéma suivi par une identification inverse couplant un algorithme d'optimisation à des simulations numériques

2.3.2 Analyse numérique

Présentation du modèle

Pour identifier correctement le comportement en fluage, il est important de déterminer le champ de contrainte dans la couche d'adhésif pendant un essai de fluage. Cela a été réalisé grâce à un modèle éléments finis de l'essai avec le logiciel Abaqus.

Un modèle 2D axisymétrique est utilisé pour représenter l'essai de traction (figure 2.22). L'étude de Djeumen et al. [DCC+20] a vérifié que les trous de la plaque sont assez éloignés pour proposer cette simplification. Les conditions limites du modèle sont illustrées sur la figure 2.22 : les bords de la plaque sont encastrés, l'effort de traction est appliqué sur le haut du connecteur sur une surface correspondant à celle de la tige filetée. Pour modéliser l'essai de fluage, la simulation se décompose en deux étapes : une phase statique qui correspond à la mise en charge, une phase visqueuse qui correspond à la partie fluage.

La plaque et le connecteur sont en acier. Leur matériau est donc modélisé en utilisant un comportement linéaire, élastique et isotrope avec un module élastique de 210 GPa et un coefficient de Poisson de 0.3. Pour la couche d'adhésif, le comportement est aussi considéré élastique, linéaire et isotrope pour la partie mise en charge, avec un module élastique de 1500 MPa et un coefficient de Poisson de 0.4. La phase de fluage est décrite en utilisant le modèle de Burger, avec des paramètres aléatoires pour la première simulation.

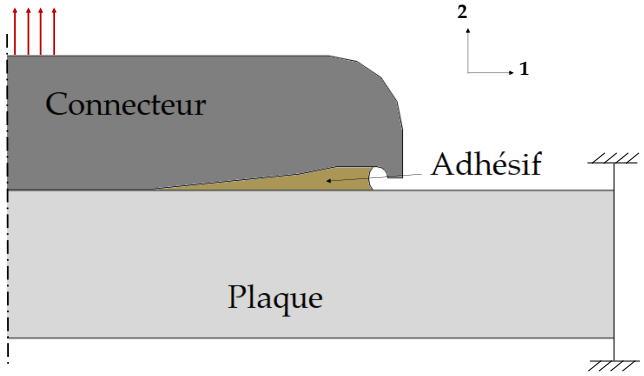


FIGURE 2.22 – Schéma du modèle 2D axisymétrique représentant l'essai de fluage en traction [DCC+20]

Pour une analyse en éléments finis d'un assemblage collé, la précision des résultats dépend principalement du nombre d'éléments dans l'épaisseur d'adhésif [CSC+12]. Des éléments rectangulaires linéaires (QUA4) sont utilisés. La convergence au maillage a permis de conclure sur un maillage avec 8 éléments dans l'épaisseur d'adhésif (figure 2.23).

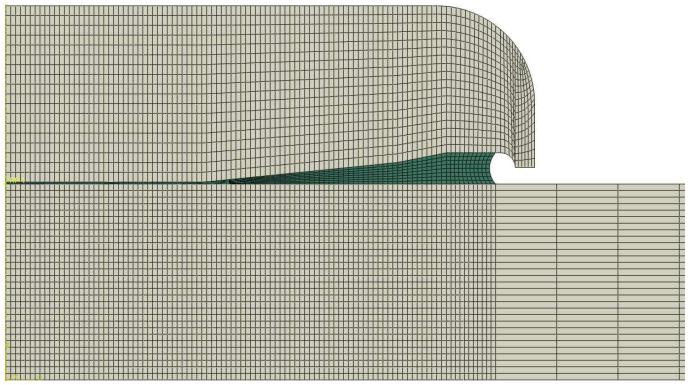


FIGURE 2.23 – Maillage de l'assemblage du modèle éléments finis [DCC+20]

Implémentation de la loi de fluage

Pour définir l'évolution de la déformation de fluage, plusieurs hypothèses sont faites vis-à-vis du comportement de l'adhésif :

- Le fluage est linéaire et isotrope, la relation 1.18 est donc vérifiée ;
- Le coefficient de Poisson n'est pas considéré dépendant du temps [Tha12].

La loi de fluage de Burger n'est pas implémentée par défaut dans le code Abaqus. Cette loi est donc implémentée via une subroutine Fortran. Elle doit être sous la forme de l'équation 2.4, avec $\Delta\underline{\underline{\varepsilon_{cr}}}$ l'incrément de déformation de fluage, $\Delta\varepsilon_{cr}$ l'incrément de déformation de fluage déviatorique, $\Delta\varepsilon_{sw}$ l'incrément de déformation de fluage hydrostatique, et $\underline{\underline{n}}$ est défini par l'équation 2.5.

$$\Delta\underline{\underline{\varepsilon_{cr}}} = \Delta\varepsilon_{cr}\underline{\underline{n}} + \frac{1}{3}\Delta\varepsilon_{sw}\underline{\underline{I}} \tag{2.4}$$

$$\underline{\underline{n}} = \frac{\partial\sigma_{vm}}{\partial\underline{\underline{\sigma}}} = \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{\underline{\underline{\sigma_D}}}{||\underline{\underline{\sigma_D}}||} \tag{2.5}$$

En dérivant la loi de comportement donnée par l'équation 1.18, on obtient l'équation 2.6.

$$\begin{aligned}\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}(t) &= (1+\nu)\dot{J}(t)\underline{\underline{\sigma_0}} - \nu\dot{J}(t)Tr(\underline{\underline{\sigma_0}})\underline{\underline{I}} \\ &= (1+\nu)\dot{J}(t)\underline{\underline{\sigma_D}} + \tfrac{1-2\nu}{3}\dot{J}(t)Tr(\underline{\underline{\sigma_0}})\underline{\underline{I}} \\ &= \tfrac{2}{3}\sigma_{vm}(1+\nu)\dot{J}(t)\underline{\underline{n}} + \tfrac{1-2\nu}{3}\dot{J}(t)Tr(\underline{\underline{\sigma_0}})\underline{\underline{I}}\end{aligned} \tag{2.6}$$

Avec le schéma d'intégration explicite, la vitesse de fluage est donnée par l'équation 2.7.

$$\dot{\underline{\underline{\varepsilon_{cr}}}}(t) = \frac{\Delta\underline{\underline{\varepsilon_{cr}}}}{\Delta t} \tag{2.7}$$

L'équation 2.8 est ainsi obtenue.

$$\Delta\underline{\underline{\varepsilon_{cr}}} = \left(\frac{2}{3}\sigma_{vm}(1+\nu)\dot{J}(t)\underline{\underline{n}} + \frac{1-2\nu}{3}\dot{J}(t)Tr(\underline{\underline{\sigma_0}})\underline{\underline{I}}\right)\Delta t \tag{2.8}$$

Les incréments de déformation de fluage déviatorique et hydrostatique peuvent donc être identifiés. Ils sont donnés respectivement par les équations 2.9 et 2.10.

$$\Delta\varepsilon_{cr} = \frac{2}{3}\sigma_{vm}(1+\nu)\dot{J}(t)\Delta t \tag{2.9}$$

$$\Delta\varepsilon_{sw} = \frac{1-2\nu}{3}\dot{J}(t)Tr(\underline{\underline{\sigma_0}})\Delta t \tag{2.10}$$

En cas d'intégration implicite, il faut également fournir dans la subroutine les dérivées des incréments $\Delta\varepsilon_{cr}$ et $\Delta\varepsilon_{sw}$ par rapport à la contrainte de von Mises. Ces dérivées sont données par les équations 2.11 et 2.12.

$$\frac{\partial\Delta\varepsilon_{cr}}{\partial\sigma_{vm}} = \frac{2}{3}(1+\nu)\dot{J}(t)\Delta t \tag{2.11}$$

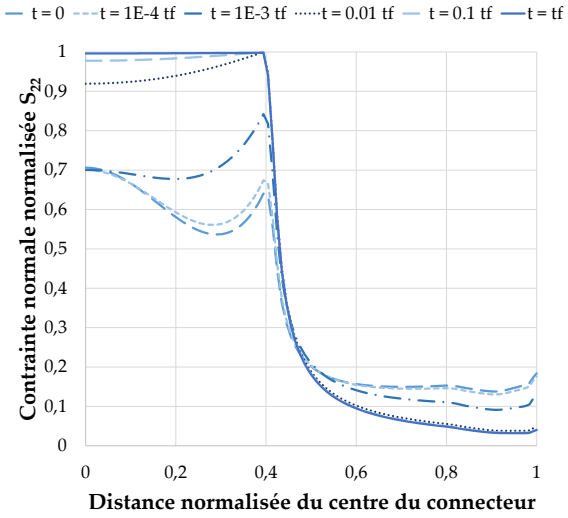
$$\frac{\partial\Delta\varepsilon_{sw}}{\partial\sigma_{vm}} = 0 \tag{2.12}$$

La subroutine complète est donnée en annexe C.

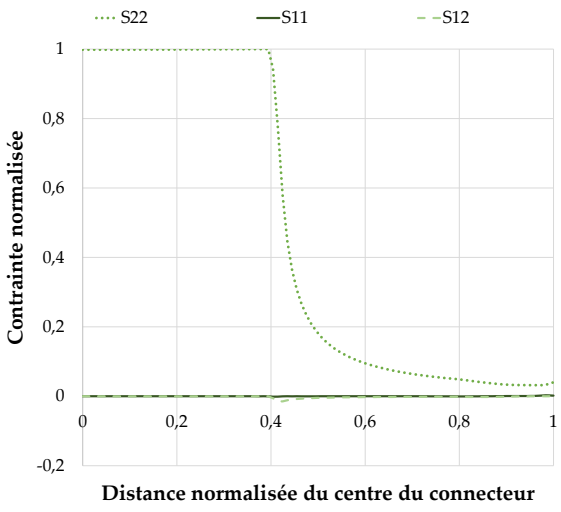
Résultats de simulations numériques d'essais de fluage

La figure 2.24a illustre la contrainte normale S_{22} au milieu de la couche d'adhésif à plusieurs instants d'une simulation d'un essai de fluage en traction. Ce graphique met en évidence la non-homogénéité de la contrainte. Cela est dû à l'épaisseur d'adhésif non uniforme dans l'assemblage. D'autre part, le champ de contrainte évolue pendant le fluage (figure 2.24a). Pendant le fluage, la contrainte s'homogénéise. A la fin du fluage, la contrainte est constante et maximale au centre de l'assemblage (de la distance normalisée 0 à 0.4 du centre du connecteur). La contrainte normale se stabilise très rapidement par rapport à la durée de l'essai : à partir de $0.1 \times t_f$, le champ de contrainte est quasiment celui à la fin du fluage. L'évolution de la contrainte normale S_{22} est donc négligeable pendant plus de 90% du fluage. Ainsi, le champ de contrainte peut être considéré constant pendant le fluage en traction pour cette géométrie de connecteur.

La figure 2.24b donne l'ensemble des contraintes dans la couche d'adhésif une fois l'état de contrainte stabilisé. Ce graphique souligne que les contraintes de pelage et de cisaillement, respectivement S_{11} et S_{12}, sont négligeables par rapport à la contrainte normale S_{22}. Par conséquent, pour modéliser le comportement en fluage de l'assemblage collé, l'état de contrainte peut raisonnablement être considéré uniaxial pour cette géométrie de connecteur en traction.



(a) Contrainte normale S_{22} le long du rayon du connecteur à plusieurs instants



(b) Contrainte normale, de cisaillement et de pelage le long du rayon du connecteur

FIGURE 2.24 – Etat de contraintes au centre de la couche d'adhésif pendant un essai de fluage en traction

Par ailleurs, cette analyse numérique a été effectuée pour plusieurs jeux de paramètres physiquement admissibles. Cela a permis de souligner que le champ de contraintes était le même pour l'ensemble de ces jeux de paramètres. Ainsi, le profil de contraintes dépend majoritairement de la géométrie du connecteur et de l'effort qui lui est appliqué.

2.3.3 Identification des paramètres de fluage

Méthode considérant la non-homogénéité de la contrainte dans la couche d'adhésif

Les particularités du champ de contrainte révélées par l'analyse numérique du paragraphe précédent peuvent être exploitées de sorte à développer une méthode d'identification inverse des propriétés en fluage de l'adhésif sans nécessiter de calculs numériques dans la boucle d'optimisation. En effet, le champ de contrainte peut être considéré constant pendant le fluage, uniaxial, et uniquement dépendant de la géométrie du connecteur et de l'effort qui lui est appliqué. Il peut donc être utilisé comme donnée d'entrée dans un algorithme d'identification inverse.

La figure 2.25 donne l'allure de la contrainte normale S_{22} dans la couche d'adhésif pendant le fluage. Ce champ de contrainte peut être discrétisé en 9 nœuds depuis le centre de l'assemblage jusqu'au bord le long de l'axe 1. Ces nœuds ont été choisis de sorte à représenter au mieux la contrainte dans l'adhésif.

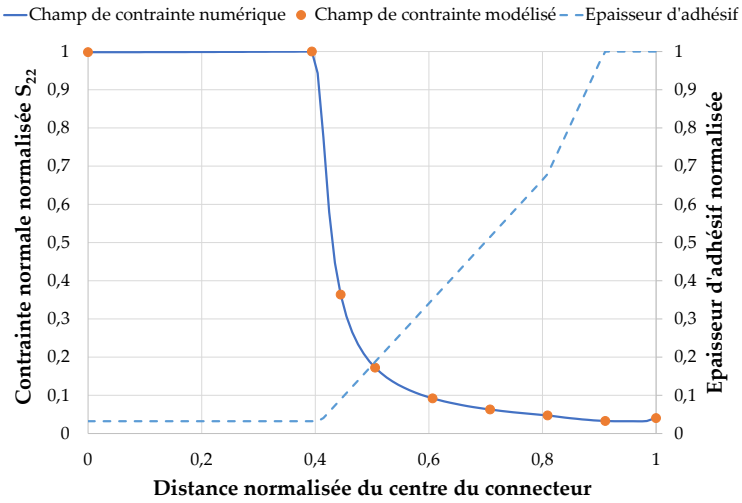


FIGURE 2.25 – Contrainte normale modélisée au centre de la couche d'adhésif et épaisseur d'adhésif

Pour vérifier la validité de cette méthode d'identification, la courbe expérimentale de déplacement de l'essai T-70-1 est utilisée. Comme le comportement statique de l'adhésif est modélisé par un comportement élastique et linéaire, seul le déplacement de fluage est modélisé. En effet, l'étude du comportement statique au paragraphe 2.1.2 a montré un comportement monotone non linéaire de l'adhésif. Le déplacement de fluage est défini par l'équation 2.13, avec d_{creep} le déplacement de fluage, d le déplacement total et d_0 le déplacement initial à $t = 0$.

$$d_{creep} = d - d_0 \tag{2.13}$$

La fonction à minimiser est l'erreur entre la courbe expérimentale et celle donnée par les paramètres testés dans le processus d'optimisation. L'algorithme permet d'identifier les

paramètres η_1, E_2 et η_2 pour chaque nœud du champ de contrainte discrétisé en utilisant les données d'entrée suivantes :

- La contrainte normale σ_0 au nœud étudié connue grâce à la simulation numérique ;
- La liste des temps auxquels est enregistré le déplacement expérimental ;
- La déformation expérimentale de fluage au nœud étudié.

La déformation expérimentale de fluage est calculée en utilisant l'équation 2.14, avec $\varepsilon_{creep}(i)$ la déformation de fluage au nœud i et $h(i)$ l'épaisseur d'adhésif au nœud i.

$$\varepsilon_{creep}(i) = \frac{d_{creep}}{h(i)} \tag{2.14}$$

Comme illustré sur la figure 1.24, les paramètres η_1 et E_2 sont identifiables à partir de la droite caractéristique du stade secondaire du fluage en utilisant les équations 2.15 et 2.16, avec p_1 la pente de la droite du stade secondaire, et p_2 l'ordonnée à l'origine de cette droite.

$$p_1 = \frac{\sigma_0}{\eta_1} \tag{2.15}$$

$$p_2 = \frac{\sigma_0}{E_2} \tag{2.16}$$

Le paramètre η_2 est identifié à l'aide d'une boucle d'optimisation. Cette boucle fonctionne avec la fonction lsqcurvefit du logiciel MATLAB, avec l'algorithme de Levenberg-Marquardt [Lev44, Mar63]. C'est un solver utilisant la méthode des moindres carrés non linéaire, qui détermine le coefficient x qui résout le problème de l'équation 2.17, connaissant les données d'entrée $xdata$ et les sorties observées $ydata$. Pour cette étude, $xdata$ est la liste des temps auxquels est enregistré le déplacement expérimental, $ydata$ est la déformation de fluage et f est détaillée dans l'équation 2.18, avec x le paramètre η_2 à identifier.

$$\min_x \sum_j \left(f\left(x, xdata_j\right) - ydata_j\right)^2 \tag{2.17}$$

$$f\left(x, xdata\right) = \sigma_0(i) \times \left(\frac{xdata}{\eta_1} + \frac{1}{E_2}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_2}{x} xdata\right)\right)\right) \tag{2.18}$$

L'algorithme de Levenberg-Marquardt repose sur des méthodes similaires à celles de l'algorithme de Gauss-Newton et l'algorithme du gradient. Dans la plupart des cas, la méthode converge vers la solution au problème, même si le point de départ est très écarté du résultat. Cette méthode a déterminé une solution pour la loi de Burger en 5 itérations pour chaque nœud, avec comme point initial $\eta_{2_0} = 1000$ MPa.s. L'évolution du paramètre à chaque itération est montrée sur la figure 2.26 pour le noeud au centre de l'assemblage. La solution déterminée par la méthode d'identification inverse pour les trois paramètres à chaque nœud est donnée sur la figure 2.27.

Méthode considérant le champ de contraintes homogène dans la couche d'adhésif

La méthode d'identification inverse permet d'identifier les paramètres de fluage η_1, E_2 et η_2 pour plusieurs niveaux de contrainte dans la couche d'adhésif. La dépendance de ces

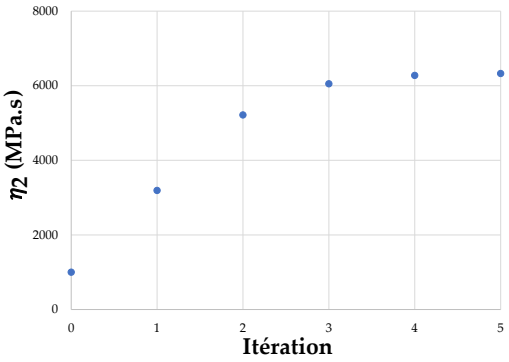
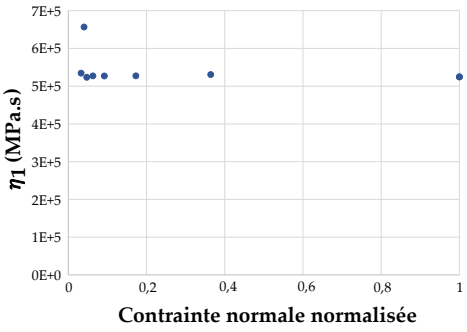
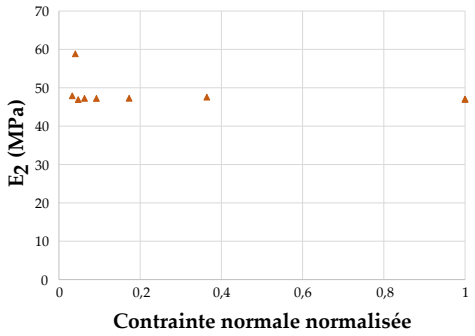


FIGURE 2.26 – Evolution du paramètre η_2 à chaque itération pendant l'algorithme d'optimisation

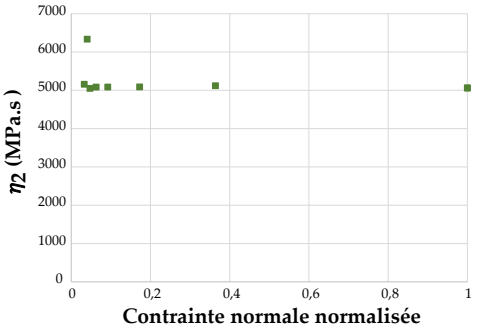
paramètres avec la contrainte normale locale est analysée à la figure 2.27. Le graphique souligne que les paramètres ne dépendent pas de la contrainte locale, excepté pour un point. Ce point correspond au nœud au bord de la couche d'adhésif.



(a)



(b)



(c)

FIGURE 2.27 – Paramètres de fluage en fonction de la contrainte normale normalisée dans la couche d'adhésif

De plus, la figure 2.25 met en évidence que la contrainte normale S_{22} est homogène et maximale de la distance normalisée 0 à 0.4 depuis le centre de l'assemblage, là où l'épaisseur d'adhésif est minimale. En considérant cet aspect, il semble que le comportement en fluage de la couche d'adhésif est déterminé par le comportement au centre de l'assemblage, et que l'impact du comportement du reste de la couche d'adhésif est négligeable.

Ces conclusions permettent de simplifier la méthode d'identification inverse du paragraphe précédent, en considérant que la contrainte est homogène dans la couche d'adhésif. La valeur choisie pour la contrainte de fluage est celle au nœud au centre de l'assemblage, où la valeur de la contrainte normalisée est de 1. Par conséquent, les paramètres de fluage ont la même valeur pour tous les niveaux de contrainte locaux dans la couche d'adhésif. Ces valeurs pourraient néanmoins dépendre de l'effort de traction appliqué au connecteur. La seconde méthode d'identification inverse est la même que la précédente, excepté que seul le nœud de centre de l'assemblage est considéré.

2.3.4 Conclusion

Pour comparer les résultats des deux approches, le champ de déformation obtenu avec les paramètres de chaque méthode est généré à trois instants du fluage ($t_1 = 0.1 \times t_f$, $t_2 = 0.25 \times t_f$ et $t_3 = 0.75 \times t_f$). Ils sont tracés sur la figure 2.28. Le modèle 1 est celui qui considère les 8 nœuds du champ de contrainte discrétisé, et donc une contrainte non homogène dans l'adhésif ; le modèle 2 considère uniquement le nœud au centre de la couche d'adhésif et donc une contrainte homogène dans l'adhésif. Le graphique met en évidence que le champ de contrainte obtenu est très proche pour les deux méthodes, même pour les points où la distance normalisée est supérieure à 0.4.

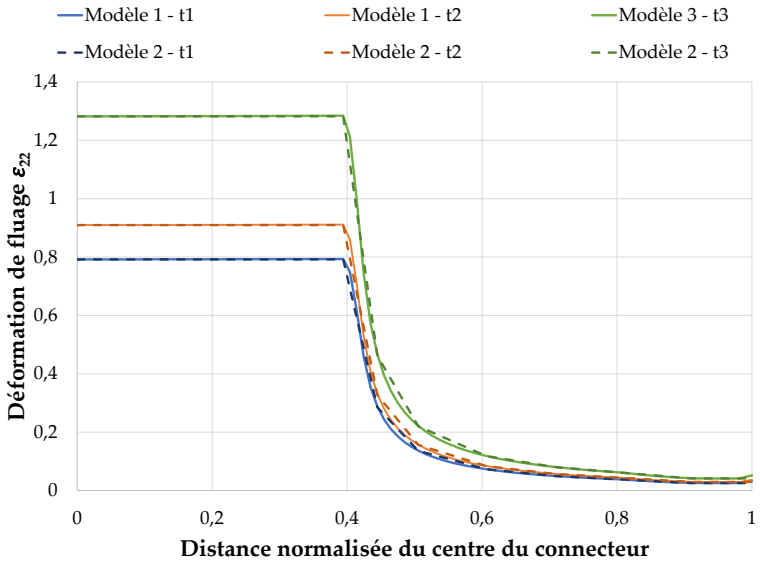


FIGURE 2.28 – Champ de déformation obtenu avec les deux méthodes d'identification inverse

La figure 2.29 compare trois courbes de fluage : celle issue des données expérimentales de l'essai T-70-1, celle obtenue avec les paramètres de la méthode d'identification inverse n°2, et celle obtenue avec une simulation d'un modèle éléments finis en utilisant les mêmes paramètres que ceux de la courbe analytique. Une bonne corrélation est observée entre les trois courbes, ce qui tend à valider la méthode pour identifier le comportement en fluage en utilisant une approche analytique simplifiée.

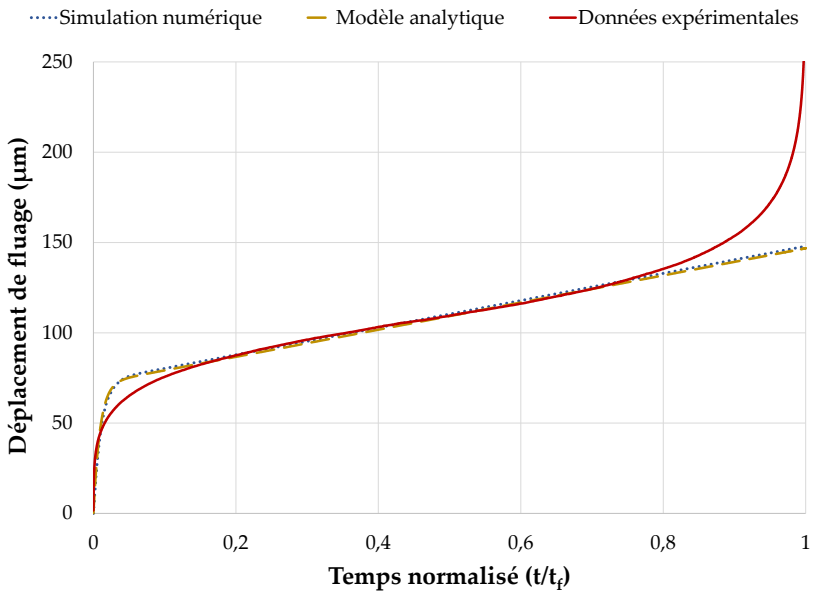


FIGURE 2.29 – Comparaison des courbes numérique et analytique avec les données expérimentales de l'essai de fluage T-70-1

Des analyses numériques supplémentaires ont été réalisées à l'ensemble des niveaux d'effort étudiés expérimentalement, afin de déterminer la contrainte normale maximale dans la couche d'adhésif pour chaque cas. La figure 2.30 trace le champ de contrainte pour chaque niveau d'effort. Ce graphique met en évidence que l'allure du champ de contrainte est similaire pour l'ensemble des niveaux d'effort. Seule la valeur de la contrainte évolue en fonction de la charge appliquée au connecteur. La figure 2.31 donne la contrainte maximale dans la couche d'adhésif en fonction du niveau d'effort. Une relation linéaire est observée entre ces deux grandeurs. Elle peut par la suite être utilisée pour déterminer la contrainte de fluage dans le cas d'un essai de traction avec la même géométrie de connecteur.

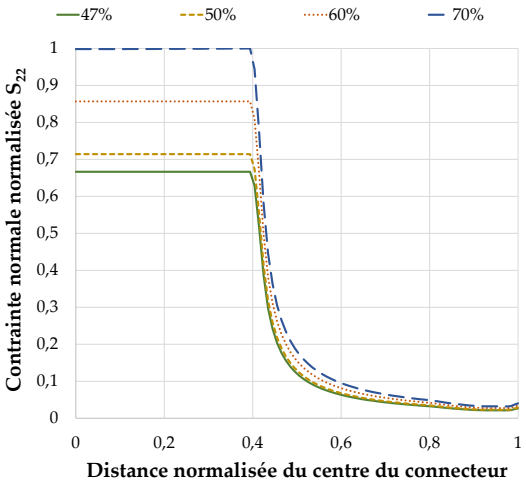


FIGURE 2.30 – Champ de contrainte au centre de la couche d'adhésif le long du connecteur pour plusieurs niveaux d'effort

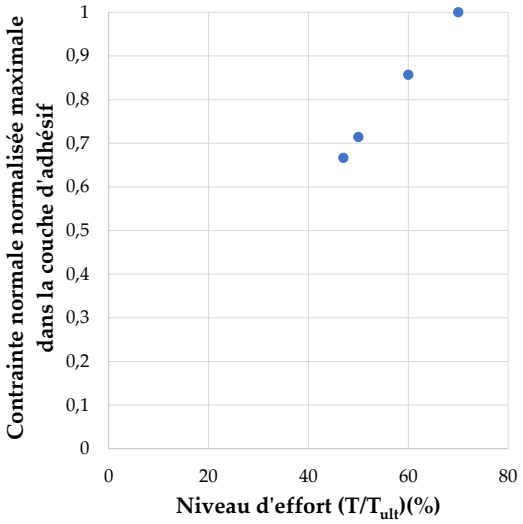


FIGURE 2.31 – Contrainte normale maximale dans l'adhésif en fonction du niveau de charge

La méthode d'identification inverse développée repose donc sur les particularités du champ de contrainte dans la couche d'adhésif pendant le fluage : contrainte concentrée au centre de l'assemblage, champ de contrainte constant pendant le fluage, et un état de contrainte uniaxial. Cependant, une modification de la géométrie du connecteur pourrait impacter ces aspects et nécessiter d'adapter cette procédure d'identification.

2.4 Modélisation du comportement en fluage des connecteurs collés

2.4.1 Modélisation analytique

Modélisation linéaire du fluage

Les paramètres de fluage du modèle de Burger ont été identifiés pour l'ensemble des essais de traction de 47% à 70% de T_{ult} à $20°C$ et ceux à $50°C$, selon la méthode développée au paragraphe précédent. La figure 2.32 permet de comparer la courbe de fluage issue des données expérimentales de l'essai T-60-1 avec celle déterminée par le modèle de Burger. Ce graphique montre une bonne corrélation entre les deux courbes pour le stade secondaire du fluage. Cependant, un écart non négligeable est observé au stade primaire. Toutefois, pour l'application industrielle des connecteurs collés, il est plus important de décrire correctement le stade secondaire plutôt que le stade primaire, car la fin du stade secondaire est considérée comme la limite d'utilisation de l'assemblage collé. La comparaison entre les données expérimentales et le modèle de Burger a été effectuée pour les autres essais, et les conclusions étaient similaires pour chacun des essais.

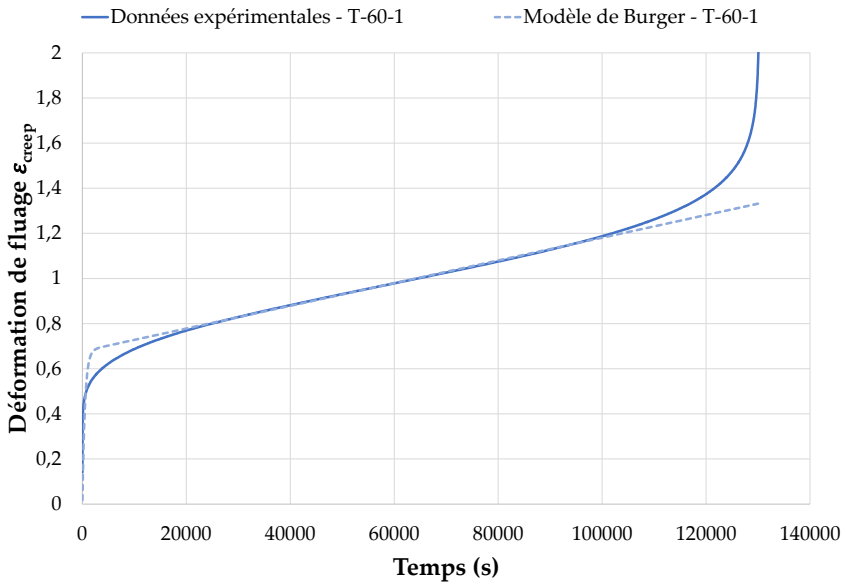


FIGURE 2.32 – Comparaison de la courbe expérimentale de la déformation de fluage avec celle du modèle de Burger pendant l'essai T-60-1

Modélisation non linéaire du fluage

Les paramètres du fluage du modèle de Burger ont été identifiés pour l'ensemble des essais de traction. Cette identification permet donc d'étudier la dépendance de ces paramètres vis-à-vis du niveau d'effort appliqué au connecteur et de la température. La figure 2.33 donne l'évolution de ces paramètres en fonction du niveau d'effort à $20°C$ et $50°C$. Ces graphiques mettent en évidence que les paramètres η_1 et η_2 ont une forte dépendance vis-à-vis du niveau de charge. De plus, les paramètres η_1 et E_2 semblent également être liés à la température. Par conséquent, le modèle de Burger actuel ne permet pas de prédire le comportement en fluage. La prochaine phase de cette étude est donc d'analyser la dépendance des paramètres avec le niveau de charge afin de développer un modèle de Burger non linéaire. Ce modèle ne prendre pas en compte la température étant donné que les paramètres n'ont été identifiés que pour deux niveaux de température.

Au regard des courbes de la figure 2.33, le logarithme des paramètres η_1 et η_2 peut raisonnablement être exprimé comme une fonction linéaire du niveau d'effort, et donc de la contrainte de fluage. L'évolution de ces paramètres a déjà été mise en évidence dans les travaux de Houhou et al. [HBQ+14] pour un polymère différent. La valeur du paramètre E_2 a une dispersion importante et ne semble pas dépendre directement du niveau de charge.

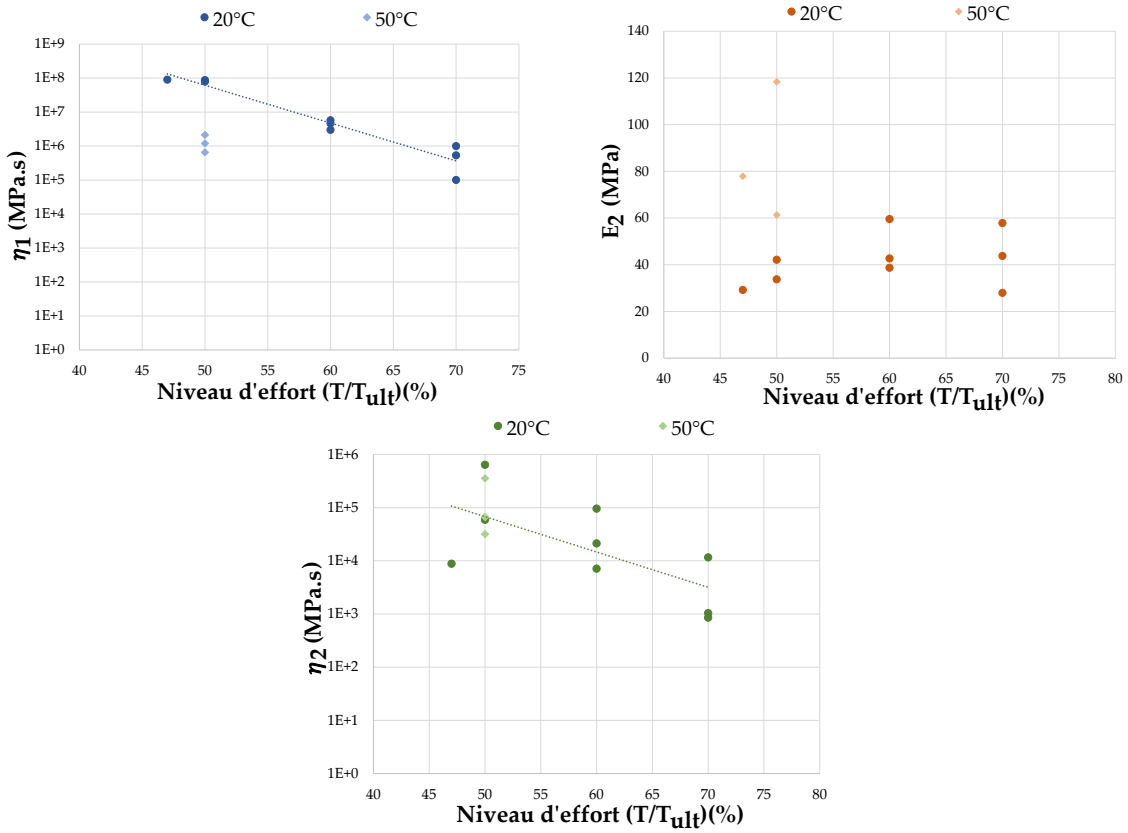


FIGURE 2.33 – Paramètres du modèle de Burger en fonction du niveau de charge pour le fluage en traction à $20°C$ et $50°C$

Le modèle de Burger non linéaire permet que la déformation de fluage soit déterminée en fonction du temps et de la contrainte grâce à l'équation 2.19, avec η_1 et η_2 donnés respectivement par les équations 2.20 et 2.21. Ces équations ont été déterminées à partir de la figure 2.33. Etant donnée la dispersion de ce paramètre, sa valeur est considérée constante et égale à la valeur moyenne pour l'ensemble des essais à $20°C$ (42 MPa). Une étude de sensibilité pour le modèle de Burger a permis de conclure vis-à-vis du nombre de chiffres significatifs utiles dans l'expression de η_1, E_2 et η_2.

$$\varepsilon_{creep}(t, \sigma_0) = \sigma_0 \times \left(\frac{t}{\eta_1(\sigma_0)} + \frac{1}{E_2} \left(1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2(\sigma_0)} t \right) \right) \right) \tag{2.19}$$

$$\eta_1(\sigma_0) = \exp(-0.5277 \times \sigma_0 + 30.63) \text{ [MPa.s]} \tag{2.20}$$

$$\eta_2(\sigma_0) = \exp(-0.31 \times \sigma_0 + 19) \text{ [MPa.s]} \tag{2.21}$$

La figure 2.34 illustre la courbe déterminée par le modèle de Burger non linéaire à 60% de T_{ult}. Elle est comparée aux données expérimentales des essais aux même niveaux. Le modèle non linéaire est moins précis que le modèle initial (figure 2.32). Cependant, l'écart

aux données expérimentales reste similaire à la dispersion des résultats. A la fin du stade secondaire du fluage ($0.8 \times t_f$), l'erreur relative maximale entre les courbes expérimentales et théoriques est inférieure à 13% (pour l'essai T-60-2). Etant donné la dispersion importante des résultats de fluage, cet écart reste acceptable. Cette comparaison a également été réalisée pour les autre niveaux de charge, et les conclusions étaient similaires.

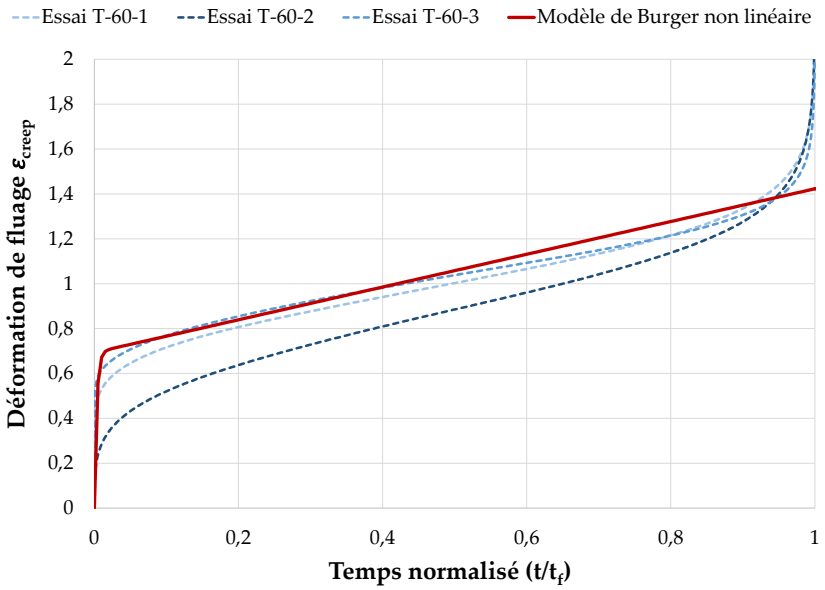


FIGURE 2.34 – Comparaison entre les courbes expérimentales de déformation et celle du modèle de Burger non linéaire pour les essais de traction à 60% de T_{ult}

2.4.2 Modélisation numérique

Afin d'évaluer l'impact des hypothèses faites pour développer le modèle analytique de Burger non linéaire, cette loi de fluage a été implémentée dans un modèle numérique.

Le modèle numérique utilisé est le même que celui présenté au paragraphe 2.3.2. Les paramètres de fluage ont été déterminés en utilisant les équations 2.20 et 2.21. La dépendance des paramètres vis-à-vis de la contrainte de fluage est donc prise en compte. Les valeurs utilisées sont données dans le tableau 2.6.

Niveau d'effort (T/T_{ult})	**47%**	**50%**	**60%**	**70%**
η_1 (MPa.s)	1.399×10^8	5.989×10^7	4.703×10^6	3.693×10^5
E_2 (MPa.)	42			
η_2 (MPa.s)	1.2×10^5	7.1×10^4	1.6×10^4	3.5×10^3

TABLE 2.6 – Valeurs des paramètres de fluage utilisées pour les simulations numériques

La figure 2.35 compare les courbes obtenues avec les approches analytique et numérique du modèle de Burger non linéaire, avec les données expérimentales. Une très bonne corrélation est observée entre les courbes analytique et numérique. Cela souligne la pertinence de la méthodologie proposée pour identifier le comportement en fluage à partir d'essais à échelle structure, reposant sur une approche analytique simple.

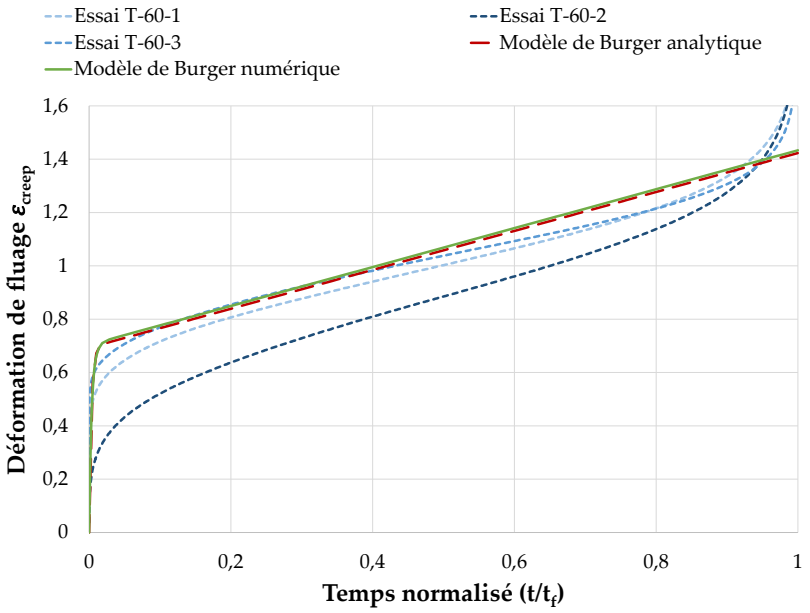


FIGURE 2.35 – Comparaison du modèle de Burger numérique avec les données expérimentales des essais à 60% de T_{ult}

2.5 Conclusions

Dans ce chapitre, le comportement en fluage de l'assemblage collé avec de C-Claw^{TM}, c'est-à-dire à l'échelle structure, a été investigué. Le comportement a été étudié pour des sollicitations en traction et en cisaillement. L'influence du niveau d'effort et de la température a été quantifiée. Il a été souligné une dépendance linéaire entre le logarithme du temps à rupture avec le niveau d'effort pour la traction et le cisaillement. L'augmentation de la température diminue également significativement le temps à rupture.

Une méthode d'identification inverse a été développée pour modéliser le comportement en fluage en traction de l'assemblage indépendamment de la géométrie du connecteur à partir d'essais à échelle structure. L'intérêt de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas de simulation numérique dans la boucle d'optimisation, diminuant ainsi fortement le temps de calcul. L'identification repose tout de même sur une analyse du champ de contrainte à partir de simulations numériques. Cette analyse numérique permet de mettre en évidence certaines particularités dues au fluage. Cette méthode d'identification a mis en évidence que le comportement en fluage est gouverné par le centre de l'assemblage, pour cette géométrie

de connecteur. Néanmoins, cette méthode a difficilement été transposable au cas du cisaillement, notamment à cause du champ de contraintes multiaxial. Ce champ de contrainte plus complexe vient du fait que la charge est excentrée par rapport à l'assemblage. Le chargement induit donc une sollicitation de cisaillement et un moment.

Le modèle de Burger permet de décrire correctement le comportement pendant les stades primaire et secondaire du fluage. L'étude vis-à-vis du niveau de charge a permis de mettre en évidence la dépendance de certains paramètres avec la contrainte de fluage. Sur cette base, un modèle non linéaire a pu être proposé. Des essais additionnels à plusieurs températures permettraient de prendre également en compte la température dans ce modèle. Un modèle numérique a été utilisé pour valider la pertinence des hypothèses faites lors du développement de la méthode d'identification.

Cependant, cette méthode d'identification repose sur certaines particularités : contrainte uniaxiale, concentrée au centre de l'assemblage et n'évoluant pas pendant le fluage. De plus, la géométrie spécifique du connecteur collé pourrait influer sur les propriétés en fluage identifiées à partir de l'analyse à l'échelle du connecteur collé. Il est donc nécessaire de comparer ses résultats à une étude où les résultats observés pourront être considérés indépendants de la géométrie de l'éprouvette, comme avec les essais sur joints minces.

Chapitre 3

Développement de moyens d'essais pour la caractérisation du comportement en fluage de joints de colle

Résumé

Cette partie se concentre sur le développement d'un moyen d'essais pour caractériser le comportement en fluage de joints de colle. Une première étape a consisté à la conception d'un bâti de fluage adapté à l'essai Arcan, et de supports capteurs pour suivre l'évolution de la déformation de la couche d'adhésif pendant un essai. Ce dispositif expérimental a ensuite été validé. L'influence de plusieurs paramètres sur le comportement en fluage du joint de colle a été étudiée grâce à celui-ci : contrainte, température, épaisseur d'adhésif, charges/décharges.

Sommaire

3.1 Conception d'un banc d'essais de fluage 83
3.1.1 Bâti de fluage 83
3.1.2 Eprouvettes 85
3.1.3 Mesures des déplacements 86
3.1.4 Validation des moyens expérimentaux 88
3.2 Protocole expérimental 94
3.2.1 Collage des éprouvettes 94
3.2.2 Essais quasi statiques 96
3.2.3 Essais de fluage 100
3.3 Résultats des investigations expérimentales en fluage 101
3.3.1 Influence du niveau de charge 101
3.3.2 Influence de la température 106
3.3.3 Influence de l'épaisseur 109

3.3.4 Essais de charge/décharge 111
3.4 Conclusions 115

3.1 Conception d'un banc d'essais de fluage

3.1.1 Bâti de fluage

Aucune étude n'a été référencée dans la littérature sur l'étude du fluage de joint de colle avec l'essai Arcan avec plusieurs bancs d'essai. Afin d'investiguer ce comportement, un bâti de fluage adapté à cet essai a été développé pour obtenir plusieurs bancs d'essais de fluage et augmenter le nombre d'essais. La figure 3.1 présente ce dispositif d'essai.



FIGURE 3.1 – Ensemble des quatre bâtis de fluage utilisés

La structure du bâti est composée de deux plaques assemblées avec deux UPN pour la rigidité. Ces quatre éléments sont mécano-soudés. Une grande partie des UPN est retirée pour réduire la masse du bâti et effectuer les réglages des essais plus facilement. Le bras supérieur et le bras inférieur sont fixés à la structure avec des pièces pivot. Une chape inférieure est vissée sur le bras inférieur. Une autre chape supérieure est également vissée en appui sur la structure du bâti. Lors d'un essai, l'éprouvette est placée entre ces deux chapes. Ces éléments sont décrits sur la maquette CAO de la figure 3.2 et 3.3.

L'effort appliqué à l'éprouvette est créé par des masses dont le poids est amplifié par deux bras de levier en série. Cet effort dépend des dimensions des deux bras de levier et du poids créé par les masses selon l'équation 3.1, avec F_S l'effort appliqué à l'éprouvette, F_W le poids créé par les masses, L_1 et L_2 les dimensions caractéristiques du bras supérieur, L_3 et L_4 les dimensions caractéristiques du bras inférieur. Ces dimensions sont détaillées sur la figure 3.4. L'équation 3.1 souligne que pour optimiser l'amplification de F_W, L_1 et L_3 doivent être le plus important possible, et L_2 et L_4 aussi petits que possible. Etant donné les contraintes de fabrication pour l'ensemble du bâti, les dimensions finales utilisées sont les suivantes : $L_1 = 500mm$, $L_2 = 124.5mm$, $L_3 = 210mm$ et $L_4 = 10mm$. Le facteur d'amplification théorique est donc d'environ de 85.

$$F_S = \frac{L_1 \times L_3}{L_2 \times L_4} F_W \tag{3.1}$$

Pour contrôler la vitesse de mise en charge, le bras supérieur repose sur une tige filetée.

Cette tige est retirée progressivement lors du démarrage d'un essai.

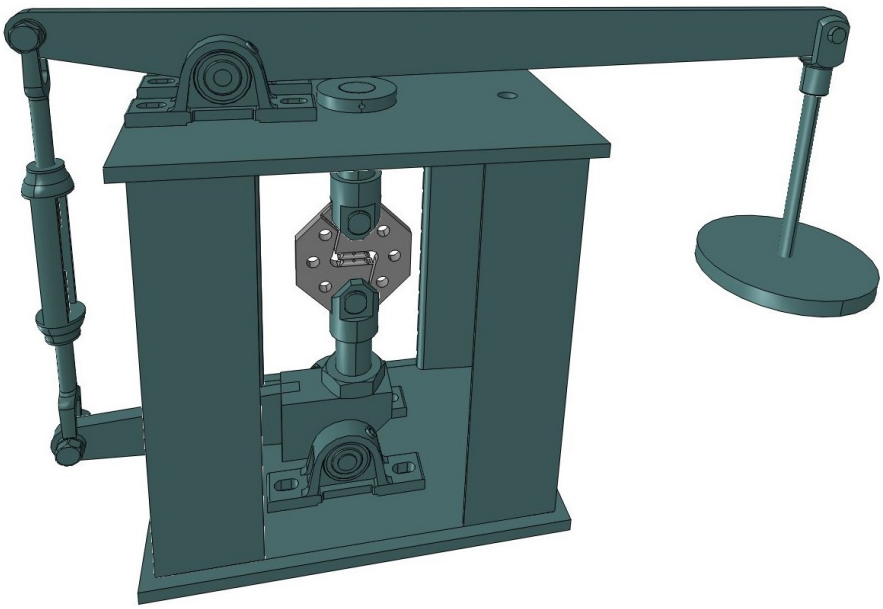


FIGURE 3.2 – Maquette CAO du bâti de fluage développé

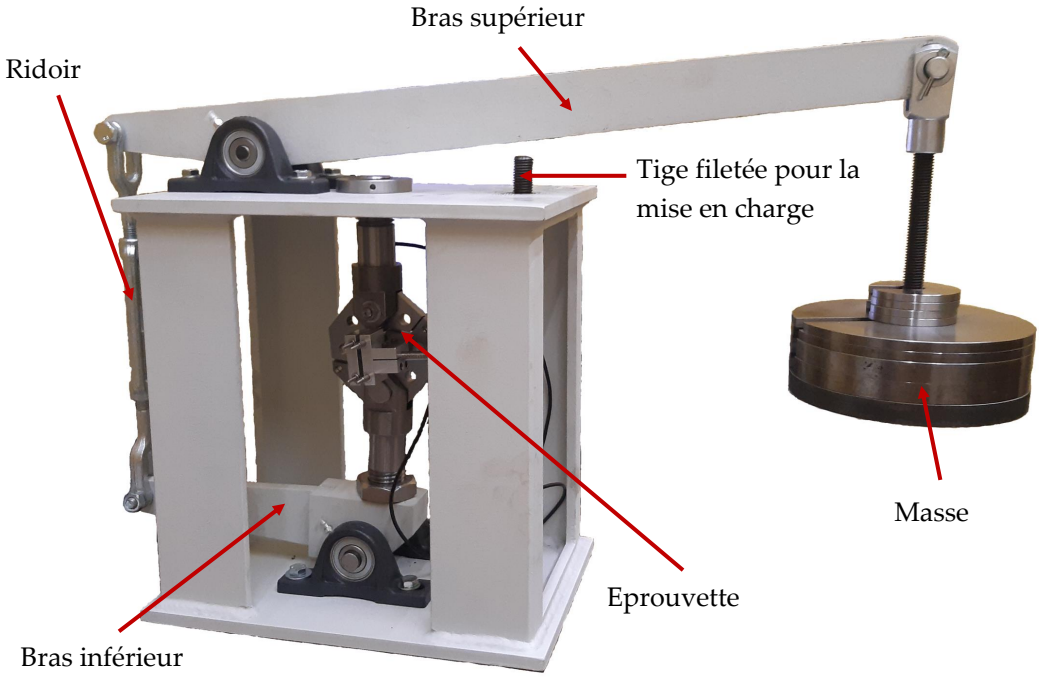


FIGURE 3.3 – Bâti de fluage développé

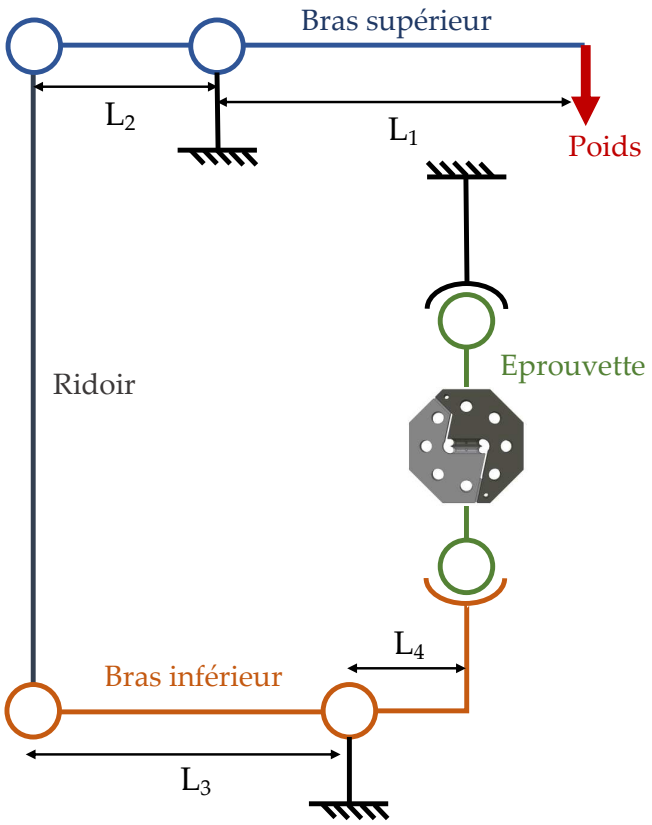


FIGURE 3.4 – Schéma cinématique du bâti de fluage

3.1.2 Eprouvettes

Pour les investigations expérimentales à l'échelle du joint de colle, l'éprouvette utilisée est celle du dispositif Arcan TCS (figure 3.5). Cette éprouvette est composée de deux parties (en gris clair et en gris foncé sur le schéma), qui sont assemblées par la couche d'adhésif. Elle a déjà été utilisée pour des campagnes expérimentales dans la thèse de B. Valès [Val17] où près de 700 essais avait été réalisés. L'épaisseur de la couche d'adhésif est spécifique à la géométrie de l'éprouvette. Dans cette étude, deux épaisseurs ont été étudiées : 200µm et 400µm. Chaque partie de l'éprouvette est percée de quatre trous, qui permettent de mettre en place l'éprouvette dans le bâti. En fonction des trous utilisés, il est possible d'analyser le comportement du joint de colle selon plusieurs types de sollicitation. Chaque partie de l'éprouvette comporte également deux alésages qui permettent de simplifier la méthode de collage. Cet aspect est détaillé dans le paragraphe 3.2.1.

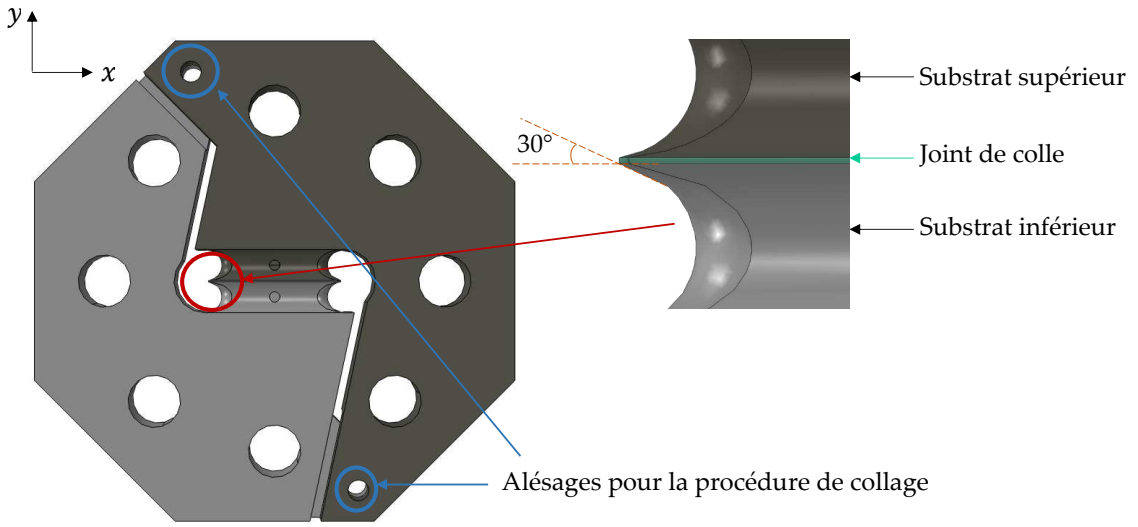


FIGURE 3.5 – Schéma d'une éprouvette du dispositif Arcan TCS

3.1.3 Mesures des déplacements

Pour les essais Arcan, la corrélation d'images est généralement utilisée pour extraire les données de déplacements [VMC+19, BCCV12, TCSC13, CJCJ14]. Cependant, pour cette étude expérimentale, il a été choisi de mesurer le déplacement pendant le fluage avec des capteurs LVDT. Ce type de mesure est plus adapté pour un nombre d'essais importants, dont la durée peut être longue et réalisés à haute température. Ce sont les mêmes capteurs que ceux utilisés pour l'étude sur les connecteurs collés dans le chapitre 2.

Afin d'utiliser ces capteurs, un support a spécifiquement été conçu pour les fixer sur l'éprouvette pendant un essai. Il est présenté sur les figures 3.6 et 3.7. Ce support doit être adapté à l'ensemble des sollicitations étudiées (traction, cisaillement et traction-cisaillement). De plus, il doit être au plus proche des surfaces collées pour ne mesurer que le déplacement dû à la déformation de la couche d'adhésif. Pour respecter ce cahier des charges, le support a été conçu de sorte à être fixé sur les becs de l'éprouvette. Le déplacement est mesuré selon deux directions : celle normale à la surface collée, selon l'axe y ; celle tangentielle à la surface collée, selon l'axe x. Le capteur pour le déplacement normal est fixée sur la partie B du support et mesure le déplacement selon la surface de référence de la partie D du support ; le capteur pour le déplacement tangent est fixé sur la partie A du support et mesure le déplacement selon la surface de référence de la partie C du support. La figure 3.8 illustre que le support est bien adapté pour l'ensemble des sollicitations testées.

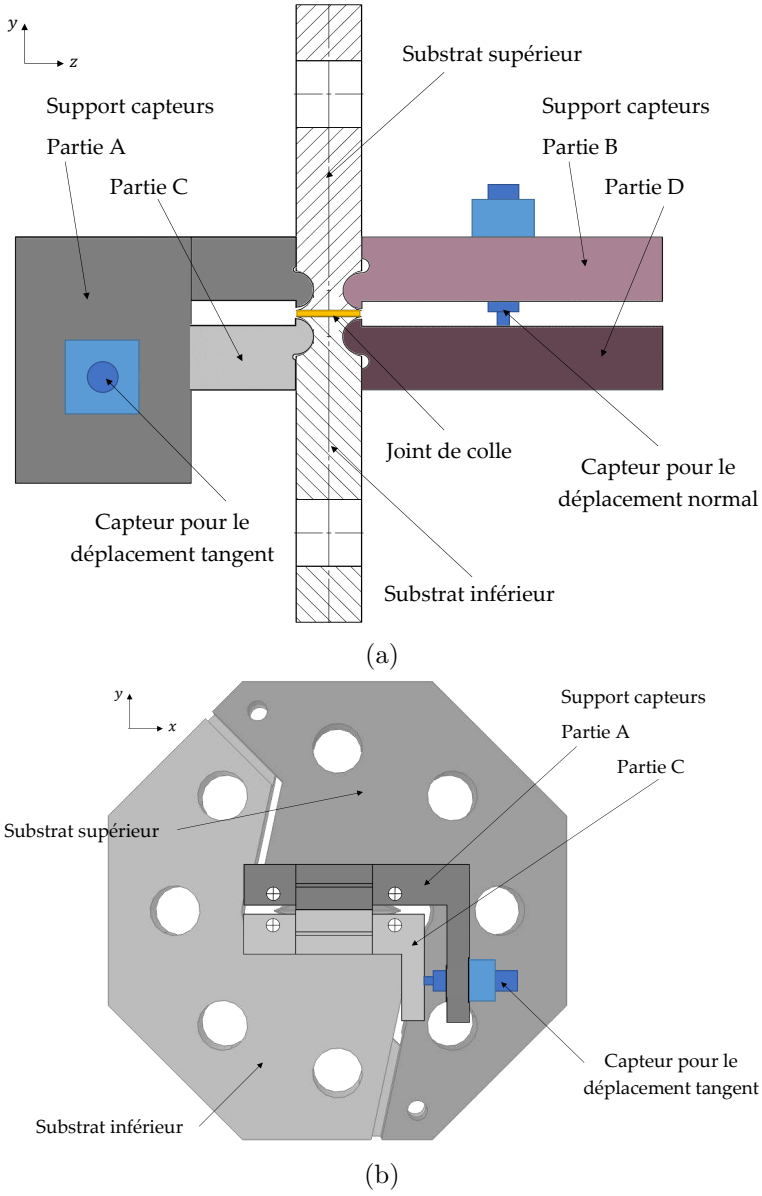


FIGURE 3.6 – Schéma du support capteurs

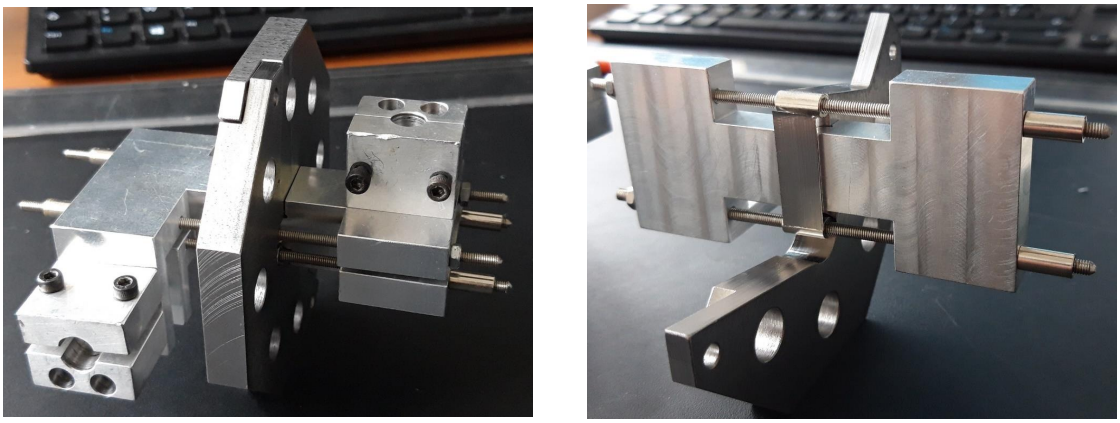


FIGURE 3.7 – Support pour les capteurs LVDT adapté aux éprouvettes



(a) Traction (b) Cisaillement (c) Traction-cisaillement

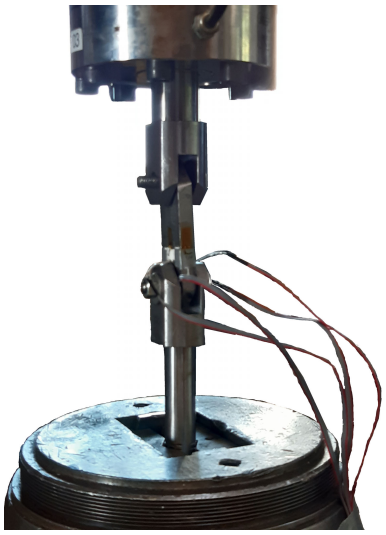
FIGURE 3.8 – Support capteurs adaptés à tous les types de sollicitation

3.1.4 Validation des moyens expérimentaux

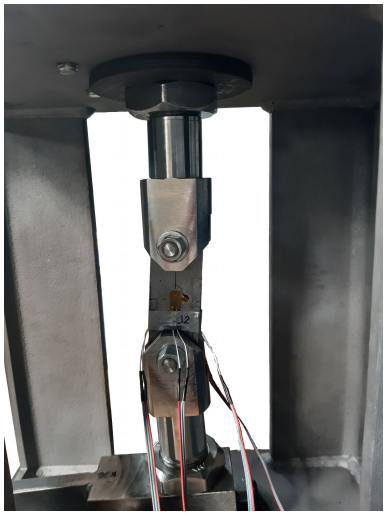
Effort des bâtis de fluage

Avant de réaliser les essais de fluage Arcan sur les bâtis, des vérifications ont été effectuées sur chacun avec un barreau en acier. Ce barreau a d'abord été placé sur une presse hydraulique avec des chapes similaires à celles présentes sur les bâtis (figure 3.9a), puis sur les bâtis de fluage (figure 3.9b). Quatre jauges de déformation (J_1, J_2, J_3 et J_4) ont été collées sur chaque face du barreau. Le positionnement des jauges est illustré sur la figure 3.9c.

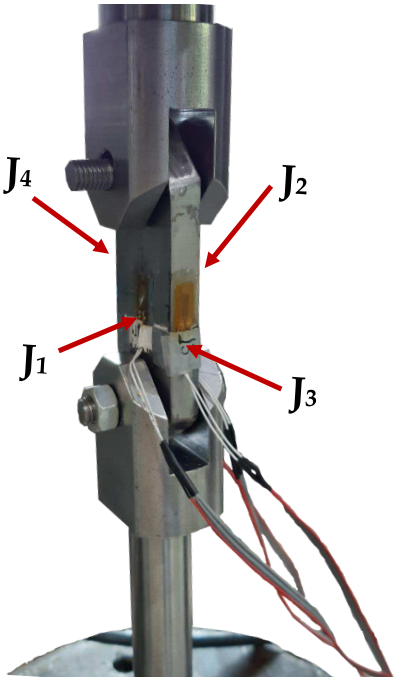
Dans un premier temps, la mesure des jauges a permis de vérifier la symétrie du chargement appliqué et l'absence de moments parasites. Cela a souligné la sensibilité de la répartition de l'effort vis-à-vis de l'alignement de l'éprouvette. Le graphique de la figure



(a) Dans une presse



(b) Dans un bâti de fluage



(c) Positionnement des jauges

FIGURE 3.9 – Barreau d'acier

3.10 donne un exemple de la déformation des jauges lorsque le barreau/l'éprouvette est correctement aligné sur un des bâtis de fluage : les jauges collées sur des faces identiques mesurent la même déformation.

La mesure des déformations avec les jauges a également permis de calibrer l'effort appliqué par amplification du poids avec les bras de levier des bâtis de fluage. Pour un

même poids, l'effort peut fortement varier en fonction des réglages du bâti. Cela induit un écart important du facteur d'amplification expérimental par rapport à celui calculé théoriquement. En effet, le facteur d'amplification réel est de l'ordre de 40, soit plus de deux fois plus faible que celui calculé théoriquement. De plus, le coefficient d'amplification de l'effort n'est pas le même pour les quatre bâtis. Le graphique de la figure 3.11 permet de calculer l'effort en fonction de la masse appliquée pour chaque bâti. Ce graphique souligne également la relation linéaire entre ces deux grandeurs.

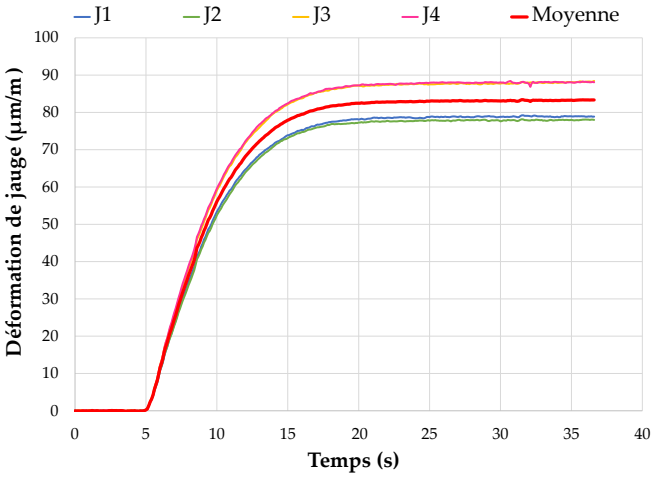


FIGURE 3.10 – Déformation des jauges en fonction du temps lors de l'application d'un chargement constant sur le bâti de fluage

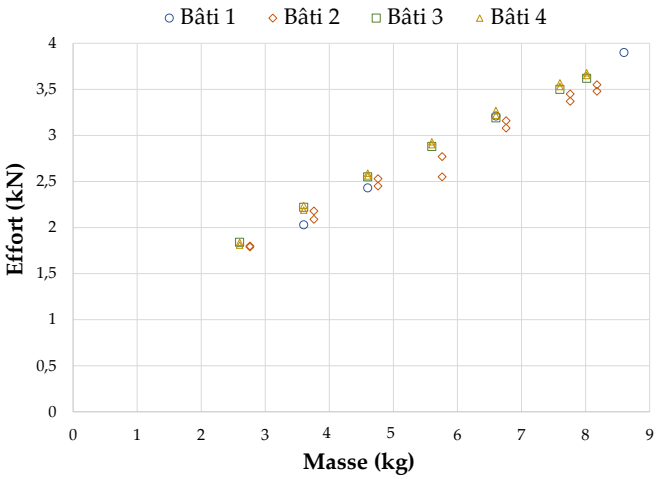


FIGURE 3.11 – Corrélation entre la masse appliquée et l'effort mesuré au niveau de l'éprouvette

Mesure des déplacements locaux

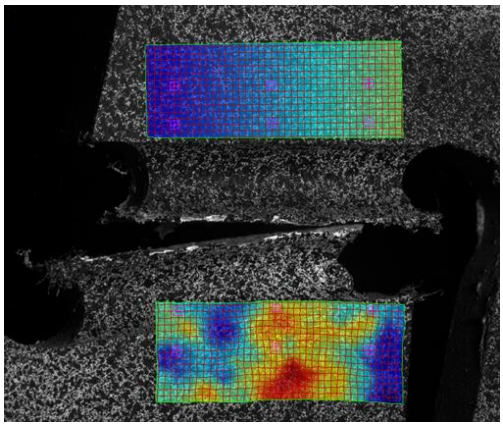
Afin de valider la mesure des déplacements avec les capteurs LVDT, quelques essais quasi statiques ont été réalisés avec une mesure de déplacement par corrélation d'images. A cause de la géométrie des capteurs et de leur support, il n'a pas été possible de comparer les résultats pour un même essai. Le dispositif expérimental est présenté sur la figure 3.12.



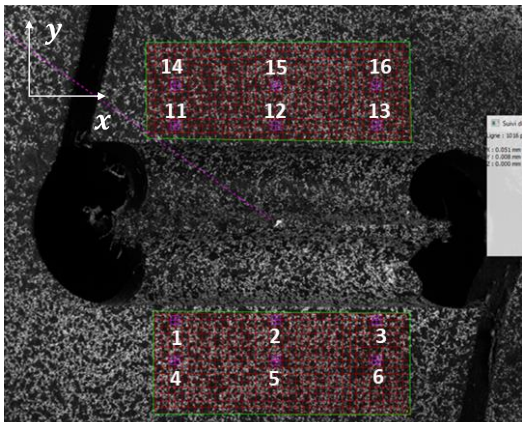
FIGURE 3.12 – Essai quasi statique avec mesure des déplacements par corrélation d'images

Deux essais avec corrélation d'images ont été effectués en traction. Leurs résultats sont détaillés sur la figure 3.13. Plusieurs points ont été étudiés afin de quantifier l'influence de ce choix sur le déplacement mesuré. Les graphiques de la figure 3.13c et 3.13d permettent d'étudier respectivement l'influence du point choisi selon l'axe x et selon l'axe y. Ils soulignent des écarts bien inférieurs à la dispersion des déplacements mesurés avec les capteurs LVDT. Le dernier graphique (figure 3.13e) compare le déplacement selon l'axe y du joint de colle mesuré avec les capteurs LVDT et la corrélation d'image. Bien qu'un faible écart soit constaté en fonction de la méthode de mesure utilisée, il semble que cela provienne principalement de la dispersion générale des résultats, plutôt que la validité de la mesure du déplacement avec les capteurs LVDT.

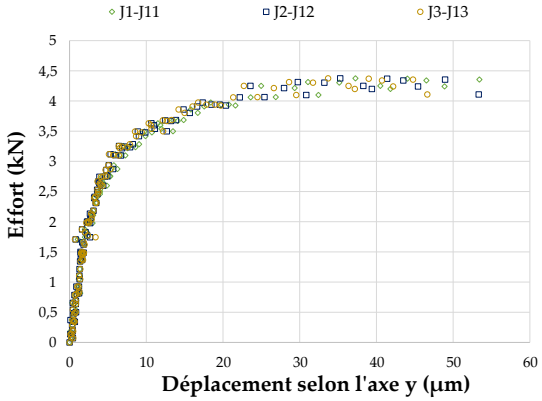
Un essai avec corrélation d'images a été effectué en cisaillement. Les résultats sont détaillés sur la figure 3.14. Comme pour la traction, plusieurs points ont été étudiés afin de quantifier l'influence de ce choix sur le déplacement mesuré. Les graphiques de la figure 3.14c et 3.14d permettent d'étudier l'influence du point choisi. De façon similaire à la traction, des écarts bien inférieurs à la dispersion des déplacements sont mesurés avec les capteurs LVDT. La comparaison du déplacement selon l'axe x avec la mesure par capteurs LVDT et celle par corrélation d'images (figure 3.14e) montre également un écart entre les deux méthodes de mesures de déplacement, mais il reste acceptable vis-à-vis de la dispersion générale observée en termes de déplacement.



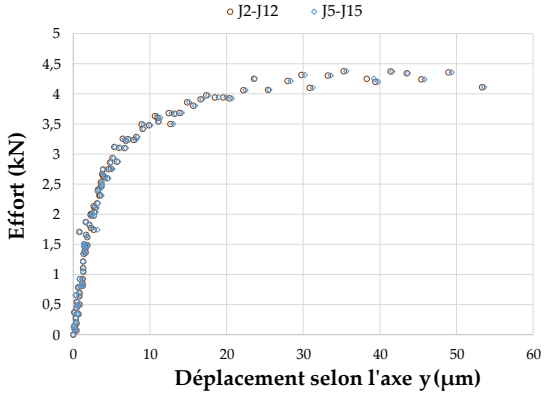
(a) Champ de déformation à la rupture



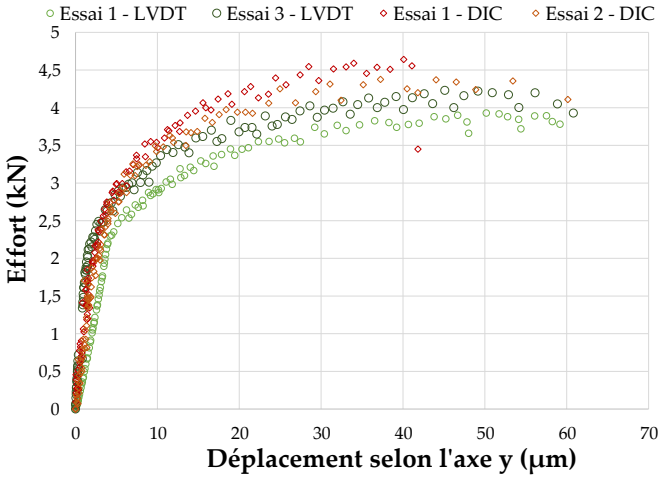
(b) Points étudiés



(c) Déplacement selon le point choisi sur l'axe normal au joint de colle

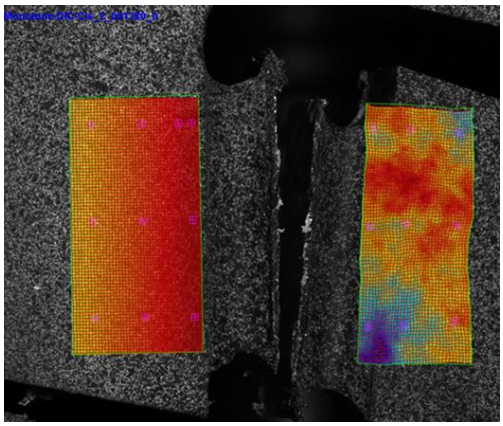


(d) Déplacement selon le point choisi sur l'axe tangent au joint de colle

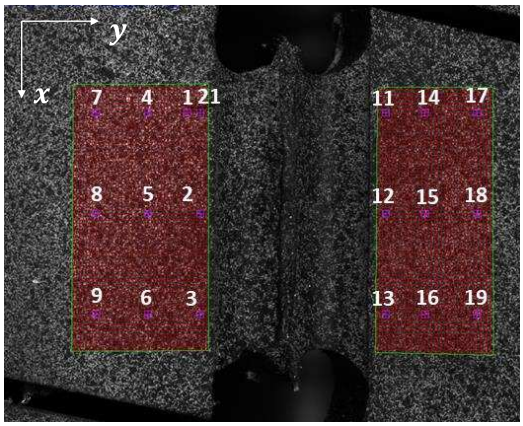


(e) Comparaison des déplacements mesurés avec les capteurs LVDT et la corrélation d'images

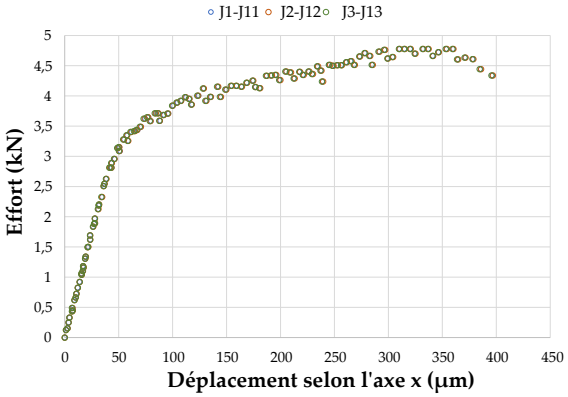
FIGURE 3.13 – Résultats de l'essai 2 quasi statique en traction avec corrélation d'image



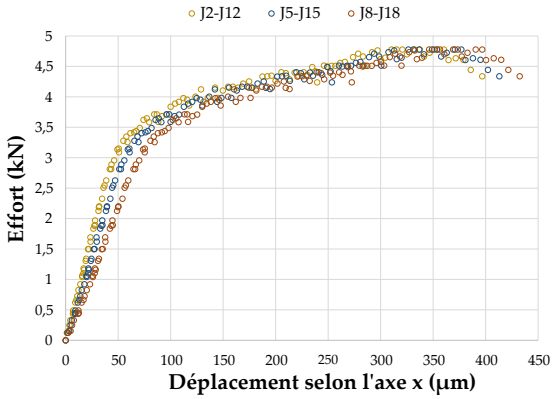
(a) Champ de déformation à la rupture



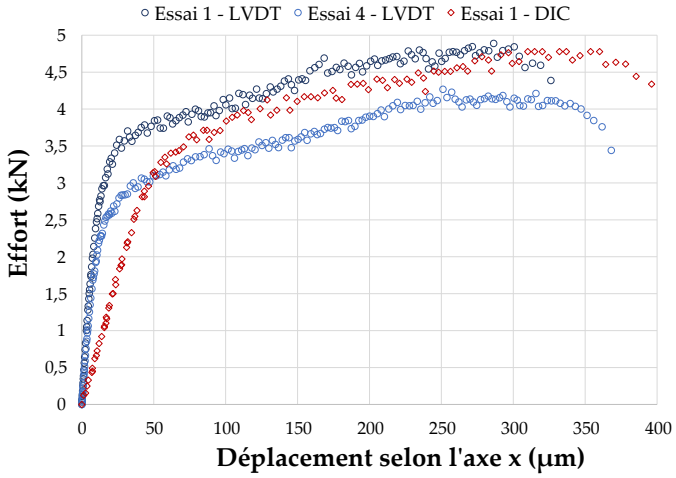
(b) Points étudiés



(c) Déplacement selon le point choisi sur l'axe normal au joint de colle



(d) Déplacement selon le point choisi sur l'axe tangent au joint de colle



(e) Comparaison des déplacements mesurés avec les capteurs LVDT et la corrélation d'images

FIGURE 3.14 – Résultats des essais quasi statiques en cisaillement avec corrélation d'image

Les résultats de ces essais avec corrélation d'images ont permis de justifier la validité des mesures de déplacements avec les capteurs LVDT, ainsi que le positionnement de leur support.

3.2 Protocole expérimental

L'ensemble de la campagne expérimentale sur les joints de colle est réalisé pour des assemblages collés avec l'Adekit A310-1 comme adhésif, le même que celui utilisé pour l'étude sur les connecteurs collés. Le protocole de collage des éprouvettes pour le dispositif Arcan pourrait donc être modifié si un autre adhésif était utilisé.

3.2.1 Collage des éprouvettes

L'épaisseur du joint de colle dépend de la conception de l'éprouvette, avec une géométrie au niveau de becs proches des surfaces collées spécifique. Dans cette étude, deux épaisseurs de joint de colle ont été étudiées : 200µm et 400µm. La même géométrie de becs est utilisée pour les deux épaisseurs. Pour obtenir ces épaisseurs avec le moins d'incertitude possible, les deux parties de l'éprouvette sont maintenues ensemble par des tiges d'acier et des pinces à ressort (figure 3.15 et 3.16) pendant la totalité de la polymérisation de l'adhésif. Les tiges d'acier permettent de bloquer le déplacement selon les axes x et y, et les pinces bloquent le déplacement hors plan. L'ajustement de l'alésage sur l'éprouvette et celui de la tige assurent une incertitude de 20µm sur l'épaisseur de colle, soit 10% pour les éprouvettes avec une épaisseur de 200µm et 5% pour celle de 400µm.

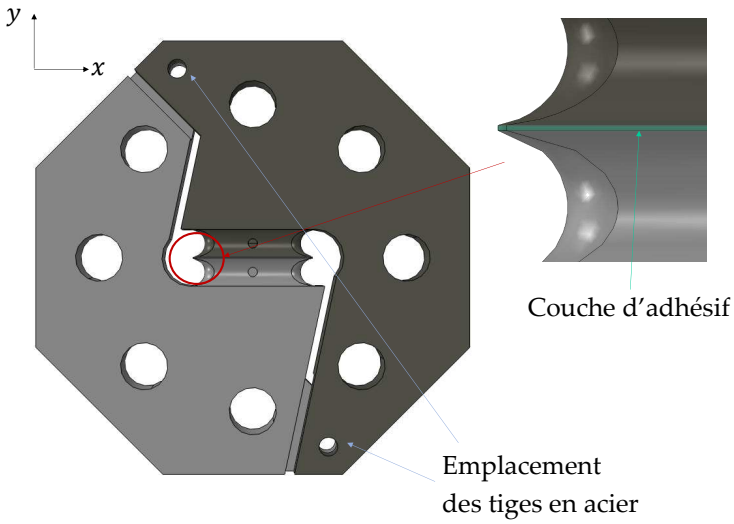


FIGURE 3.15 – Schéma des éléments constitutifs d'une éprouvette du dispositif Arcan

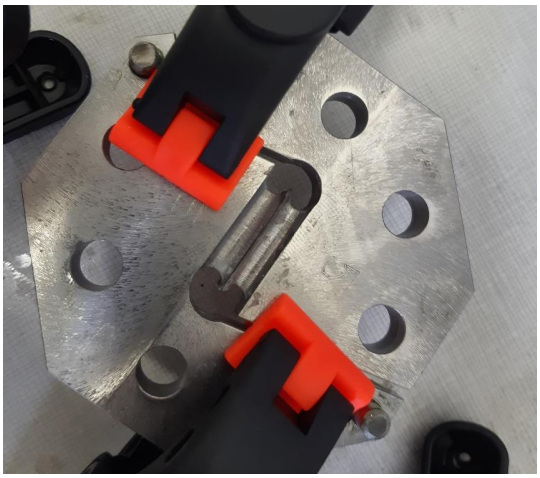


FIGURE 3.16 – Maintien des deux coques d'une éprouvette pendant la polymérisation de l'adhésif

Pour vérifier cette incertitude, l'épaisseur d'adhésif a été mesurée au microscope pour certaines éprouvettes d'épaisseur de colle de 200µm. Les résultats de ces mesures sont montrés sur les figures 3.17 et 3.18. Ils confirment que l'épaisseur d'adhésif est bien de $200 \pm 20 \mu m$ pour ces éprouvettes, excepté au niveau des bords où l'épaisseur est plus faible (figure 3.17). Cela est dû aux contraintes d'usinage des becs des éprouvettes.

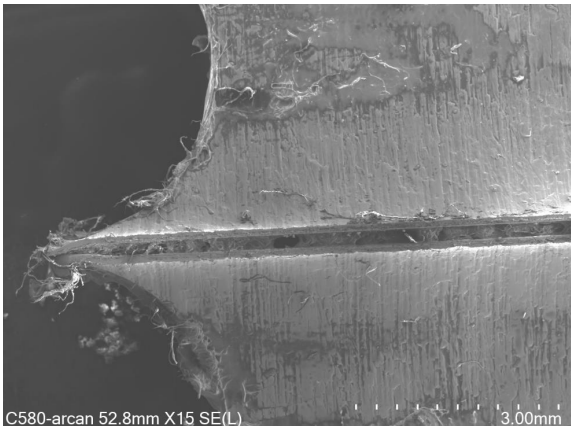


FIGURE 3.17 – Observation au microscope du joint de colle

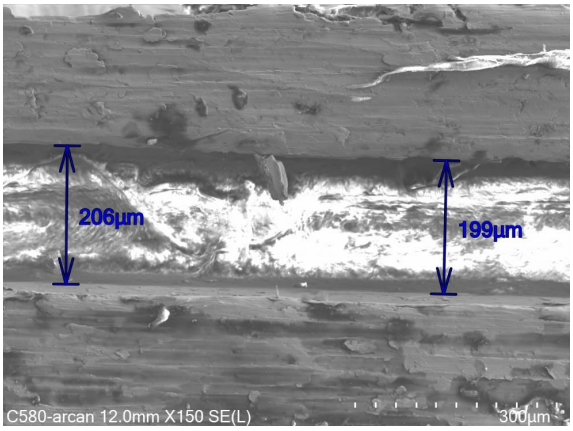


FIGURE 3.18 – Exemple de mesures de l'épaisseur d'adhésif au microscope

Plusieurs protocoles de collage ont été testés pour l'adhésif étudié. La validité d'un protocole était décidée selon le faciès de rupture des éprouvettes. Un collage est considéré correct d'après plusieurs critères : adhésif présent sur toute la surface, absence de cavités, et rupture cohésive dans l'adhésif. La figure 3.19 illustre un exemple de faciès de rupture issu d'un protocole de collage validé.

Le protocole de collage retenu est le suivant :

- Mise en place des tiges d'acier préalablement graissées à l'emplacement prévu sur une des coques de l'éprouvette ;
- Préparation des surfaces des éprouvettes avec un sablage effectué avec un papier abrasif de grain P400 ;
- Dégraissage des surfaces avec de l'acétone ;
- Séchage des surfaces ;
- Application de l'adhésif sur les surfaces de chaque partie de l'éprouvette avec une spatule ;
- Assemblage des deux coques de l'éprouvette avec la mise en place des tiges entre les deux parties ;
- Maintien de l'éprouvette avec les pinces à ressort ;
- Retrait de l'excédent d'adhésif ;
- Polymérisation de l'adhésif pendant 24 heures à $25°C$.



FIGURE 3.19 – Exemple d'un faciès de rupture pour un protocole de collage validé

3.2.2 Essais quasi statiques

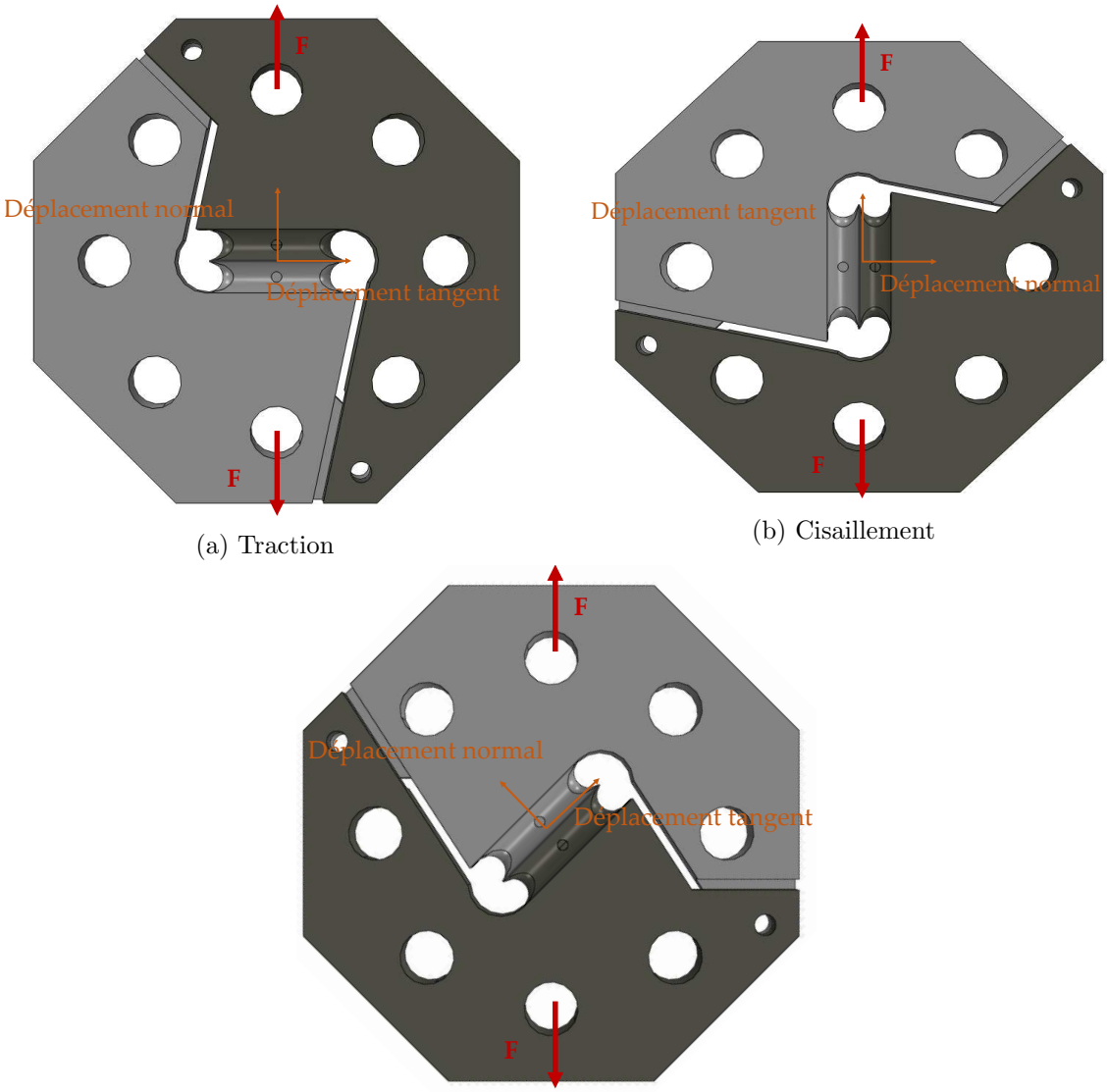
Mise en place de l'essai

Les essais quasi statiques sur joints de colle ont été effectués pour trois types de sollicitations à température ambiante : en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement. Ces essais avaient pour objectif d'évaluer la force à rupture pour chacune de ces sollicitations, notées par la suite T_{ult} pour la traction, S_{ult} pour le cisaillement et TS_{ult} pour la traction-cisaillement. Chaque essai a été répété au minimum quatre fois. Les valeurs de T_{ult}, S_{ult} et TS_{ult} ont ensuite permis de déterminer les niveaux de charge qui seront étudiés en fluage.

Le dispositif expérimental est schématisé pour ces trois sollicitations sur la figure 3.20. Il est monté sur une presse hydraulique, à laquelle des chapes similaires à celle des bâtis de fluage sont fixées. Elles sont représentées sur la figure 3.8. L'éprouvette est mise en place entre les chapes et maintenue par deux axes en acier, préalablement graissés. Les trous choisis pour la fixation aux chapes dépendent de la sollicitation choisie pour l'essai (figure

3.20). Le support avec les capteurs est ensuite fixé à l'éprouvette.

Les essais sont réalisés à vitesse de déplacement constante (0.5mm/min) jusqu'à la rupture du joint de colle.



(a) Traction

(b) Cisaillement

(c) Traction-cisaillement

FIGURE 3.20 – Schéma du dispositif expérimental

Résultats des essais quasi statiques

Les résultats des essais quasi statiques en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement sont donnés respectivement dans les tableaux 3.1, 3.2 et 3.3. L'ensemble des faciès de rupture de ces essais est donné en annexe D. Comme pour les essais réalisés sur

les connecteurs, ces résultats montrent un faible écart de l'effort à rupture vis-à-vis de la sollicitation. En effet, l'effort moyen à rupture est de 4.206 kN avec une dispersion de 10% en traction, 4.474 kN avec une dispersion de 9% en cisaillement, et 4.235 kN en traction-cisaillement avec une dispersion de 3%. La contrainte à rupture moyenne s'élève à 17.8 MPa. Pour l'ensemble des sollicitations, les modes de rupture étaient cohésifs. Les faciès de rupture sont donnés en annexe D.

Selon les schémas de la figure 3.20, en traction, le déplacement à étudier est celui dans la direction normale à la surface collée, tandis que celui de la direction tangente devrait être nul. Or, d'après le tableau 3.1, un déplacement tangent est quand même observé pour les essais de traction, de l'ordre de 25% du déplacement normal. La présence de ce déplacement est principalement dû aux défauts d'alignement entre l'axe de sollicitation et l'éprouvette. La figure 3.21 donne un exemple de courbe effort-déplacement pour un essai quasi statique de traction. On constate que le déplacement tangent augmente principalement après que T_{ult} est atteint, c'est-à-dire pendant la striction du matériau.

Essai	**Effort à rupture (kN)**	**Déplacement normal maximal (µm)**	**Déplacement tangent maximal (µm)**
1	3.952	59.2	28.4
2	4.632	35.5	4.3
3	4.230	62.9	10.1
4	4.007	84.3	19.7
5	4.208	79.1	14.8
Moyenne	*4.206*	*62.2*	*15.4*

TABLE 3.1 – Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en traction à $20°C$

En cisaillement, le déplacement à étudier est celui de la direction tangente à la surface collée, tandis que celui dans la direction normale devrait être nul. Or, comme pour la traction, d'après le tableau 3.2, un déplacement normal est quand même observé pour les essais de cisaillement, de l'ordre de 6% du déplacement tangent. Ce déplacement est du même ordre de grandeur que celui tangent mesuré en traction, et est encore dû aux défauts d'alignement entre l'axe de sollicitation et l'éprouvette. Par ailleurs, l'allongement possible en cisaillement est nettement supérieur à celui possible en traction, plus de 5 fois plus important. La figure 3.22 donne un exemple de courbe effort-déplacement pour un essai quasi statique de cisaillement. Comme pour la traction, on constate que le déplacement normal augmente principalement après que S_{ult} est atteint, c'est-à-dire pendant la striction du matériau.

En traction-cisaillement, le déplacement selon les deux directions devrait être non nul, ce qui est mis en évidence avec le tableau 3.3. Là encore, le déplacement tangent est plus

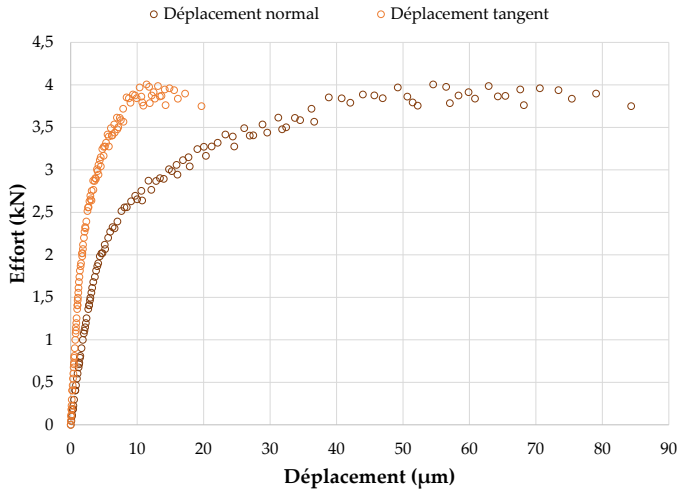


FIGURE 3.21 – Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°4 de traction

Essai	**Effort à rupture (kN)**	**Déplacement normal maximal (µm)**	**Déplacement tangent maximal (µm)**
1	4.889	26.5	334.0
2	4.090	23.9	342.4
3	4.619	9.7	413.5
4	4.299	37.7	371.8
Moyenne	*4.474*	*24.5*	*365.4*

TABLE 3.2 – Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en cisaillement à $20°C$

important que le déplacement normal. Toutefois, l'allongement dans la direction tangente reste bien inférieur à celui possible en cisaillement pur. Le déplacement normal est du même ordre de grandeur que celui possible en traction. Il semblerait que l'allongement dans la direction normale à la sollicitation initie la rupture dès lors que son maximum est atteint, ce qui limiterait l'allongement dans la direction tangente à la sollicitation. Ces déplacements sont illustrés sur la figure 3.23.

L'analyse des courbes de l'effort en fonction du déplacement pour les trois sollicitations étudiées met en évidence un comportement du joint de colle non linéaire avec une première phase linéaire. Le tableau 3.4 donne les propriétés élastiques identifiées à partir de ces courbes.

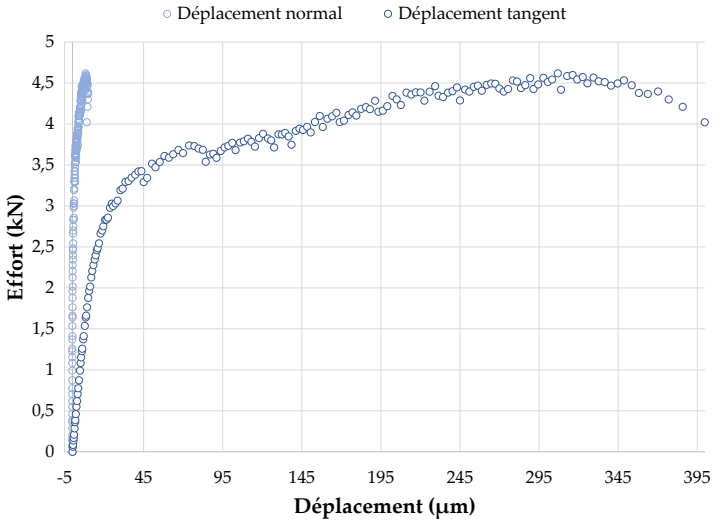


FIGURE 3.22 – Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°3 de cisaillement

Essai	**Effort à rupture (kN)**	**Déplacement normal maximal (µm)**	**Déplacement tangent maximal (µm)**
1	4.149	104.3	153.4
2	4.281	41.1	135.2
3	4.146	17.5	217.9
4	4.364	111.7	115.2
Moyenne	*4.235*	*68.6*	*155.4*

TABLE 3.3 – Efforts à rupture et déplacements maximaux pour les essais Arcan quasi statiques en traction-cisaillement à $20°C$

Paramètre	**Valeurs**
Module d'Young E	490 MPa
Coefficient de Poisson ν	0.217

TABLE 3.4 – Propriétés élastiques du joint de colle déterminées à partir des essais Arcan

3.2.3 Essais de fluage

Pour les essais de fluage à $20°C$, les bâtis sont placés dans une pièce où la température est maintenue constante à $20°C \pm 3°C$. La mise en place de l'essai suit la même procédure que pour les essais statiques. L'effort de fluage est créé par des masses, dont le poids varie de 0.100 kg à 2 kg. La mise en charge est effectuée en retirant progressivement la tige filetée sur laquelle est en appui le bras supérieur du bâti.

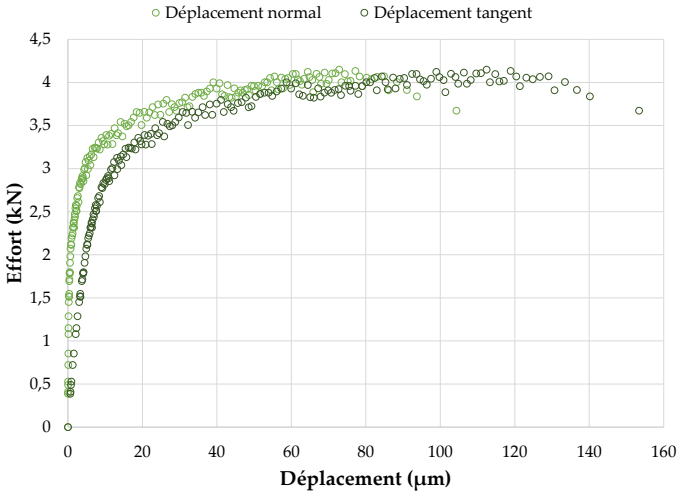


FIGURE 3.23 – Courbe effort-déplacement pour l'essai quasi statique n°1 de traction-cisaillement

Pour l'étude du fluage à haute température, un des bâtis a été placé dans une enceinte thermique (figure 3.24). Lors d'un essai, la première étape consiste à chauffer l'enceinte, puis l'effort est appliqué à l'éprouvette et l'essai de fluage débute. Afin de réaliser la mise en charge progressivement sans ouvrir l'enceinte, le bras de levier supérieur est en appui sur un soufflet pneumatique, dont le débit d'air est régulé à l'extérieur de l'enceinte. La mise à température est considérée complète lorsque tous les éléments du bâti et l'éprouvette sont à la température souhaitée. Pour vérifier cela, un capteur de température PT100 est collé sur la structure du bâti de fluage. Lorsque la température est à la température souhaitée et stable, et que les déplacements au niveau de l'éprouvette sont stabilisés, la chauffe de l'enceinte est considérée terminée, comme illustré sur la figure 3.25. Pour une consigne de température de $50°C$, la chauffe dure environ 1h30. Les valeurs des mesures des capteurs à la fin de la mise à température sont réinitialisées à zéro.

3.3 Résultats des investigations expérimentales en fluage

3.3.1 Influence du niveau de charge

Plusieurs niveaux de charge ont été étudiés en fluage à $20°C$: entre 50% et 70% de T_{ult} en traction ; entre 70% et 90% de S_{ult} en cisaillement ; et entre 60% et 90% de TS_{ult} en traction-cisaillement. Pour évaluer la répétabilité des résultats, chaque essai a été répété trois fois. Les essais sont réalisés à $20°C \pm 3°C$. La mesure des déplacements normaux et tangents de chaque essai est enregistrée toutes les secondes. Pour l'ensemble des essais présentés dans ce paragraphe, les éprouvettes ont une épaisseur d'adhésif de 200µm. Le faciès de rupture de chaque essai est donnée en annexe D.

Les tableaux 3.5, 3.6 et 3.7 donnent respectivement les temps à rupture des essais de

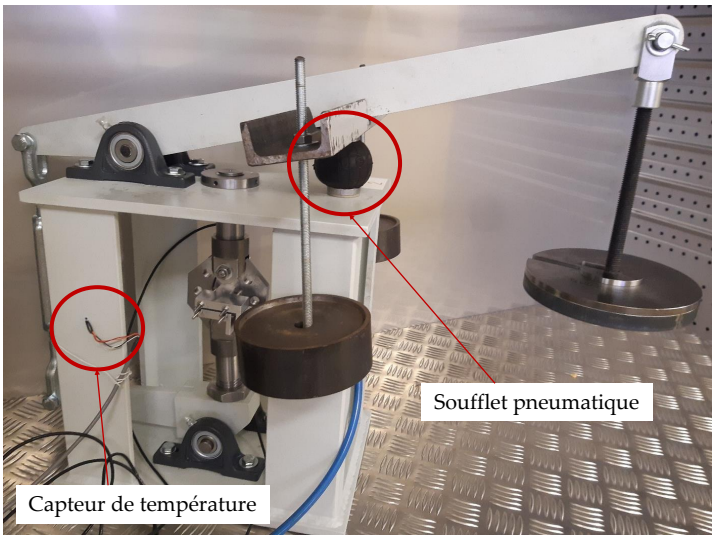


FIGURE 3.24 – Dispositif expérimental à haute température

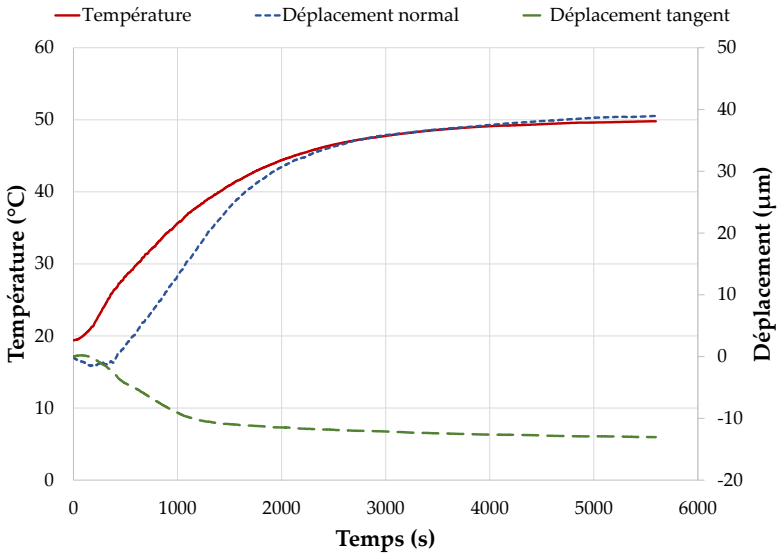


FIGURE 3.25 – Evolution de la température et des déplacements pendant la mise à température de l'enceinte thermique

traction, de cisaillement et de traction-cisaillement. Le temps à rupture est cohérent avec ce qui était attendu : il diminue lorsque la contrainte augmente. Néanmoins, une forte dispersion des résultats est observée. Les faciès de rupture sont donnés en annexe D.

La figure 3.26 donne le temps à rupture pour chaque type de sollicitation étudié en fonction de la contrainte pour l'ensemble des sollicitations étudiées. La contrainte est définie comme le ratio entre l'effort appliqué et la surface collée. Ce graphique montre

la dépendance linéaire entre le logarithme du temps à rupture et le niveau de charge. D'autre part, la résistance en fluage est bien supérieure en cisaillement qu'en traction. En effet, les essais en cisaillement ont été réalisés jusqu'à 90% de S_{ult} et ont duré plus d'un jour en moyenne, alors qu'en traction le fluage a été étudié jusqu'à 70% de T_{ult} et les essais ont duré environ une heure. Le temps à rupture des essais de traction-cisaillement est plus proche de celui en traction que celui en cisaillement, bien qu'en terme de type de sollicitation, le joint de colle est autant soumis à de la traction qu'à du cisaillement. Cela semble suggérer que le comportement en traction-cisaillement est piloté par les capacités en traction pure.

Contrainte (MPa)	**Effort appliqué** (S/S_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
8.679	50%	31 jours	43 jours	51 jours	Cohésif
10.41	60%	5h14	54h47	3h06	Cohésif
12.15	70%	63 min	69 min	26 min	Cohésif

TABLE 3.5 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction à 20°C

Contrainte (MPa)	**Effort appliqué** (S/S_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
12.92	70%	142 jours	64 jours	30 jours	Cohésif
13.85	75%	8.3 jours	43 jours	27 jours	Cohésif
14.77	80%	3.8 jours	4.6 jours	12 jours	Cohésif
16.62	90%	37h01	49h41	12h32	Cohésif

TABLE 3.6 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en cisaillement à 20°C

Contrainte (MPa)	**Effort appliqué** (TS/TS_{ult})	**Temps à rupture**			**Mode de rupture**
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***	
10.49	60%	7.7 jours	1.1 jour	15.6 jours	Cohésif
12.23	70%	11h31	29h08	39h35	Cohésif
13.98	80%	59 min	51 min	35 min	Cohésif
15.73	90%	4.9 min	6.9 min	10.1 min	Cohésif

TABLE 3.7 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction-cisaillement à 20°C

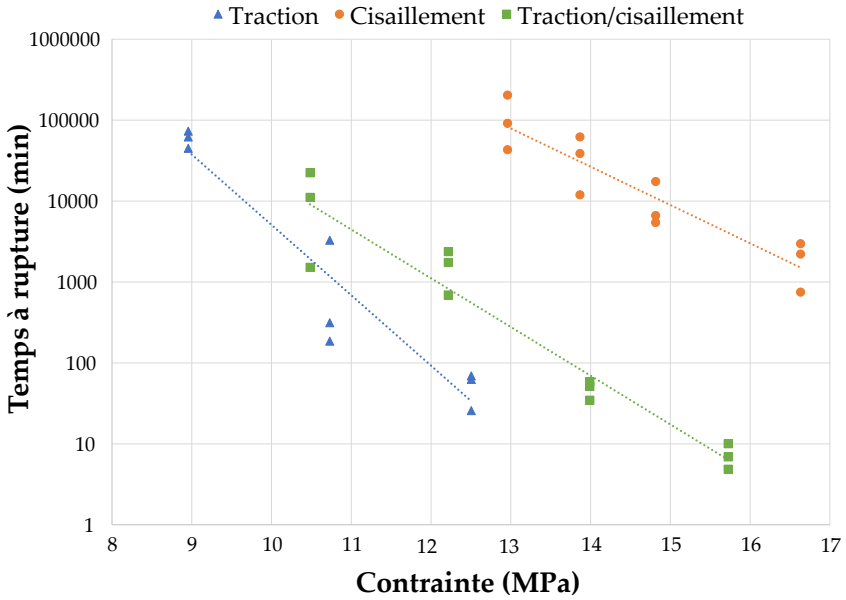
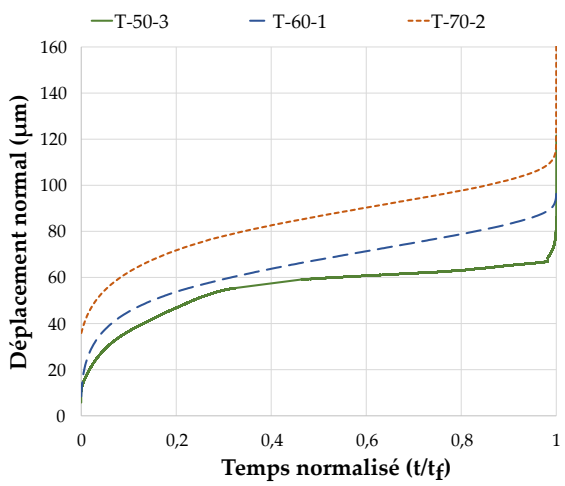


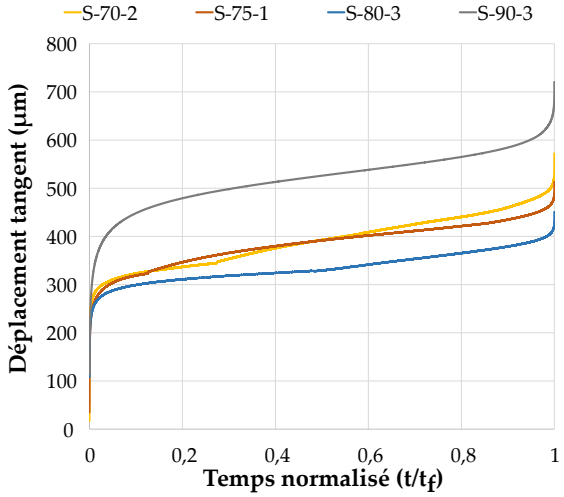
FIGURE 3.26 – Temps à rupture en fonction de la contrainte pour les essais de fluage en traction, en cisaillement et en traction- cisaillement

Comme pour l'étude en fluage à l'échelle des connecteurs collés, la comparaison des courbes de fluage à différents niveaux d'effort est effectuée en utilisant la notion de temps normalisé introduite dans le paragraphe 2.1.2 du chapitre 2. Les essais de traction, de cisaillement et de traction-cisaillement sont respectivement notés T-N-i, S-N-i et TS-N-i avec N le pourcentage de niveau d'effort et i le numéro de l'essai.

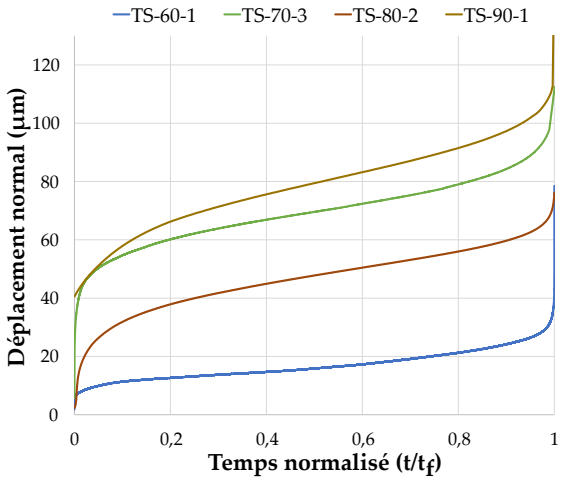
La figure 3.27 donne le déplacement en fonction du temps normalisé d'un essai par niveau d'effort pour chaque sollicitation. En fonction de la sollicitation, le déplacement normal à la surface collée, le tangent ou les deux sont étudiés. Pour la traction et le cisaillement, les trois stades caractéristiques du fluage sont observés. Le déplacement de fluage en cisaillement est bien supérieur à celui du fluage en traction. Pour les essais de traction-cisaillement, les trois stades sont visibles lorsque le déplacement normal est étudié. Le troisième stade est à peine présent sur la plupart des courbes du déplacement tangent. De plus, le déplacement normal est du même de grandeur que celui pour les essais en traction pure, alors que le déplacement tangent est bien inférieur à celui possible lors du fluage en cisaillement. Ces éléments semblent montrer que le comportement en fluage est piloté par le comportement issu de la traction.



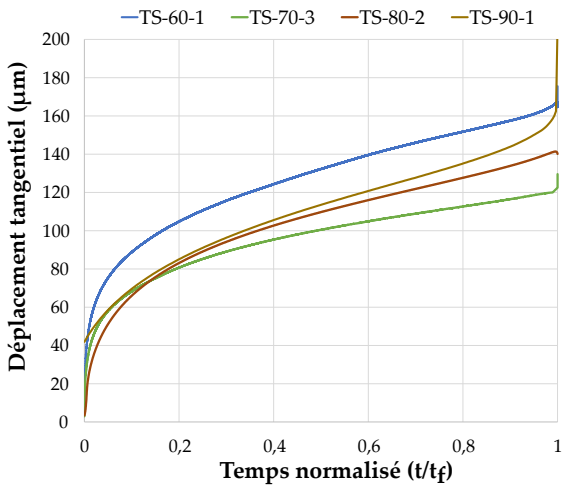
(a) Déplacement normal pour les essais de traction



(b) Déplacement tangent pour les essais de cisaillement



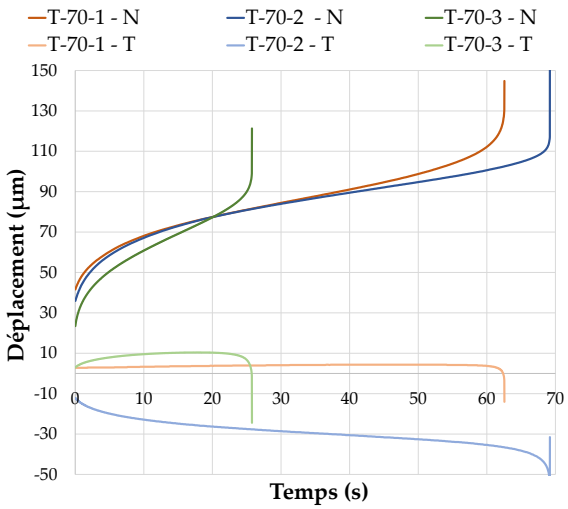
(c) Déplacement normal pour les essais de traction-cisaillement



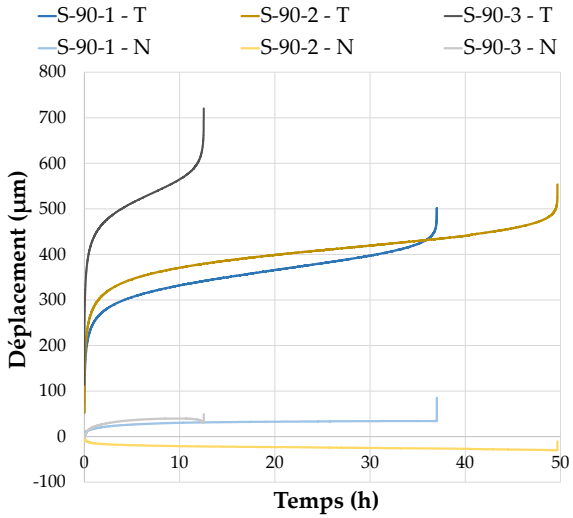
(d) Déplacement tangent pour les essais de traction-cisaillement

FIGURE 3.27 – Déplacements de chaque niveau d'effort issus des essais de fluage à 20°C

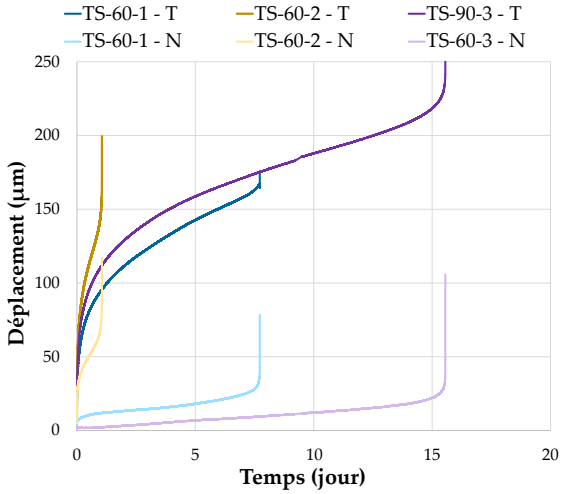
La figure 3.28 donne le déplacement normal et le déplacement tangent pour les trois répétitions d'un même essai en traction, à 70% de T_{ult}, en cisaillement à 90% de S_{ult} et en traction-cisaillement à 60% de TS_{ult}. Comme lors de l'analyse des déplacements durant les essais quasi-statiques, le déplacement tangent pendant les essais de traction, et le déplacement normal pendant les essais de cisaillement ne sont pas nuls malgré le chargement uniaxial appliqué au joint de colle. Là encore, ce phénomène est dû aux défauts d'alignement entre l'axe de sollicitation et l'éprouvette. Ce déplacement reste néanmoins négligeable par rapport à celui dans la direction principale pendant les deux premiers stades du fluage. L'effet de la contrainte sur le déplacement ne semble pas significatif. Les trois graphiques soulignent également la dispersion importante des résultats en termes de temps à rupture et de déplacement.



(a) 70% de T_{ult} en traction



(b) 90% de S_{ult} en cisaillement



(c) 60% de TS_{ult} en traction-cisaillement

FIGURE 3.28 – Déplacement normal et tangent des trois répétitions d'un essai

3.3.2 Influence de la température

L'influence de la température a aussi été étudiée, avec des essais de fluage à 35°C et 50°C, à 50% de T_{ult} en traction, 70% de S_{ult} en cisaillement et 60% de TS_{ult} en traction-cisaillement. Un second niveau de charge a été testé en traction et en cisaillement (42% de T_{ult} en traction et 60% de S_{ult} en cisaillement). Comme pour l'étude à 20°C, chaque essai a été répété trois fois et les données de déplacement ont été enregistrées toutes les secondes. Pour l'ensemble de ces essais, les éprouvettes ont une épaisseur d'adhésif de 200µm.

Les tableaux 3.8, 3.9 et 3.10 donnent les résultats en terme de temps à rupture de ces investigations. La figure 3.29 permet de comparer le temps à rupture en fonction de la

température à un niveau de chargement donné pour chaque sollicitation. Comme attendu, le temps à rupture diminue fortement lorsque la température augmente, et le logarithme du temps à rupture évolue linéairement avec la température. Les équations de ces droites sont données pour la traction, le cisaillement et la traction-cisaillement respectivement par les équations 3.2, 3.3 et 3.4. Ces équations soulignent que le cisaillement est beaucoup plus sensible à la température que les autres sollicitations.

Température ($°C$)	**Contrainte (MPa)**	**Effort appliqué** (T/T_{ult})	**Temps à rupture**		
			Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
35	8.679	50%	3h42	5h28	5h41
50	7.290	42%	3h55	7h06	2h13
	8.679	50%	1h12	0h50	1h15

TABLE 3.8 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction à haute température

Température ($°C$)	**Contrainte (MPa)**	**Effort appliqué** (S/S_{ult})	**Temps à rupture**		
			Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
35	12.92	70%	24h43	5h41	10h53
50	11.08	60%	2h48	1h56	1h50
	12.92	70%	8.9 min	21.6 min	6 min

TABLE 3.9 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en cisaillement à haute température

Température ($°C$)	**Contrainte (MPa)**	**Effort appliqué** (TS/TS_{ult})	**Temps à rupture**		
			Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
35	10.49	60%	9h20	1h50	3h22
50			3.6 min	13.5 min	6.5 min

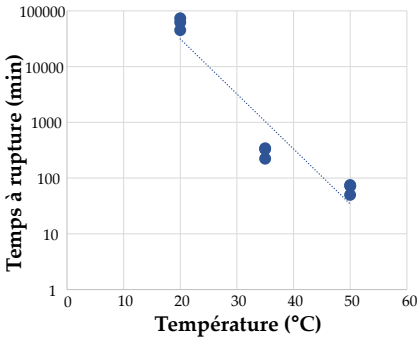
TABLE 3.10 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction-cisaillement à haute température

$$t_f = \exp(-0.214 \times T + 14.3) \tag{3.2}$$

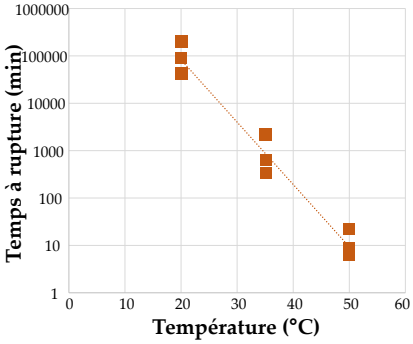
$$t_f = \exp(-0.297 \times T + 17.1) \tag{3.3}$$

$$t_f = \exp(-0.232 \times T + 13.6) \tag{3.4}$$

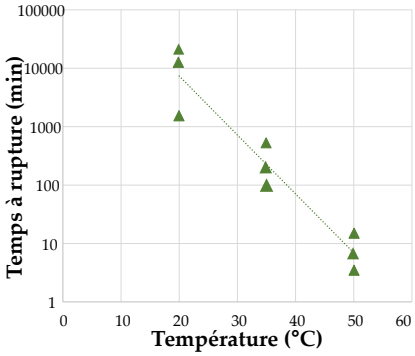
Les temps à rupture à haute température sont comparés à ceux à $20°C$ pour la traction et le cisaillement sur la figure 3.30. Le coefficient de la droite liant le logarithme du temps



(a) 50% de T_{ult} en traction



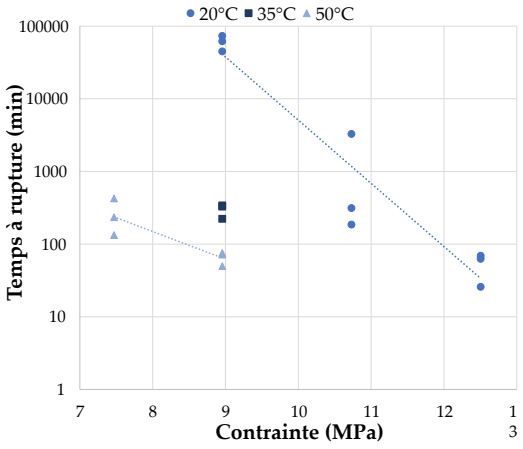
(b) 70% de S_{ult} en cisaillement



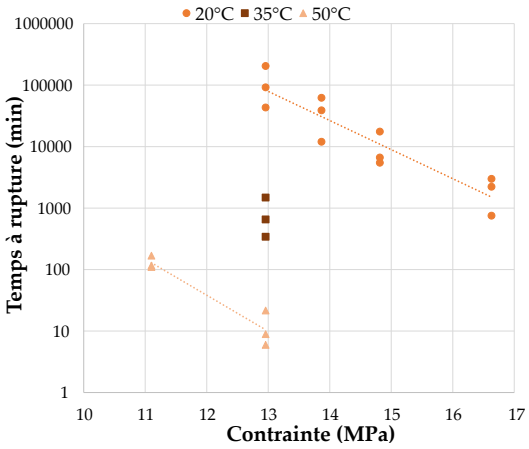
(c) 60% de TS_{ult} en traction-cisaillement

FIGURE 3.29 – Temps à rupture en fonction de la température

à rupture avec la contrainte ne semble pas être le même à $20°C$ et $50°C$. Néanmoins, cet écart pourrait provenir de la dispersion des résultats, car seuls deux niveaux de contrainte sont étudiés à $50°C$.



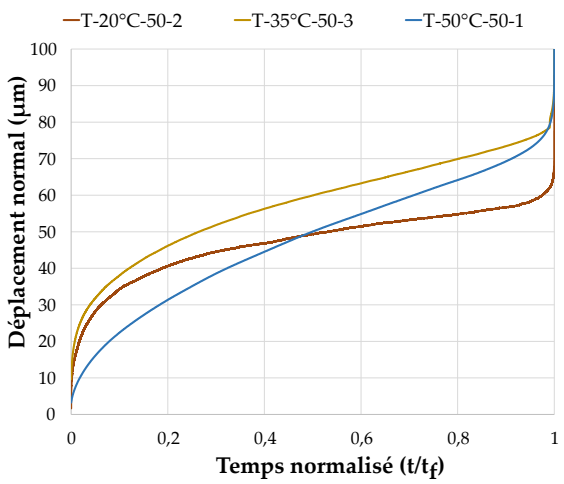
(a) Traction



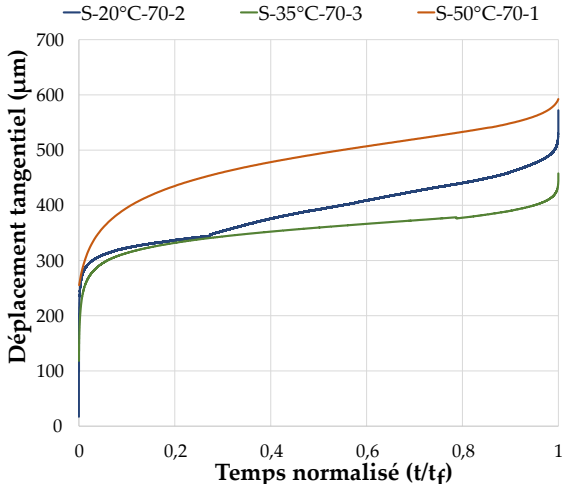
(b) Cisaillement

FIGURE 3.30 – Temps à rupture en fonction de la contrainte à $20°C$, $35°C$ et $50°C$

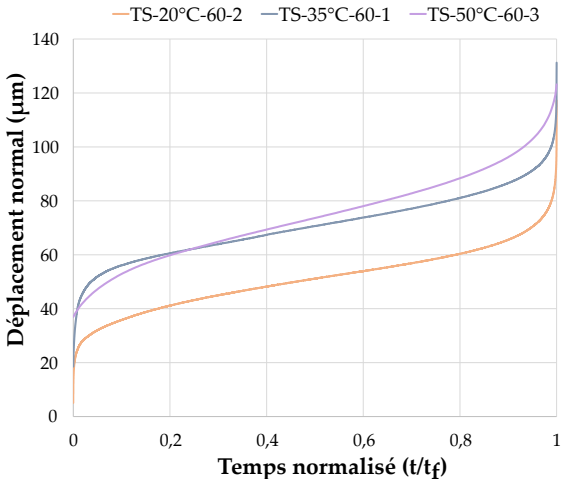
Les graphiques de la figure 3.31 comparent le déplacement d'essais de fluage à la même contrainte pour les trois températures étudiées. La température ne semble pas avoir d'effet significatif sur le niveau de déplacement. Néanmoins, on peut remarquer que le passage entre le stade primaire et secondaire est de moins en moins distinct lorsque la température augmente. Les trois stades restent tout de même observables pour l'ensemble des essais.



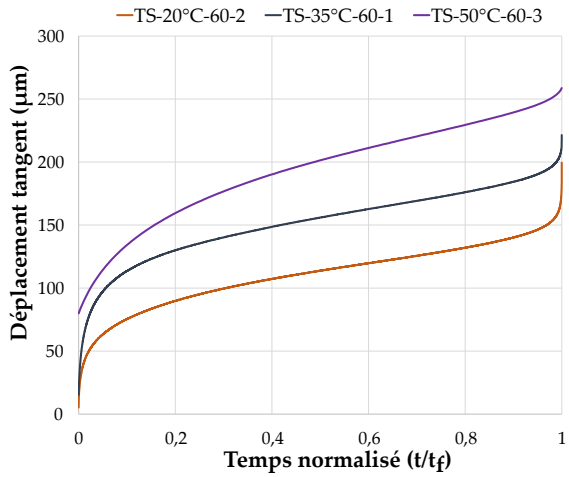
(a)) Déplacement normal pour les essais de traction à 50% de T_{ult}



(b) Déplacement tangent pour les essais de cisaillement à 70% de S_{ult}



(c) Déplacement normal pour les essais de traction-cisaillement à 60% de TS_{ult}



(d) Déplacement tangent pour les essais de traction-cisaillement à 60% de TS_{ult}

FIGURE 3.31 – Déplacements mesurés pour chaque niveau de température

3.3.3 Influence de l'épaisseur

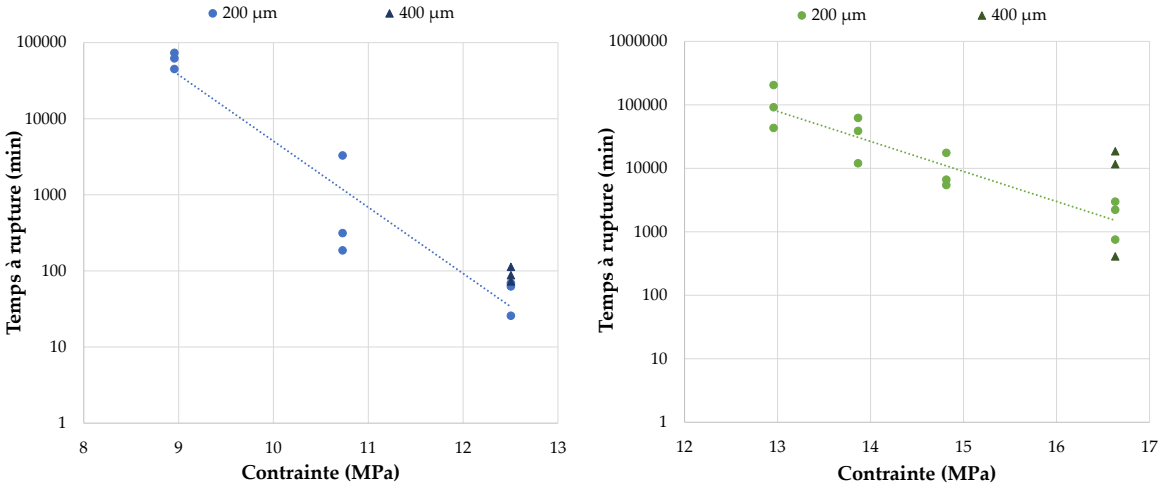
Quelques essais de fluage ont été effectués avec une épaisseur d'adhésif de 400µm à $20°C$: à 70% de T_{ult} en traction et à 90% de S_{ult} en cisaillement. Comme le reste de l'étude en fluage, chaque essai est répété trois fois, et les mesures de déplacements sont

enregistrées toutes les secondes. Les faciès de rupture sont donnés en annexe D.

Le tableau 3.11 donne les temps à rupture de ces essais. Ces temps à rupture sont comparés aux résultats des essais avec une épaisseur d'adhésif de 200µm sur la figure 3.32. En traction, les temps à rupture sont assez proches pour les deux épaisseurs étudiées. En cisaillement, un écart significatif est observé entre les deux épaisseurs : le temps à rupture est en moyenne plus important pour la plus grande épaisseur d'adhésif. Il serait intéressant de réaliser des investigations à d'autres niveaux de contrainte afin de vérifier ces résultats.

Sollicitation	**Contrainte (MPa)**	**Niveau de charge**	**Temps à rupture**		
			Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
Traction	12.15	70% de T_{ult}	1h13	1h53	1h28
Cisaillement	16.62	90% de S_{ult}	6h50	8 jours	12.9 jours

TABLE 3.11 – Temps à rupture des essais Arcan de fluage en traction et cisaillement pour des épaisseur d'adhésif de 400µm

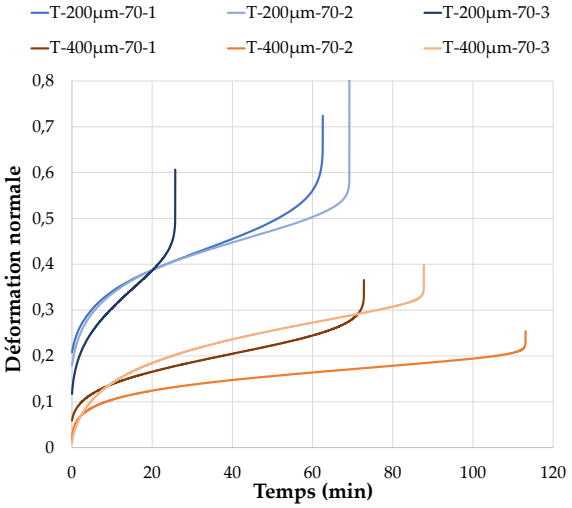


(a) Traction (b) Cisaillement

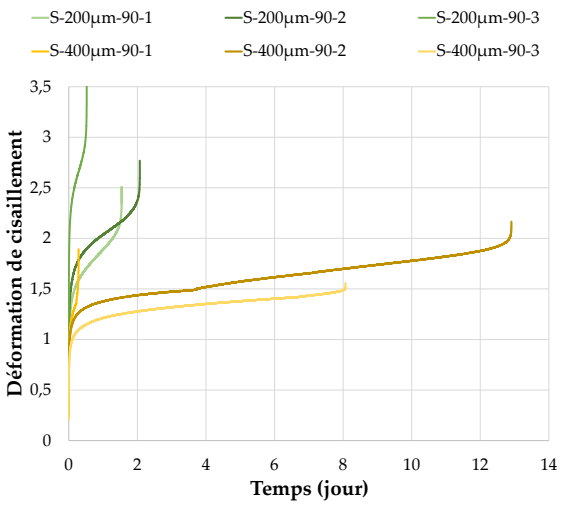
FIGURE 3.32 – Temps à rupture en fonction de la contrainte pour des épaisseurs d'adhésif de 200µm et 400µm d'essais de fluage

La figure 3.33 compare la déformation pendant le fluage en traction et en cisaillement pour les deux épaisseurs d'adhésif utilisées. Contrairement à ce qui pourrait être attendu, la déformation pour les essais avec une épaisseur de 400µm est nettement inférieure à celle des essais avec une épaisseur de 200µm. En effet, en traction, pour les essais avec une épaisseur de 200µm, la déformation au moment de la rupture est supérieure à 0.4, alors qu'avec une épaisseur de 400µm elle n'excède pas 0.4 ; de même en cisaillement, avec une épaisseur de

200µm la déformation à rupture est supérieure à 2.5, alors qu'avec une épaisseur de 400µm elle ne dépasse pas 2.



(a) Déformation normale pour des essais de fluage en traction à 70% de T_{ult}



(b) Déformation tangente pour des essais de fluage en cisaillement à 90% de S_{ult}

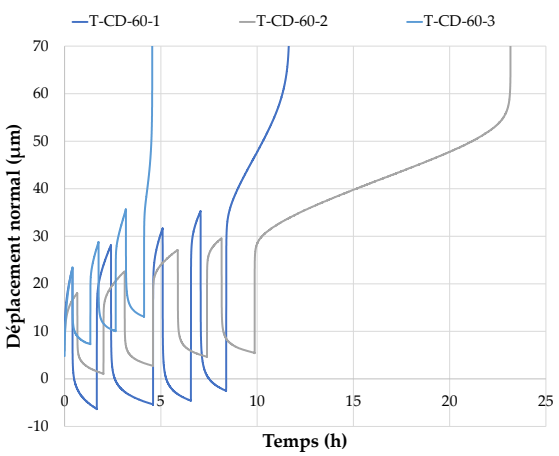
FIGURE 3.33 – Influence de l'épaisseur d'adhésif sur la déformation

Ce phénomène pourrait provenir du fait que la même géométrie de becs a été utilisée pour les deux épaisseurs d'adhésifs, alors que pour que la réduction des effets de bords soit optimale, il faut optimiser leur géométrie pour une épaisseur donnée. L'influence de l'interphase pourrait également expliquer cette observation. D'autre part, les graphiques soulignent que dans les deux cas le temps à rupture est plus long pour l'épaisseur d'adhésif la plus importante. Cela est d'autant plus marqué pour les essais en cisaillement.

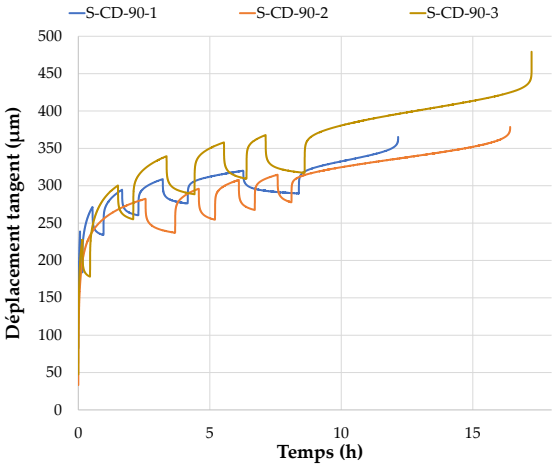
3.3.4 Essais de charge/décharge

L'effet de charger puis décharger plusieurs fois jusqu'à la rupture de l'assemblage a aussi été investigué. Ce type d'essais a pour objectif d'évaluer la réversibilité du phénomène de fluage sur le joint de colle. Ces essais ont été réalisés en traction à 60% et 70% de T_{ult}, et en cisaillement à 80% et 90% de S_{ult}. La figure 3.34 présente les courbes issues d'une partie de ces essais. On peut remarquer qu'une part importante du déplacement en traction est réversible si le chargement est retiré. En cisaillement, la part de déplacement réversible est plus faible. Pour l'essai T-CD-60-1, le déplacement peut atteindre des valeurs négatives pendant les décharges. Pour ces points-là, il faut prendre en compte que la valeur de déplacement mesurée est proche de la précision des capteurs LVDT.

L'impact des charge/décharge a été analysé sur le temps à rupture en fluage. Pour cela, le temps à rupture des essais de charge/décharge a été calculé avec l'équation 3.5, avec t_f la durée totale de l'essai de charge/décharge et $t_{decharge}$ la durée des décharges pendant l'essai. Les temps à rupture obtenus pour l'ensemble des essais sont récapitulés dans les tableaux 3.12 et 3.13. La figure 3.35 permet de comparer ces temps avec ceux obtenus pour les essais



(a) Déplacement normal d'essais de fluage en traction à 60% de T_{ult}



(b) Déplacement tangent d'essais de fluage en cisaillement à 90% de S_{ult}

FIGURE 3.34 – Déplacements pendant des essais de charge/décharge

de fluage classiques. On peut constater qu'à la dispersion près, les charge/décharge n'ont pas eu d'effet sur le temps à rupture.

$$t_{f-CD} = t_f - t_{decharge} \tag{3.5}$$

Contrainte (MPa)	**Niveau de charge** (T/T_{ult})	**Temps à rupture**		
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
10.41	60%	5h25	17h06	1h47
12h15	70%	71 min	58 min	48 min

TABLE 3.12 – Temps à rupture des essais Arcan de charge/décharge en traction

Contrainte (MPa)	**Niveau de charge** (S/S_{ult})	**Temps à rupture**		
		Essai 1	***Essai 2***	***Essai 3***
14.77	80%	7 jours	11 jours	3 jours
16.62	90%	7h59	12h33	12h58

TABLE 3.13 – Temps à rupture des essais Arcan de charge/décharge en cisaillement

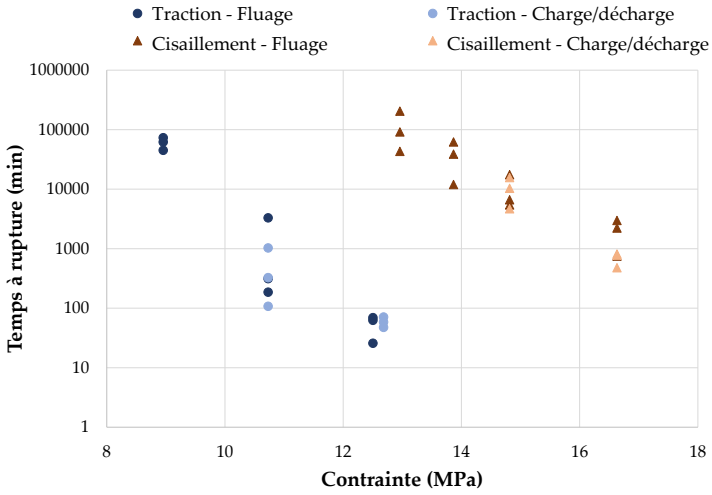


FIGURE 3.35 – Temps à rupture en fonction de la contrainte d'essais de fluage avec et sans charge/décharge en traction et en cisaillement

Le taux de déformation réversible instantanée a été évalué pour chaque décharge pour l'ensemble des essais. Ce taux est défini par l'équation 3.6, avec $\Delta D_{decharge}$ et $d_{charge_{max}}$ illustrés sur la figure 3.36.

$$taux\ deformation\ reversible\ instantanee = \frac{\Delta D_{decharge}}{d_{charge_{max}}} \times 100 \tag{3.6}$$

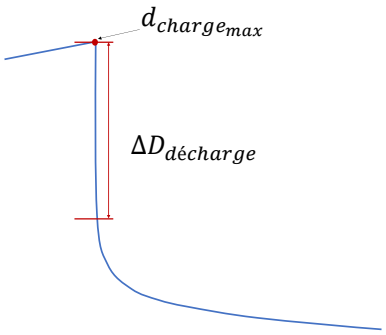
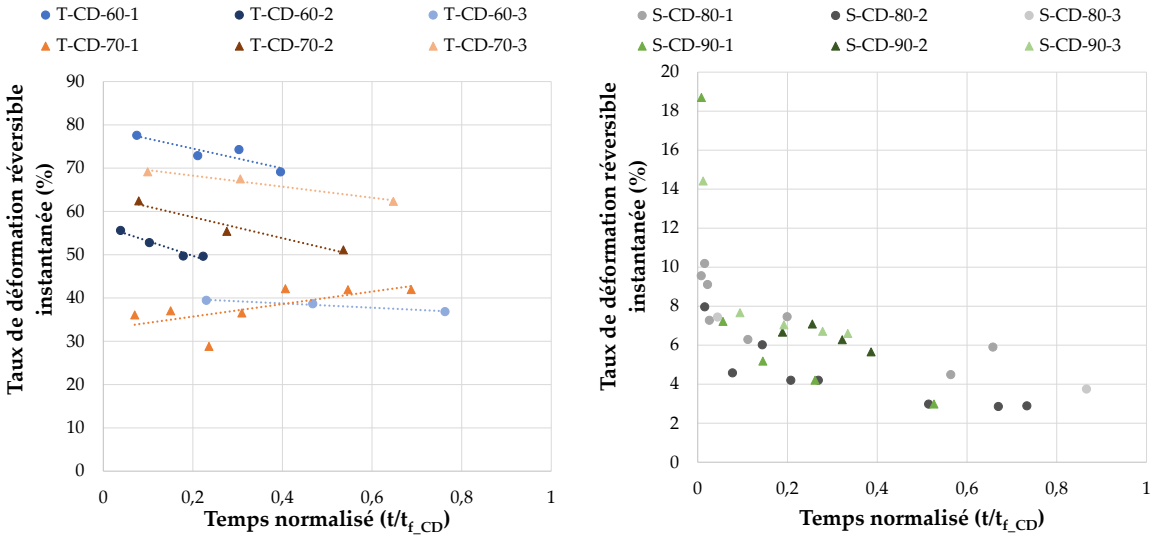


FIGURE 3.36 – Définition du taux de déformation réversible instantanée

Ce taux de déformation réversible instantanée est tracé en fonction du temps normalisé sur la figure 3.37. Excepté pour l'essais T-CD-70-1, ce taux diminue avec le temps, c'est-à-dire que plus le fluage est avancé, moins le déplacement sera réversible. En traction, bien que ce taux diffère selon l'essai étudié, il semble qu'il décroît linéairement avec le temps normalisé, et que le coefficient de chaque droite soit proche pour l'ensemble des essais. Pour le cisaillement, le taux semble être proche pour l'ensemble des essais pour un même temps donné. Contrairement à la traction, le taux semble décroitre exponentiellement avec

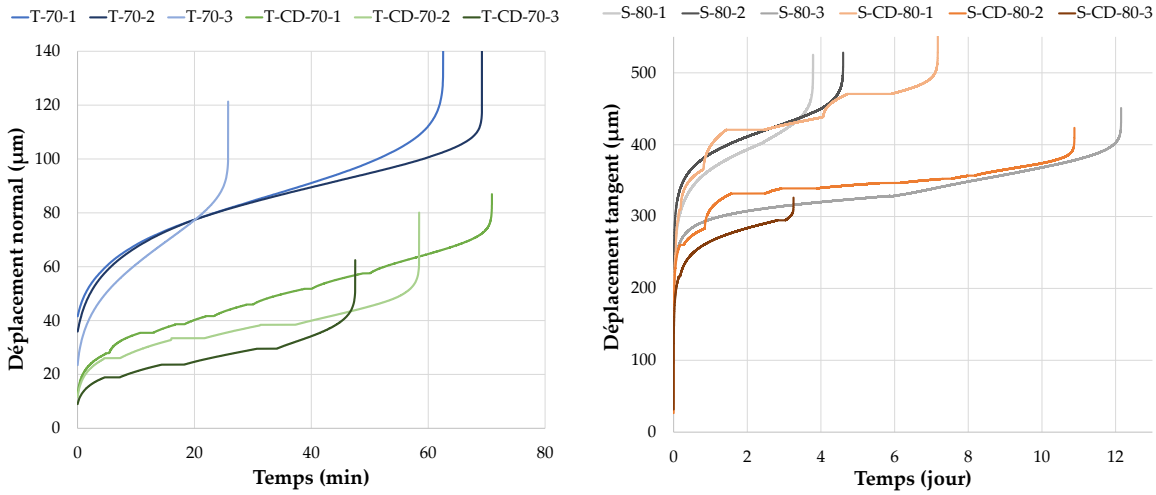
le temps. Cependant, aucun taux n'a été évalué pour des temps très faibles pour la traction. La même évolution pourrait donc être observée avec ces points supplémentaires. Les graphiques mettent en évidence que le taux de récupération est beaucoup plus faible en cisaillement qu'en traction : il est généralement supérieur à 30% en traction, et inférieur à 10% en cisaillement.



(a) Traction (b) Cisaillement

FIGURE 3.37 – Taux de déformation réversible instantanée

Le déplacement des essais de charge/décharge a été comparé à celui des essais de fluage. Pour cela, les phases de décharges ont été retirées des essais de charge/décharge. La figure 3.38 donne les résultats de cette comparaison. Les essais de charge/décharge avec les phases de décharges en moins suivent une courbe de fluage classique avec les trois stades caractéristiques. En traction, le déplacement normal pour les essais de charge/décharge est bien plus faible que pour les essais de fluage classique. Cette observation est moins vraie pour les essais de cisaillement. Cela pourrait être expliqué par le fait que lors des recharges, le déplacement doit d'abord atteindre le niveau existant avant la décharge, avant de poursuivre le reste du fluage. En déplacement cumulé, le déplacement total pourrait être proche pour les deux types d'essais.



(a) Déplacement normal pour des essais de fluage en traction à 70% de T_{ult}

(b) Déplacement tangent pour des essais de fluage en cisaillement à 80% de S_{ult}

FIGURE 3.38 – Influence des charges/décharges sur le déplacement

3.4 Conclusions

Dans cette partie, le comportement en fluage de l'assemblage collé à l'échelle du joint de colle a été étudié. Pour cela, des moyens d'essais spécifiques ont été conçus : quatre bâtis de fluage identiques et un support capteurs adapté aux éprouvettes. Ces éléments ont été validés par des essais sur une presse hydraulique, et une comparaison des résultats avec des mesures par corrélation d'images. Un protocole de collage spécifique à l'adhésif étudié a été développé. Des essais préliminaires en situation quasi statique ont mis un évidence le comportement non linéaire du joint de colle et ont permis de calibrer les niveaux de charge à étudier en fluage.

Le comportement a été investigué pour des sollicitations de traction, de cisaillement et mixtes en traction-cisaillement. L'influence de plusieurs paramètres a été analysée : niveau de chargement, température, épaisseur d'adhésif et charges/décharges. La durée cumulée des essais présentés dans ce rapport est de presque 19 mois. L'utilisation de quatre bâtis de fluage en même temps a donc permis un gain de temps considérable. Les résultats expérimentaux ont souligné une dépendance linéaire du logarithme du temps à rupture avec la contrainte et avec la température. L'effet de la température s'est avéré plus significatif sur les joints de colle sollicités en cisaillement par rapport aux autres sollicitations. Les essais de fluage avec une épaisseur d'adhésif plus importante ont montré une déformation plus faible par rapport aux essais de références. Aucun effet significatif n'a été constaté en terme de temps à rupture. Les essais de charges/décharges ont souligné un taux de décharge bien plus important en traction qu'en cisaillement. Ces essais semblent indiquer que les décharges n'influent pas sur le temps à rupture sous fluage.

Chapitre 4

Prédiction du comportement en fluage du joint de colle à partir des essais Arcan

Résumé

Ce chapitre est consacré à déterminer la durabilité d'un joint de colle vis-à-vis du fluage. Pour cela, une première partie est consacrée à la modélisation du comportement qui a été observé dans l'étude expérimentale du chapitre précédent. Le modèle de Burger uniaxial est utilisé, d'abord dans une approche uniaxiale puis multiaxiale.

Le modèle de Burger ne permet pas de décrire le comportement en fluage jusqu'à la rupture. Pour estimer le temps à rupture de l'assemblage sous fluage, plusieurs méthodes d'extrapolation existent. Certaines d'entre elles seront présentées dans le cadre de cette étude. Les paramètres de ces méthodes sont ensuite déterminés à partir des essais Arcan en fluage en traction, cisaillement et traction-cisaillement, à $20°C$ et hautes températures. Enfin, la pertinence de ces différentes méthodes sont évaluée selon plusieurs critères.

Sommaire

4.1 Modélisation du comportement en fluage du joint de colle . . . 119
4.1.1 Méthode d'identification des propriétés en fluage du joint de colle . 119
4.1.2 Modélisation du fluage 123
4.2 Extrapolation du temps à rupture sous fluage 133
4.2.1 Méthodes d'extrapolation 134
4.2.2 Extrapolation du comportement en fluage à partir des essais Arcan 138
4.2.3 Comparaison des méthodes d'extrapolation 145
4.3 Conclusions 148

4.1 Modélisation du comportement en fluage du joint de colle

Cette partie se focalise sur la description du comportement en fluage du joint de colle selon l'ensemble des paramètres qui ont été investigués expérimentalement. Afin de comparer les résultats qui ont été obtenus à partir des essais Arcan avec ceux issus de l'étude à l'échelle du connecteur collé, le même modèle de fluage est utilisé : le modèle de Burger.

4.1.1 Méthode d'identification des propriétés en fluage du joint de colle

Bien que l'essai Arcan permet d'homogénéiser la contrainte dans la couche d'adhésif, elle n'est pourtant pas uniforme. Afin de prendre en compte cette particularité dans la modélisation du comportement en fluage des essais Arcan, les paramètres de fluage sont dans un premier temps évalués par identification inverse à l'aide d'un modèle numérique. Ensuite, une approche purement analytique est développée. Ces deux méthodes sont enfin comparées pour choisir la plus pertinente pour l'étude. L'ensemble de cette démarche est effectué pour les essais de fluage en traction à $20°C$.

Identification numérique

Un modèle 2D est utilisé pour représenter l'essai Arcan où seuls le joint de colle et les becs de l'éprouvette sont représentés. Dans le cas de la traction, deux symétries permettent de simplifier le modèle (figure 4.1). L'effort est appliqué sur la face supérieure des becs, et la rotation de cette face et le déplacement dans la direction 1 sont bloqués.

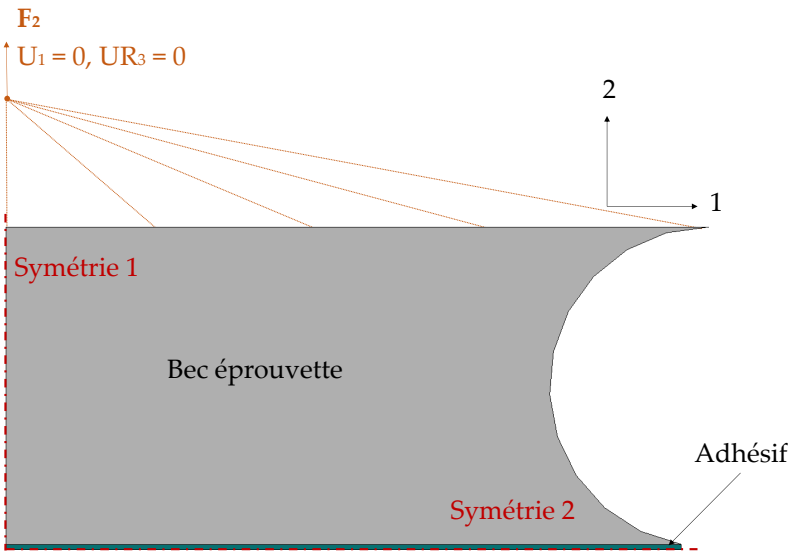


FIGURE 4.1 – Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en traction

Pour modéliser l'essai de fluage, la simulation se décompose en deux étapes : une phase

statique qui correspond à la mise en charge, et une phase visqueuse qui correspond au fluage.

Les becs de l'éprouvette sont en acier. Leur matériau est donc modélisé par un comportement linéaire, élastique et isotrope avec un module élastique de 210 GPa et un coefficient de Poisson de 0.3. Pour la couche d'adhésif, le comportement est aussi considéré élastique, linéaire et isotrope pour la partie mise en charge, avec un module élastique de 490 MPa et un coefficient de Poisson de 0.217. La phase de fluage est décrite en utilisant le modèle de Burger, dont la loi de fluage est implémentée avec une subroutine Fortran liée à la simulation Abaqus de la même façon que pour le modèle de fluage des connecteurs collés.

Des éléments rectangulaires linéaire (CPE4R) sont utilisés pour le maillage. La convergence au maillage a permis de conclure sur un maillage avec 8 éléments dans l'épaisseur d'adhésif (figure 4.2).

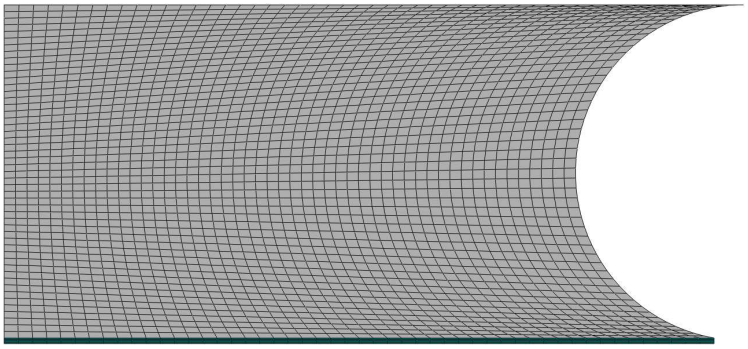


FIGURE 4.2 – Maillage du modèle éléments finis de l'essai Arcan

Pour identifier numériquement les paramètres de fluage, on utilise une méthode d'identification classique couplant un algorithme d'optimisation faisant intervenir une simulation numérique.

La fonction à minimiser est l'erreur entre la courbe expérimentale de déplacement de fluage avec celle obtenue numériquement. La courbe de déplacement numérique est extraite à partir des données de déplacement au point de référence auquel est appliqué l'effort sur la face supérieure des becs (figure 4.1).

Les données d'entrée utilisées sont les suivantes :
- Effort F appliqué à l'éprouvette ;
- Liste des temps t auxquels est enregistré le déplacement expérimental ;
- Déplacement de fluage mesuré expérimentalement d_{creep}.

Le déplacement de fluage est calculé de la même façon qu'il avait été calculé lors de l'étude à l'échelle des connecteurs collés, en soustrayant le déplacement initial à la fin de la mise en charge au déplacement total. Dans le cas de l'étude en traction, le déplacement normal est étudié.

L'identification inverse est divisée en trois étapes, une pour chaque paramètre. Chacun est identifié par une boucle d'optimisation, fonctionnant avec la fonction $fmincon$ du logiciel MATLAB. Le premier paramètre identifié est η_1, directement relié à la pente du stade secondaire du fluage. Pour ce paramètre, la fonction à minimiser est donnée par l'équation 4.1, avec p_1 la pente du stade secondaire de la courbe expérimentale de fluage. Le deuxième paramètre identifié est E_2, directement relié à l'ordonnée à l'origine de la pente du stade secondaire du fluage. Pour ce paramètre, la fonction à minimiser est donnée par l'équation 4.2, avec p_2 l'ordonnée à l'origine de la pente du stade secondaire de la courbe expérimentale de fluage. Le dernier paramètre identifié est η_2, avec l'équation 4.3 comme fonction à minimiser, où d_{num} est le déplacement obtenu numériquement.

$$\min_x \frac{|x - p_1|}{p_1} \tag{4.1}$$

$$\min_x \frac{|x - p_2|}{p_2} \tag{4.2}$$

$$\min_x \sum_j \left(d_{creep}(j) - d_{num}(x, j)\right)^2 \tag{4.3}$$

Identification analytique

Pour réduire le temps de calcul d'identification des paramètres de fluage, une approche d'identification analytique a été proposée. Pour cela, la déformation de fluage en traction est exprimée avec l'équation 4.4, avec ε_c la déformation de fluage en traction et σ_0 la contrainte appliquée. ε_c est définie comme étant le ratio entre le déplacement normal et l'épaisseur d'adhésif ; σ_0 est défini comme le rapport entre l'effort appliqué à l'éprouvette et la surface collée.

$$\varepsilon_c = \sigma_0 \times \left(\frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2}t\right)\right)\right) \tag{4.4}$$

Les paramètres η_1 et E_2 sont identifiables à partir de la droite caractéristique du stade secondaire du fluage en utilisant les équations 4.5 et 4.6, avec p_1 la pente de la droite du stade secondaire, et p_2 l'ordonnée à l'origine de cette droite.

$$p_1 = \frac{\sigma_0}{\eta_1} \tag{4.5}$$

$$p_2 = \frac{\sigma_0}{E_2} \tag{4.6}$$

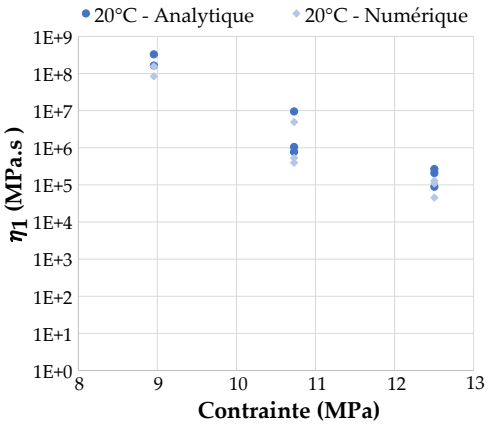
Le paramètre η_2 est identifié par une boucle d'optimisation. Cette boucle fonctionne avec la fonction $lsqcurvefit$ du logiciel MATLAB, avec l'algorithme de Levenberg-Marquardt. C'est un solver utilisant la méthode des moindres carrés non linéaire, qui détermine le coefficient x qui résout le problème de l'équation 4.7, connaissant les données d'entrée $xdata$ et les sorties observées $ydata$. Pour cette étude, $xdata$ est la liste des temps auxquels est enregistré le déplacement expérimental, $ydata$ est la déformation de fluage et f est détaillée dans l'équation 4.8, avec x le paramètre η_2 à identifier.

$$\min_x \sum_j \left(f(x, xdata_j) - ydata_j\right)^2 \tag{4.7}$$

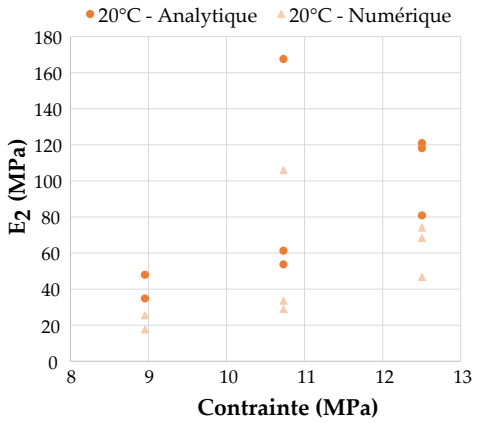
$$f(x, xdata) = \sigma_0 \times \left(\frac{xdata}{\eta_1} + \frac{1}{E_2}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_2}{x} xdata\right)\right)\right) \tag{4.8}$$

Conclusion

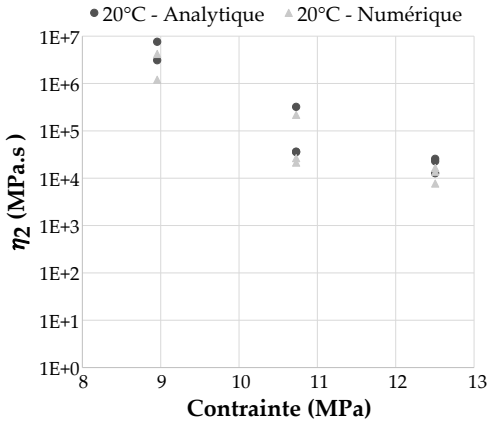
La figure 4.3 compare les paramètres identifiés par la méthode numérique et celle analytique pour l'ensemble des essais de fluage en traction et en cisaillement à $20°C$. Ces graphiques soulignent un très faible écart entre l'approche numérique et celle analytique pour le paramètre η_1. Un écart existe pour les autres paramètres.



(a) η_1



(b) E_2



(c) η_2

FIGURE 4.3 – Paramètres de fluage identifiés numériquement et analytiquement

La figure 4.4 compare les courbes de déplacement de fluage issues de la modélisation analytique et numérique avec la courbe expérimentale de l'essai T-60-3. Malgré l'écart qu'il

peut exister entre les paramètres E_2 et η_2 en fonction de la méthode d'identification, cet écart n'a que très peu d'influence sur l'allure de la courbe générale, comme le souligne les deux graphiques.

Ainsi, pour la suite de la modélisation du comportement en fluage des essais Arcan, seulement l'identification inverse analytique est utilisée.

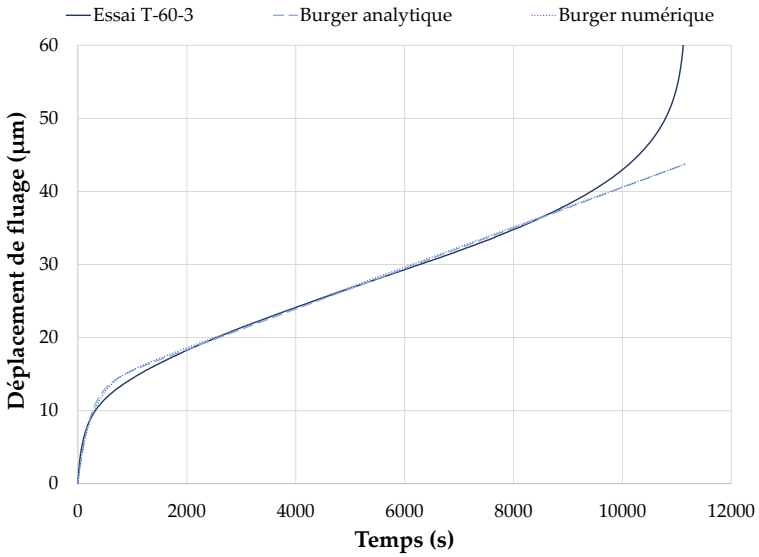


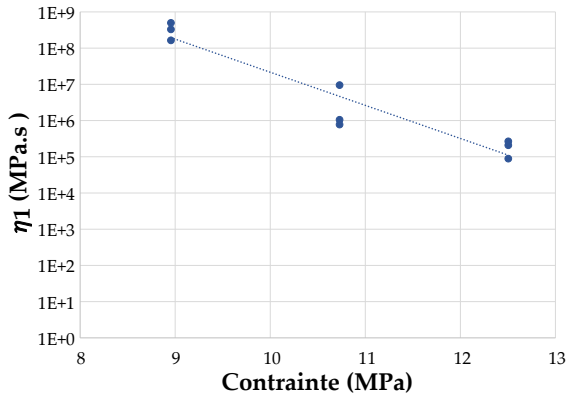
FIGURE 4.4 – Comparaison des courbes de déplacement de fluage issues de la modélisation analytique et numérique avec l'essai T-60-3

4.1.2 Modélisation du fluage

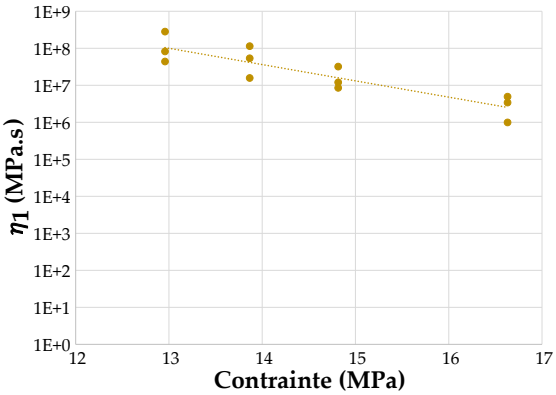
Modélisation uniaxiale

Le comportement en fluage observé à partir des essais Arcan est dans un premier temps modélisé uniquement de façon uniaxial. Seuls les essais de traction et de cisaillement sont donc utilisés.

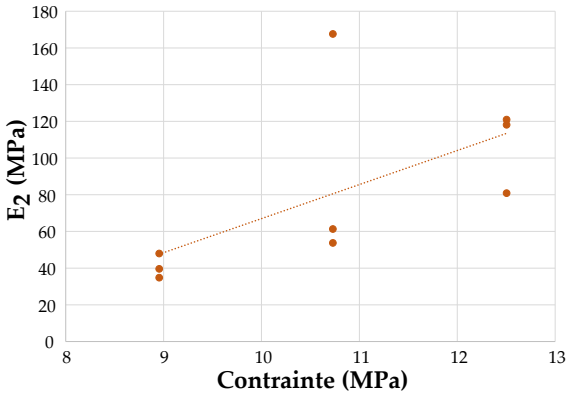
Influence du niveau de charge Les paramètres de fluage du modèle de Burger ont été identifiés pour l'ensemble des essais de traction et de cisaillement à $20°C$, selon la méthode analytique détaillée au paragraphe précédent. Plusieurs niveaux de charge ont été étudiés expérimentalement. Cela permet d'analyser la dépendance des paramètres de fluage avec la contrainte. Cette analyse est présentée sur la figure 4.5.



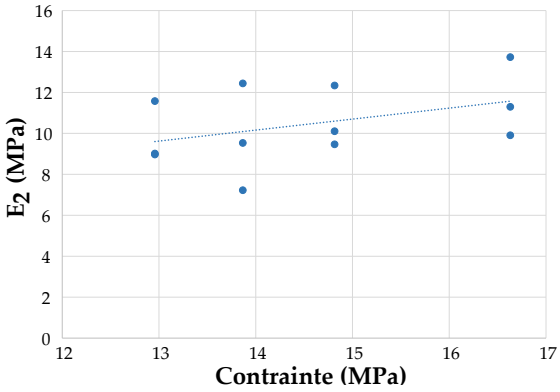
(a) η_1 en traction



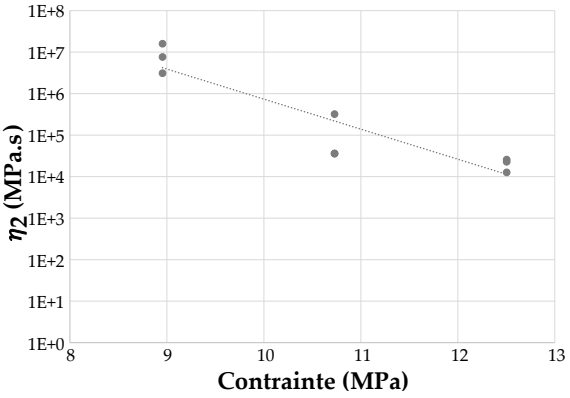
(b) η_1 en cisaillement



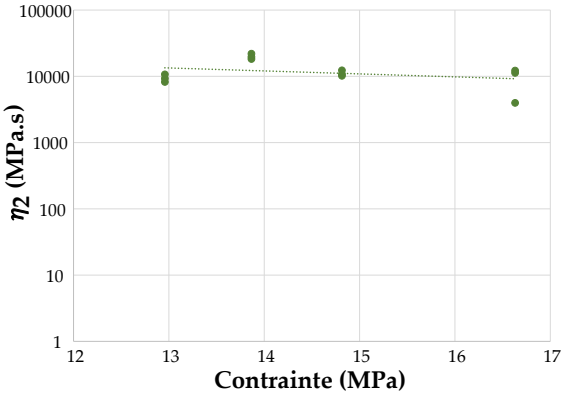
(c) E_2 en traction



(d) E_2 en cisaillement



(e) η_2 en traction



(f) η_2 en cisaillement

FIGURE 4.5 – Paramètres de fluage en fonction de la contrainte

Pour la traction, une forte dépendance des paramètres avec la contrainte est mise en évidence. Au regard des courbes, le logarithme des paramètres η_1 et η_2 peut raisonnablement être exprimé comme une fonction linéaire de la contrainte de fluage. Le paramètre E_2 peut être exprimé comme une fonction linéaire de la contrainte. Le modèle de Burger non linéaire permet que la déformation de fluage en traction soit déterminée en fonction du

temps et de la contrainte grâce à l'équation 4.9, avec η_1, E_2 et η_2 donnés respectivement par les équations 4.10, 4.11 et 4.12.

$$\varepsilon_{creep}(t,\sigma_0) = \sigma_0 \times \left(\frac{t}{\eta_{1tra}(\sigma_0)} + \frac{1}{E_{2tra}(\sigma_0)}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2tra}(\sigma_0)}{\eta_{2tra}(\sigma_0)}t\right)\right)\right) \tag{4.9}$$

$$\eta_{1tra}(\sigma_0) = \exp(-1.984 \times \sigma_0 + 36.50) \text{ [MPa.s]} \tag{4.10}$$

$$E_{2tra}(\sigma_0) = 18 \times \sigma_0 - 106 \text{ [MPa]} \tag{4.11}$$

$$\eta_{2tra}(\sigma_0) = \exp(-1.5 \times \sigma_0 + 28) \text{ [MPa.s]} \tag{4.12}$$

Pour le cisaillement, une dépendance des paramètres avec la contrainte est mise en évidence. Au regard des courbes, le logarithme des paramètres η_1 et η_2 peut raisonnablement être exprimé comme une fonction linéaire de la contrainte de fluage. Le paramètre E_2 peut être exprimé comme une fonction linéaire de la contrainte, bien que l'évolution du paramètre soit assez faible. Le modèle de Burger non linéaire permet que la déformation de fluage en cisaillement soit déterminée en fonction du temps et de la contrainte grâce à l'équation 4.13 , avec η_1, E_2 et η_2 donnés respectivement par les équations 4.14, 4.15 et 4.16.

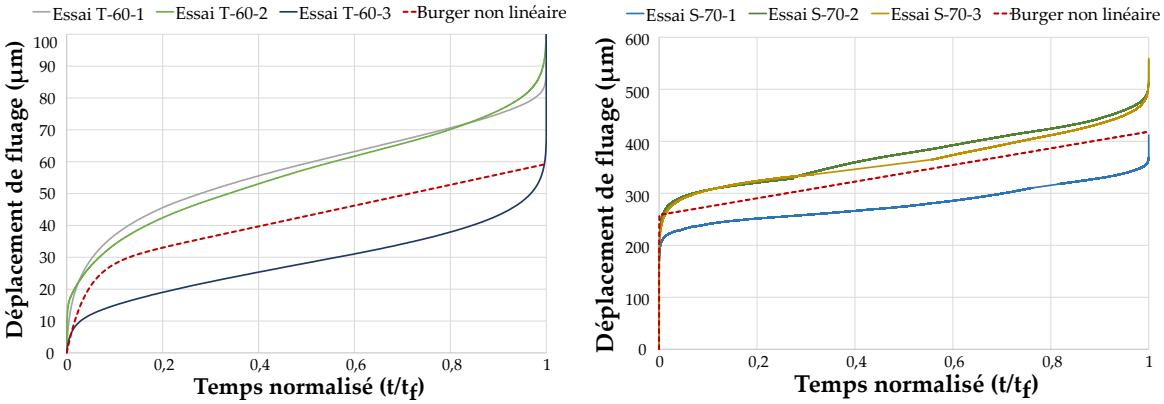
$$\gamma_{creep}(t,\sigma_0) = \tau_0 \times \left(\frac{t}{\eta_{1cis}(\tau_0)} + \frac{1}{E_{2cis}(\tau_0)}\left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2cis}(\tau_0)}{\eta_{2cis}(\tau_0)}t\right)\right)\right) \tag{4.13}$$

$$\eta_{1cis}(\tau_0) = \exp(-0.8595 \times \tau_0 + 29.16) \text{ [MPa.s]} \tag{4.14}$$

$$E_{2cis}(\tau_0) = 0.7 \times \tau_0 + 11 \text{ [MPa]} \tag{4.15}$$

$$\eta_{2cis}(\tau_0) = \exp(-0.96 \times \tau_0 + 27) \text{ [MPa.s]} \tag{4.16}$$

La figure 4.6 montre la courbe en traction déterminée par le modèle de Burger non linéaire à 60% de T_{ult}, et celle en cisaillement à 70% de S_{ult}. Elles sont comparées aux données expérimentales des essais aux même niveaux. Le modèle non linéaire n'a pas une très bonne corrélation avec l'ensemble des courbes. Cependant, l'écart aux données expérimentales reste du même ordre de grandeur que la dispersion des résultats. Cette comparaison a également été réalisée pour les autres niveaux de charge, et les conclusions étaient similaires.



(a) Essais en traction à 60% de T_{ult}

(b) Essais en cisaillement à 70% de S_{ult}

FIGURE 4.6 – Comparaison entre les courbes expérimentales du déplacement et celle du modèle de Burger non linéaire en contrainte

Influence de la température Les paramètres de fluage du modèle de Burger ont été identifiés pour l'ensemble des essais de traction et de cisaillement à $35°C$ et $50°C$ afin d'évaluer l'impact de la température sur la valeur des paramètres. La figure 4.7 donne l'évolution des paramètres avec la température pour les essais à 50% de T_{ult} en traction et ceux à 70% de S_{ult} en cisaillement.

Pour les deux sollicitations, les paramètres présentent une dépendance vis-à-vis de la température similaire à celle observée vis-à-vis de la contrainte. Leur évolution est cependant plus importante pour le cas du cisaillement.

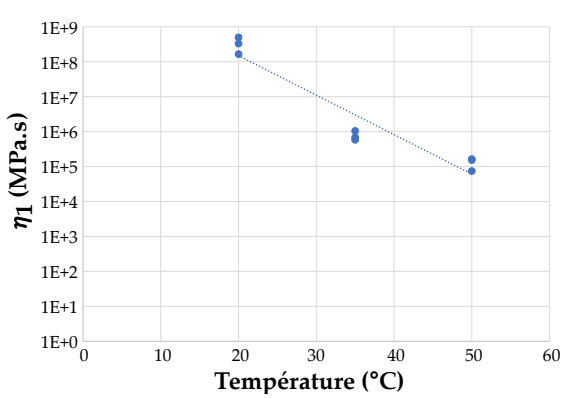
Un modèle de Burger non linéaire vis-à-vis de la température peut être proposé de façon similaire à celui proposé par rapport à la contrainte. Pour la traction, le modèle est défini par les équations 4.17 à 4.20. Pour le cisaillement, le modèle est exprimé à l'aide des équation 4.21 à 4.24.

$$\varepsilon_{creep}(t,T) = \sigma_0 \times \left(\frac{t}{\eta_{1tra}(T)} + \frac{1}{E_{2tra}(T)} \left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2tra}(T)}{\eta_{2tra}(T)} t \right) \right) \right) \tag{4.17}$$

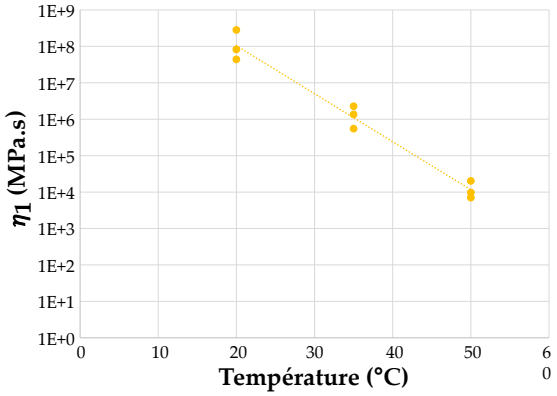
$$\eta_{1tra}(T) = \exp(-0.2414 \times T + 23.18) \text{ [MPa.s]} \tag{4.18}$$

$$E_{2tra}(T) = T + 37 \text{ [MPa]} \tag{4.19}$$

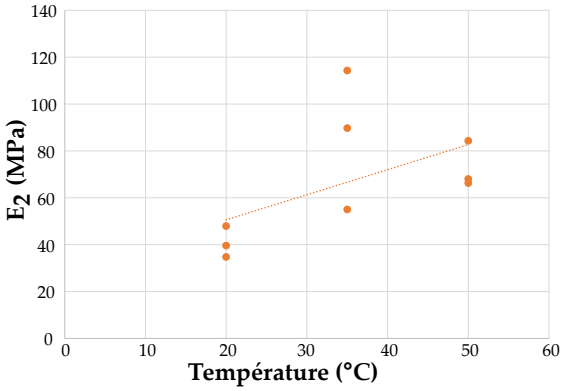
$$\eta_{2tra}(T) = \exp(-0.18 \times T + 18) \text{ [MPa.s]} \tag{4.20}$$



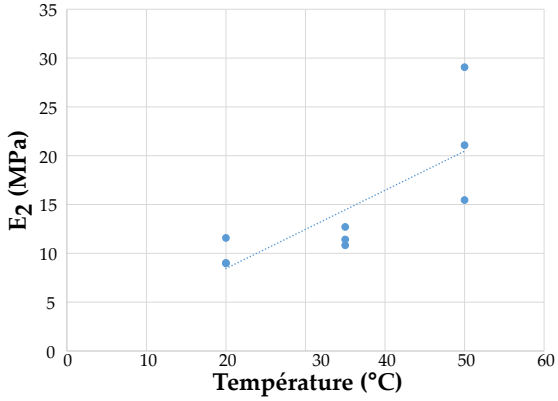
(a) η_1 en traction



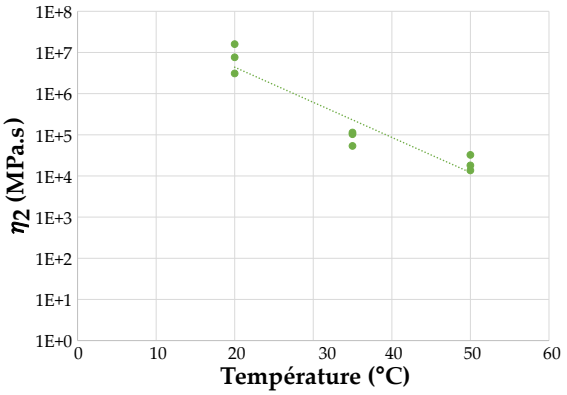
(b) η_1 en cisaillement



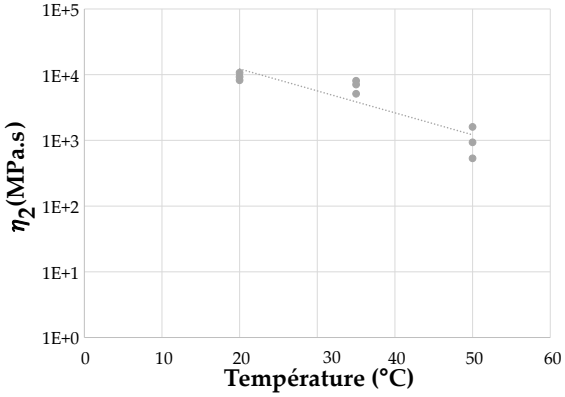
(c) E_2 en traction



(d) E_2 en cisaillement



(e) η_2 en traction



(f) η_2 en cisaillement

FIGURE 4.7 – Paramètres de fluage en fonction de la température

$$\gamma_{creep}(t,T) = \tau_0 \times \left(\frac{t}{\eta_{1cis}(T)} + \frac{1}{E_{2cis}(T)} \left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2cis}(T)}{\eta_{2cis}(T)} t \right) \right) \right) \tag{4.21}$$

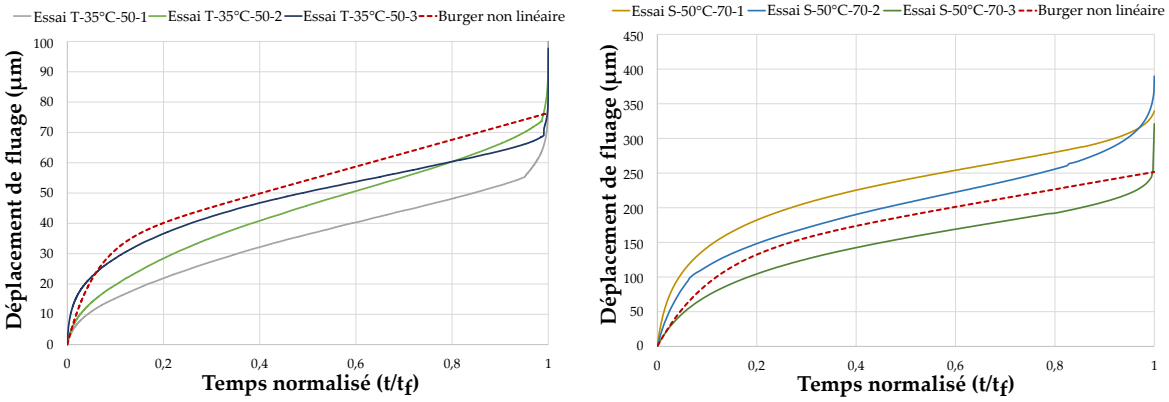
$$\eta_{1cis}(T) = \exp(-0.3012 \times \tau_0 + 24.43) \text{ [MPa.s]} \tag{4.22}$$

$$E_{2cis}(T) = 0.5 \times T - 4 \text{ [MPa]} \tag{4.23}$$

$$\eta_{2cis}(T) = \exp(-0.095 \times T + 12) \text{ [MPa.s]} \tag{4.24}$$

Ces équations de dépendance vis-à-vis de la température restent valables uniquement pour les niveaux d'effort étudiés (50% de T_{ult} en traction et 70% de S_{ult} en cisaillement). Des investigations expérimentales à d'autres niveaux de contrainte seraient à effectuer pour développer un modèle de fluage prenant en compte à la fois la contrainte et la température.

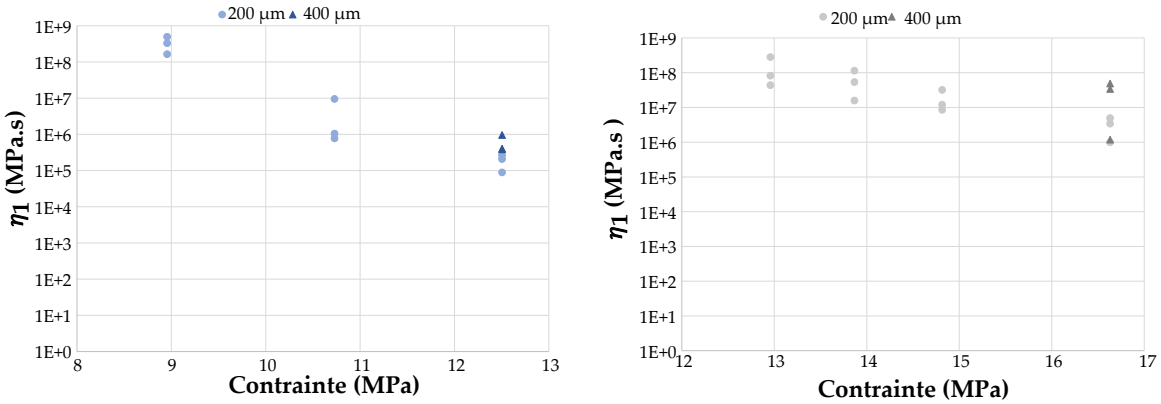
La figure 4.8 donne la courbe en traction déterminée par le modèle de Burger non linéaire à $35°C$ à 50% de T_{ult}, et celle en cisaillement à $50°C$ à 70% de S_{ult}. Elles sont comparées aux données expérimentales d'essais à une même température. Comme pour l'étude en contrainte, la corrélation entre les courbes expérimentales et le modèle n'est pas parfaite. L'écart du modèle vis-à-vis des données expérimentales reste tout de même inférieur à la dispersion des résultats expérimentaux. Cette comparaison a également été réalisée pour les autres niveaux de température, et les conclusions étaient similaires.



(a) Essais en traction à $35°C$ à 50% de T_{ult} (b) Essais en cisaillement à $50°C$ à 70% de S_{ult}

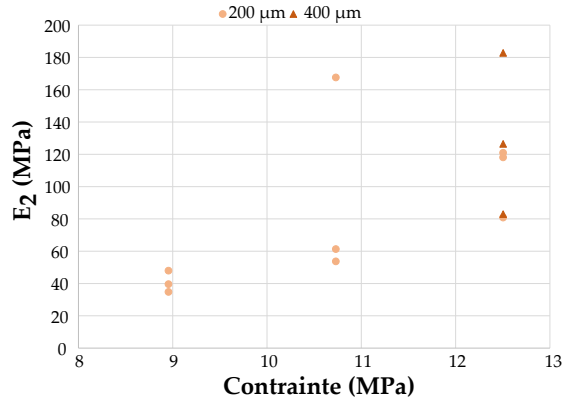
FIGURE 4.8 – Comparaison entre les courbes expérimentales du déplacement et celle du modèle de Burger non linéaire en température

Influence de l'épaisseur d'adhésif Les paramètres de fluage ont aussi été identifiés à partir des essais dont les éprouvettes avaient une épaisseur d'adhésif de 400µm. L'effet de l'épaisseur sur les paramètres de fluage est illustré sur la figure 4.9. Pour la traction comme pour le cisaillement, très peu d'écart est observé pour les paramètres η_1 et η_2. Cependant, pour une épaisseur d'adhésif plus importante, la valeur du paramètre E_2 augmente en traction et en cisaillement. Cela est cohérent avec les observations expérimentales du paragraphe 3.3.3, selon lesquelles la déformation était plus faible pour l'épaisseur d'adhésif la plus importante.

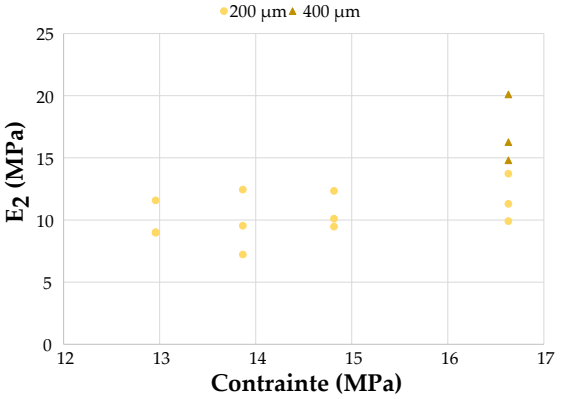


(a) η_1 en traction

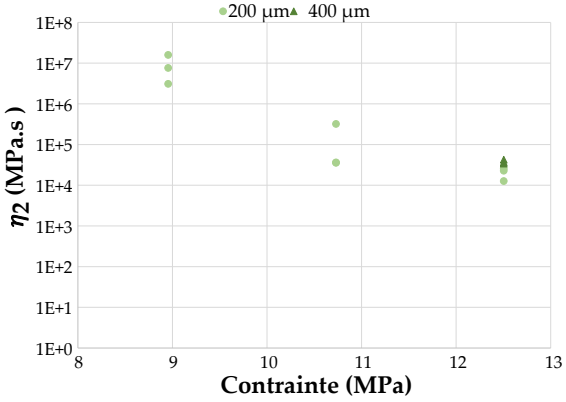
(b) η_1 en cisaillement



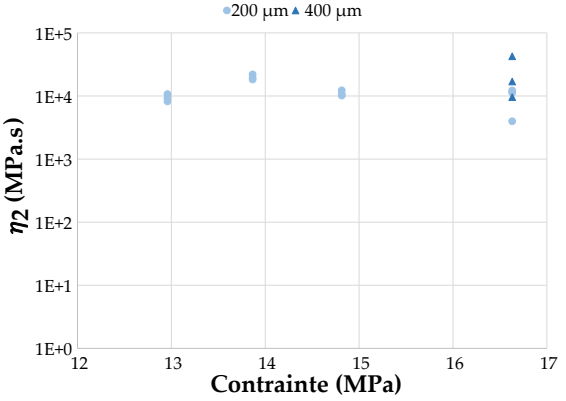
(c) E_2 en traction



(d) E_2 en cisaillement



(e) η_2 en traction



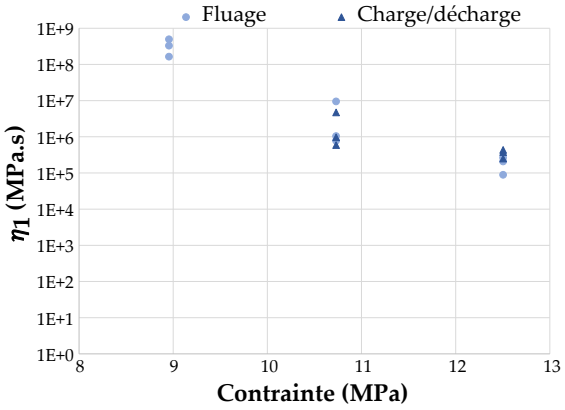
(f) η_2 en cisaillement

FIGURE 4.9 – Influence de l'épaisseur d'adhésif sur les paramètres de fluage

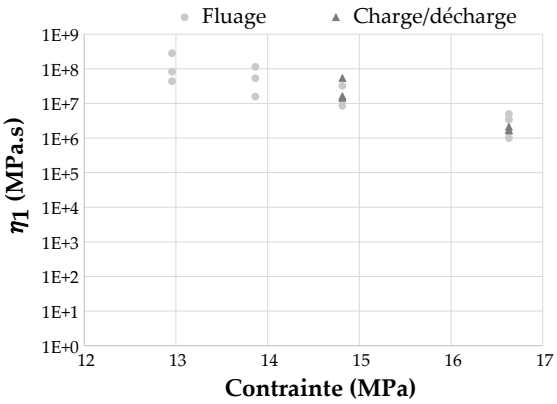
Influence des charges/décharges Les paramètres de Burger ont été identifiés pour les courbes de la figure 3.38 des essais de charge/décharge. Les résultats de ces identifications sont donnés sur la figure 4.10. Seul un écart vis-à-vis du paramètre E_2 est constaté, ce qui est en adéquation avec le déplacement plus faible obtenu pour les essais de charge/décharge

par rapport aux essais de fluage classiques.

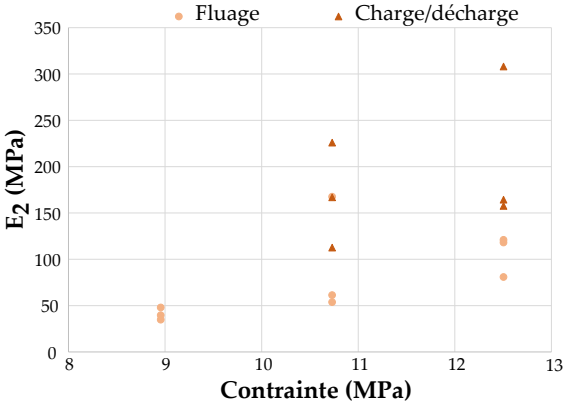
Une identification des paramètres pour chaque charge et décharge a également été réalisée. Cette analyse n'a pas montré d'évolution des paramètres en fonction de l'avancement du fluage.



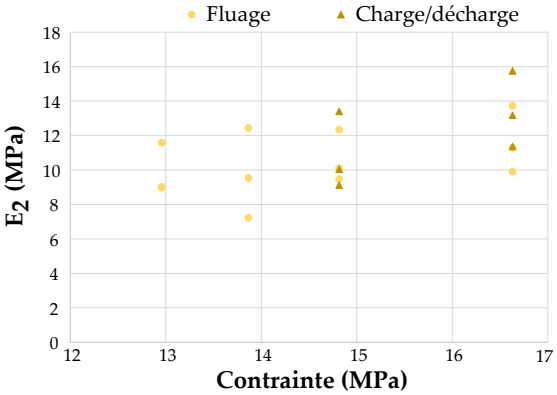
(a) η_1 en traction



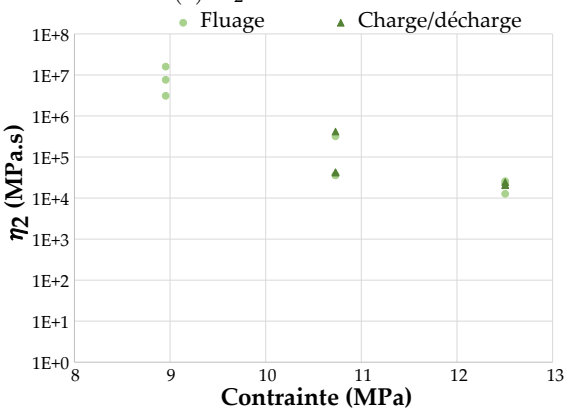
(b) η_1 en cisaillement



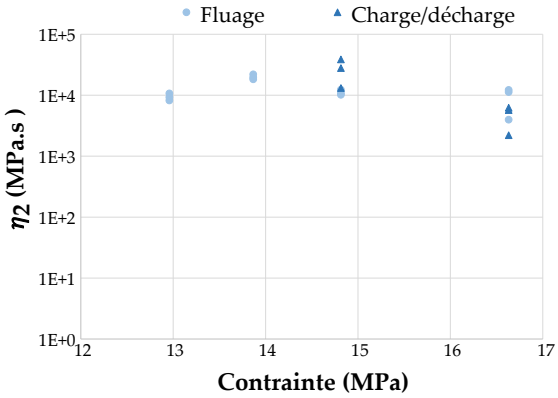
(c) E_2 en traction



(d) E_2 en cisaillement



(e) η_2 en traction



(f) η_2 en cisaillement

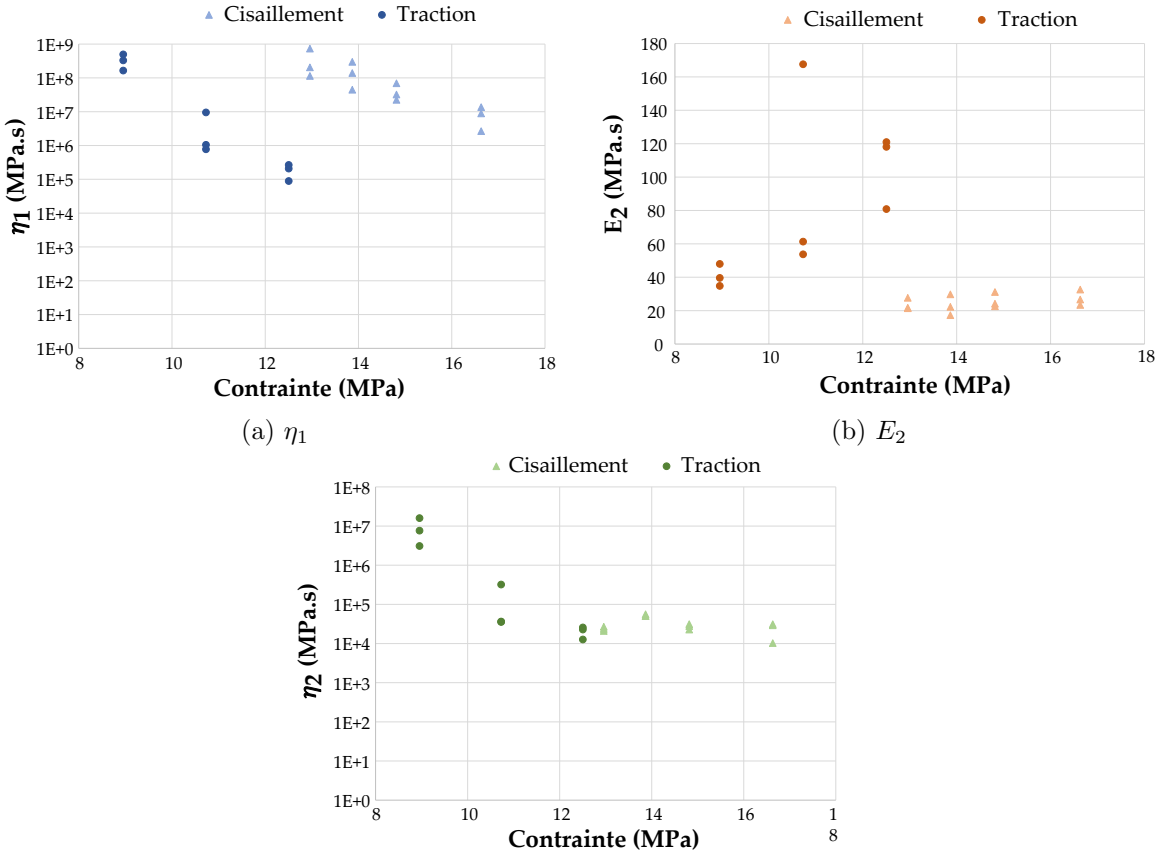
FIGURE 4.10 – Influence des charges/décharges sur les paramètres de fluage

Modèle multiaxial

Modélisation linéaire isotrope Le comportement en fluage peut être généralisé en 3D, où la complaisance de fluage est un tenseur d'ordre 4 (équation 1.17). Dans le cas d'un matériau linéaire et isotrope, la complaisance est uniaxiale, identifiable à partir d'essais de traction. D'après l'équation 1.18, la déformation ε_{12} dans le cas d'une sollicitation en cisaillement pur s'exprime selon l'équation 4.25.

$$\varepsilon_{12}(t) = (1+\nu)J(t)\sigma_{12} \tag{4.25}$$

La figure 4.11 compare les paramètres de fluage du modèle de Burger obtenus en traction et en cisaillement avec une modélisation linéaire isotrope. Pour les paramètres η_1 et E_2, un écart significatif est constaté. Pour le paramètre η_2, l'écart entre les deux sollicitations est moins important, mais ce paramètre n'influe que sur le stade primaire du fluage.



(a) η_1 (b) E_2

(c) η_2

FIGURE 4.11 – Paramètres de fluage en fonction de la contrainte dans le cas d'une modélisation linéaire isotrope

L'adhésif utilisé dans cette étude expérimentale en fluage ne semble donc pas suivre un comportement linéaire isotrope. La complaisance de fluage peut donc être exprimée sous forme d'un tenseur d'ordre 4 dont les composantes sont à calculer.

Modélisation non linéaire isotrope D'après l'équation 1.17, les termes du tenseur de déformation s'expriment par l'équation 4.26. Dans le cas d'un modèle en 2D, la complaisance de fluage est donc composée de 16 termes à identifier. Le tenseur de contrainte et celui de déformation sont symétriques. Les équations 4.27 et 4.28 sont donc vérifiées. Le tenseur de complaisance a donc 9 composantes différentes à identifier.

$$\forall i, \forall j,\ \varepsilon_{ij} = \sum_{k=1}^{2}\sum_{l=1}^{2} J_{ijkl} \times \sigma_{kl} \tag{4.26}$$

$$\forall i, \forall j, \forall k, \forall l,\ \varepsilon_{ij} = \varepsilon ji \Rightarrow J_{ijkl} = J_{jikl} \tag{4.27}$$

$$\forall i, \forall j, \forall k, \forall l,\ \sigma_{kl} = \sigma_{lk} \Rightarrow J_{ijkl} = J_{ijlk} \tag{4.28}$$

Pour un système en 2D, les équations 4.29, 4.30 et 4.31 sont vérifiées quelle que soit la sollicitation.

$$\varepsilon_{11} = J_{1111} \times \sigma_{11} + 2 \times J_{1112} \times \sigma_{12} + J_{1122} \times \sigma_{22} \tag{4.29}$$

$$\varepsilon_{12} = J_{1211} \times \sigma_{11} + 2 \times J_{1212} \times \sigma_{12} + J_{1222} \times \sigma_{22} \tag{4.30}$$

$$\varepsilon_{22} = J_{2211} \times \sigma_{11} + 2 \times J_{2212} \times \sigma_{12} + J_{2222} \times \sigma_{22} \tag{4.31}$$

Dans le cas d'une traction, $\sigma_{11} = \sigma_{12} = 0$, $\varepsilon_{11} = \varepsilon_{12} = 0$ et $\varepsilon_{22} = J_{tra} \times \sigma_{22}$, avec J_{tra} la complaisance identifiée à partir d'essais de traction dans le paragraphe 4.1.2. On en déduit les équations 4.32 et 4.33.

Dans le cas de cisaillement, $\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\varepsilon_{11} = \varepsilon_{22} = 0$ et $\gamma = J_{cis} \times \sigma_{12}$, avec J_{cis} la complaisance identifiée à partir d'essais de cisaillement dans le paragraphe 4.1.2. On en déduit les équations 4.34 et 4.35.

Dans le cas de traction-cisaillement, les simplifications déduites des sollicitations de traction et de cisaillement, permettent d'exprimer les termes du tenseur de complaisance avec les équations 4.36, 4.37 et 4.38. Les derniers termes J_{1111}, J_{1211} et J_{2211} sont identifiables à partir d'essais de traction-cisaillement.

$$J_{1122} = J_{1222} = 0 \tag{4.32}$$

$$J_{2222} = J_{tra} \tag{4.33}$$

$$J_{1112} = J_{2212} = 0 \tag{4.34}$$

$$J_{1212} = \frac{J_{cis}}{4} \tag{4.35}$$

$$J_{1111} = \frac{\varepsilon_{11}}{\sigma_{11}} \tag{4.36}$$

$$J_{1211} = \frac{1}{\sigma_{11}} \left(\varepsilon_{12} - \frac{J_{cis}}{2} \sigma_{12} \right) \tag{4.37}$$

$$J_{2211} = \frac{1}{\sigma_{11}} (\varepsilon_{22} - J_{tra} \sigma_{22}) \tag{4.38}$$

Pour les essais de traction-cisaillement menés dans cette étude, le champ de contrainte est donné par l'équation 4.39. De plus, la déformation ε_{11} est négligeable par rapport aux autres composantes du tenseur. Ainsi, on peut raisonnablement faire l'hypothèse que $J_{1111} = 0$. D'autre part, les équations 4.37 et 4.38 sont simplifiables, et données par les équations 4.40 et 4.41, avec J_{12} et J_{22} définies par les équations 4.42 et 4.43.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} \end{pmatrix} = \frac{\sqrt{2}}{2} \frac{F}{S} \begin{pmatrix} \nu & 1 \\ 1 & 1 \end{pmatrix} \tag{4.39}$$

$$J_{1211} = \frac{1}{\nu} \left(J_{12} - \frac{J_{cis}}{2} \right) \tag{4.40}$$

$$J_{2211} = \frac{1}{\nu} (J_{22} - J_{tra}) \tag{4.41}$$

$$J_{12} = \frac{\varepsilon_{12}}{\sigma_{12}} \tag{4.42}$$

$$J_{22} = \frac{\varepsilon_{22}}{\sigma_{22}} \tag{4.43}$$

En conservant une modélisation avec le modèle de Burger, J_{12} et J_{22} sont exprimées à l'aide des équations 4.44 et 4.45, avec $(\eta_{1_{12}}, E_{2_{12}}, \eta_{2_{12}})$ et $(\eta_{1_{22}}, E_{2_{22}}, \eta_{2_{22}})$ des paramètres identifiés avec une méthode analogue à celle utilisée pour identifier les paramètres de J_{tra} et J_{cis}. Comme pour J_{tra} et J_{cis}, l'ensemble des paramètres de J_{12} et J_{22} peuvent facilement être exprimés en fonction de la contrainte et de la température.

$$J_{12}(t) = \frac{t}{\eta_{1_{12}}} + \frac{1}{E_{2_{12}}} \left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2_{12}}}{\eta_{2_{12}}} t \right) \right) \tag{4.44}$$

$$J_{22}(t) = \frac{t}{\eta_{1_{22}}} + \frac{1}{E_{2_{22}}} \left(1 - \exp\left(-\frac{E_{2_{22}}}{\eta_{2_{22}}} t \right) \right) \tag{4.45}$$

4.2 Extrapolation du temps à rupture sous fluage

Le modèle rhéologique de Burger permet de décrire le comportement en fluage des stades primaire et secondaire du fluage. Afin d'estimer la durabilité vis-à-vis du fluage pour de faibles niveaux de contrainte, l'extrapolation du comportement en fluage est généralement utilisée. C'est une méthode de calcul qui permet d'obtenir une courbe théorique du temps à rupture en fonction du niveau de charge à partir de données expérimentales. La littérature recense un très grand nombre de modèles d'extrapolation, généralement empiriques. La

plupart sont utilisés pour des métaux à haute température. Il existe peu de données pour l'extrapolation du comportement en fluage d'adhésifs ou de polymère. Cette étude va se focaliser sur quatre méthodes : la méthode de Larson-Miller, la méthode de Monkman-Grant, les équations de Wilshire et la méthode de la tangente hyperbolique.

4.2.1 Méthodes d'extrapolation

Méthode de Larson-Miller

La méthode de Larson-Miller est une approche paramétrique souvent utilisée pour des métaux. Elle dérive de la loi d'Arrhenius, à contrainte constante mais à température variable. Elle prend la forme de l'équation 4.46, avec C la constante et LMP le paramètre de Larson-Miller, T la température absolue et t_f le temps à rupture en heure [LM52].

$$LMP = T \times (C + \log(t_f)) \tag{4.46}$$

Plusieurs expressions de la constante C ont été proposées. Certaines études ont avancé que C dépend de la constante de Monkman-Grant [MG56], qui elle-même dépend de la contrainte [PM95, WS08a, WS08b]. Larson et Miller ont suggéré que C est égal à 20 pour la plupart des matériaux métalliques [LM52, KLN07]. Cependant, cette valeur peut dépendre d'un alliage à un autre et du processus de fabrication [KLN07].

Le paramètre LMP de Larson-Miller est généralement exprimé comme un polynôme du logarithme de la contrainte, comme donné par l'équation 4.47 [ZCSP13], avec b_0, b_1, b_2 et b_3 des paramètres matériaux à déterminer. Le temps à rupture à une contrainte et une température données peut donc être exprimé par l'équation 4.48. En posant, $z = \log(t_f)$, $x = T$ et $y = \log(\sigma)$, on obtient l'équation 4.49. La toolbox "Curve Fitting" de Matlab est un outil souvent utilisé pour identifier les constantes afin de correspondre au mieux aux données expérimentales disponibles [ZCSP13].

$$LMP = b_0 + b_1 \times \log(\sigma) + b_2 \times (\log(\sigma))^2 + b_3 \times (\log(\sigma))^3 \tag{4.47}$$

$$\log(t_f) = \frac{b_0 + b_1 \times \log(\sigma) + b_2 \times (\log(\sigma))^2 + b_3 \times (\log(\sigma))^3}{T} - C \tag{4.48}$$

$$z = \frac{b_0 + b_1 y + b_2 y^2 + b_3 y^3}{x} - C \tag{4.49}$$

Cependant, la méthode de détermination des paramètres de la méthode de Larson-Miller dépend fortement du point de départ donné à l'algorithme, ainsi que des bornes qui sont imposées à chaque paramètre. Le manque de données relatives à l'utilisation de cette méthode pour des polymères rend la convergence de l'algorithme de détermination des paramètres difficile.

Méthode de Monkman-Grant

La méthode de Monkman-Grant [MG56] utilise la vitesse de déformation minimale, $\dot{\varepsilon_s}$, pour déterminer le temps à rupture t_f [LC05]. A partir d'une courbe expérimentale, $\dot{\varepsilon_s}$

est facilement identifiable car il correspond à la pente de la droite caractéristique du stade secondaire d'une courbe de fluage. Monkman et Grant ont remarqué que le temps à rupture dépend directement de la vitesse de fluage sous forme d'une fonction puissance de la forme de l'équation 4.50 avec MG la constante de Monkman-Grant et m un paramètre matériau à identifier [MG56, LC05]. Cette équation suggère donc que les mécanismes impliqués dans la déformation de fluage sont les mêmes que ceux de la rupture par fluage. L'intérêt de cette méthode est que la vitesse de fluage peut être mesurée sans mener l'essai jusqu'à la rupture. Il suffit que le stade secondaire du fluage soit atteint.

$$t_f \times \dot{\varepsilon_s}^m = MG \tag{4.50}$$

L'équation 4.50 peut se réécrire comme l'équation 4.51. Ainsi, en traçant le logarithme de la vitesse de fluage en fonction de celui du temps à rupture d'essais de fluage, les paramètres m et MG peuvent être identifiés à partir des éléments caractéristiques de cette droite.

$$\ln(\dot{\varepsilon_s}) = \frac{1}{m}\left(\ln(MG) - \ln\left(t_f\right)\right) \tag{4.51}$$

Pour extrapoler la vitesse de fluage, la loi d'Arrhenius est régulièrement utilisée. Elle est donnée par l'équation 4.52, avec A un paramètre à identifier, n l'exposant de la contrainte, Q_c l'énergie d'activation, R la constante des gaz parfaits et T la température absolue [WE93].

$$\dot{\varepsilon_s} = A \times \sigma^n \times \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) \tag{4.52}$$

Initialement, Q_c et n étaient considérés constants. Cependant, plusieurs études ont montré que ces paramètres peuvent dépendre du mécanisme de fluage, et diffèrent en fonction du domaine de contrainte et de température [BEW86].

L'équation 4.52 peut être réécrite et avoir la forme de l'équation 4.53. Ainsi, à température constante, n peut être déterminé à partir de la pente de la droite du logarithme du temps à rupture en fonction de celui de la contrainte.

$$\ln\left(t_f\right) = -m \times n \times \ln(\sigma) + \frac{m \times Q_c}{R} \times \frac{1}{T} + \ln(MG) - m\ln(A) \tag{4.53}$$

D'après la forme de l'équation 4.53, en se plaçant à contrainte constante, le logarithme du temps à rupture en fonction de l'inverse de la température est alors une droite. L'énergie d'activation Q_c peut être identifiée à partir de la pente de cette droite.

Méthode des équations de Wilshire

Wilshire et Battenbough [WB07] ont développé un modèle pour représenter le fluage en fonction de la contrainte et de la température avec l'équation 4.54 [WS08a, WS08b], où $\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}$ est le ratio de contrainte appliquée par rapport à la contrainte ultime, t_f est le temps à rupture, Q_c^* est l'énergie d'activation, R est la constante des gaz parfait, T est la température absolue, k_1 et u sont des constantes à identifier. Les limites de cette équation sont en adéquation avec le comportement mécanique attendu : si la contrainte tend vers

0, le temps à rupture tend vers l'infini ; si la contrainte tend vers la contrainte ultime, le temps à rupture tend vers 0.

$$\frac{\sigma}{\sigma_{ult}} = \exp\left(-k_1\left(t_f \times \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right)^u\right) \tag{4.54}$$

L'utilisation du ratio de contrainte appliquée $\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}$ plutôt que de la contrainte σ est intéressante en particulier pour les études en fluage où la contrainte du matériau peut être une donnée non disponible, comme c'est le cas des connecteurs collés. Dans ce cas, on pourrait considérer que le ratio de contrainte appliqué est égal au ratio d'effort appliqué à l'assemblage. De plus, dans le cas d'un chargement multiaxial, le ratio de contrainte pourrait être considéré comme une contrainte équivalente.

La valeur de Q_c^* est déterminée de façon similaire à Q_c pour la méthode de Monkman-Grant. En effet, l'équation 4.54 peut être réécrite selon l'équation 4.55. D'après cette équation, en se plaçant à ratio de contrainte constante, le logarithme du temps à rupture en fonction de l'inverse de la température est alors une droite. L'énergie d'activation Q_c^* peut être identifiée à partir de la pente de cette droite.

$$\ln(t_f) = \frac{Q_c^*}{R} \times \frac{1}{T} + \frac{1}{u} \times \left(\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right) - \ln(k_1)\right) \tag{4.55}$$

Ensuite, l'équation 4.54 peut également être écrite sous la forme de l'équation 4.56. Il est alors évident qu'en traçant $\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right)$ en fonction de $\left(t_f \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right)$, les paramètres k_1 et u peuvent être identifiés.

$$\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right) = \ln(k_1) + u \times \ln\left(t_f \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right) \tag{4.56}$$

Méthode de la tangente hyperbolique

La méthode de la tangente hyperbolique a été développée par Rolls-Royce. Le comportement en fluage est décrit par l'équation 4.57, avec σ_{ult} la contrainte à rupture, et k et t_i des constantes à déterminer [WBW10]. Ce modèle ne prend donc pas directement en compte la température.

Comme pour les équations de Wilshire, l'utilisation du ratio de contrainte appliqué au matériau est intéressante pour les cas où la contrainte locale au niveau du matériau n'est pas connue, ou lors d'un chargement multiaxial.

Les limites de cette équation sont en adéquation avec le comportement mécanique attendu : si la contrainte tend vers 0, le temps à rupture tend vers l'infini ; si la contrainte tend vers la contrainte ultime, le temps à rupture tend vers 0.

L'équation 4.57 peut être réécrite sous la forme de l'équation 4.58. Il est alors évident qu'en traçant $\text{atanh}\left(1 - 2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture, on obtient une droite dont les caractéristiques permettent d'identifier facilement k et t_i.

$$\sigma = \frac{\sigma_{ult}}{2}\left(1 - \tanh\left(k \times \ln\left(\frac{t_f}{t_i}\right)\right)\right) \tag{4.57}$$

$$\operatorname{atanh}\left(1 - 2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right) = k\left(\ln(t_f) - ln(t_i)\right) \tag{4.58}$$

Comparaison des méthodes d'extrapolation

Le tableau 4.1 compare les méthodes d'extrapolation du comportement en fluage présentées précédemment selon plusieurs critères.

Le premier critère concerne le nombre de paramètres. En effet, plus ce nombre est élevé, plus le temps d'identification sera long et davantage de données expérimentales seront nécessaires.

Le deuxième critère est la méthode d'identification. Deux principaux types de méthodes peuvent être signalés : par un algorithme d'identification, par des paramètres identifiés à partir de résultats expérimentaux. L'utilisation de caractéristiques du comportement en fluage est généralement une meilleure méthode d'identification car elle permet de justifier mécaniquement les valeurs des constantes obtenues. D'autre part, plus il y aura de données expérimentales disponibles, plus précise sera la méthode d'extrapolation, tandis que ce n'est pas forcément le cas lors d'une identification par algorithme d'optimisation. De plus, les résultats d'un algorithme d'optimisation dépendent souvent du point de départ qui lui est donné et des bornes imposées pour les constantes à identifier.

Les derniers critères de comparaison des méthodes d'extrapolation sont la prise en compte de la température, et de quelle façon intervient le terme vis-à-vis de la contrainte. En effet, la contrainte locale au niveau du matériau peut être utilisée, ou une contrainte équivalente comme le ratio de contrainte appliqué. L'utilisation du ratio de contrainte appliquée plutôt que de la contrainte est intéressante en particulier pour les études en fluage où la contrainte du matériau peut être une donnée non disponible, comme c'est le cas des connecteurs collés. Dans ce cas, on pourrait considérer que le ratio de contrainte appliqué est égal au ratio d'effort appliqué à l'assemblage. De plus, dans le cas d'un chargement multiaxial, le ratio de contrainte pourrait être considéré comme une contrainte équivalente.

La méthode de la tangente hyperbolique est celle qui a le moins de constantes à identifier. Néanmoins, il n'y a pas de prise en compte de la température dans l'équation du modèle ce qui peut être contraignant, car les constantes sont alors à identifier pour chaque température. Les équations de Wilshire sont intéressantes car seules trois constantes sont à identifier à partir de caractéristiques du comportement en fluage. De plus, c'est le ratio de contrainte appliquée qui est utilisé dans l'équation. La méthode de Monkman-Grant est également pertinente car même si cinq constantes sont à identifier, une seule l'est à partir d'un algorithme d'optimisation. De plus, cette méthode fait intervenir la vitesse de fluage minimale, qui est une donnée disponible pour un essai sans aller jusqu'à la rupture.

Méthode	Nombre de paramètres	Méthode d'identification	Température	Terme pour la contrainte
Larson-Miller	5	Algorithme d'optimisation	Oui	Contrainte
Monkman-Grant	5	Caractéristique du comportement en fluage Algorithme d'optimisation pour un paramètres	Oui	Contrainte
Wilshire	3	Caractéristique du comportement en fluage	Oui	Ratio de contrainte
Tangente hyperbolique	2	Caractéristique du comportement en fluage	Non	Ratio de contrainte

TABLE 4.1 – Comparaison des méthodes d'extrapolation du comportement en fluage

La suite de cette étude est focalisée sur l'identification des constantes des méthodes d'extrapolation de Monkman-Grant, Wilshire et de la tangente hyperbolique. Ces constantes sont identifiées à partir des données expérimentales des essais Arcan. En effet, ces investigations expérimentales ont étudié le fluage selon plusieurs paramètres, contrairement à celles sur les connecteurs collés. De plus, l'état de contrainte est plus facile à analyser que pour les connecteurs.

4.2.2 Extrapolation du comportement en fluage à partir des essais Arcan

Méthode de Monkman-Grant

Pour cette méthode, la première étape consiste à identifier les constante MG et m à partir de la vitesse de fluage et du temps à rupture des essais. La méthode d'extrapolation est utilisée pour plusieurs types de sollicitations. Afin de comparer les résultats vis-à-vis de cet aspect, il est intéressant d'utiliser une déformation équivalente.

Une déformation équivalente souvent utilisée est celle dite de von Mises. Elle est exprimée avec l'équation 4.59, avec $\underline{\underline{\tilde{\varepsilon}}}$ défini par l'équation 4.60, où $\underline{\underline{\varepsilon}}$ est le tenseur de déformation et $\underline{\underline{I}}$ la matrice identité. Dans le cas des essais Arcan en traction, cisaillement et traction-cisaillement, on obtient la déformation équivalente donnée par l'équation 4.61, avec ε_{22} et γ correspondant respectivement à la déformation normale et tangentielle à la surface collée.

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}\mathrm{Tr}\left(\underline{\underline{\tilde{\varepsilon}}} : \underline{\underline{\tilde{\varepsilon}}}\right)} \tag{4.59}$$

$$\underline{\underline{\tilde{\varepsilon}}} = \underline{\underline{\varepsilon}} - \frac{1}{3}\mathrm{Tr}(\underline{\underline{\varepsilon}})\underline{\underline{I}} \tag{4.60}$$

$$\varepsilon_{eq} = \begin{cases} \varepsilon_{22} & \text{en traction} \\ \dfrac{\gamma}{\sqrt{3}} & \text{en cisaillement} \\ \sqrt{\dfrac{10}{27}\varepsilon_{22}^2 + \dfrac{\gamma^2}{3}} & \text{en traction-cisaillement} \end{cases} \tag{4.61}$$

Le graphique de la figure 4.12 donne le logarithme de la vitesse de fluage en fonction de celui du temps à rupture obtenus pour l'ensemble des essais issus des investigations expérimentales des essais Arcan en fluage en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement. Ces essais ont été effectués à trois ou quatre niveaux de contrainte et à trois températures pour chaque type de sollicitation. Pour les trois sollicitations, les coefficients directeurs et les ordonnées à l'origine des droites semblent être identiques. Ainsi, on peut faire l'hypothèse que MG et m sont indépendants de la sollicitation pour cette définition de la déformation équivalente. Pour les trois sollicitations, les deux paramètres ne semblent pas dépendre de la contrainte ou de la température. Cependant, les investigations n'ont pas été menées à très haute et très basse contrainte ni température.

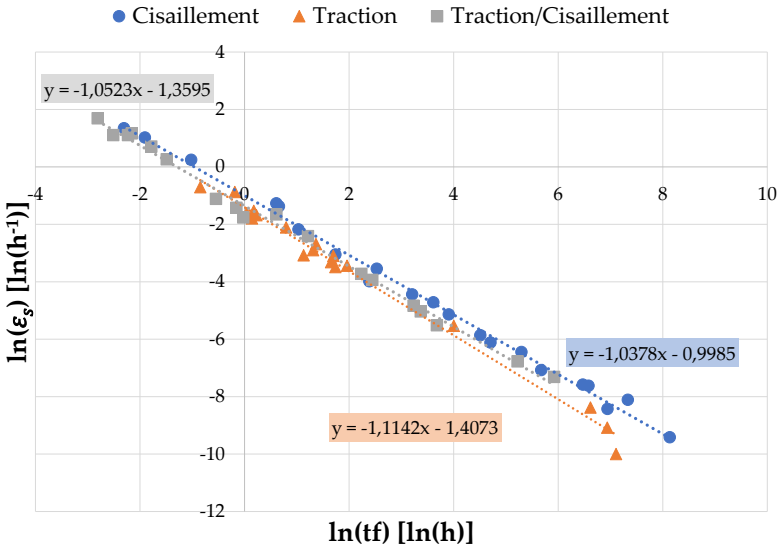


FIGURE 4.12 – Logarithme de la vitesse de fluage pendant le stade secondaire de fluage en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et traction cisaillement

La deuxième constante à identifier est n en traçant le temps à rupture en fonction de la contrainte à température constante. Pour cela, les essais utilisés sont ceux effectués à $20°C$, pour lesquels trois à quatre niveaux de contrainte ont été étudiés. Le logarithme du temps à rupture en fonction de celui de la contrainte a donc été tracé sur la figure 4.13. La pente des droites est du même ordre de grandeur pour les trois sollicitations. Néanmoins, elle n'est

pas indépendante du mode de sollicitation. Des essais à plusieurs niveaux de contrainte à d'autres températures pourraient permettre de vérifier si n dépend de la température.

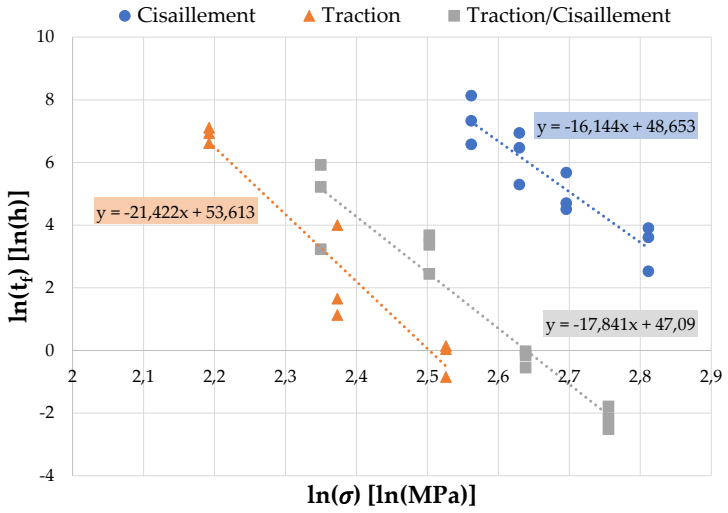


FIGURE 4.13 – Logarithme du temps à rupture en fonction du logarithme de la contrainte des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $20°C$

Le dernier paramètre à identifier à partir des caractéristiques du comportement en fluage est la constante Q_c. Pour cela, il faut étudier le temps à rupture en fonction de la température à contrainte constante. Pour les essais de traction-cisaillement où l'état de contrainte est multiaxial, la contrainte est définie comme le ratio de l'effort appliqué sur l'éprouvette avec la surface collée. L'identification est donc effectuée à partir des résultats des essais de fluage à une contrainte de 8.68 MPa en traction, de 12.92 MPa en cisaillement et de 10.49 MPa en traction-cisaillement à $20°C$, $35°C$ et $50°C$. La figure 4.14 donne la droite qui a permis de déterminer ce paramètre. L'allure de ces droites semble indiquer que la pente est la même en traction et en traction-cisaillement. On peut donc supposer que Q_c est identique en traction et en traction-cisaillement. Des essais à plusieurs températures et à d'autres niveaux de contraintes pourraient permettre de vérifier si Q_c dépend de la contrainte.

La dernière constante, A, est déterminée avec un algorithme d'optimisation utilisant la fonction $lsqcurvefit$ du logiciel MATLAB. C'est un solver utilisant la méthode des moindres carrés non linéaire, qui détermine le coefficient x qui résout le problème de l'équation 4.62, connaissant les données d'entrée $xdata$ et les sorties observées $ydata$. Pour cette identification, $xdata$ est un tableau contenant les contraintes et les températures auxquelles ont été réalisés les essais, $ydata$ est le logarithme de la vitesse de fluage pendant le stade secondaire de fluage, et f est détaillée dans l'équation 4.63, avec x le paramètre A à identifier.

$$\min_x \sum_j \left(f\left(x, xdata_j\right) - ydata_j\right)^2 \tag{4.62}$$

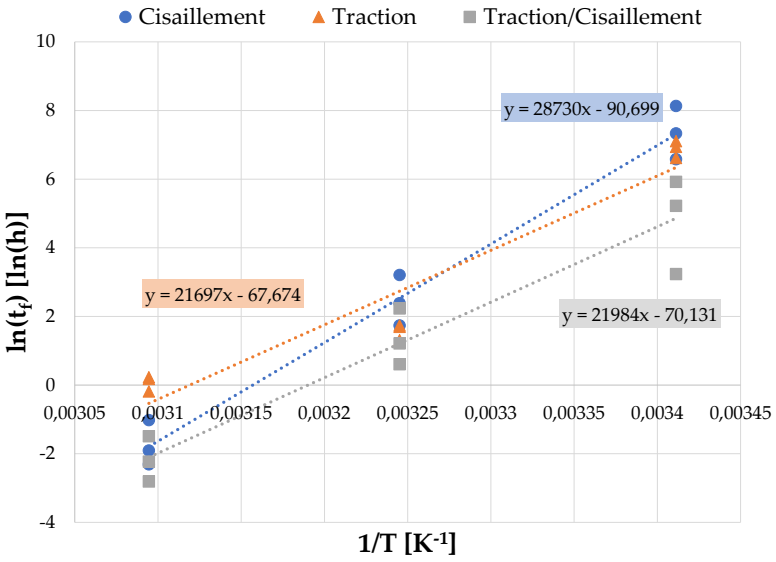


FIGURE 4.14 – Logarithme du temps à rupture en fonction de l'inverse de la température des essais Arcan en traction à 50% de T_{ult}, en cisaillement à 70% de S_{ult} et en traction-cisaillement à 60% de TS_{ult}

$$f(x, xdata) = x + n \times \ln\left(xdata(:,1)\right) - \frac{Q_c}{R \times xdata(:,2)} \tag{4.63}$$

Les valeurs obtenues des constantes de la méthode de Monkman-Grant sont données dans le tableau 4.2. Un écart très important est remarqué pour le paramètre A vis-à-vis de la sollicitation, avec $A_{tra} < A_{tracis} < A_{cis}$. Cela pourrait traduire la meilleure résistance au fluage en cisaillement par rapport à la traction.

Sollicitation	m	MG $[h^{1-m}]$	A $[h^{-1}.MPa^{-n}]$	n	Q_c $[kJ/mol]$
Traction	0.9634	0.2875	9.735×10^8	22.23	188.4
Traction-cisaillement			6.379×10^{11}	18.51	
Cisaillement			6.373×10^{21}	16.75	247.9

TABLE 4.2 – Paramètres de Monkman-Grant identifiés pour les essais Arcan de traction, de cisaillement et de traction-cisaillement

Equations de Wilshire

Pour la méthode des équations de Wilshire, les trois constantes sont identifiées à partir de courbes utilisant des éléments caractéristiques d'essais de fluage.

Le premier paramètre à identifier est la constante Q_c^*. Comme pour la constante Q_c de la méthode de Monkman-Grant, il faut étudier le temps à rupture en fonction de la température à ratio de contrainte constant. Les valeurs de Q_c et Q_c^* ne sont pour autant pas identiques. Comme pour la méthode de Monkman-Grant, l'identification est donc effectuée à partir des résultats des essais de fluage à un ratio de contrainte de $\frac{\sigma}{\sigma_{ult}} = 0.5$ en traction, de $\frac{\sigma}{\sigma_{ult}} = 0.7$ en cisaillement et de $\frac{\sigma}{\sigma_{ult}} = 0.6$ en traction-cisaillement à $20°C$, $35°C$ et $50°C$. Les droites utilisées sont celles illustrées sur la figure 4.14. On peut donc faire la même hypothèse, i.e. que Q_c^* est identique en traction et en traction-cisaillement. Des essais à plusieurs températures et à d'autres niveaux de contraintes pourraient permettre de vérifier si Q_c^* dépend de la contrainte.

Les deux autres constantes u et k_1 à déterminer sont identifiées en traçant la grandeur $\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right)$ en fonction de $\left(t_f \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right)$. Cette identification utilise donc l'ensemble des investigations menées aux différents niveaux de contrainte et de température en traction, cisaillement et traction-cisaillement. Les droites obtenues à partir de ces essais sont détaillées sur la figure 4.15. Les caractéristiques, et par conséquent les paramètres en découlant, semblent dépendre de la sollicitation.

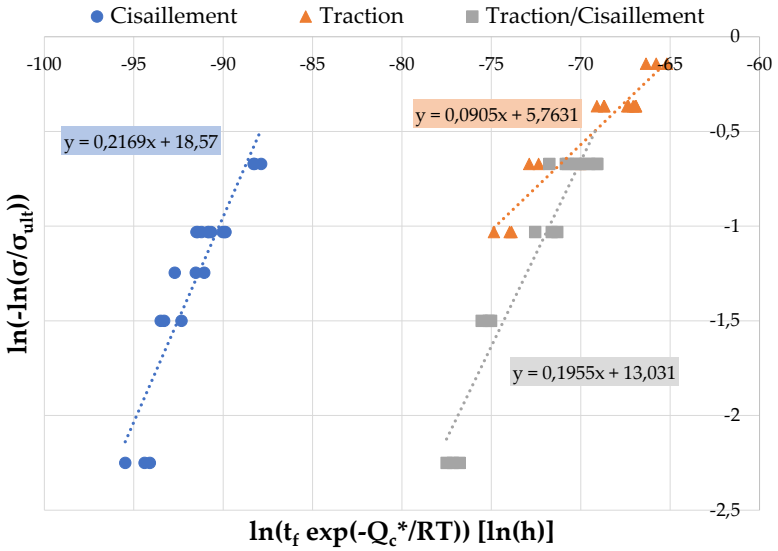


FIGURE 4.15 – $\ln\left(-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)\right)$ en fonction de $\left(t_f \exp\left(-\frac{Q_c^*}{RT}\right)\right)$ des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement

Les valeurs obtenues pour les constantes de la méthode des équations de Wilshire sont données dans le tableau 4.3. Un écart très important est remarqué pour le paramètre k_1 vis-à-vis de la sollicitation, avec $k_{1_{tra}} < k_{1_{tracis}} < k_{1_{cis}}$. Cela pourrait traduire la meilleure résistance au fluage en cisaillement par rapport à la traction.

Sollicitation	k_1 $[h^{-u}]$	Q_c^* $[kJ/mol]$	u
Traction	323.2	181.6	0.09007
Traction-cisaillement	4.345×10^5		0.1962
Cisaillement	1.161×10^8	238.9	0.2169

TABLE 4.3 – Paramètres des équations de Wilshire identifiés pour les essais Arcan de traction et de cisaillement

Méthode de la tangente hyperbolique

Pour la méthode de la tangente hyperbolique, les deux constantes k et t_i sont identifiées à partir de courbes utilisant des éléments caractéristiques d'essais de fluage à chaque température étudiée. Elles sont déterminées en traçant la grandeur atanh $\left(1 - 2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture à température constante. L'identification est donc réalisée pour les essais à $20°C$ en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement, et à $50°C$ pour les essais en traction et en cisaillement. A $50°C$, les valeurs des constantes obtenues sont moins fiables car seuls deux niveaux de contrainte ont été investigués expérimentalement.

La figure 4.16 donne les droites obtenues pour les essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $20°C$ et la figure 4.17 celles obtenues pour les essais Arcan en traction et en cisaillement à $50°C$. les valeurs des paramètres déterminés à partir de ces droites sont données dans le tableau 4.4. On remarque qu'à $20°C$, les constantes de la méthode de la tangente hyperbolique dépendent de la sollicitation. De plus, elles semblent dépendre fortement de la température, en particulier pour le cisaillement. Des investigations complémentaires sont donc nécessaires pour étudier la dépendance des paramètres vis-à-vis de la température pour développer une méthode d'extrapolation prenant en compte la température.

Sollicitation	$20°C$		$50°C$	
	k	t_i $[h]$	k	t_i $[h]$
Traction	0.05387	946.2	0.09494	0.8813
Traction-cisaillement	0.1132	837.9		
Cisaillement	0.1424	3.053×10^4	0.7980	31.03

TABLE 4.4 – Paramètres de la tangente hyperbolique identifiés pour les essais Arcan de traction, de cisaillement et de traction-cisaillement à $20°C$ et $50°C$

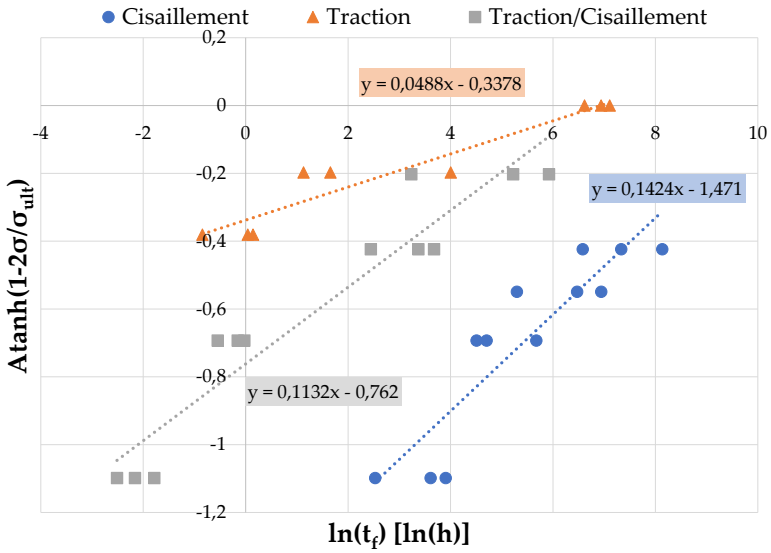


FIGURE 4.16 – atanh $\left(1-2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $20°C$

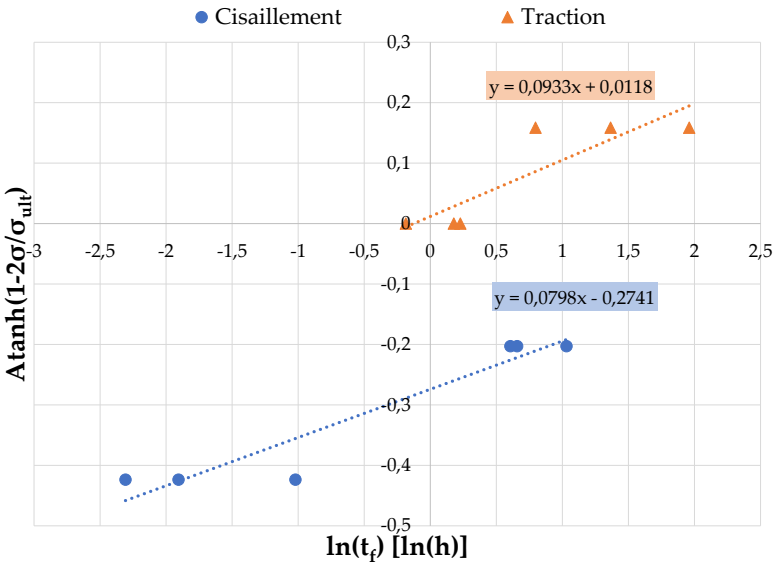


FIGURE 4.17 – atanh $\left(1-2\frac{\sigma}{\sigma_{ult}}\right)$ en fonction du logarithme du temps à rupture des essais Arcan en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement à $50°C$

4.2.3 Comparaison des méthodes d'extrapolation

Plusieurs méthodes d'extrapolation du temps à rupture en fluage ont été proposées dans le paragraphe précédent. Afin de conclure vis-à-vis de leur pertinence, il est nécessaire de les comparer selon plusieurs critères.

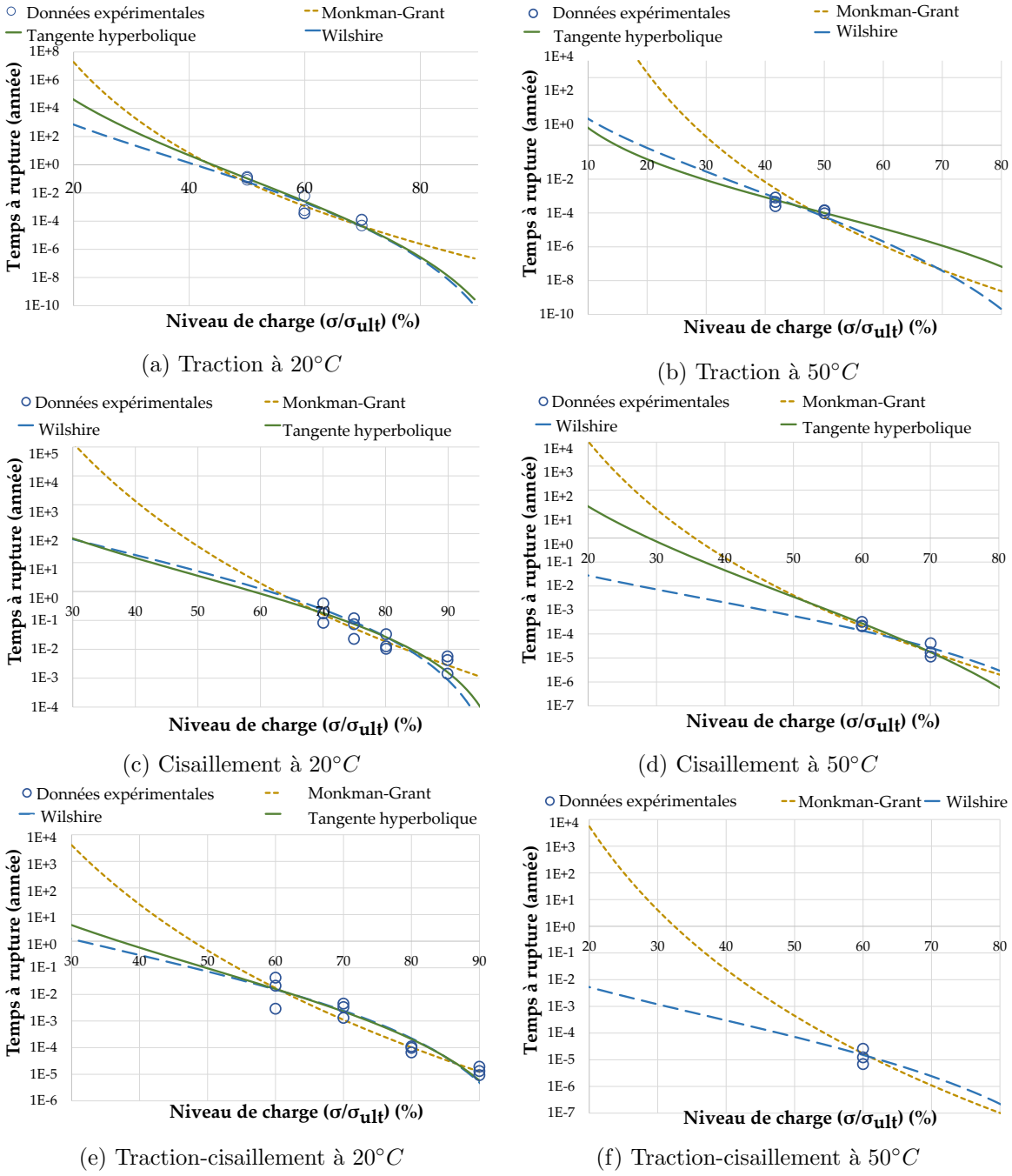
Tout d'abord, la figure 4.18 donne l'extrapolation du temps à rupture en fonction du niveau de charge à $20°C$ et $50°C$ pour la traction, le cisaillement et la traction cisaillement. Ces courbes extrapolées sont comparées aux données expérimentales des essais Arcan. Pour les trois sollicitations, les courbes sont assez proches pour les contraintes où des données expérimentales sont disponibles. Ce résultat était attendu car ce sont ces données expérimentales qui ont permis d'identifier les constantes des méthodes d'extrapolation.

Pour les contraintes en-dessous et au-delà de celles étudiées expérimentalement, les courbes s'éloignent fortement les unes des autres, sauf en cisaillement pour les courbes des méthodes de Wilshire et celle de la tangente hyperbolique. Par exemple, le tableau 4.5 donne le temps à rupture extrapolé pour les trois méthodes pour une contrainte à 35% de σ_{ult} pour chaque sollicitation. Pour les trois sollicitations, ce temps est estimé entre quelques années et quelques centaines d'années, alors que les méthodes d'extrapolation reposent sur les mêmes données expérimentales. Cet écart ne semble pas être impacté par la température. Toutefois, la méthode des équations de Wilshire et celle de la tangente hyperbolique semblent aboutir à des temps plus raisonnables.

Méthode d'extrapolation	**Temps à rupture pour une contrainte à 35% de σ_{ult} (année)**		
	Traction	***Cisaillement***	***Traction-cisaillement***
Monkman-Grant	145	7745	305
Wilshire	6.3	33	0.61
Tangente hyperbolique	35	29	1.5

TABLE 4.5 – Extrapolation du temps à rupture pour une sollicitation à 35% de σ_{ult} à $20°C$ en traction, en cisaillement et en traction-cisaillement avec les méthodes de Monkman-Grant, des équations Wilshire et de la tangente hyperbolique

Pour les niveaux de contrainte proches de la contrainte ultime, l'extrapolation du temps à rupture n'est pas très utile car ce sont des essais qui peuvent facilement être réalisés. C'est pour les contraintes faibles que l'extrapolation est un outil important. En effet, pour une application industrielle, il sera requis que l'assemblage collé ait une durabilité de plusieurs années voire dizaines d'années. Or, il n'est pas possible de réaliser des essais si longs lors d'une phase de conception.



(a) Traction à $20°C$

(b) Traction à $50°C$

(c) Cisaillement à $20°C$

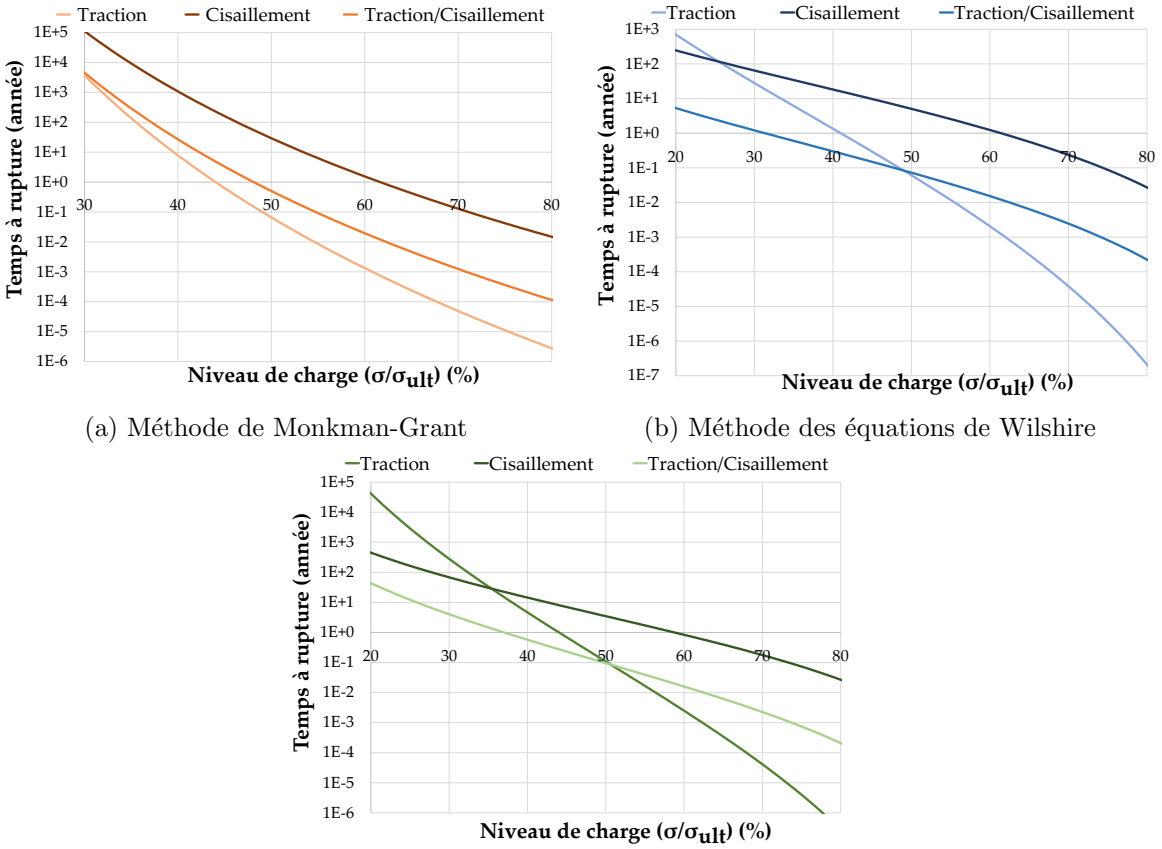
(d) Cisaillement à $50°C$

(e) Traction-cisaillement à $20°C$

(f) Traction-cisaillement à $50°C$

FIGURE 4.18 – Courbes du temps à rupture extrapolé en fonction du niveau de charge

Les graphiques de la figure 4.19 comparent l'extrapolation vis-à-vis du type de sollicitation pour une même méthode. Ils soulignent l'importance de connaître l'état de contrainte au niveau du matériau pour extrapoler correctement le temps à rupture. En effet, pour un même niveau de charge, l'écart entre les sollicitations peut être de plusieurs décades.



(a) Méthode de Monkman-Grant

(b) Méthode des équations de Wilshire

(c) Méthode de la tangente hyperbolique

FIGURE 4.19 – Comparaison du temps à rupture extrapolé vis à vis de la sollicitation à $20°C$

Pour la méthode de Monkman-Grant, on retrouve ce qui avait été observé expérimentalement, c'est-à-dire que le cisaillement a la meilleure résistance au fluage, la traction la moins bonne et la traction-cisaillement se situe entre les deux. En revanche, pour la méthode des équations de Wilshire et celle de la tangente hyperbolique, les performances en traction deviennent meilleures vis-à-vis des autres sollicitations à partir de niveau de charge en-dessous de 50% de σ_{ult}. L'évolution du temps à rupture en fonction du niveaux de charge reste cohérente avec les observations expérimentales entre les sollicitations de cisaillement et de traction-cisaillement.

Ces observations mettent en évidence la fiabilité assez faible de ces méthodes d'extrapolation à plus faible niveau de charge que ceux étudiés expérimentalement, et donc la nécessité de données expérimentales supplémentaires pour affiner ces méthodes.

4.3 Conclusions

Le comportement en fluage a été modélisé avec le modèle rhéologique de Burger uniaxial pour les essais de traction et de cisaillement. Une identification inverse analytique a été choisie à la suite d'une comparaison avec une approche numérique. Les paramètres de fluage ont été identifiés et analysés en fonction des facteurs étudiés expérimentalement. Ils dépendent de façon similaire de la contrainte et de la température : les logarithmes de η_1 et η_2 décroissent linéairement, E_2 augmente linéairement. Ces observations ont permis de développer un modèle non linéaire vis-à-vis de la contrainte et vis-à-vis de la température. Etant donné les résultats de la modélisation en traction et en cisaillement, un modèle multiaxial non linéaire isotrope a été détaillé. Ce modèle est identifié à partir de la modélisation unidirectionnelle en traction et en cisaillement et des résultats expérimentaux en traction-cisaillement.

Afin d'estimer le temps à rupture pour des niveaux de contraintes non étudiés expérimentalement, plusieurs méthodes d'extrapolation ont été présentées : Larson-Miller, Monkman-Grant, équations de Wilshire et la tangente hyperbolique. La comparaison de ces méthodes selon plusieurs critères (nombre de paramètres à identifier, méthode d'identification, prise en compte de la température, terme faisant intervenir la contrainte) a permis de conclure sur les méthodes les plus adaptées aux données expérimentales issues des investigations en lien avec cette étude en fluage.

Les constantes des méthodes de Monkman-Grant, des équations de Wilshire et de la tangente hyperbolique ont donc été identifiées à l'aide des données issues des investigations expérimentales avec les essais Arcan en fluage pour les sollicitations étudiées (traction, cisaillement et traction-cisaillement). Les résultats ont souligné une forte dépendance vis-à-vis de la sollicitation pour la plupart des paramètres. D'autre part, les relations entre certaines grandeurs caractéristiques du fluage n'ont été vérifiées que pour peu de niveaux de contraintes et de températures.

La comparaison des trois méthodes pour chaque sollicitation a mis en évidence une forte dispersion de plusieurs décades du temps à rupture pour un niveau de charge inférieur à ceux étudiés expérimentalement.

Cette étude préliminaire d'extrapolation du temps à rupture a donc montré un manque évident de données expérimentales à de faibles niveaux de charge. Cependant, pour obtenir des données, des essais de plusieurs années seraient nécessaire et ne sont donc pas réalisable lors de la phase de conception du connecteur collé vis-à-vis du fluage.

Il serait alors peut-être plus pertinent de développer des outils d'extrapolation du temps à rupture à partir d'éléments caractéristiques de début de courbes expérimentales en fluage, comme c'est le cas de la méthode de Monkman-Grant. Il ne serait alors pas nécessaire de réaliser les essais jusqu'à la rupture de l'assemblage, mais sur un temps suffisamment long pour atteindre le stade secondaire du fluage par exemple.

Par ailleurs, chaque méthode a souligné une dépendance vis-à-vis du type de sollici-

tation. Développer une contrainte équivalente, ou autre grandeur relative au niveau de charge, pourrait être intéressant pour obtenir une extrapolation indépendante de l'état de contrainte du matériau.

L'ensemble de ces résultats est à comparer avec ceux obtenus avec l'étude à l'échelle du connecteur collé. En effet, l'analyse à l'échelle du joint de colle pourrait être utile pour prédire le comportement du connecteur collé selon des situations qui seraient plus difficiles à investiguer à l'échelle du connecteur collé, et investiguer des géométries alternatives plus facilement afin de l'optimiser vis-à-vis du fluage.

Chapitre 5

Evaluation de différentes stratégies pour l'identification des propriétés en fluage de l'adhésif

Résumé

Ce chapitre est dédié à la confrontation des méthodes de dimensionnement proposées vis-à-vis du fluage. Afin de mettre en parallèle des résultats pour des sollicitations similaires, une étude du champ de contrainte pour chaque type de sollicitation avec l'essai Arcan et avec le connecteur collé sera réalisée. Ensuite, la comparaison se fera dans un premier temps en terme de comportement en fluage. Pour cela, les temps à rupture et l'évolution des déformations seront étudiés selon l'échelle d'étude, en prenant en compte le niveau de charge et la température. Dans un second temps, la comparaison des deux approches sera menée en terme de modélisation. Pour cela, les paramètres de fluage seront tout d'abord comparés pour les deux cas. Ensuite, la loi de fluage identifiée à l'aide des essais Arcan sera implémentée numériquement dans un modèle aux éléments finis du connecteur collé. Les résultats de ces simulations seront confrontés afin de valider l'approche pour dimensionner le comportement en fluage de l'assemblage collé.

Sommaire

5.1 Analyse du champ de contraintes 153
5.1.1 Modèles numériques des connecteurs collés 153
5.1.2 Modèles numériques de l'essai Arcan 155
5.1.3 Comparaison des champs de contrainte 157
5.2 Comparaison en terme de comportement en fluage 158
5.2.1 Effet du niveau de charge 158
5.2.2 Effet de la température 161
5.3 Comparaison en terme de modélisation 163
5.3.1 Paramètres de fluage de Burger en fonction du niveau de charge . 163

5.3.2 Implémentation du modèle identifié à l'échelle Arcan dans le modèle éléments finis des connecteurs 165
5.4 Conclusion 166
5.5 Perspectives 168

5.1 Analyse du champ de contraintes

Afin de comparer les résultats obtenus des investigations à l'échelle du joint de colle et à celle du connecteur collé, il est nécessaire de connaître le champ de contrainte dans la couche d'adhésif pour chacun des cas. En effet, les similitudes ou différences entre les deux échelles ne seront pertinentes que si la comparaison est faite pour des états de contraintes similaires. Les champs de contrainte seront obtenus à partir de simulations numériques, où le comportement de l'adhésif est considéré élastique, linéaire et isotrope. Ces simulations numériques sont réalisées à partir d'un modèle aux éléments finis pour chaque essai réalisé avec le logiciel Abaqus.

5.1.1 Modèles numériques des connecteurs collés

Le comportement en fluage des connecteurs collés a été étudié en les sollicitant en traction et en cisaillement. Cette étude a été détaillée dans le chapitre 2.

Pour la traction, le modèle numérique est le même que celui utilisé dans ce chapitre (figure 2.22) où l'essai de traction est représenté par un modèle 2D axisymétrique. Les contraintes sont extraites le long de la couche d'adhésif, selon la direction 1 sur les nœuds au centre de la couche. L'étude du champ de contrainte avait souligné un état uniaxial, où l'ensemble des contraintes étaient négligeables devant la contrainte normale selon la direction 2 (figure 2.24b). De plus, cette contrainte était maximale et homogène sur la partie centrale de l'adhésif.

Pour le cas du cisaillement, un modèle numérique avait été développé dans l'étude de Djeumen et al. [DCC+20]. Pour cette sollicitation, le chargement n'est pas axisymétrique. Un modèle 3D est donc nécessaire. Le modèle est illustré sur la figure 5.1. L'essai comporte une symétrie selon l'axe 3. Comme pour l'essai de traction, la tige du connecteur n'est pas représentée et l'effort est appliqué sur le haut du connecteur. Le déplacement selon l'axe 2 de la face inférieure de la plaque est bloqué. La plaque est encastrée aux points où celle-ci était fixée au bâti de fluage selon le dispositif expérimental. La figure 5.2 présente plus précisément le connecteur et la couche d'adhésif. Les contraintes étudiées sont extraites le long de la couche d'adhésif, selon la direction 1 sur les nœuds au centre de la couche. La figure 5.3 présente l'état de contrainte obtenu au centre de la couche d'adhésif lorsque le connecteur est sollicité en cisaillement. La contrainte de cisaillement S_{12} suit un profil similaire à la contrainte normale S_{22} pour l'essai de traction : elle est maximale et homogène au centre de l'assemblage. Toutefois, la contrainte normale S_{22} n'est dans ce cas pas négligeable. L'état de contrainte de la couche d'adhésif ne correspond donc pas à celui d'un cisaillement pur : une composante de compression est présente pour une moitié de l'assemblage ; une composante de traction est présente pour l'autre moitié. De plus, la contrainte normale ne présente pas de section homogène.

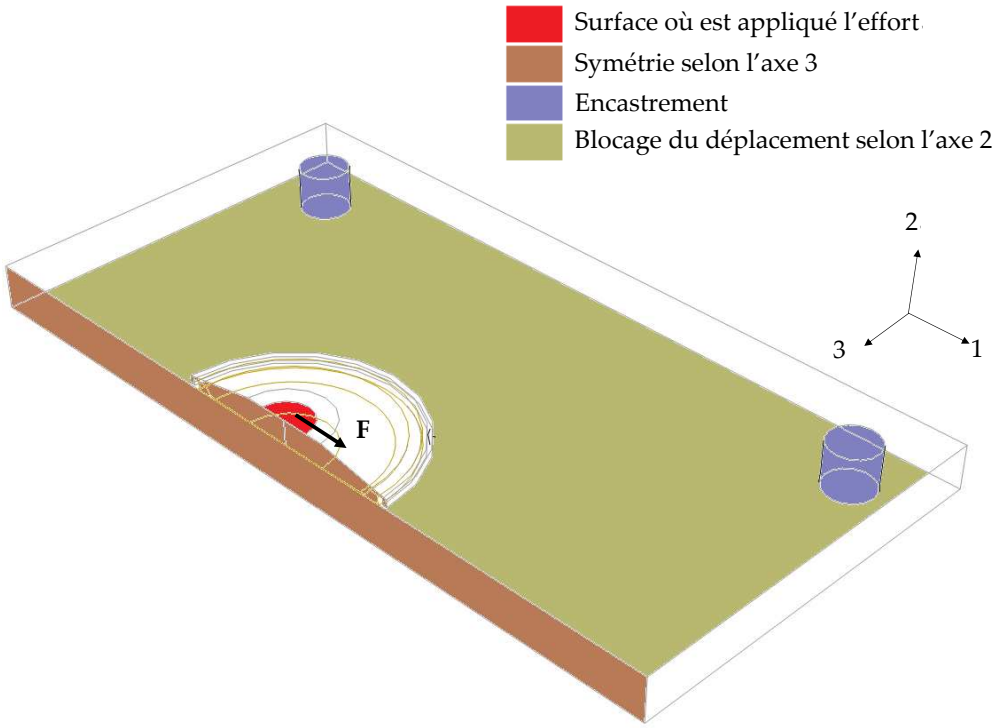


FIGURE 5.1 – Schéma du modèle numérique du connecteur collé sollicité en cisaillement

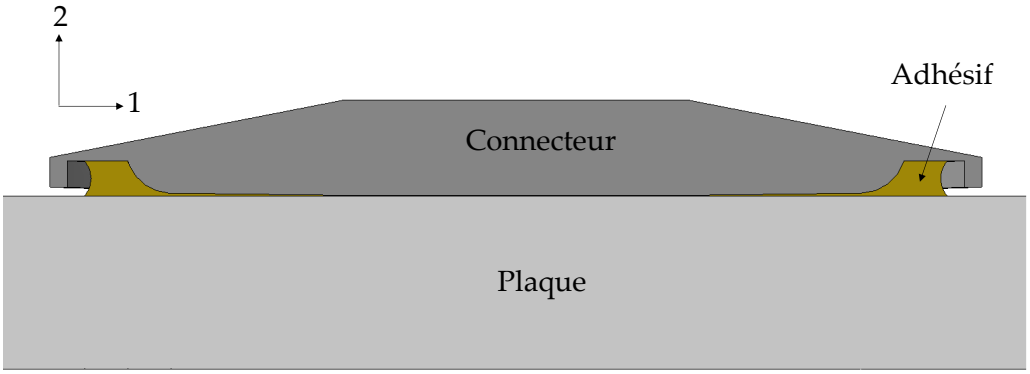


FIGURE 5.2 – Zoom du modèle numérique du connecteur collé en cisaillement sur la couche d'adhésif

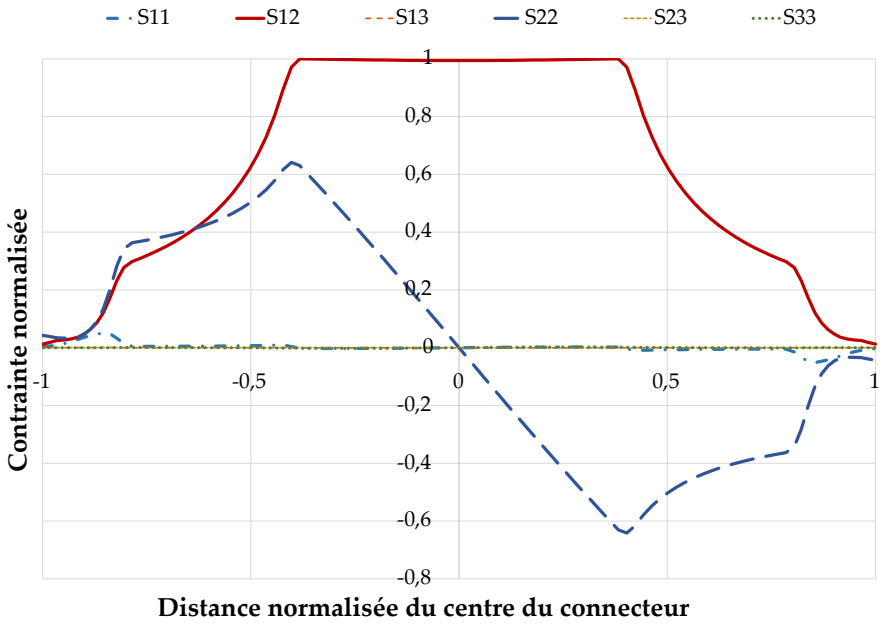


FIGURE 5.3 – Etat de contrainte au centre de la couche d'adhésif lors d'un essai de fluage sur connecteur collé sollicité en cisaillement

5.1.2 Modèles numériques de l'essai Arcan

A l'échelle du joint de colle, le fluage a été étudié en traction, en cisaillement, et en traction-cisaillement. La modélisation numérique des essais Arcan est la même que celle utilisée dans le chapitre 4.

Pour la traction, le modèle numérique est le même que celui utilisé dans le chapitre 4 (figure 4.1). La figure 5.6a présente l'état de contrainte au centre de la couche d'adhésif pour cet essai. Les contraintes sont extraites le long de la couche d'adhésif, selon la direction 1 sur les nœuds au centre de la couche, donc sur l'axe de symétrie 2. On remarque que les contraintes S_{11} et S_{12} sont négligeables par rapport à la contrainte S_{22} dans la direction de la sollicitation. De plus, la contrainte S_{22} est maximale et homogène au centre.

Pour le cisaillement, il n'existe pas de symétrie simplifiant le modèle. Le modèle utilisé est schématisé sur la figure 5.4. La face inférieure des becs est encastrée. L'effort est appliqué sur la face supérieure, et le déplacement selon la direction 2 et la rotation sont bloqués. La figure 5.6b présente l'état de contrainte au centre de la couche d'adhésif pour cet essai. Les contraintes sont extraites le long de la couche d'adhésif, selon la direction 1 sur les nœuds au centre de la couche, donc sur l'axe de symétrie 2. On remarque que les contraintes normales S_{11} et S_{22} sont négligeables par rapport à la contrainte de cisaillement S_{12} dans la direction de la sollicitation. De plus, la contrainte de cisaillement S_{12} est maximale et homogène au centre.

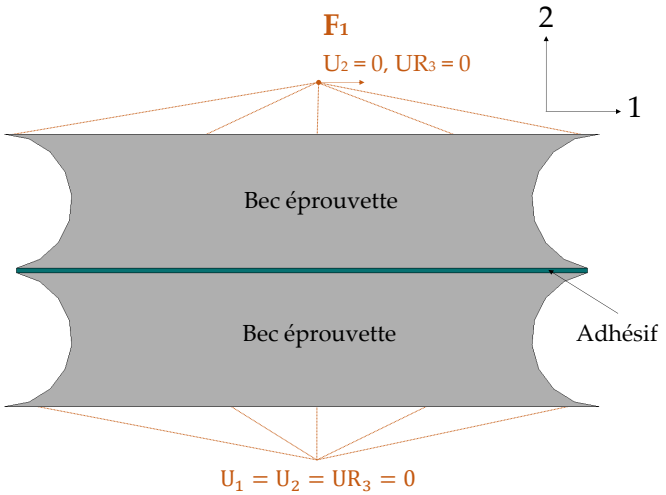


FIGURE 5.4 – Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en cisaillement

Pour la traction-cisaillement, le modèle utilisé est le même que celui du cisaillement avec des conditions limites différentes. Le modèle utilisé est schématisé sur la figure 5.5. La face inférieure des becs est encastrée. L'effort est appliqué sur la face supérieure selon les directions 1 et 2, et la rotation UR3 est bloquée. La figure 5.6c présente l'état de contrainte au centre de la couche d'adhésif pour cet essai. Les contraintes sont extraites le long de la couche d'adhésif, selon la direction 1 sur les nœuds au centre de la couche, donc sur l'axe de symétrie 2. On remarque qu'aucune contrainte n'est négligeable. En effet, avec l'hypothèse d'un matériau élastique, linéaire et isotrope, $S_{11} = \nu S_{22} = \nu S_{12}$. D'autre part, chaque contrainte est constante et homogène au centre.

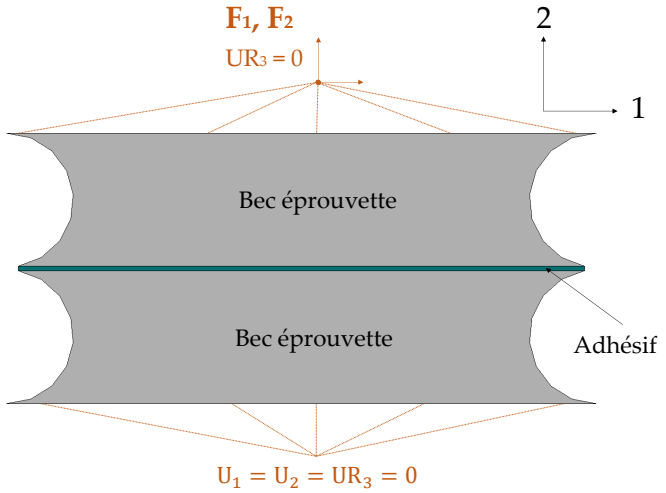
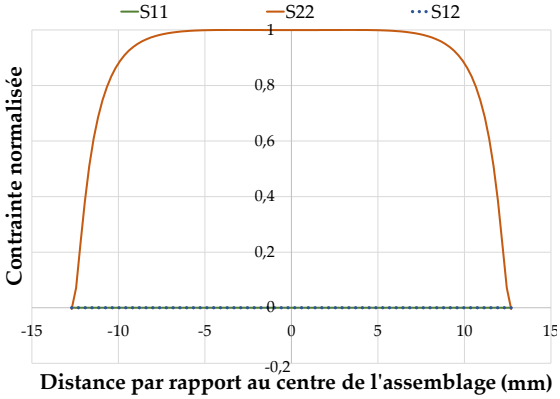
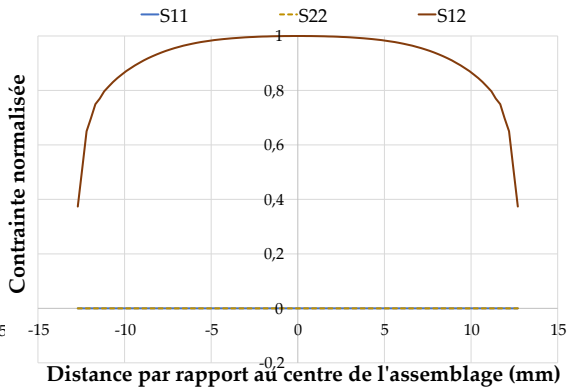


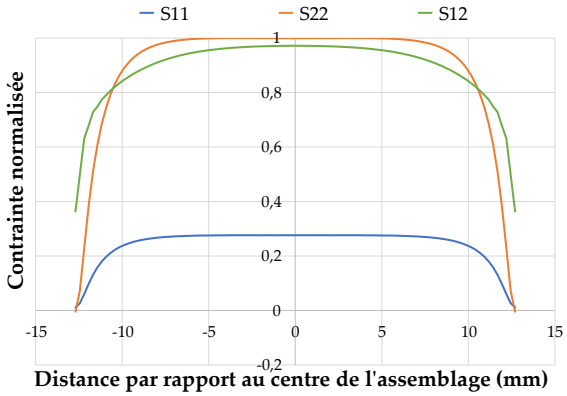
FIGURE 5.5 – Schéma du modèle 2D représentant l'essai Arcan en fluage en traction-cisaillement



(a) Etat de contrainte au centre de la couche d'adhésif lors d'un essai Arcan de fluage en traction



(b) Etat de contrainte au centre de la couche d'adhésif lors d'un essai Arcan de fluage en cisaillement



(c) Etat de contrainte au centre de la couche d'adhésif lors d'un essai Arcan de fluage en traction-cisaillement

FIGURE 5.6 – Champs de contrainte lors d'un essai Arcan

5.1.3 Comparaison des champs de contrainte

L'état de contrainte de chaque essai aux deux échelles est présenté sur la figure 5.7. Afin que la comparaison ne dépende pas de l'effort appliqué, les valeurs de contraintes de von Mises et de pression hydrostatique ont été normalisées par rapport à la contrainte de von Mises maximale de l'essai étudié. Le graphique de la figure 5.7 donne l'état de contrainte pour l'ensemble des essais Arcan et ceux sur les connecteurs collés dans le plan de la contrainte de von Mises en fonction de la pression hydrostatique.

Les résultats vis-à-vis des essais Arcan étaient prévisibles : l'essai de cisaillement correspond à une droite verticale (la pression hydrostatique est nulle) ; l'essai de traction correspond à une droite à 45° ; l'essai de traction-cisaillement peut être approximé par une droite à mi-distance entre les deux autres sollicitations. Cette droite présente néanmoins une rupture de pente, qui correspond au niveau de contrainte plus faible sur les bords.

Pour les essais effectués avec les connecteurs collés en traction, la courbe est superposée à la droite de l'essai Arcan en traction. La couche d'adhésif est donc bien dans un état de traction, comme cela avait été montré dans l'étude numérique de cet essai dans le chapitre 2. Pour les essais où le connecteur collé est sollicité en cisaillement, l'état de contrainte est plus complexe. Tout d'abord, la courbe de la contrainte de von Mises en fonction de la pression hydrostatique correspond davantage à l'état de contrainte de traction-cisaillement pour une partie de la couche d'adhésif, et en compression-cisaillement pour l'autre moitié du connecteur. Seuls quelques points au centre de l'assemblage sont réellement en cisaillement pur.

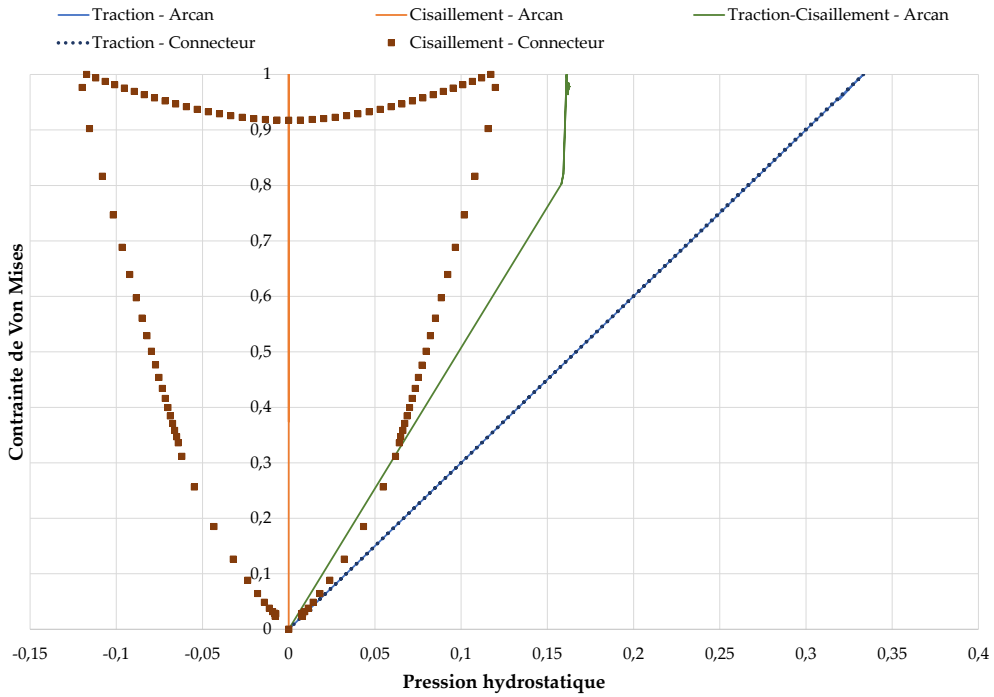


FIGURE 5.7 – Champs de contrainte dans le plan contrainte de von Mises / pression hydrostatique pour l'ensemble des sollicitations testées sur connecteur et avec l'essai Arcan

5.2 Comparaison en terme de comportement en fluage

5.2.1 Effet du niveau de charge

La comparaison entre les deux échelles d'assemblage du comportement en fluage est d'abord effectuée vis-à-vis du temps à rupture en fonction du niveau de charge à $20°C$. Le niveau de charge est défini comme le ratio entre l'effort appliqué pendant l'essai et l'effort ultime évalué lors des essais statiques. Le niveau de charge est exprimé en pourcentage. Il a été choisi d'effectuer la comparaison vis-à-vis de cette grandeur plutôt que par rapport à une

contrainte, car les contraintes pour les connecteurs sont issues de simulations numériques, et dépendent donc des hypothèses faites vis-à-vis du comportement du matériau.

La figure 5.8 compare l'ensemble des essais effectués en fonction du niveau de charge pour les deux échelles d'étude. L'analyse des résultats expérimentaux des essais Arcan dans le chapitre 3 avait déjà souligné qu'un état de contrainte en cisaillement dans la couche d'adhésif permettait d'obtenir les meilleures performances en fluage en terme de temps à rupture. Pour l'étude sur les connecteurs collés en traction, les temps à rupture en traction sont semblables à ceux des essais Arcan à la dispersion près. En revanche, lorsque le connecteur est sollicité en cisaillement, les performances en fluage sont les moins bonnes. Plusieurs phénomènes pourraient expliquer ce résultat. Tout d'abord, près de la moitié de la couche d'adhésif subit une sollicitation de compression-cisaillement et cette sollicitation n'a pas été étudiée avec l'essai Arcan. D'autre part, le champ de contrainte dans la couche d'adhésif du connecteur sollicité en cisaillement présente deux points de concentration de contraintes (figure 5.3) vis-à-vis de la contrainte normale S_{22}. Or, l'étude expérimentale avec l'essai Arcan a mis en évidence que pour un mode de chargement mixte, en traction-cisaillement, c'est le comportement en traction qui pilotait le comportement global : l'élongation normale atteignait les mêmes niveaux que celle pour les essais de traction, alors que l'élongation tangente restaient bien inférieure à celle des essais de cisaillement. La comparaison en terme de temps à rupture en fonction de la contrainte normale maximale dans la couche d'adhésif serait peut-être plus pertinente pour le dimensionnement vis-à-vis du fluage.

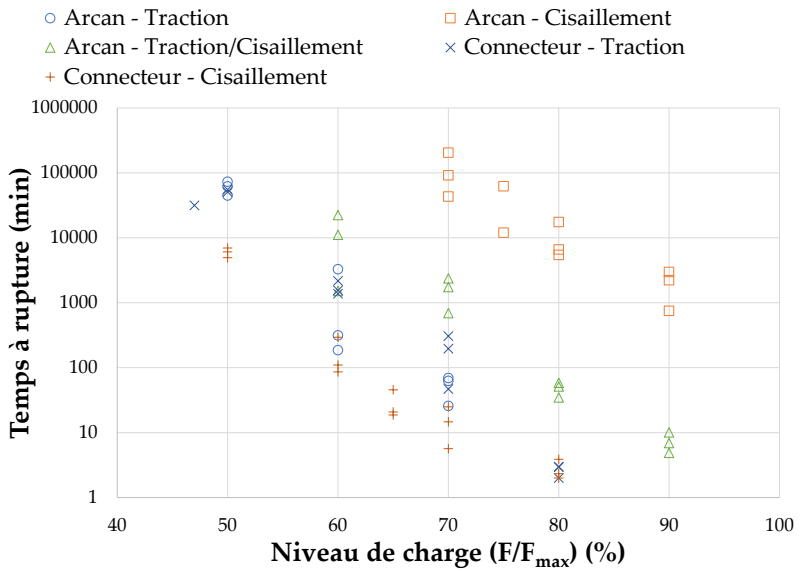


FIGURE 5.8 – Temps à rupture en fonction du niveau de charge des essais de fluage à l'échelle du joint de colle et celle du connecteur

La figure 5.9 compare les déformations de fluage à chaque niveau de charge en traction à 20°C pour les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés. Bien qu'elles soient du même ordre de grandeur pour les deux échelles, ce graphique souligne l'écart significatif de la déformation de fluage pour les connecteurs collés avec celle des essais Arcan.

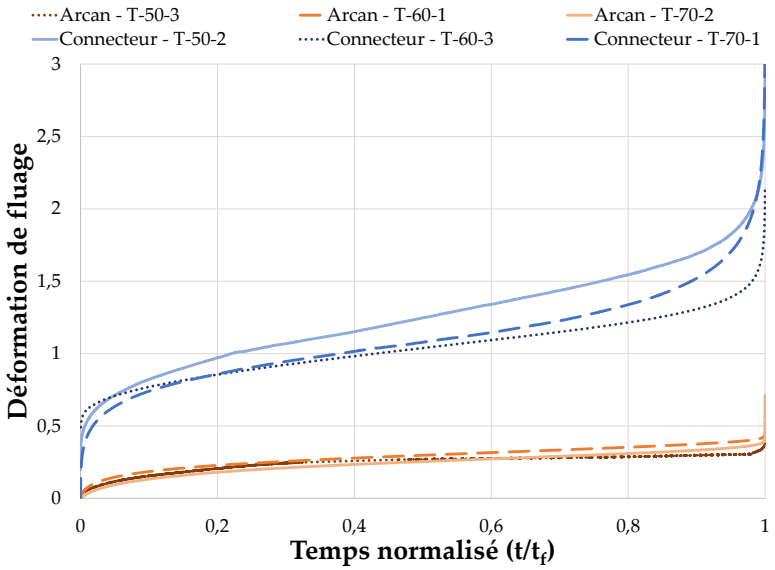


FIGURE 5.9 – Déformation de fluage à 50%, 60% et 70% de $Fmax$ des essais Arcan et sur connecteurs collés en fluage en traction à $20°C$

Il est important de noter que pour le connecteur collé, l'épaisseur d'adhésif n'est pas homogène le long du connecteur. De plus, l'épaisseur minimale d'adhésif pour le connecteur est inférieure à l'épaisseur pour les essais Arcan. Or, dans le paragraphe 3.3.3, l'analyse de la déformation de fluage en fonction de l'épaisseur de la couche d'adhésif avait montré que la déformation était plus faible lorsque l'épaisseur augmentait, ce qui est cohérent avec ce qui est observé ici entre les essais sur connecteurs et les essais Arcan. Par ailleurs, une épaisseur d'adhésif plus importante peut être corrélée à une présence de défauts plus importante dans celle-ci, ce qui induirait de moins bonnes performances pour l'assemblage collé. L'influence de l'interphase est aussi plus importante lorsque l'épaisseur d'adhésif est plus faible. Ainsi, sa contribution pourrait être plus significative dans le cas des essais avec connecteurs collés et induire une différence de déformation avec les essais Arcan.

D'autre part, pour les connecteurs, la mesure du déplacement a été effectuée au bord des connecteurs. Pour les essais Arcan, l'analyse des déplacements avec la mesure par corrélation d'image avait mis en évidence que le déplacement était bien homogène le long de la surface collée. Cependant, cet aspect n'a pas été vérifié pour les connecteurs collés.

La figure 5.10 détaille les déformations de fluage à chaque niveau de charge à $20°C$ en traction-cisaillement pour les essais Arcan et en cisaillement sur connecteurs collés. La comparaison est réalisée avec les essais Arcan en traction-cisaillement et non en cisaillement car le graphique de la figure 5.7 avait souligné que la couche d'adhésif du connecteur collé sollicité en cisaillement avait un état de contrainte plus proche de celle d'un essai Arcan sollicité en traction-cisaillement qu'en cisaillement.

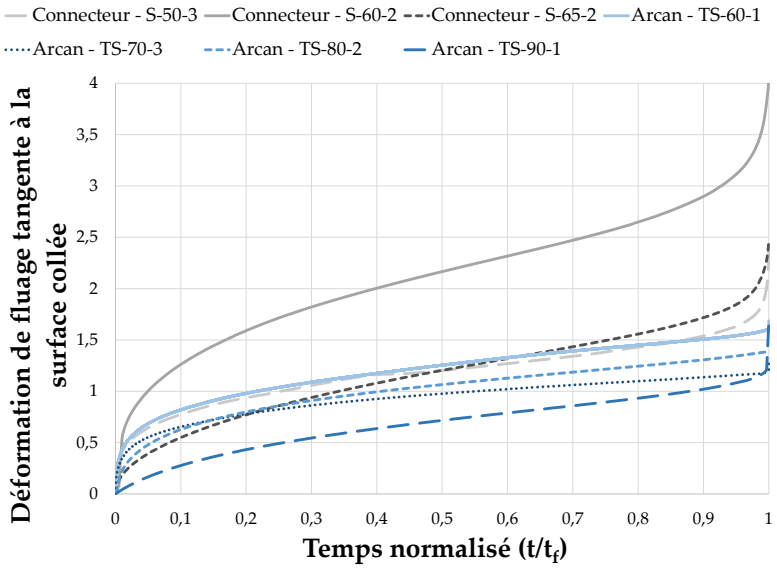


FIGURE 5.10 – Déformation de fluage tangente à la surface collée de 60% à 90% de F_{max} des essais Arcan en traction-cisaillement et à 50%, 60% et 65% de F_{max} des essais sur connecteurs collés en cisaillement en fluage à $20°C$

Pour cette sollicitation, un écart est observé entre les deux échelles d'assemblages collés. Néanmoins, il est nettement inférieur à celui constaté en traction, et les déformations restent du même ordre de grandeur pour les deux échelles. Cette conclusion doit être nuancée car les niveaux de charge étudiés avec l'essai Arcan sont supérieurs à ceux étudiés sur les connecteurs collés.

5.2.2 Effet de la température

La comparaison des performances en fluage vis-à-vis de la température entre les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés n'est réalisée que pour le cas de la traction, car cet aspect n'a pas été étudié pour les connecteurs collés sollicités en cisaillement.

La figure 5.11 compare les temps à rupture obtenus avec les essais de traction en fluage à 50% de F_{max} à $50°C$ avec les essais Arcan et les essais sur connecteurs collés. A $20°C$, on retrouve les mêmes résultats que sur le graphique de la figure 5.8, c'est-à-dire une bonne corrélation entre les deux échelles étudiées. Cependant, un écart de près d'une décade est constaté pour les essais à $50°C$. Cet écart pourrait venir d'une importante dispersion des résultats, ou un effet d'échelle. Davantage d'investigations à plusieurs températures et niveaux de charge avec l'essai Arcan et les connecteurs seraient nécessaires pour conclure plus précisément sur ces résultats.

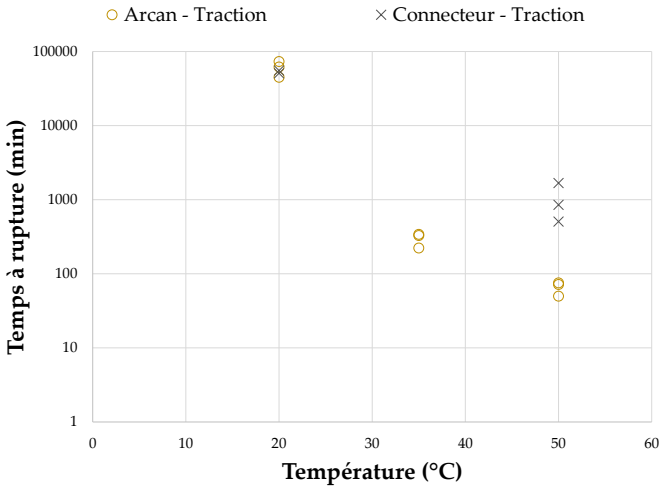


FIGURE 5.11 – Temps à rupture en fonction de la température des essais à 50% de F_{max} en traction des essais Arcan et ceux sur connecteurs

La figure 5.12 compare les déformations de fluage obtenues à $20°C$ et $50°C$ à 50% de F_{max} en traction pour les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés. Ce graphique souligne l'écart significatif de la déformation de fluage pour les connecteurs collés avec celle des essais Arcan. Cet écart est similaire à celui observé à $20°C$. Les phénomènes pouvant expliquer ces différences sont donc certainement les mêmes et ils ne semblent pas être influencés par la température.

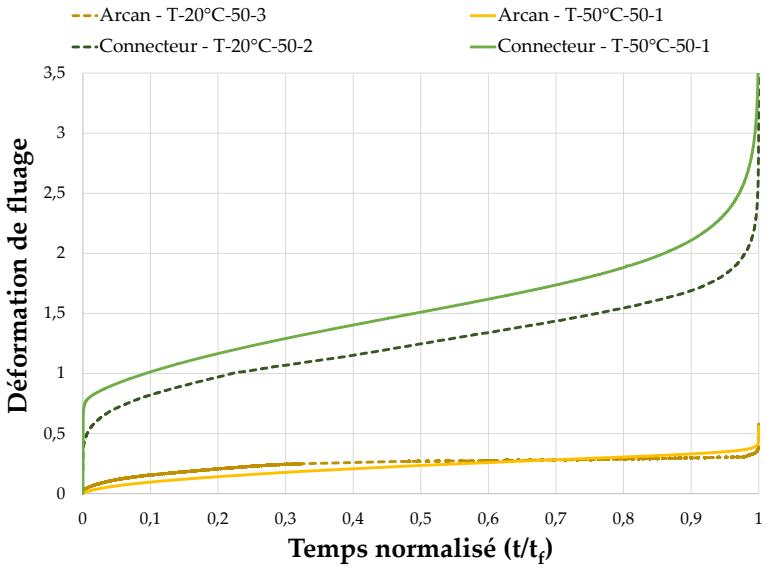


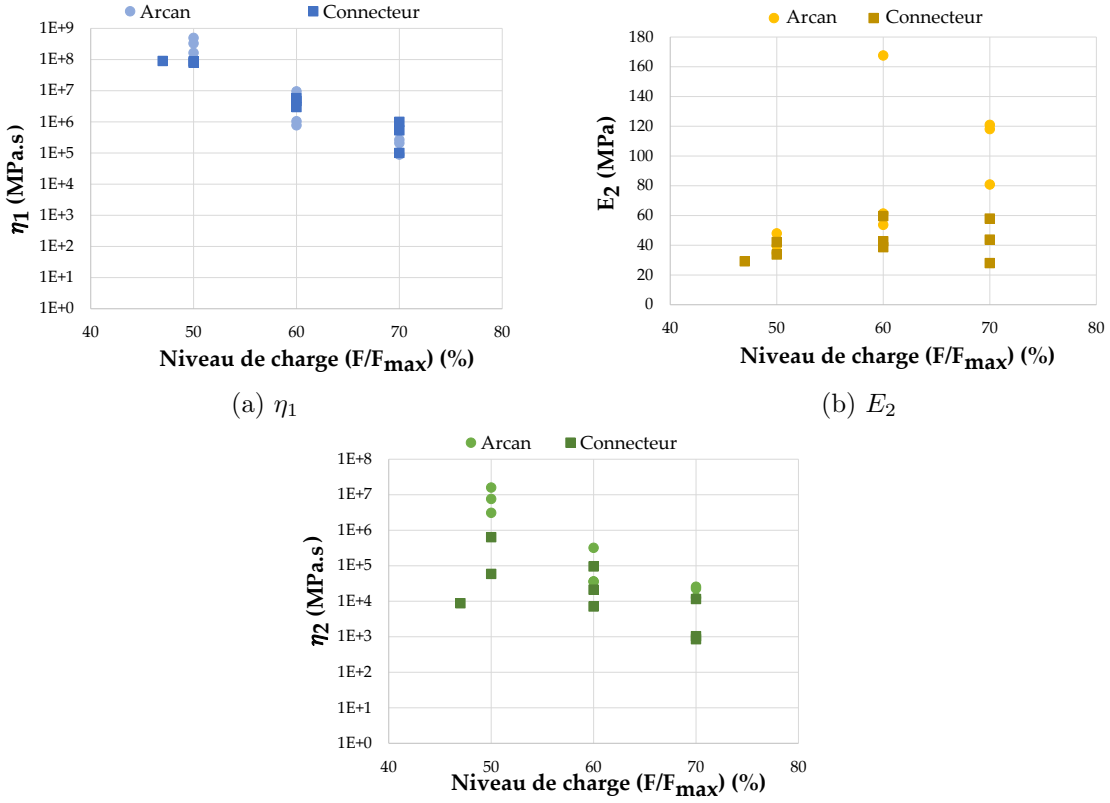
FIGURE 5.12 – Déformation de fluage à 50% de F_{max} des essais Arcan et sur connecteurs collés en fluage en traction à $20°C$ et à $50°C$

5.3 Comparaison en terme de modélisation

Le comportement en fluage de l'assemblage collé a été modélisé par deux approches : une à partir des essais sur connecteurs collés en traction, l'autre à partir des essais Arcan. Les deux approches utilisent le modèle de fluage de Burger. La pertinence de chaque méthode de modélisation est analysée de deux façons. La première consiste à comparer les valeurs des paramètres pour chacune des identifications. Pour la seconde, le modèle identifié à partir des essais Arcan est implémenté dans le modèle numérique de l'essai de connecteur collé en traction, puis la courbe de déplacement obtenue numériquement est comparée aux courbes expérimentales des essais de connecteurs collés en traction.

5.3.1 Paramètres de fluage de Burger en fonction du niveau de charge

La figure 5.13 compare les trois paramètres η_1, E_2 et η_2 du modèle de Burger identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés à $20°C$.



(a) η_1

(b) E_2

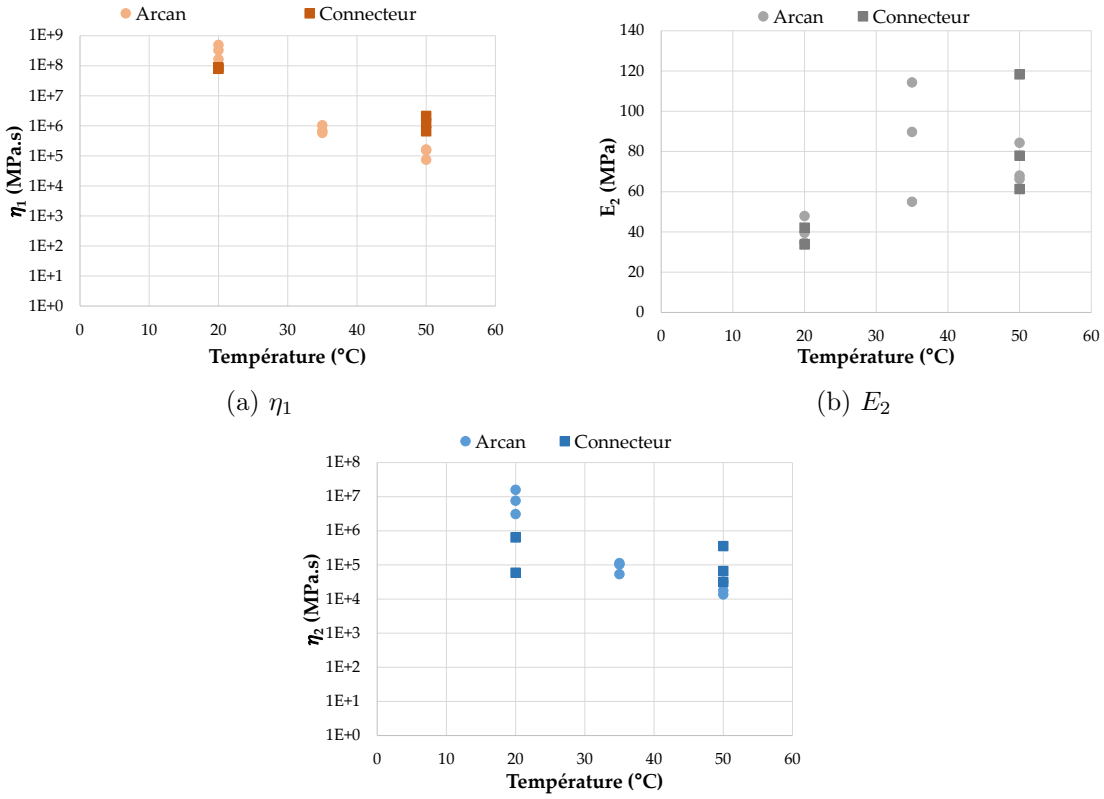
(c) η_2

FIGURE 5.13 – Comparaison des paramètres de fluage en fonction du niveau de charge identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés

Les valeurs obtenues pour η_1 avec les essais aux deux échelles sont assez proches. Au regard du graphique de la figure 5.9, ce résultat peut toutefois paraître inattendu. Pour le paramètre E_2, les valeurs issues des essais sur connecteurs collés sont plus faibles pour les

essais Arcan, en particulier pour les niveaux de charge étudiés les plus élevés. Ce résultat est cohérent avec la comparaison des déformations de la figure 5.9 où l'ordonnée à l'origine de la droite caractéristique du stade secondaire des essais Arcan est nettement plus faible que celle pour les essais sur connecteurs collés. Les valeurs de η_2 des connecteurs collés sont elles aussi inférieures à celles issues des essais Arcan, de près d'une décade pour certains niveaux de charge. Néanmoins, ce paramètre n'influe que sur le stade primaire du fluage.

La figure 5.14 compare les trois paramètres η_1, E_2 et η_2 du modèle de Burger identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés à $50°C$. Les écarts des paramètres du modèle de Burger entre les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés sont plus importants à haute température. Les paramètres η_1 et η_2 sont supérieurs pour les essais sur connecteurs collés de près d'une décade, alors que le contraire était observé pour les données des essais à $20°C$. Pour E_2, l'écart est moins important à $50°C$ qu'il ne l'était à $20°C$. Néanmoins, il serait intéressant d'étudier d'autres niveaux de charge et d'autres températures pour vérifier ou infirmer cette observation. En effet, seul un niveau de charge a été étudié pour deux températures.



(a) η_1 (b) E_2

(c) η_2

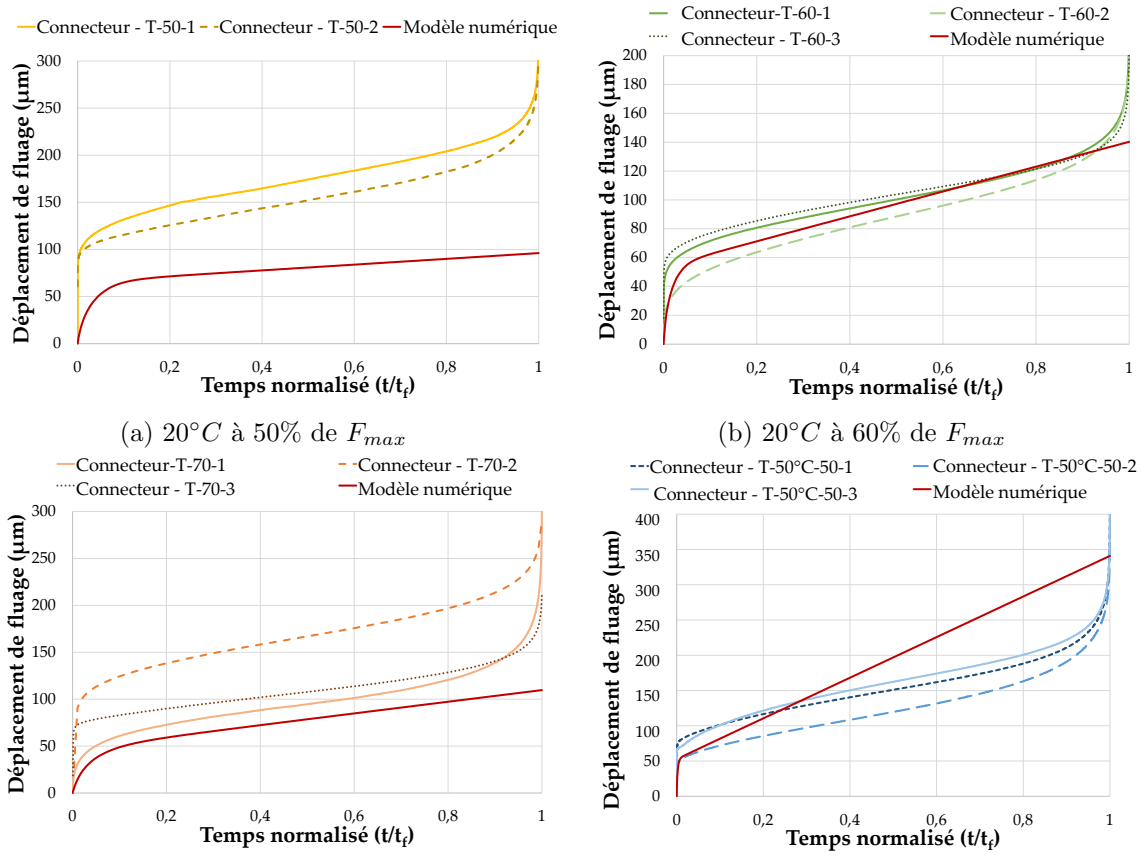
FIGURE 5.14 – Comparaison des paramètres de fluage en fonction de la température identifiés à partir des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés

5.3.2 Implémentation du modèle identifié à l'échelle Arcan dans le modèle éléments finis des connecteurs

Un des objectifs des investigations expérimentales sur les essais Arcan et de leur modélisation était d'obtenir un modèle prenant en compte les paramètres les plus influents sur le comportement en fluage et indépendant de la géométrie de l'assemblage collé. Afin de vérifier si le modèle de fluage des essais Arcan permet de répondre à ce critère, il a été implémenté dans le modèle aux éléments finis du connecteur collé pour le cas de la traction.

La figure 5.15 compare les courbes des déplacements normaux en fonction du temps obtenues avec les simulations numériques avec celles issues des données expérimentales pour l'ensemble des niveaux de charge et températures étudiés expérimentalement. Pour les essais à $20°C$, le déplacement de fluage obtenu est inférieur à ceux obtenus expérimentalement, hormis pour le niveau de charge à 60% de F_{max}. Cet écart souligne la sensibilité du modèle de Burger aux paramètres η_1 et E_2. Pour la courbe numérique à $50°C$ à 50% de F_{max}, le déplacement en fluage est supérieur à celui obtenu expérimentalement durant le stade secondaire du fluage. En effet, la vitesse de fluage numérique est nettement supérieure à celle obtenue expérimentalement, ce qui est cohérent avec l'écart constaté pour le paramètre η_1 lors de la comparaison avec les essais Arcan (figure 5.14a).

D'autre part, la loi de fluage a été implémentée sur Abaqus à l'aide d'une subroutine CREEP. Or, cette subroutine ne permet de modéliser que du fluage uniaxial. Néanmoins, le paragraphe 4.1.2 a mis en relief le caractère non linéaire isotrope du comportement en fluage de l'assemblage collé. Ce comportement a été décrit avec la complaisance de fluage correspondant à un tenseur d'ordre 4 et donc un modèle multiaxial. Pour l'implémenter dans Abaqus, il serait nécessaire de passer par une UMAT. L'écriture de cette UMAT n'a pas été effectuée pendant la thèse.



(a) 20°C à 50% de F_{max}

(b) 20°C à 60% de F_{max}

(c) 20°C à 70% de F_{max}

(d) 50°C à 50% de F_{max}

FIGURE 5.15 – Comparaison du modèle numérique identifié à partir des essais Arcan avec les courbes expérimentales des essais de traction sur connecteurs collés

5.4 Conclusion

Dans ce chapitre, les deux stratégies de dimensionnement vis-à-vis du comportement en fluage de l'assemblage collé ont été confrontées. La première stratégie présentée dans le chapitre 2 utilise des investigations expérimentales effectuées sur le produit industriel à échelle une, le connecteur collé. La seconde approche, plus classique, caractérise le comportement par une étude expérimentale à l'échelle d'une éprouvette classique.

Afin de comparer des résultats pour des états de contraintes similaires dans l'adhésif, le champ de contrainte pour chaque sollicitation pour les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés a été analysé. Cette analyse a mis en évidence que pour le connecteur sollicité en cisaillement, la couche d'adhésif est à moitié en traction-cisaillement, et l'autre en compression-cisaillement. Or, l'étude avec les essais Arcan n'a pas été réalisée pour le cas de la compression-cisaillement, ce qui pourrait induire des écarts vis-à-vis des prédictions issues de modélisation des essais Arcan. Par ailleurs, ces champs de contraintes ont été ob-

tenus numériquement, où le comportement de l'adhésif a été supposé élastique et linéaire. Or, les études expérimentales en quasi statiques avec les essais Arcan et sur les connecteurs collés ont souligné un comportement de l'adhésif non linéaire. Cette non linéarité pourrait avoir des conséquences significatives sur les champs de contraintes, en particulier pour le cas des connecteurs collés.

En terme de temps à rupture, les résultats des essais de traction sur connecteurs collés et des essais Arcan sont similaires. En revanche, les connecteurs sollicités en cisaillement ont présenté les temps à rupture les plus faibles vis-à-vis du niveau de charge. Les résultats pour les essais Arcan avaient pourtant montré que le cisaillement permettait d'obtenir les meilleures performances en fluage, et que la traction-cisaillement était située entre la traction et le cisaillement. Plusieurs explications peuvent être avancées. Tout d'abord, la moitié de la couche d'adhésif du connecteur sollicité en cisaillement subit un état de contrainte de compression-cisaillement. D'autre part, la contrainte normale dans l'adhésif présente des concentrations de contrainte. Or, les investigations expérimentales avec l'essai Arcan ont souligné que le comportement global du fluage semble être piloté par le comportement dans la direction normale à la surface collée. Il est peut-être plus pertinent de dimensionner vis-à-vis du fluage par rapport à la contrainte normale à la surface collée plutôt que par le niveau de chargement. Pour les essais à hautes températures, l'écart entre les temps à rupture était plus important. Cet écart peut s'expliquer par une importante dispersion des résultats, ou un effet d'échelle. Davantage d'investigations à plusieurs températures et niveaux de charge avec l'essai Arcan et les connecteurs seraient nécessaires pour conclure plus précisément sur ces résultats.

En terme de déformation de fluage, un écart significatif a été observé entre les courbes des essais Arcan et celles des essais sur connecteurs collés, même si elles restent du même ordre de grandeur. Cette différence a été expliquée par plusieurs phénomènes. Tout d'abord, l'épaisseur d'adhésif n'est pas homogène pour les connecteurs contrairement aux éprouvettes des essais Arcan. De plus, l'épaisseur minimale d'adhésif pour les connecteurs est plus faible que celle des essais Arcan. L'étude de l'influence de l'épaisseur sur le comportement en fluage avec les essais Arcan avait montré une différence significative sur la déformation vis-à-vis de ce paramètre. D'autre part, pour les connecteurs, la mesure du déplacement a été effectuée au bord des connecteurs, alors que pour les essais Arcan, le déplacement était bien homogène le long de la surface collée, ce qui n'a pas été vérifié pour les connecteurs collés.

La comparaison des paramètres de fluage a été effectuée uniquement pour le cas de la traction. Les résultats sont en adéquation avec ceux de la comparaison des courbes de déformation de fluage. En effet, la déformation est beaucoup plus faible pour les essais Arcan ce qui est cohérent avec un paramètre E_2 plus faible par rapport aux essais sur connecteurs collés. Les valeurs de η_1 sont assez proches pour les deux approches, ce qui traduit une vitesse de fluage et des temps à rupture similaires pour les deux échelles. La modélisation du comportement en fluage des essais Arcan a ensuite été implémentée dans le modèle numérique du connecteur collé sollicité en traction. La comparaison des courbes expérimentales avec celles issues des simulations numériques a souligné des écarts importants.

Chaque échelle dispose de son protocole de collage spécifique. Pour le connecteur collé, la procédure est automatisée, elle est contrôlée et répétable. Cette procédure fait migrer les bulles présentes dans la couche d'adhésif au bord de la surface collée. Pour l'essai Arcan, l'éprouvette est collée manuellement et la qualité du collage peut dépendre de l'utilisateur qui l'effectue. La colle est appliquée à l'aide d'une spatule, ce qui permet une répartition de la colle sur l'ensemble de la surface et diminue la proportion de bulles ainsi que leur taille.

Le dispositif expérimental de fluage est particulier à chaque éprouvette. Pour le connecteur collé, les moyens d'essais doivent pouvoir appliquer des efforts importants. Le connecteur collé sur la plaque métallique pèse plusieurs kilogrammes. Les résultats expérimentaux pourraient dépendre de la géométrie du connecteur et la mesure des déplacements est éloignée de la couche d'adhésif. Pour l'essai Arcan, le dispositif expérimental est assez simple et doit avoir des capacités de quelques kilonewtons. Par rapport à celui pour les connecteurs collés, il est relativement facile d'en disposer de plusieurs et donc d'augmenter le nombre d'essais sur une même durée. La mesure des déplacements est locale et l'état de contrainte plus homogène. Cependant, des phénomènes présents pour les connecteurs dus à un effet d'échelle peuvent ne pas être pris en compte.

5.5 Perspectives

L'ensemble des écarts observés entre les deux approches ne signifie pas que le dimensionnement issu des essais Arcan ne permet pas celui des connecteurs collés.

Tout d'abord, un modèle élastique a été utilisé pour décrire le comportement quasi statique de l'adhésif sur Abaqus pour les essais Arcan et pour les connecteurs collés. Or, les investigations expérimentales en chargement quasi statiques ont souligné un comportement non linéaire pour les deux échelles. Le comportement en fluage dépend fortement de l'état de contrainte, que ce soit en terme de temps à rupture, ou les paramètres de modélisation. Déterminer un modèle quasi statique non linéaire et multiaxial permettrait d'identifier l'état de contrainte pour chaque essai, Arcan et connecteur, plus précisément.

D'autre part, la comparaison a été réalisée par rapport au niveau de charge appliquée à l'assemblage collé. Or, l'étude expérimentale avec l'essai Arcan a mis en avant que la traction offrait les moins bonnes performances en fluage. De plus, lors de chargement mixte, en traction-cisaillement par exemple, le comportement semblait être piloté par la composante de traction. Par ailleurs, le connecteur collé sollicité en cisaillement présente un état de contrainte multiaxial avec une composante de cisaillement, et une composante normale dans la direction orthogonale à la surface collée. Cette composante n'est pas homogène et présente des points de concentration de contrainte. Il est donc probable que ce point pilote le comportement global, comme la composante de traction pilote le comportement général d'un essai Arcan en traction-cisaillement. En terme de temps à rupture, il faudrait évaluer les performances en fluage par rapport à la contrainte normale maximale dans la couche d'adhésif, et non pas par rapport à une contrainte équivalente.

Par ailleurs, il serait nécessaire d'investiguer plus précisément la dépendance du comportement en fluage vis-à-vis de l'épaisseur d'adhésif, car la couche d'adhésif du connecteur collé est non homogène et différente de celle des éprouvettes de l'essai Arcan. Cela pourrait également influer sur les résultats. En effet, une épaisseur d'adhésif plus faible signifie que la part du comportement de l'interphase dans le comportement général de l'assemblage collé est plus importante. D'autre part, une épaisseur d'adhésif plus importante signifie que la probabilité de la présence d'un défaut, comme des bulles, est aussi plus importante.

Enfin, il est important de noter que les deux stratégies de dimensionnement utilisent des essais à des échelles différentes. La surface collée pour le connecteur est circulaire et d'environ 8000 mm^2 et rectangulaire et de 250 mm^2 pour les éprouvettes des essais Arcan, soit plus d'un rapport 30 entre les deux échelles. De plus, l'analyse des faciès de rupture a souligné la présence de bulles de taille importante pour les connecteurs au bord de la surface collée. Grâce à l'application de l'adhésif avec une spatule pour les éprouvettes des essais Arcan, moins de bulles sont observées à cette échelle et elles sont de tailles plus faibles. La proportion et la taille des bulles pourraient avoir un impact significatif sur le comportement global de l'assemblage collé, et induirait donc des comportements différents en fonction de la taille de la surface collée et du protocole de collage.

Conclusions et perspectives

Les travaux de cette thèse avaient pour objectif de mieux appréhender le fluage des connecteurs collés, et de manière plus large des assemblages collés et d'étudier différentes stratégies de dimensionnement vis-à-vis du fluage.

∞

Dans le premier chapitre, une étude bibliographique a permis de mettre en évidence les spécificités des assemblages collés et de souligner les principaux types de comportement rencontrés vis-à-vis du fluage.

Un assemblage collé, composé de minimum deux matériaux de capacités souvent très différentes, présente une interphase entre le substrat et l'adhésif lors de la polymérisation de ce dernier. Cette interphase influe de façon plus ou moins importante, en fonction de l'épaisseur de la couche de colle, sur le comportement de l'assemblage collé. Cette spécificité nécessite que pour une analyse expérimentale, l'ensemble de l'assemblage collé soit étudié, et non chaque matériau composant l'assemblage de façon indépendante.

Plusieurs méthodes expérimentales ont été développées pour caractériser le comportement mécanique de joint de colle. Ces méthodes ont souligné un des inconvénients majeurs du collage structural : la présence de concentration de contraintes aux bords de la couche d'adhésif dues à la différence significative de rigidité entre la colle et les substrats. Ces effets de bords sont à éviter car ils entrainent généralement l'initiation prématurée de fissures dans l'adhésif, et donc la rupture de l'assemblage. Plusieurs méthodes existent pour limiter les effets de bords : l'utilisation des becs au niveau des substrats aux extrémités et/ou une augmentation locale d'adhésif sur les bords libres. Le connecteur collé C-Claw^{TM} de Cold Pad utilise ainsi un surplus de colle sur les bords. Néanmoins, les propriétés mécaniques mesurées avec le connecteur collé pourraient dépendre de sa géométrie. Dans ce cadre, le dispositif expérimental Arcan semble présenter plusieurs avantages : les effets de bords sont en effet limités par une géométrie spécifique de becs sur les substrats au niveau des surfaces collées et les investigations sont réalisées à l'échelle du joint collé et non sur l'adhésif à l'état massique.

Le fluage permet d'évaluer la durabilité d'un matériau sous charge constante, où les deux principaux facteurs influents sur ce comportement sont le niveau de charge et la température. Ce phénomène se divise en trois stades. Dans le cadre d'un dimensionnement vis-à-vis du fluage pour une application industrielle, il est préférable que le matériau soit

utilisé uniquement pendant les deux premières phases, car la dernière est souvent très rapide et le matériau trop endommagé. Plusieurs modèles existent pour décrire la réponse mécanique observée expérimentalement sous fluage. Parmi ceux-ci, les modèles rhéologiques permettent d'associer une signification physique au comportement observé pour les stades primaires et secondaires. Le modèle rhéologique de Burger a été plus longuement décrit et semble être un bon compromis pour modéliser correctement le fluage avec relativement peu de paramètres à identifier.

∞

Une première stratégie de dimensionnement repose sur des investigations à l'échelle de la structure et donc du connecteur C-Claw^{TM}. Le comportement a été étudié pour des sollicitations en traction et en cisaillement. L'influence du niveau d'effort et de la température a été quantifiée. Il a été montré qu'il existait une relation linéaire entre le logarithme du temps à rupture et le niveau d'effort pour la traction et le cisaillement. L'augmentation de la température diminue également significativement le temps à rupture.

Une méthode d'identification inverse a été développée pour modéliser le comportement en fluage en traction de l'assemblage indépendamment de la géométrie du connecteur à partir d'essais à échelle structure. L'intérêt de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas de simulation numérique dans la boucle d'optimisation, diminuant ainsi fortement le temps de calcul. L'identification repose tout de même sur une analyse du champ de contrainte à partir de simulations numériques. Cette analyse numérique permet de mettre en évidence certaines particularités dues au fluage. Cette méthode d'identification a mis en évidence que le comportement en fluage est gouverné par le centre de l'assemblage, pour cette géométrie de connecteur. Néanmoins, cette méthode a difficilement été transposable au cas du cisaillement, notamment à cause du champ de contraintes multiaxial.

Le modèle de Burger permet de décrire correctement le comportement pendant les stades primaire et secondaire du fluage. L'étude vis-à-vis du niveau de charge a permis de mettre en évidence la dépendance de certains paramètres avec la contrainte de fluage. Sur cette base, un modèle non linéaire a pu être proposé. Des essais additionnels à plusieurs températures permettraient de prendre également en compte la température dans ce modèle. Un modèle numérique a été utilisé pour valider la pertinence des hypothèses faites lors du développement de la méthode d'identification. Cependant, cette méthode d'identification repose sur certaines particularités : contrainte uniaxiale, concentrée au centre de l'assemblage et n'évoluant pas pendant le fluage. Cette stratégie a utilisé des résultats expérimentaux obtenus à partir du produit utilisé pour l'application industrielle. Pour confirmer les éléments constatés et les approfondir, une méthode plus classique avec l'utilisation d'éprouvettes de plus faible dimension et d'épaisseur de colle constante a été réalisée.

∞

Une seconde stratégie de dimensionnement plus standard a été développée. Afin de pouvoir étudier des éprouvettes plus petites avec une épaisseur de colle constante, il a été décidé de travailler sur des éprouvettes Arcan. Des moyens d'essais spécifiques ont été

conçus : quatre bâtis de fluage identiques et un support capteurs adapté aux éprouvettes. Ces éléments ont été validés par des essais monotones sur une presse hydraulique, la confrontation des mesures a été réalisée avec des mesures par corrélation d'images et le développement de méthodes spécifiques de calibration des bâtis a été proposé. Un protocole de collage spécifique à l'adhésif étudié a été développé. Des essais préliminaires en quasi statique ont mis un évidence le comportement non linéaire du joint de colle, et ont permis de calibrer les niveaux de charge à étudier en fluage.

Le comportement en fluage a été investigué pour des sollicitations de traction, de cisaillement et mixtes en traction-cisaillement. L'influence de plusieurs paramètres a été analysée : niveau de chargement, température, épaisseur d'adhésif et charges/décharges. Les résultats expérimentaux ont souligné une dépendance linéaire du logarithme du temps à rupture avec la contrainte et avec la température. Lors d'une sollicitation mixte, en traction-cisaillement, le comportement général semblait piloté par la composante de traction. L'effet de la température s'est avéré plus significatif sur les joints de colle sollicités en cisaillement par rapport aux autres sollicitations. Les essais de fluage avec une épaisseur d'adhésif plus importante ont montré une déformation plus faible par rapport aux essais de référence. Aucun effet significatif n'a été constaté en terme de temps à rupture. Les essais de charges/décharges ont souligné un taux de décharge bien plus important en traction qu'en cisaillement.

∞

Le comportement en fluage a ensuite été modélisé avec le modèle rhéologique de Burger en unidirectionnel pour les essais de traction et de cisaillement. Une identification inverse analytique a été choisie à la suite d'une comparaison avec une approche numérique. Les paramètres de fluage ont été identifiés et analysés en fonction des facteurs étudiés expérimentalement. Ils dépendent de façon similaire à la contrainte et à la température. Ces observations ont permis de développer un modèle non linéaire vis-à-vis de la contrainte et vis-à-vis de la température. Etant donné les résultats de la modélisation en traction et en cisaillement, un modèle multiaxial non linéaire isotrope a été détaillé. Ce modèle est identifié à partir de la modélisation unidirectionnelle en traction et en cisaillement, et des résultats expérimentaux en traction-cisaillement.

Par ailleurs, la modélisation du fluage n'a été effectuée qu'avec le modèle de Burger où seuls les stades primaires et secondaires du fluage sont donc décrits. Des outils de prédiction de la rupture en fluage serait également pertinents pour la conception et le dimensionnement des connecteurs collés. Pour cela, plusieurs méthodes d'extrapolation du temps à rupture en fluage ont été présentées : Larson-Miller, Monkman-Grant, équations de Wilshire et la tangente hyperbolique. La comparaison de ces méthodes selon plusieurs critères (nombre de paramètres à identifier, méthode d'identification, prise en compte de la température, terme faisant intervenir la contrainte) a permis de conclure sur les méthodes les plus adaptées aux données expérimentales issues des investigations en lien avec cette étude en fluage. Les constantes des méthodes de Monkman-Grant, des équations de Wilshire et de la tangente hyperbolique ont donc été identifiées à l'aide des données issues des investigations expérimentales avec les essais Arcan en fluage pour les sollicitations

étudiées (traction, cisaillement et traction-cisaillement). Les résultats ont souligné une forte dépendance vis-à-vis de la sollicitation pour la plupart des paramètres. D'autre part, les relations entre certaines grandeurs caractéristiques du fluage n'ont été vérifiées que pour peu de niveaux de contrainte et de température. La comparaison des trois méthodes pour chaque sollicitation a mis en évidence une forte dispersion de plusieurs décades du temps à rupture pour un niveau de charge inférieur à ceux étudiés expérimentalement. Cette étude préliminaire d'extrapolation du temps à rupture a donc montré un manque évident de données expérimentales à de faibles niveaux de charge. Cependant, pour obtenir des données, des essais de plusieurs années seraient nécessaire et ne sont donc pas réalisables lors de la phase de conception du connecteur collé vis-à-vis du fluage.

∞

Enfin, les différentes stratégies étudiées de conception vis-à-vis du fluage ont été évaluées. Afin de comparer des résultats pour des états de contraintes similaires dans l'adhésif, le champ de contrainte pour chaque sollicitation pour les essais Arcan et ceux sur connecteurs collés a été analysé. Cette analyse a mis en évidence que pour le connecteur sollicité en cisaillement, la couche d'adhésif est à moitié en traction-cisaillement, et l'autre en compression-cisaillement, avec la composante de contrainte normale présentant des points de concentration de contrainte.

En terme de temps à rupture, les résultats des essais de traction sur connecteurs collés et des essais Arcan sont similaires. En revanche, les connecteurs sollicités en cisaillement ont montré les temps à rupture les plus faibles vis-à-vis du niveau de charge, alors que pour les essais Arcan, le cisaillement avait permis d'obtenir les meilleures performances en fluage, et la traction-cisaillement était située entre la traction et le cisaillement. Plusieurs explications pourraient répondre à cette différence. Tout d'abord, la moitié de la couche d'adhésif du connecteur sollicité en cisaillement subit un état de contrainte de compression-cisaillement. D'autre part, la contrainte normale dans l'adhésif montre des concentrations de contraintes. Or, les investigations expérimentales avec l'essai Arcan ont souligné que le comportement global du fluage semble être piloté par le comportement dans la direction normale à la surface collée. Il est peut-être plus pertinent de dimensionner vis-à-vis du fluage par rapport à la contrainte normale à la surface collée plutôt que par rapport au niveau de chargement. Pour les essais à hautes températures, l'écart entre les temps à rupture était plus important. Cet écart pourrait venir d'une importante dispersion des résultats, ou d'un effet d'échelle. Davantage d'investigations à plusieurs températures et niveaux de charge avec l'essai Arcan et les connecteurs seraient nécessaires pour conclure plus précisément sur ces résultats.

La comparaison des courbes de déformation de fluage expérimentales des essais Arcan et celles des essais sur connecteurs ont mis en évidence un écart important. Le niveau de déformation reste tout de même du même ordre de grandeur entre les deux échelles. Plusieurs raisons peuvent expliquer cet écart. Tout d'abord, le déplacement n'a pas été mesuré localement pour les essais des connecteurs collés, contrairement aux essais Arcan. De plus, l'épaisseur d'adhésif n'est pas homogène pour les connecteurs et l'épaisseur minimale est plus faible que celle utilisée pour les essais Arcan. Or, l'étude expérimentale à l'échelle du

joint de colle a souligné l'influence de l'épaisseur sur la déformation.

En terme de modélisation, la comparaison des paramètres de fluage est en adéquation avec les résultats observés expérimentalement. Le modèle du comportement en fluage issu des essais Arcan a été implémenté dans le modèle numérique du connecteur collé sollicité en traction. La comparaison des courbes expérimentales avec celles issues des simulations numériques a souligné des écarts importants.

∞

Pour le dimensionnement d'un assemblage vis-à-vis du fluage pour une application industrielle, le critère essentiel est la durée de vie de l'assemblage à un effort donnée. Pour l'approche à l'échelle du joint de colle, une sollicitation de traction a montré les moins bonnes performances. Le dimensionnement se ferait donc par rapport à cette sollicitation. De plus, les résultats expérimentaux des essais Arcan et ceux sur connecteurs collés ont souligné une bonne corrélation pour cette sollicitation. Pour le connecteur sollicité en cisaillement, une approche par rapport à la contrainte normale maximale dans la couche d'adhésif permettrait peut-être de proposer un dimensionnement à partir des résultats à l'échelle du joint du colle.

∞

A la suite de ces résultats, plusieurs perspectives d'études se détachent. Un premier aspect concerne les pistes d'amélioration pour la comparaison des deux approches de dimensionnement vis-à-vis du fluage. Tout d'abord, il faudrait étudier plus précisément le comportement quasi statique de l'assemblage collé. Pour cela, il serait nécessaire de développer un modèle de comportement non linéaire et multiaxial. Ce modèle serait probablement basé sur les résultats des essais Arcan, où un état de contrainte uniaxial selon plusieurs sollicitations (traction, cisaillement) peut être étudié indépendamment. Cette modélisation pourrait ensuite être implémentée dans les modèles éléments finis des connecteurs collés. Ce modèle pourrait être validé par rapport aux résultats des essais quasi statiques des connecteurs en traction et en cisaillement. Un fois ce modèle validé, le champ de contrainte dans l'adhésif des connecteurs collés pourrait être déterminé plus précisément.

Par ailleurs, il serait nécessaire d'investiguer plus précisément la dépendance du comportement en fluage vis-à-vis de l'épaisseur d'adhésif, car la couche d'adhésif du connecteur collé est non homogène et différente de celle des éprouvettes de l'essai Arcan. Cela pourrait également influer sur les résultats. En effet, une épaisseur d'adhésif plus faible signifie que la part du comportement de l'interphase dans le comportement général de l'assemblage collé est plus importante. D'autre part, une épaisseur d'adhésif plus importante signifie que la probabilité de la présence d'un défaut, comme des bulles, est aussi plus importante.

Il serait aussi intéressant d'implémenter le modèle multiaxial de fluage développé à partir des essais Arcan avec une UMAT sur Abaqus. Ce modèle pourrait être utilisé pour des simulations numériques de modèles aux éléments finis des connecteurs collés. La comparaison des résultats de ces simulations aux courbes expérimentales de fluage des essais avec les connecteurs sollicités en traction et en cisaillement pourrait valider l'approche à

l'échelle du joint de colle pour dimensionner le connecteur collé vis-à-vis du fluage.

D'autre part, l'étude des modèles d'extrapolation du temps à rupture a souligné un manque évident de données expérimentales à de faibles niveaux de charge. Or, ces essais sont très longs (plusieurs années). Il serait alors peut-être plus pertinent de développer des outils d'extrapolation du temps à rupture à partir d'éléments caractéristiques de début de courbes expérimentales en fluage, comme c'est le cas pour la méthode de Monkman-Grant. Il ne serait alors pas nécessaire de réaliser les essais jusqu'à la rupture de l'assemblage, mais sur un temps suffisamment long pour atteindre le stade secondaire du fluage par exemple.

Par ailleurs, il est important de noter que les deux stratégies de dimensionnement utilisent des essais à des échelles différentes. La surface collée pour le connecteur est circulaire et d'environ 8000 mm^2 et rectangulaire et de 250 mm^2 pour les éprouvettes des essais Arcan, soit plus d'un rapport 30 entre les deux échelles. De plus, l'analyse des faciès de rupture a souligné la présence de bulles de taille importante pour les connecteurs au bord de la surface collée. Grâce à l'application de l'adhésif avec une spatule pour les éprouvettes des essais Arcan, moins de bulles sont observées à cette échelle et elles sont de tailles plus faibles. La proportion et la taille des bulles pourraient avoir un impact significatif sur le comportement global de l'assemblage collé, et induirait donc des comportements différents en fonction de la taille de la surface collée et du protocole de collage.

De plus, les niveaux de charge étudiés expérimentalement aux deux échelles se situaient tous dans le domaine non linéaire du comportement quasi statique. L'ensemble des résultats observés pourraient différer pour des niveaux de charge dans le domaine linéaire. Cependant, des investigations expérimentales à ces niveaux de charge seraient probablement assez longs, étant donné la dépendance logarithmique entre le temps à rupture et le niveau de charge souligné dans cette étude.

Enfin, les stratégies de dimensionnement proposées reposent uniquement sur une analyse du comportement en fluage à l'échelle de l'assemblage collé. Aucune étude de la microstructure de l'assemblage pendant le fluage n'a été effectuée. Des investigations sur les mécanismes de déformation intervenant pendant le fluage pourraient expliquer plus précisément le comportement observé à l'échelle de l'assemblage. Cela pourrait être réalisé avec de l'émission acoustique par exemple. Ce type d'analyse pourrait être réalisé à l'échelle du joint de colle et du connecteur collé, puis comparé pour vérifier si les mêmes phénomènes se produisent pendant le fluage.

Bibliographie

[AHV78] M Arcan, Z Hashin et A Voloshin : A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials. *Experimental Mechanics*, 18:141–146, 1978.

[BCCV12] C. Badulescu, J.Y. Cognard, R. Creac'hcadec et P. Vedrine : Analysis of the low temperature-dependent behaviour of a ductile adhesive under monotonic tensile/compression–shear loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 36:56–64, juillet 2012.

[BEW86] S. G. R. Brown, R. W. Evans et B. Wilshire : Creep strain and creep life prediction for the cast nickel-based superalloy IN-100. *Materials Science and Engineering*, 84:147–156, décembre 1986.

[BGT02] Giovanni Belingardi, Luca Goglio et Andrea Tarditi : Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 22(4):273–282, janvier 2002.

[Bik67] Jacob J. Bikerman : Causes of poor adhesion : weak bondary layers. *Industrial & Engineering Chemistry*, 59(9):40–44, septembre 1967.

[BMNS04] M. J. R Barboza, C Moura Neto et C. R. M Silva : Creep mechanisms and physical modeling for Ti–6Al–4V. *Materials Science and Engineering : A*, 369(1):201–209, mars 2004.

[BV05] Chantal Bretton et Gilbert Villoutreix : Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural. *Techniques de l'ingénieur*, 2005.

[CCM11] J. Y. Cognard, R. Creac'hcadec et J. Maurice : Numerical analysis of the stress distribution in single-lap shear tests under elastic assumption—Application to the optimisation of the mechanical behaviour. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(7):715–724, octobre 2011.

[CCSD08] J.Y. Cognard, R. Creac'hcadec, L. Sohier et P. Davies : Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies—Comparison of TAST and Arcan tests. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28:393–404, décembre 2008.

[CCSL10] J. Y. Cognard, R. Creac'hcadec, L. Sohier et D. Leguillon : Influence of adhesive thickness on the behaviour of bonded assemblies under shear loadings using a modified TAST fixture. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30(5):257–266, juillet 2010.

[CDGS05] J.Y. Cognard, P. Davies, B. Gineste et L. Sohier : Development of an improved adhesive test method for composite assembly design. *Composites Science and Technology*, 62:359–368, 2005.

[CDS10] Jean Yves Cognard, Herve Devaux et Laurent Sohier : Numerical analysis and optimisation of cylindrical adhesive joints under tensile loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30(8):706–719, décembre 2010.

[CDSC06] J.Y. Cognard, P. Davies, L. Sohier et R. Creac'hcadec : A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies. *Composite Structures*, 76:34–46, octobre 2006.

[CJCJ14] R. Creac'hcadec, G. Jamin, J.Y. Cognard et P. Jousset : Experimental analysis of the mechanical behaviour of a thick flexible adhesive under tensile/compression-shear loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 48:258–267, janvier 2014.

[Cog02a] Philippe Cognard : Collage des matériaux - Caractéristiques, mise en œuvre des colles. *Techniques de l'ingénieur*, 2002.

[Cog02b] Philippe Cognard : Collage des matériaux - Mécanismes. Classification des colles. *Techniques de l'ingénieur*, 2002.

[Cog03] Philippe Cognard : Collage des métaux - Généralités. Caractéristiques. *Techniques de l'ingénieur*, 2003.

[Cog08] Jean Yves Cognard : Numerical analysis of edge effects in adhesively-bonded assemblies application to the determination of the adhesive behaviour. *Computers & Structures*, 86(17):1704–1717, septembre 2008.

[Cou17] J. P. Court : Bonded assembly and bonding method, 2017.

[CSC+12] J.Y. Cognard, Laurent Sohier, Romain Creac'hcadec, Florian Lavelle et Norbert Lidon : Influence of the geometry of coaxial adhesive joints on the transmitted load under tensile and compression loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 37:37–49, septembre 2012.

[CSCG15] R. Creac'hcadec, L. Sohier, C. Cellard et B. Gineste : A stress concentration-free bonded arcan tensile compression shear test specimen for the evaluation of adhesive mechanical response. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 61:81–92, septembre 2015.

[CSY17] Penghui Cao, Michael P. Short et Sidney Yip : Understanding the mechanisms of amorphous creep through molecular simulation. *Proceedings of the National Academy of Sciences*, 114(52):13631–13636, décembre 2017.

[DCC+20] E. Djeumen, S. Chataigner, R. Creac'hcadec, Q. Sourisseau, M.O. Quemere, J.P. Court et F. Sayed : Creep investigations on adhesively bonded fasteners developed for offshore steel structures. *Marine Structures*, 69:102660, janvier 2020.

[DCM08] Evelyne Darque-Ceretti et Bernard Monasse : Assemblage des matériaux par collage. *Techniques de l'ingénieur*, 2008.

[DSC+09] P. Davies, L. Sohier, J. Y. Cognard, A. Bourmaud, D. Choqueuse, E. Rinnert et R. Creac'hcadec : Influence of adhesive bond line thickness

on joint strength. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(7):724–736, octobre 2009.

[dSDBA12] Lucas Filipe Martins da da Silva, David A. Dillard, Bamber R. K. Blackman et Robert D. Adams : *Testing Adhesive Joints : Best Practices*. Wiley-VCH, Weinheim, 2012.

[dSOA11] L.F.M. da Silva, A. Ochsner et Robert D. Adams : *Handbook of Adhesion Technology*. Springer, berlin, heidelberg édition, 2011.

[FC11] Frederic Fortier et Stephanie Clouet : Rubans adhésifs. *Techniques de l'ingénieur*, 2011.

[FG02] Christophe Fond et Christian G'sell : Localisation des déformations et mécanismes d'endommagements dans les polymères multiphasés. *Mécanique & Industries*, 3(5):431–438, septembre 2002.

[FLO89] William Nichols Findley, James S. Lai et Kasif Onaran : *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials : with an introduction to linear viscoelasticity*. Dover books on engineering. Dover Publications, New York, 1989.

[FP89] Michael Fischer et Maurice Pasquier : Shear behaviour of structural adhesives in the bondline. *Construction and Building Materials*, 3(1):31–34, mars 1989.

[Fri83] Klaus Friedrich : Crazes and shear bands in semi-crystalline thermoplastics. *In* H. H. Kausch, éditeur : *Crazing in Polymers*, volume 52-53, pages 225–274. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1983. Series Title : Advances in Polymer Science.

[fTaM06] American Society for Testing and Materials : Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal), 2006.

[fTaM10] American Society for Testing and Materials : Standard Test Method for Thick-Adherend Metal Lap-Shear Joints for Determination of the Stress-Strain Behavior of Adhesives in Shear by Tension Loading, 2010.

[fTaM11] American Society for Testing and Materials : Standard Test Method for Measuring Strength and Shear Modulus of Nonrigid Adhesives by the Thick-Adherend Tensile-Lap Specimen, 2011.

[FV09] Michel Fontanille et Jean-Pierre Vairon : Polymérisation. *Techniques de l'ingénieur*, 2009.

[Gin93] Bernard Gineste : *Assemblages de structures en matériaux composites par stratification d'un élément de liaison caractérisation de l'endommagement*. These de doctorat, Nantes, janvier 1993.

[Gra09] Romain Grangeat : *Durabilité des assemblages collés en environnement humide - Instrumentation par capteurs à fibre optique*. Thèse de doctorat, Université de Nantes, Saint-Nazaire, 2009.

[HA84] J. A. Harris et R. A. Adams : Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 4(2):65–78, avril 1984.

[HBQ+14] N. Houhou, K. Benzarti, M. Quiertant, S. Chataigner, A. Flety et C. Marty : Analysis of the nonlinear creep behavior of concrete/FRP-bonded assemblies. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 28(14-15):1345–1366, juillet 2014.

[IBC+18] A. Ilioni, C. Badulescu, N. Carrere, P. Davies et D. Thevenet : A viscoelastic-viscoplastic model to describe creep and strain rate effects on the mechanical behaviour of adhesively-bonded assemblies. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 82:184–195, avril 2018.

[Int01] International Organization for Standardization : Adhesives - Determination of shear behaviour of structural adhesives - Part 2 : Tensile test method using thick adherends, 2001.

[JC18] Alexandre Jouan et Andrei Constantinescu : A critical comparison of shear tests for adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 84:63–79, août 2018.

[JCWP+19] Anthony Janin, Andrei Constantinescu, Daniel Weisz-Patrault, Robert Neviere, Matthieu Stackler et William Albouy : Identification of the material behavior of adhesive joints under dynamic multiaxial loadings. *International Journal of Impact Engineering*, 133:103355, novembre 2019.

[KLN07] J. Kaufman, Zhengdong Long et Shridas Ningileri : Application of time-temperature-stress parameters to high temperature performance of aluminum alloys. *TMS Annual Meeting*, janvier 2007.

[KLQ04] Y. L. Kang, X. H. Lin et Q. H. Qin : Inverse/genetic method and its application in identification of mechanical parameters of interface in composite. *Composite Structures*, 66(1):449–458, octobre 2004.

[LC05] Chih-Kuang Lin et De-You Chu : Creep rupture of lead-free Sn-3.5Ag and Sn-3.5Ag-0.5Cu solders. *Journal of Materials Science : Materials in Electronics*, 16(6):355–365, juin 2005.

[Lev44] Kenneth Levenberg : A method for the solution of certain non-linear problems in least squares. *Quarterly of Applied Mathematics*, 2(2):164–168, juillet 1944.

[LM52] F Larson et J Miller : Time-temperature relationship for rupture and creep stresses. *Transactions of ASME*, 74:223–249, 1952.

[LM98] T. P. Lang et P. K. Mallick : Effect of spew geometry on stresses in single lap adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 18(3):167–177, juin 1998.

[LSP87] Dominique Leguillon et Evariste Sanchez-Palencia : *Computation of singular solutions in elliptic problems and elasticity*. Numéro 5 de Recherches en mathématiques appliquées. Masson, Paris [etc.], 1987.

[Mar63] Donald W. Marquardt : An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, 11(2):431–441, juin 1963. Publisher : Society for Industrial and Applied Mathematics.

[MC08] Marc Andre Meyers et Krishan Kumar Chawla : *Mechanical Behavior of Materials*. Cambridge University Press, Cambridge, 2 édition, 2008.

[MG56] F. Monkman et N. Grant : An empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep rupture tests. *SL. Proceedings ASTM*, 56:593–620, 1956.

[MS09] Pawel Majda et Janusz Skrodzewicz : A modified creep model of epoxy adhesive at ambient temperature. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(4):396–404, juin 2009.

[OG01] A. Ochsner et J. Gegner : Application of the finite element method in the tensile-shear test of adhesive technology. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(4):349–353, janvier 2001.

[OH93] A.M. Othman et D.R. Hayhurst : Determination of Large Strain Multi-Axial Creep Rupture Criteria Using Notched-Bar Data. *International Journal of Damage Mechanics*, 2(1):16–52, janvier 1993. Publisher : SAGE Publications Ltd STM.

[PBNHR05] Jacques-Alain Petit, Yves Baziard, Valerie Nassiet et Bouchra Hassoune-Rhabbour : Durabilité des assemblages collés - Étude. *Techniques de l'ingénieur*, 2005.

[Pen00] F. Ernesto Penado : Analysis of singular regions in bonded joints. *International Journal of Fracture*, 105(1):1–25, septembre 2000.

[PM95] R. K. Penny et D. L. Marriott : *Design for Creep*. Springer Netherlands, Dordrecht, 1995.

[PT05] Enrico Papa et Alberto Taliercio : A visco-damage model for brittle materials under monotonic and sustained stresses. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 29(3):287–310, mars 2005.

[Rag97] J Raghavan : Fracture Criteria to Predict Creep Rupture of Polymers and Polymer Composites. *Trends in Polymer Science*, 5(4):116–122, 1997.

[SA95] Francois Saint-Antonin : Essais de fluage. *Techniques de l'ingénieur*, 1995.

[Sal09] Jean Salencon : *Viscoélasticité pour le calcul des structures*. Éd. de l'École polytechnique les Presses des Ponts et chaussées, Palaiseau, 2009.

[Sch84] J. M. Schultz : Microstructural aspects of failure in semicrystalline polymers. *Polymer Engineering and Science*, 24(10):770–785, 1984.

[SERE20] Hesham Sokairge, Fareed Elgabbas, Ahmed Rashad et Hany Elshafie : Long-term creep behavior of basalt fiber reinforced polymer bars. *Construction and Building Materials*, 260:120437, novembre 2020.

[SK12] G. Spathis et E. Kontou : Creep failure time prediction of polymers and polymer composites. *Composites Science and Technology*, 72(9):959–964, mai 2012.

[SPDST19] M A Saeimi Sadigh, B Paygozar, L.F.M. Da Silva et F. Vakili Thami : Creep deformation simulation of adhesively bonded joints at different temperature levels using a modified power-law model. *Polymer Testing*, page 6, 2019.

[SR72] Harold K Shen et John L Rutherford : Flow behavior of nylon-epoxide adhesive. *Materials Science and Engineering*, 9:323–331, janvier 1972.

[TCSC13] D. Thevenet, R. Creac'hcadec, L. Sohier et J.Y. Cognard : Experimental analysis of the behavior of adhesively bonded joints under tensile/compression–shear cyclic loadings. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 44:15–25, juillet 2013.

[Tha12] Minh Quan Thai : *Modélisation micromécanique et simulation numérique du fluage des bétons avec prise en compte de l'endommagement et des effets thermo-hydriques*. phdthesis, Université Paris-Est, décembre 2012.

[Val17] Benjamin Vales : *Développement d'un essai Arcan dynamique*. phdthesis, Université Paul Sabatier - Toulouse III, décembre 2017.

[VMC+19] B. Vales, S. Marguet, R. Creac'hcadec, L. Sohier, J.-F. Ferrero et P. Navarro : An experimental method dedicated to the dynamic characterization of structural adhesives under drop weight conditions. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 90:106–125, avril 2019.

[Vol38] O. Volkersen : Die nietkraftoerteilung in zubeansprunchten nietverbindungen mit onstanten loshonquerschinitten. *Luftfahrtforschung*, 15:41, 1938.

[WB07] B. Wilshire et A.J. Battenbough : Creep and creep fracture of polycrystalline copper. *Materials Science and Engineering : A*, 443(1-2):156–166, janvier 2007.

[WBW10] S. J. Williams, M. R. Bache et B. Wilshire : 25 Year Perspective Recent developments in analysis of high temperature creep and creep fracture behaviour. *Materials Science and Technology*, 26(11): 1332–1337, novembre 2010. Publisher : Taylor & Francis _eprint : https ://doi.org/10.1179/026708310X12712410311730.

[WE93] B. Wilshire et R. W. Evans : *Introduction to Creep*. Maney Publishing, London, mai 1993.

[WKQ+08] J. Wang, Y. L. Kang, Q. H. Qin, D. H. Fu et X. Q. Li : Identification of time-dependent interfacial mechanical properties of adhesive by hybrid/inverse method. *Computational Materials Science*, 43(4):1160–1164, octobre 2008.

[WS08a] B. Wilshire et P. J. Scharning : A new methodology for analysis of creep and creep fracture data for 9–12% chromium steels. *International Materials Reviews*, 53(2):91–104, mars 2008. Publisher : Taylor & Francis _eprint : https ://doi.org/10.1179/174328008X254349.

[WS08b] B. Wilshire et P. J. Scharning : Prediction of long term creep data for forged 1Cr–1Mo–0·25V steel. *Materials Science and Technology*, 24(1):1–9, janvier 2008. Publisher : Taylor & Francis _eprint : https ://doi.org/10.1179/174328407X245779.

[YU62] Yung-Fang Yu et Robert Ullman : Microscope investigations of extension and fracture in crystalline polymers. *Journal of Polymer Science*, 60(169):55–64, 1962. _eprint : https ://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/pol.1962.1206016905.

[ZCSP13] Xin Wei Zhu, Hong Hui Cheng, Mei Hua Shen et Jin Ping Pan : Determination of C Parameter of Larson-Miller Equation for 15CrMo Steel. *Advanced Materials Research*, 791-793:374–377, septembre 2013.

[ZDS95] M.P. Zanni-Deffarges et M.E.R. Shanahan : Diffusion of water into an epoxy adhesive : comparison between bulk behaviour and adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 15(3):137–142, juillet 1995.

Annexe A

Fiche technique de l'adhésif utilisé

BUILDING TRUST

FICHE TECHNIQUE

ADEKIT A 310-1

ADHÉSIF METHACRYLATE
MULTI-USAGE

APPLICATIONS

Collage de composites, de thermoplastiques et de métaux sans application de primaire.

CARACTÉRISTIQUES

- Adhésif Méthacrylate bi-composant durcissant à température ambiante
- Produit pâteux applicable sur paroi verticale et permettant de combler des jeux d'assemblages importants
- Produit à prise rapide réduisant les temps d'immobilisation des assemblages
- Excellent comportement aux basses températures
- Produit adapté aux assemblages de matériaux dissimilaires
- Excellentes performances mécaniques et thermiques
- Excellentes résistances aux charges dynamiques (vibrations et impacts)
- Produit résistant au vieillissement et aux milieux agressifs
- Requiert une préparation minimale de surface des substrats

PROPRIÉTÉS PHYSIQUES

Composition		ADHESIF	ACTIVATEUR	MÉLANGE	MÉTHODE
Proportion de mélange en poids		100	100		
Proportion de mélange en volume à 25 °C		100	100		
Couleur		Blanc cassé	Blanc cassé	Blanc cassé	
Viscosité à 24 °C	(Pa.s)	50 – 70	30 – 50	-	BROOKFIELD
Densité		1,00 – 1,03	0,98 – 1,00	-	
Temps ouvert cordon de 7 mm à 23 °C	(min)	-	-	10 – 20	LT-006-B
Temps de manipulation à 23 °C [1]	(min)	-	-	30 – 45	LT-006-B

(1) Le temps de manipulation est défini comme le temps nécessaire pour obtenir une Résistance en Traction Cisaillement Sur Aluminium, à 23 °C, de 1 MPa.

PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES

Résistance à la traction	(MPa)	22 – 25	ASTM D638
Allongement à la rupture	(%)	25 – 30	ASTM D638
Module de Young	(MPa)	1200 – 1700	ASTM D638
Température d'utilisation recommandée	(°C)	18 à 25	-
Température de service [1]	(°C)	-40 à 120	LT-006-B

(1) La température de service est définie comme la température à laquelle le produit conserve 80 % de sa Résistance en Traction Cisaillement initiale, après 1 000 heures de vieillissement à cette température, cette valeur étant mesurée sur Aluminium, à 23 °C.

PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES SUR ASSEMBLAGES (1)

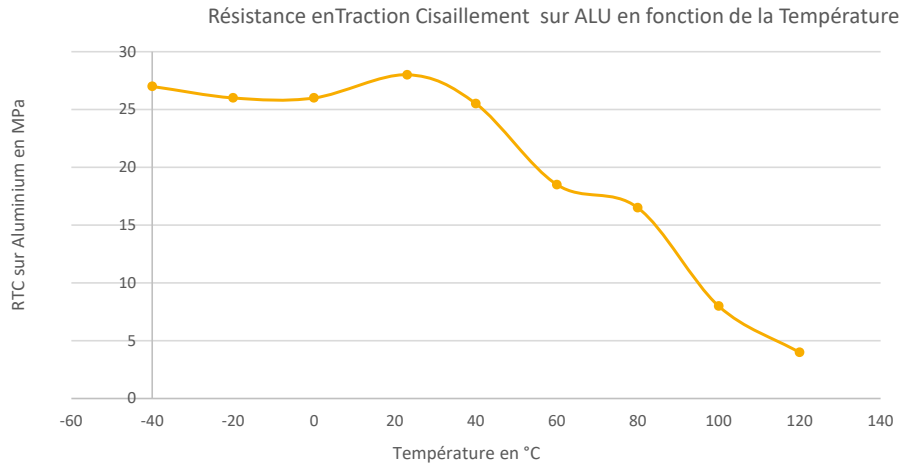
	RÉSISTANCE EN TRACTION CISAILLEMENT À 23 °C (MPa)		MÉTHODE
Aluminium 2017A (sablé)	**Initial**	**17 - 22 CF**	LT-006-B
	Après Cataplasme Humide 7 jours à 70 °C/100 % HR	**17 - 22 CF/AF**	
Inox 304 (sablé)		**21 CF**	
Acier Electro-Zingué (sablé)	**Initial**	**16 CF**	
	Après Cataplasme Humide 7 jours à 70 °C/100 % HR	**16 CF**	
Acier Electro-Zingué (nettoyé à l'acétone)		**19 CF**	
Polycarbonate		**7 SF**	
ABS		**6 SF**	
PMMA		**6 SF**	
Composite pré preg Carbone		**8 DF**	

(1) Polymérisation 24 heures à 23 °C

CF: Cohesive Failure : Rupture de Cohésion, SCF: Special Cohesive Failure: Rupture de Cohésion spéciale, SF: Substrate Failure: Rupture du substrat, DF: Delamination Failure: Rupture par délamination du substrat, selon la norme ISO 10365.

RÉSISTANCE AU PELAGE AU GALET MOBILE À 23 °C

Aluminium 2017A (sablé)	(kN/m)	**8**	ISO 4578



MISE EN OEUVRE

- **Équipement** : L'ADEKIT A 310-1, conditionnés en cartouches de 50 et 400 ml nécessitent l'utilisation d'un pistolet manuel ou pneumatique.
  Pour des applications industrielles nécessitant l'utilisation d'une machine, nous consulter.
- **Préparation des supports** : L'adhésif devra être appliqué sur des surfaces propres et sèches et exemptes d'éléments polluants (graisses, poussières…).
  Pour le choix d'un dégraissant ou d'un primaire adapté, **consulter notre service technique.**

PRÉCAUTIONS D'EMPLOI

Il est indispensable lors de la manipulation d'observer strictement les mesures d'hygiène de travail appropriées :

- Locaux ventilés.
- Port de gants, de lunettes et de vêtement de protection

Pour plus d'information, se reporter à la Fiche de Données de Sécurité.

CONDITIONS DE STOCKAGE

La durée de vie de **l'ADEKIT A 310-1 en cartouches** est de **9 mois** conservé à l'abri de l'humidité et à une température de 2 °C – 23 °C, dans leur emballage d'origine non entamé.

Il est fortement recommandé de ne jamais exposer le produit au gel. Une exposition à une température supérieure à 23 °C réduira la durée de vie du produit.

Une exposition à une température supérieure à 35 °C de l'Activateur, y compris en cartouches, devrait être évitée car la réactivité du produit serait rapidement réduite.

CONDITIONNEMENT

■ A 310-1 / 50 ml	Boîte de 10 cartouches
■ A 310-1 / 400 ml	Boîte de 10 cartouches

INFORMATIONS COMPLÉMENTAIRES

Les informations ci-incluses sont données à titre indicatif uniquement. Des conseils sur des applications spécifiques sont disponibles sur demande auprès du service technique de Sika Advanced Resins. Les documentations suivantes sont disponibles sur simple demande : Fiche de données de sécurité.

SOURCES

Toutes les données techniques fournies dans cette fiche produit reposent sur des essais réalisés en laboratoire. Il est possible que les données varient dans des conditions réelles en raison de facteurs indépendants de notre volonté.

INFORMATIONS RELATIVES À LA SANTÉ ET À LA SÉCURITÉ

Pour obtenir des informations et des conseils sur la manipulation, le stockage et la mise au rebut des produits chimiques dans de bonnes conditions de sécurité, les utilisateurs doivent se reporter à la plus récente fiche de données de sécurité contenant des données physiques, écologiques, toxicologiques et relatives à la sécurité.

MENTIONS LÉGALES

Les informations contenues dans le présent document, et en particulier les recommandations portant sur l'application et l'utilisation finale des produits Sika, sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que la société Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsque ceux-ci ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans le cadre de conditions normales conformément aux recommandations de Sika. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou toute recommandation écrite ou conseil donné n'impliquent aucune garantie quant à la qualité marchande ou à l'aptitude à un emploi spécifique, ni aucune responsabilité émanant d'un lien juridique. L'utilisateur du produit doit le tester afin de vérifier qu'il convient à l'application prévue et à la finalité visée. Sika se réserve le droit de changer les propriétés de ses produits. Les droits de propriété des tiers doivent être respectés. Toutes les commandes sont acceptées sous réserve de nos conditions de vente et de livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la fiche technique disponible dans leur pays pour le produit concerné, qui leur sera remise sur demande.

CONTACTS

SIKA DEUTSCHLAND GmbH
Stuttgarter Straße 139
72574 Bad Urach – GERMANY
Tel.: (+49) 7 125 940 492
Fax. : (+49) 7 125 940 401
E-mail : tooling@de.sika.com
Website : www.sikaadvancedresins.de

SIKA AUTOMOTIVE FRANCE S.A.S.
ZI des Béthunes - 15, Rue de l'Equerre
95310 Saint-Ouen-l'Aumône
CS 40444
95005 CERGY PONTOISE Cedex – FRANCE
Tel.: (+33) 1 344 034 60
Fax: (+33) 1 342 197 87
E-mail: advanced.resins@fr.sika.com
Website : www.sikaadvancedresins.fr

AXSON TECHNOLOGIES SPAIN, S.L.
Polígon Industrial Congost - Guardaagulles, 8
08520 LES FRANQUESES DEL VALLES – SPAIN
Tel.: (+34) 932 25 16 20
E-mail: spain@axson.com
Website: www.sikaadvancedresins.es

AXSON ITALIA S.R.L
Via Morandi 15
21047 Saronno (Va) – ITALY
Tel.: (+39) 02 9670 2336
Fax: (+39) 02 9670 2369
E-mail: axson@axson.it
Website: www.sikaadvancedresins.it

AXSON UK Ltd
Unit 15 Studlands Park Ind. Estate
Newmarket Suffolk, CB8 7AU – UNITED KINGDOM
Tel.: (+44) 1638 660 062
Fax: (+44) 1638 665 078
E-mail: sales.uk@axson.com
Website: www.sikaadvancedresins.uk

SIKA AUTOMOTIVE SLOVAKIA s.r.o.
Tovarenska 49
95301 ZLATE MORAVCE – SLOVAKIA
Tel: (+421) 376 422 526
Fax: (+421) 376 422 527
E-mail: axson.sk@axson.com
Web site: www.sikaadvancedresins.sk

SIKA ADVANCED RESINS US
30800 Stephenson Highway
Madison Heights, Michigan 48071 – USA
Tel.: (+1) 248 588-2270
Fax: (+1) 248 577-0810
E-mail: axsonmh@axson.com
Web site: www.sikaadvancedresins.us

SIKA AUTOMOTIVE MEXICO S.A. DE C.V.
Ignacio Ramírez #20
Despacho 202 Col. Tabacalera
C.P. 06030 CDMX – MEXICO
Tel.: (+52) 55 5264 4922
Fax: (+52) 55 5264 4916
E-mail: marketing@axson.com.mx
Website: www.sikaadvancedresins.mx

SIKA AUTOMOTIVE SHANGHAI CO. Ltd
N°53 Tai Gu Road
Wai Gao Qiao
Free Trade Zone, Pudong
200131 Shanghai – CHINA
Tel.: (+86) 21 5868 3037
Fax: (+86) 21 5868 2601
E-mail: marketing.china@axson.com
Website: www.sikaadvancedresins .cn

SIKA JAPAN Ltd
2-5-12 Onishi Okazaki Aichi
444-0871 – JAPAN
Tel.: (+81) 564 26 2591
Fax: (+81) 564 26 2593
E-mail: sales.japan@axson.com
Website: www.sikaadvancedresins.jp

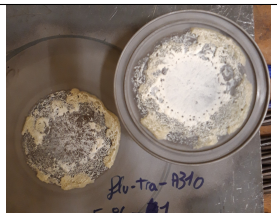
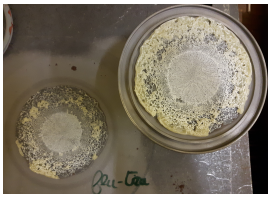
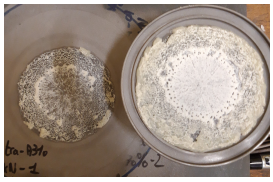
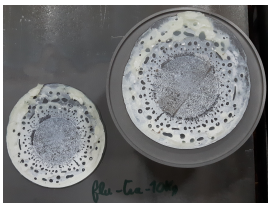
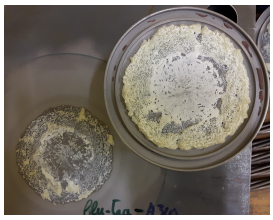
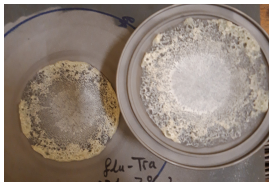
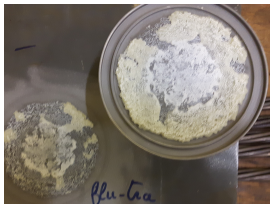
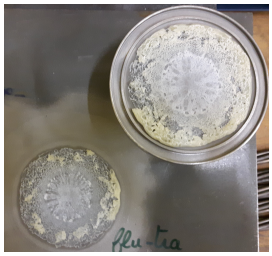
AXSON INDIA Pvt. Ltd.
Office n°8, Building Symphony C - 3rd Floor
Range Hills Road
Bhosale Nagar
PUNE 411 020 – INDIA
Tel: (+ 91) 20 25 56 07 10
Fax: (+ 91) 20 25 56 07 12
E-mail: info.india@axson.com
Website: www.sikaadvancedresins.in

Annexe B

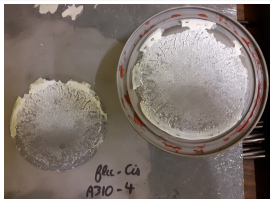
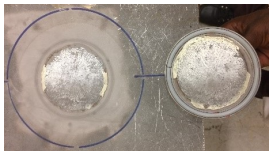
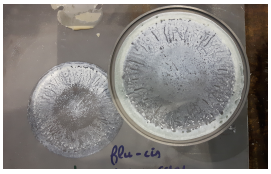
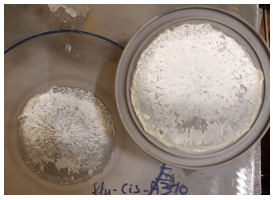
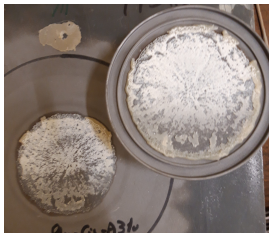
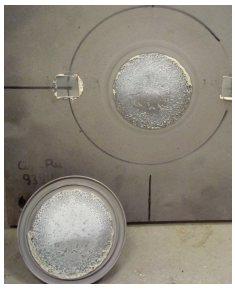
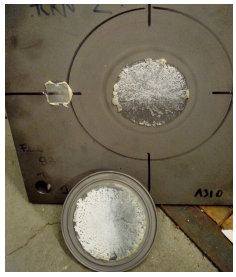
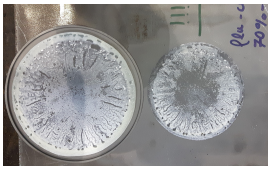
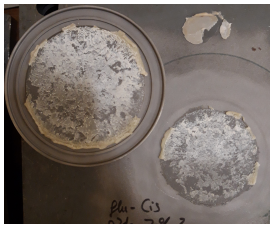
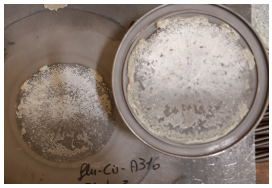
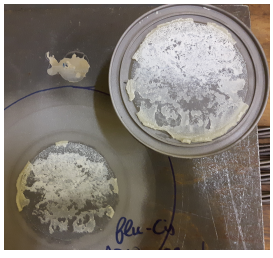
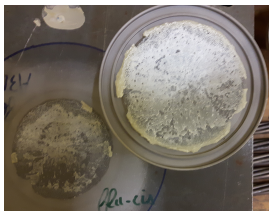
Faciès de rupture des connecteurs collés

B.1 Essais de fluage à $20°C$

B.1.1 Traction

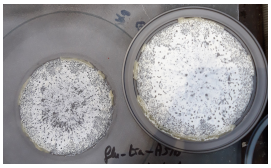
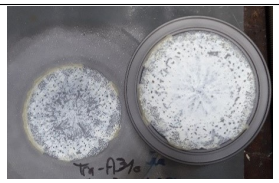
Niveau d'effort (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
50 %			
60 %			
70 %			
80 %			

B.1.2 Cisaillement

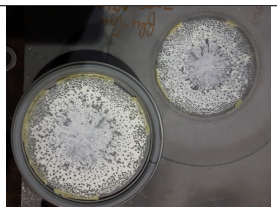
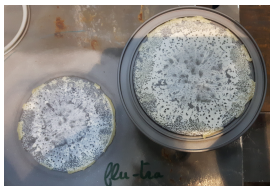
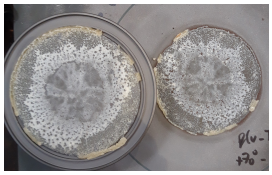
Niveau d'effort (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
50 %			
60 %			
65 %			
70 %			
80 %			

B.2 Essais de fluage à haute température en traction

B.2.1 $50°C$

Niveau d'effort (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
50 %			

B.2.2 $70°C$

Niveau d'effort (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
30 %			

Annexe C

Subroutine Fortran pour l'implémentation du modèle de Burger 3D linéaire isotrope

```
      SUBROUTINE CREEP(DECRA,DESWA,STATEV,SERD,EC,ESW,P,QTILD,
     1 TEMP,DTEMP,PREDEF,DPRED,TIME,DTIME,CMNAME,LEXIMP,LEND,
     2 COORDS,NSTATV,NOEL,NPT,LAYER,KSPT,KSTEP,KINC)
C
      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
      CHARACTER*80 CMNAME
C
      DIMENSION DECRA(5),DESWA(5),STATEV(*),PREDEF(*),DPRED(*),TIME(3),
     1 COORDS(*),EC(2),ESW(2)

        nu = 0.4
        Eta2 = 0.33957522
        TERM1 = (2./3.)*(1.+nu)
        TERM2 = (1.-2.*nu)*(-3.*P)
        Eta1 = 70.412689
        E2 = 41.951
        T1=1./Eta1
        T2=1./Eta2
        Tau=(Eta2/E2)

C  Calcul de l'increment de deformation de fluage deviateur

      DECRA(1) = TERM1*(EXP(-(TIME(3)-DTIME)/Tau)*T2+T1)*DTIME*QTILD


C   Calcul de l'increment de deformation de fluage hydrostatique
        DESWA(1)=TERM2*(EXP(-(TIME(3)-DTIME)/Tau)*T2+T1)*DTIME

C     Cas implicite

        DECRA(5)=TERM1*((1./Eta1)+(1./Eta2)*EXP(-(TIME(3)-
DTIME)/Tau))*DTIME

       RETURN
      END
```

Annexe D

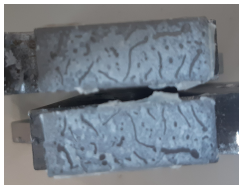
Faciès de rupture des essais Arcan

D.1 Essais quasi-statique

D.1.1 Traction

Essai 1 

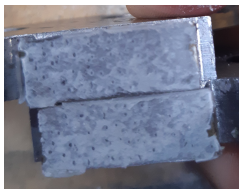
Essai 2 

Essai 3 

Essai 4 

Essai 5 

D.1.2 Cisaillement

Essai 1 

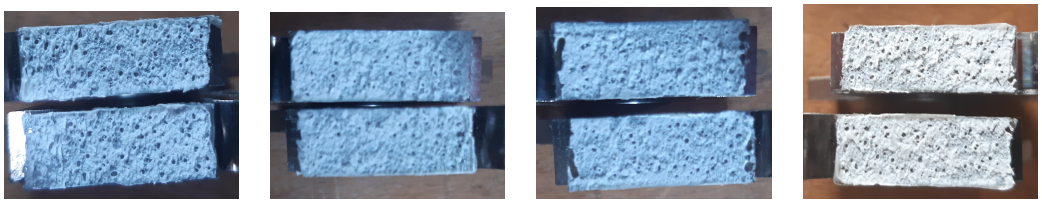
Essai 2 

Essai 3 

Essai 4 

D.1.3 Traction-cisaillement

Essai 1 | Essai 2 | Essai 3 | Essai 4



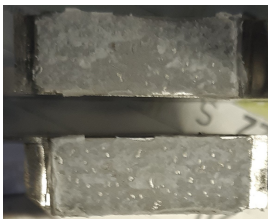
D.2 Essais de fluage

D.2.1 Influence du niveau de charge

Traction

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
50 %			
60 %			
70 %			

Cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
70 %			
75 %			
80 %			
90 %			

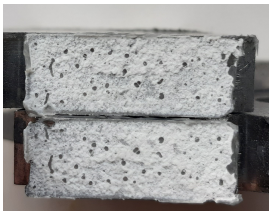
Traction-cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
60 %			
70 %			
80 %			
90 %			

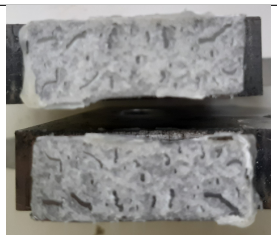
D.2.2 Influence de la température

$35°C$

Traction

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
50 %			

Cisaillement

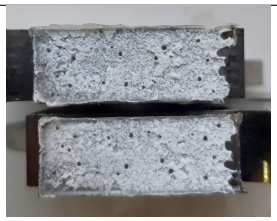
Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
70 %			

Traction-cisaillement

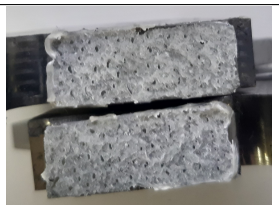
Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
60 %			

$50°C$

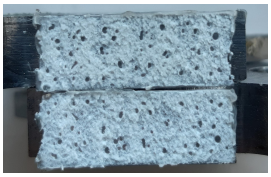
Traction

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
42 %			
50 %			

Cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
60 %			
70 %			

Traction-cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
60 %			

D.2.3 Essais avec une épaisseur de 400 µm

Traction

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
70 %			

Cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
90 %			

D.2.4 Essais de charge/décharge

Traction

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
60 %			
70 %			

Cisaillement

Niveau de charge (%)	Essai 1	Essai 2	Essai 3
80 %			
90 %			

DOCTORAT BRETAGNE SCIENCES LOIRE POUR L'INGENIEUR

ENSTA BRETAGNE

Titre : Durabilité de connecteurs collés soumis à des sollicitations de fluage pour des applications navales

Mots clés : Assemblage collé, essai Arcan, fluage, modélisation, investigations expérimentales

Résumé : Dans un contexte de sobriété, il est nécessaire de prolonger la durée de vie des structures existantes pour limiter la consommation d'énergie et de ressources. Elles doivent également pouvoir s'adapter à de nouvelles contraintes non prévues lors de leur dimensionnement initial. Dans ces deux situations, les maîtres d'ouvrage ont besoin de solutions de renforcement structurel ou de fixation. Dans le cas des structures métalliques, la plupart de ces solutions reposent sur des techniques d'assemblage classiques, i.e., le soudage, le rivetage ou le perçage. Ces méthodes disposent d'un retour d'expérience conséquent, mais impliquent des travaux invasifs et parfois à chaud. Pour répondre à ce problème, Cold Pad a développé un connecteur C-Claw™ assemblé par collage qui permet de créer de nouveaux points d'ancrage sur une structure. La durabilité d'un assemblage doit être étudiée selon plusieurs aspects, notamment environnemental (humidité, température, …) et mécanique (fatigue, fluage, …) dont les effets peuvent être combinés. Vis-à-vis de cette problématique, le fluage semble être le phénomène principal à étudier lors de la conception du connecteur collé C-Claw™.
Les travaux de cette thèse ont pour objectif de mieux appréhender le fluage des assemblages collés et d'étudier différentes stratégies de dimensionnement vis-à-vis de ce phénomène.
Une étude bibliographique a permis d'établir un bilan sur les connaissances du fluage des assemblages collés.
L'ensemble de cet état de l'art a justifié la démarche à suivre pour analyser le comportement des connecteurs collés. Une première stratégie de dimensionnement repose sur des essais réalisés avec les connecteurs collés C-Claw™. Une méthode d'identification inverse spécifique a été développée pour déterminer les paramètres de fluage de l'assemblage, puis appliquée à l'ensemble des essais sur connecteurs. Cette approche à l'échelle de la structure a été comparée à une analyse en fluage à l'échelle du joint de colle. Pour cela des moyens d'essais spécifiques à l'essai Arcan TCS en fluage ont été conçus. L'influence de plusieurs paramètres sur le comportement en fluage du joint de colle a été étudiée grâce à ces moyens d'essais. Cette analyse a permis de modéliser le comportement en fluage du joint de colle en considérant les paramètres les plus pertinents, d'abord selon une approche uniaxiale, puis multiaxiale. Enfin, les différentes stratégies étudiées de conception vis-à-vis du fluage seront évaluées. La confrontation des deux stratégies a mis en évidence une divergence des résultats, soulevant plusieurs perspectives d'étude.

Title: Durability of bonded fasteners under creep loads for marine applications

Keywords: adhesive bonded connections, Arcan test, creep behaviour, modelling, experimental investigations

Abstract: In a context of sobriety, it is necessary to extend the lifespan of existing structures to limit energy and resources consumption. They must also be adapted to new constraints unanticipated at their initial design. In these situations, structural reinforcement and fastening solutions are needed. In the case of metallic structures, most of these solutions rely on classic assembly techniques, such as welding, riveting, and drilling. These methods have a wide range of feedbacks but induce damage in the structure and can require hot work. To address this issue, Cold Pad has developed a bonded fastener C-Claw™ whose creates new anchor points on an existing structure. The durability of an assembly must be studied according to several aspects, including environmental (humidity, temperature, …) and mechanics (fatigue, creep, …) effects that can be combined. Regarding this issue, creep seems to be the main phenomena that needs to be considered during the design of the bonded fastener C-Claw™.

This thesis work aims at understanding creep of bonded assemblies and to study different design strategies regarding creep phenomenon.
A literature review enabled to establish an assessment of knowledge of the creep phenomenon on bonded assemblies. This study justified the followed approach to analyse the behaviour of bonded assemblies. A first design strategy relies on experimental investigations carried out on the bonded fasteners C-Claw™. An inverse identification method was developed to determine the creep parameters of the assembly, then applied to all the tests on bonded fasteners. This approach at the structure scale was compared to a creep analysis on adhesive joints. To perform experimental investigations, specific testing adapted to the Arcan TCS test resources were designed. The influence of several parameters on the creep behaviour of the adhesive joint was studied. This analysis allowed to model the creep behaviour of the adhesive joint considering the more relevant parameters, first with a uniaxial approach, then multiaxial. Then, the different studied strategies of design regarding creep were evaluated. The confrontation of the two strategies highlighted a divergence of the results, raising several prospects.