ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS
Ecole doctorale 364 : Sciences fondamentales et appliquées

N° attribué par la bibliothèque
|_|_|_|_|_|_|_|_|_|_|

THÈSE

Soutenue publiquement par

Carole LEVRAU

le 5 mai 2006

pour l'obtention du grade de

DOCTEUR en SCIENCES ET GÉNIE DES MATÉRIAUX

COMPREHENSION ET MODELISATION DES MECANISMES DE LUBRIFICATION LORS DU TREFILAGE DES ACIERS INOXYDABLES AVEC LES SAVONS SECS

Directeur de thèse : Eric FELDER

Jury

Messieurs	J. C BOYER	Rapporteur
	L. DUBAR	Rapporteur
	E. FELDER	Examinateur
	M. MANTEL	Examinateur
	P. MONTMITONNET	Examinateur
	N. TRUONG DINH	Examinateur

REMERCIEMENTS

Je remercie le CEMEF et l'Ecole des Mines de Paris de m'avoir accueillie et permis de mener ce travail de thèse durant ces trois années.

Je remercie tout particulièrement mon directeur de thèse, Eric Felder, pour son accompagnement et ses précieux conseils qui ont largement contribué à l'aboutissement de ce travail. De la même manière, je remercie Pierre Montmitonnet de m'avoir fait profiter de ses connaissances sur les savons de tréfilage.

Je tiens également à remercier les partenaires industriels de cette thèse, à savoir les deux initiateurs du projet, Marc Mantel -UGITECH- et Nguyen Truong -CONDAT-, pour leur forte implication dans ce projet et la qualité de leur suivi.

Dans le cadre de leur participation à mon jury de thèse, je remercie à nouveau M. Mantel, M. Montmitonnet et M .Truong, ainsi que M. Boyer et M. Dubar qui ont accepté d'être rapporteurs.

Je remercie toutes les personnes que j'ai été amenée à côtoyer lors de mes déplacements pour leur accueil, leur participation active à l'étude, leur disponibilité et leur sympathie.

Enfin, je remercie tous ceux du CEMEF avec lesquels j'ai évolué au cours de ces années, pour leur collaboration à cette étude et leur sympathie.

SOMMAIRE

Introduction 1

Chapitre 1 : Présentation du tréfilage et de la lubrification par les savons secs 5

1.Préambule 7

2. Le tréfilage 7
2.1. La préparation de surface 7
2.2. Le revêtement de surface 8
2.3. Outils et équipements industriels du tréfilage 8
2.3.1.La machine simple
2.3.1. Les machines multiples
2.4. La finition : nettoyage et traitements thermiques 11
2.5. Les observables du tréfilage : force, frottement et température 11
2.5.1. La force : modèles analytiques et simulation numérique
2.5.2. Le frottement
2.5.3. La température

3. La lubrification par les savons de tréfilage 17
3.1. Quelques rappels sur les régimes de lubrification et les familles de lubrifiants 17
3.2. Les savons 18
3.2.1.Composition des savons
3.2.2. Fabrication des savons
3.2.3.Utilisation des savons
3.2.4. Caractérisation des savons : de la structure aux propriétés physiques et rhéologiques
3.3. Tréfilage expérimental 25
3.4. La modélisation de la lubrification du tréfilage 28
3.4.1. Au départ... L'équation de Reynolds
3.4.2. Modèle de Tattersall
3.4.3 Modèle de Felder
3.4.4. Modèle de Montmitonnet

4. Conclusion de l'étude bibliographique 32

Chapitre 2 : Méthodes d'approche pour l'analyse de la lubrification du tréfilage .. 33

1.Description de la passe de référence 35
1.1. Le fil 35
1.2. La filière 36
1.3. Le lubrifiant 36
1.4. La vitesse de tréfilage 36
1.4.1. Tréfilage "basses vitesses" sur banc de traction
1.4.2. Tréfileuse monopasse "moyennes vitesses"
1.4.3. Tréfileuse monopasse "grandes vitesses"

2. Méthodes d'approche pour la caractérisation des savons de tréfilage 39
2.1. Mesure de la force de tréfilage 39
2.1.1. Reproductibilité des mesures de force
2.1.2. Etude du "bruit" relatif à la mesure de la force de tréfilage

2.2. Mesures des températures de filière 42
2.2.1. Corrélation entre les températures mesurées par les deux thermocouples
2.2.2. Reproductibilité des mesures de températures
2.3. Mesure du poids de couche superficielle 45
2.4. Mesure de la rugosité du fil 46
2.5. Observation et analyse chimique de la couche superficielle 46
2.5.1. Observation de la répartition du revêtement sur le fil
2.5.2. Observation de la rugosité du fil
2.6. Bilan des méthodes d'approche 51

3. Intérêt de ces méthodes pour l'étude de la lubrification par les savons 51

4. Application à l'analyse du tréfilage industriel 52
4.1. Etude expérimentale d'une opération de tréfilage multi passes 52
4.2. Représentativité du tréfilage mono passe vis-à-vis du procédé industriel 55

Chapitre 3 : Analyse thermomécanique d'une passe de tréfilage

1. Caractérisation de la rhéologie de l'acier 58
1.1. Essais de traction conventionnels 58
1.1.1. Essais à température ambiante
1.1.2. Essais entre 25°C et 150°C
1.2. Essai de masse tombante 63

2. Une méthode d'identification de la rhéologie du métal et de la tribologie du lubrifiant grâce à un modèle thermomécanique élémentaire 64
2.1. Contrainte de tréfilage..... 64
2.2. Echauffement du fil 65
2.3. Modèle thermomécanique élémentaire 68
2.3.1. Identification du travail de déformation plastique du fil et estimation de la température maximale atteinte
2.3.2. Estimation des cissions de frottement des savons de tréfilage
2.4. Application du modèle aux essais de tréfilage (conditions de référence) 69
2.5. Pertinence des résultats obtenus 71
2.6. Extension du modèle aux essais de tréfilage (hors conditions de référence) 72
2.6.1. Tréfilage du fil-machine
2.6.2. Tréfilage du fil 2,2mm : Effet de la vitesse
2.7. Limites du modèle 75

3. Modélisation avec un code de calcul par éléments finis FORGE2® 75
3.1. Mise en données pour les calculs 76
3.2. Corrélation méthode des tranches/simulation numérique avec un cas simple 76
3.2.1. Principe de la corrélation
3.2.2. Influence de la géométrie de la filière
3.2.3. Influence de l'angle et du frottement sur la contrainte de tréfilage
3.3. Prise en compte de l'écrouissage du fil 78
3.3.1. Estimation du travail de déformation plastique du fil
3.3.2. Estimation du coefficient de Tresca
3.3.3. Estimation de la température maximale du fil
3.4. Calcul thermique dans la filière 82

4. Conclusion 84
5. Synthèse : Application du modèle thermomécanique à une opération de tréfilage multipasses industrielle 86

Chapitre 4 : Caractérisation des savons de tréfilage 88

1. Présentation des savons de tréfilage 90
    1.1. Caractéristiques générales 90
    1.2. Masse volumique 90

2. Etude structurale par DSC 91
    2.1. Principe de l'essai 92
    2.2. Enthalpogrammes des savons de tréfilage 92
        2.2.1. Enthalpogrammes des charges minérales
        2.2.2. Enthalpogrammes des savons purs
        2.2.3. Enthalpogrammes des savons chargés
    2.3. Conclusion sur la DSC 97

3. Rhéologie des savons 98
    3.1. Rhéologie capillaire 98
        3.1.1. Principe de l'essai
        3.1.2. Résultats
        3.1.3. Conclusion sur la rhéologie capillaire
    3.2. Mélangeur 105
        3.2.1. Principe de l'essai
        3.2.2. Résultats
        3.2.3. Conclusion sur le mélangeur
    3.3. Essais de tréfilage "basses vitesses" 116
        3.3.1. Déroulement des essais
        3.3.2. Influence de la vitesse de tréfilage
        3.3.3. Influence de la température du savon
        3.3.4. Conclusion sur les essais de tréfilage "basses vitesses"

4. Synthèse des résultats 125

Chapitre 5 : Tréfilage expérimental : Etude de l'influence des paramètres relatifs au savon et au procédé sur la lubrification 126

1. Préambule sur le revêtement salin 128
    1.1. Variabilité de recouvrement du fil par le dépôt salin 128
    1.2. Influence du revêtement salin lors d'une opération de tréfilage monopasse 130
        1.2.1. Tréfilage sans savon
        1.2.2. Tréfilage sans revêtement de surface
        1.2.3. Vieillissement du revêtement salin et conséquence sur le déroulement du tréfilage

2. Influence de la vitesse sur la qualité de la lubrification 133

3. Influence des paramètres relatifs au savon sur la qualité de la lubrification 136
    3.1. Composition 136
        3.1.1. Performances des savons de référence
        3.1.2. Effet de la teneur en matière grasse
        3.1.3. Formulations sodiques fortement chargées
    3.2. Granulométrie 141

4. Influence des paramètres relatifs au procédé sur la qualité de la lubrification 144
    4.1. Le fil 144
        4.1.1. Etat de surface du fil

4.1.2. Propriétés mécaniques du fil
4.2. La filière 148
4.2.1. Angle de filière
4.2.2. Etat de surface de la filière
4.3.3. Utilisation d'un dispositif de mise en pression

5. Synthèse des essais de tréfilage 154
5.1. Impact des conditions de tréfilage sur le poids de couche 154
5.2. Impact des conditions de tréfilage sur les contraintes et températures 155
5.3. Contribution du revêtement salin 155
5.4. Pertinence des résultats et problèmes de reproductibilité 157

Chapitre 6 : Analyse théorique de la lubrification du tréfilage : application à la détermination de l'épaisseur passante 158

1. Mise en données du problème 160

2. Expression de l'épaisseur passante 161
2.1. Cas viscoplastique isotherme 161
2.2. Cas plastique 163

3. Prise en compte des effets thermiques (cas viscoplastique) 164

4. Discussions 166
4.1. Influence des conditions aux parois : cas d'une cission nulle sur la filière 166
4.2. Comparaison avec un modèle pseudo-newtonien 166

5. Application du modèle 167
5.1. Cas plastique 167
5.1.1. Essais de tréfilage basses vitesses
5.1.2. Essai de piégeage
5.2. Cas viscoplastique 169
5.2.1. Recalage par rapport à un modèle pseudo-newtonien
5.2.2. Application du modèle viscoplastique aux essais de tréfilage "moyennes vitesses"

6. Conclusion 173

Conclusion générale 174

Références bibliographiques 181

Principales notations utilisées 186

Sommaire des annexes 188

INTRODUCTION GENERALE

1 CONTEXTE DE L'ETUDE

Le tréfilage est une technique de mise en forme à froid des métaux qui permet de réduire la section d'un fil, par déformation plastique, en le tirant à travers l'orifice calibré d'une filière sous l'action d'une force de traction et en présence d'un lubrifiant (figure 1). Cette technique permet d'obtenir des fils de diamètres inférieurs à 5 mm et de s'affranchir ainsi des limites technologique et économique d'un procédé de déformation à chaud, à savoir de respecter des tolérances serrées sur les diamètres et de conférer, éventuellement, des caractéristiques mécaniques adaptées par écrouissage [1]. Les matériaux les plus utilisés dans le cadre d'applications industrielles sont l'acier, le cuivre, l'aluminium et le tungstène. Les applications des produits mis en œuvre par cette technique (qui peuvent être utilisés en l'état, assemblés ou transformés) sont nombreuses : clôtures, armatures pour béton, électrode de soudage, câbles, agrafes, vis et boulons, ressorts, aiguilles, anneaux, boucles et crochets, armatures de pneumatiques [2].

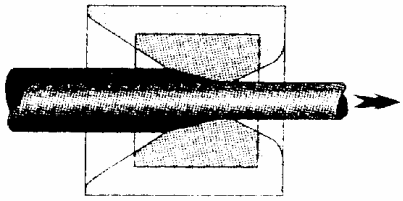


Figure 1: Principe du tréfilage

Les trois éléments-clés du tréfilage sont le fil, la filière et le lubrifiant.

• Le fil de départ, ou fil-machine provient du laminage à chaud et a subi une préparation de surface : il a ainsi été décapé et revêtu pour accentuer sa rugosité de surface et améliorer sa tréfilabilité,

• La filière assure la réduction, se compose d'un noyau en carbure de tungstène lié cobalt ou diamant et d'une frette en acier,

• Le lubrifiant joue le rôle de troisième corps : produit liquide ou pulvérulent suivant le procédé choisi, il s'intercale, sous forme d'un film mince, entre les deux antagonistes.

Dans le cas du tréfilage à sec, ce sont des "savons secs métalliques" qui sont utilisés. Issus d'une réaction de saponification, les lubrifiants industriels sont en fait des mélanges complexes de matières grasses, de charges minérales, d'additifs variés et de produits réactionnels. Un bon lubrifiant est un savon qui favorise la formation d'un film superficiel suffisamment épais et homogène pour éviter toute interaction directe entre la filière et le fil. Il doit également résister aux fortes pressions et hautes températures développées pendant le tréfilage.

Dans l'industrie, les machines utilisées sont de type monopasses ou multipasses (plusieurs réductions successives)[1],[3],[4]. Les dispositifs monopasses sont généralement utilisés pour des phases de

calibrage, de finition ou pour l'obtention d'un état de surface particulier. Les installations multipasses qui représentent l'activité industrielle essentielle, mettent en œuvre toute une gamme de vitesses, car, le matériau étant incompressible, la vitesse d'entraînement doit augmenter continuellement pour compenser l'allongement du fil. Le nombre de passes est un facteur limitant du procédé, car les réductions successives entrainent un durcissement du fil et une fragilité croissante. Pour éviter les problèmes de casses de fil liés à l'écrouissage, un recuit intermédiaire peut s'avérer nécessaire pour adoucir le fil et lui permettre de subir les passes suivantes de tréfilage. Il est alors indispensable de refaire le revêtement de surface. Les machines les plus modernes fonctionnent en continu et sans accumulation de fil sur les bobines : elles travaillent en général à vitesses très élevées. Ces vitesses n'ont d'ailleurs pas cessé d'augmenter depuis cinquante ans [4]: de 5 à 7 m/s en 1945, elles sont passées à 16 à 18 m/s dans les années 70. Quelques années plus tard, de nouveaux dispositifs ont permis d'atteindre et de dépasser 20 m/s. En 30 ans, le nombre de passes a lui aussi doublé. Cela a donc permis de diminuer, voire de supprimer les traitements thermiques et de surface intermédiaires.

2 LE PROBLEME INDUSTRIEL

Même si ces évolutions vont dans le sens d'une augmentation de la productivité, cela n'est pas sans créer des problèmes techniques supplémentaires. En effet, dans de telles conditions de sollicitations, les pressions et températures de tréfilage atteintes sont importantes. Si le lubrifiant n'est pas adapté, le frottement est exacerbé. Contrairement au laminage où il est moteur, il a un rôle parasite en tréfilage. Toute augmentation conduit à une élévation des forces de tréfilage et des échauffements ainsi qu'à une usure prématurée de la filière. Le plus pénalisant est sans aucun doute la dégradation de l'outil calibrant. Si la filière s'ovalise ou bien si son diamètre augmente trop, le fil est hors-tolérance; s'il s'agit d'une détérioration de l'état de surface intérieur, des rayures peuvent apparaître sur le fil suivies de casses. La production de fil est donc fortement affectée puisque tout changement d'outil nécessite un arrêt-machine d'une heure environ.

La maîtrise du frottement, via l'optimisation de la lubrification, s'avère donc indispensable. Pour cela, il est nécessaire de comprendre quels sont les paramètres qui conditionnent le bon déroulement d'une opération de tréfilage. Ces paramètres sont :

• la formulation du lubrifiant. En effet, les performances d'un lubrifiant sont liées à ses propriétés physico-chimiques et rhéologiques qui elles-mêmes découlent de sa composition. Formuler un savon revient donc à choisir la matière grasse et les charges adéquates, à ajuster leurs teneurs mais également à déterminer la distribution granulométrique adaptée aux conditions de tréfilage,

• l'ajustement des paramètres du procédé tels que les caractéristiques de filière, la qualité du fil entrant, la vitesse, le refroidissement inter-passes, etc… .Ajuster ces paramètres consiste à définir la configuration permettant une sollicitation minimale du lubrifiant. La dimension thermique est à ce titre très importante puisque la température de travail du savon va conditionner ses performances.

L'art du fabricant de lubrifiants secs et du tréfileur est avant tout basé sur une longue expérience du métier et sur de nombreuses observations. Cette difficulté est d'autant plus importante que les types de bancs de tréfilage sont nombreux, que les nuances tréfilées sont variées, que les vitesses varient d'un dispositif à l'autre et que suivant les tréfileries, les profils et angles de filières peuvent être différents.

L'étude de la lubrification du tréfilage ne se limite toutefois pas à la formulation du savon ni à l'ajustement des paramètres du procédé. Elle comporte en fait trois autres aspects complémentaires :

• la préparation de surface du fil (décapage) qui va graver les joints de grains et créer ainsi une rugosité artificielle sur le fil qui est favorable à l'accrochage du film de savon et assure la formation de poches de lubrifiant,

• le revêtement de surface qui va accentuer cette rugosité. En fonction de la nature du traitement de surface (traitement de conversion, de condensation), l'adhérence du dépôt et sa tenue au cours du tréfilage sera différente et aura des conséquences sur l'approvisionnement en savon,

• le chargement en savon par passage du fil dans le savonnier.

3 OBJECTIFS DE LA THESE

En ce qui concerne la lubrification du tréfilage par les savons, la littérature est peu fournie. Au début des années 80, Montmitonnet [5] s'est intéressé au problème et ses travaux ont permis de dégager des résultats intéressants au sujet de la structure et de la rhéologie des savons ainsi que de la modélisation de la lubrification par film épais aux basses vitesses sur machine monopasse.

Compte tenu du contexte actuel et des cadences industrielles, nous devons à présent faire évoluer ces concepts en développant une nouvelle approche de la lubrification du tréfilage industriel multi-passes aux grandes vitesses.

Ce projet a été initié par deux acteurs du tréfilage : UGITECH, producteur d'acier inoxydable et tréfileur, et CONDAT Lubrifiants, fournisseur de savons de tréfilage. L'objectif de ce travail est de fournir, à l'aide d'expérience, des éléments de compréhension et de proposer des outils de modélisation des mécanismes de lubrification. Cette étude concerne le tréfilage d'un acier inoxydable austénitique AISI304-CU lubrifié par des stéarates de sodium et de calcium.

Selon la pratique industrielle, la première passe est déterminante pour le bon déroulement de l'opération de tréfilage : si le film de savon a une épaisseur "suffisante" et adhère "bien" au fil, les risques de casses ou autres incidents au cours de la descente sont diminués. Ce constat, même s'il reste très qualitatif, constitue un point de départ pour la réflexion que nous devons mener. Il sous-entend que la compréhension des mécanismes de lubrification en multipasses passe d'abord par l'analyse d'une configuration simple. C'est pourquoi nous avons centré ce travail sur l'étude expérimentale du tréfilage monopasse et mis en œuvre plusieurs séries d'essais de tréfilage sur des tréfileuses-pilote dans une gamme de vitesses comprises entre 1 et 20 m/s. Nous avons ainsi défini en premier lieu une passe de référence consistant à tréfiler du fil de diamètre 2,2 mm revêtu d'un dépôt salin, provenant de la réduction d'un fil-machine décapé de diamètre initial 5,5 mm.

Autour de ce dispositif , nous avons mis en œuvre des moyens de caractérisation et développé des outils théoriques. Après un préambule bibliographique consacré au tréfilage et à la lubrification par les savons, nous présentons dans ce mémoire :

• les techniques de caractérisations mises en œuvre pour juger de la qualité de la lubrification lors des essais de tréfilage. Nous avons tout particulièrement mis l'accent sur les mesures de poids de savon résiduel, de force de tréfilage, de températures de filière et sur les observations MEB de la surface des échantillons tréfilés (revêtus ou nettoyés). Nous montrons comment ces méthodes peuvent être

appliquées au tréfilage industriel et nous discutons la représentativité de l'approche monopasse vis-à-vis du cas multipasse,

• une analyse des conditions de travail du fil et des lubrifiants grâce à un modèle élémentaire thermomécanique qui permet d'estimer les cissions de frottement à partir des mesures réalisées au cours d'une opération de tréfilage. Cette approche a été complétée par l'utilisation d'un logiciel de simulation numérique basé sur la méthode des éléments finis, Forge2®. Une application au tréfilage industriel est proposée afin d'estimer, moyennant quelques hypothèses, la gamme de température de travail du lubrifiant,

• la caractérisation des savons de tréfilage utilisés dans ce travail. Le but est d'étudier l'évolution des propriétés thermodynamiques et rhéologiques des savons avec la température afin de faire un lien avec les performances en tréfilage,

• l'analyse expérimentale de l'influence sur la lubrification des paramètres relatifs au savon et au procédé,

• un modèle d'analyse de la lubrification par un corps viscoplastique destiné à la prévision des épaisseurs passantes. Une application s'appuyant sur nos essais de tréfilage est proposée.

L'intérêt de cette étude réside dans l'obtention d'un bon nombre de résultats expérimentaux propres au tréfilage de l'acier inoxydable, mais également dans les analyses théoriques développées pour les interpréter.

CHAPITRE 1

PRESENTATION DU TREFILAGE
ET DE
LA LUBRIFICATION PAR LES SAVONS SECS

Le but de cette revue bibliographique est de faire un tour d'horizon de la lubrification du tréfilage par les savons métalliques. Nous commençons par décrire le procédé lui-même : outils de travail, opérations de traitement du fil et approche mécanique. Nous rappelons ensuite quelques notions générales sur la lubrification et nous présentons les savons de tréfilage, du processus de fabrication jusqu'à leur utilisation. Nous insistons sur la relation qui existe entre leur composition, leur structure, leurs propriétés physiques et rhéologiques. Nous dressons ensuite un bilan des différents facteurs qui influencent la lubrification en nous appuyant sur des résultats d'essais de tréfilage expérimentaux. En dernier lieu, nous présentons les modèles de lubrification qui ont été développés pour estimer les épaisseurs passantes de savon.

Sommaire du chapitre

1 Préambule 7
2 Le tréfilage 7
2.1 La préparation de surface 7
2.2 Le revêtement de surface 8
2.3 Outils et équipements industriels du tréfilage 8
2.3.1 La machine simple 8
2.3.2 Les machines multiples 10
2.4 La finition : nettoyage et traitements thermiques 11
2.5 Les observables du tréfilage : force, frottement et température 11
2.5.1 La force : modèles analytiques et simulation numérique 11
2.5.2 Le frottement 14
2.5.3 La température 15
3 La lubrification par les savons de tréfilage 17
3.1 Quelques rappels sur les régimes de lubrification et les familles de lubrifiants 17
3.2 Les savons 18
3.2.1 Composition des savons 18
3.2.2 Fabrication des savons 19
3.2.3 Utilisation des savons 19
3.2.4 Caractérisation des savons : de la structure aux propriétés physiques et rhéologiques 20
3.3 Tréfilage expérimental 25
3.4 La modélisation de la lubrification du tréfilage 28
3.4.1 Au départ… l'équation de Reynolds 28
3.4.2 Modèle de Tattersall 29
3.4.3 Modèle de FELDER 30
3.4.4 Modèle de Montmitonnet 30
4 Conclusion de l'étude bibliographique 32

1 PREAMBULE

En préambule, nous rappelons les définitions des grandeurs mécaniques utilisées pour décrire le tréfilage (figure 1).

• l'allongement du fil λ

La conservation du volume, entre l'entrée et la sortie de filière, au cours de la déformation plastique permet d'écrire que $S_e.L_e=S_s.L_s$. Nous avons alors $\lambda = \frac{L_s}{L_e} = \left(\frac{R_e}{R_s}\right)^2$

Avec L_e, L_s : les longueurs initiales et finales de fil.

• la réduction du fil $r = 1 - \left(\frac{R_s}{R_e}\right)^2$

• la déformation $\varepsilon = \ln\lambda = 2\ln\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$

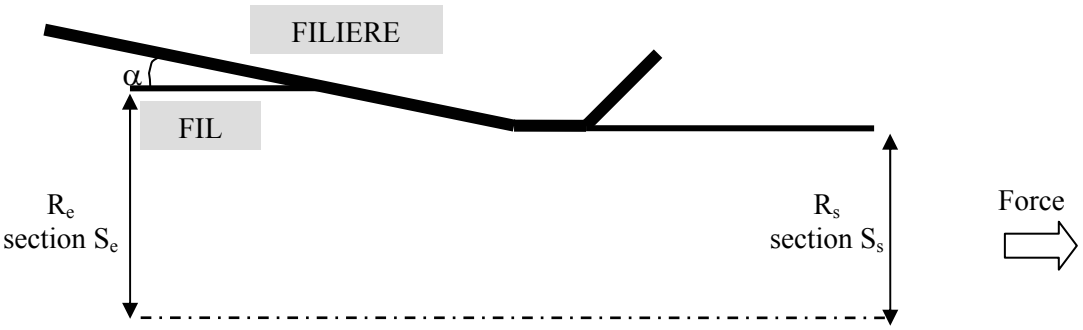
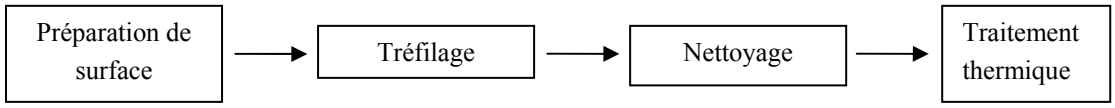


Figure 1 : Schéma d'une passe de tréfilage et notations utilisées

2 LE TREFILAGE

Une opération industrielle de tréfilage se compose de quatre étapes élémentaires :



2.1 La préparation de surface

Le matériau de départ utilisé pour le tréfilage est appelé fil-machine. De diamètre de l'ordre de 5mm pour les aciers inoxydables, il provient du laminage à chaud de billettes produites par coulée continue et se présente sous forme de couronnes, refroidies à l'air. La surface du fil est recouverte d'une couche d'oxydes métalliques, appelée aussi calamine, dont l'épaisseur est fonction de la température de sortie du fil. A cause de son caractère abrasif, de sa dureté et de son absence de ductilité, cette couche doit être éliminée avant le tréfilage. Différents procédés de nettoyage de surface peuvent être employés[1],[2],[4] : par action chimique (décapage), mécanique (décalaminage) ou action combinée des deux.

2.2 Le revêtement de surface

Comme nous l'avons évoqué, la lubrification est essentielle au cours du tréfilage. Or, les lubrifiants secs sont difficilement entraînés par le fil surtout si sa surface est peu rugueuse. Il est donc nécessaire de déposer un support de lubrifiant sur la surface avant tréfilage. Ce revêtement assure également une protection limite en cas de mauvaise lubrification et permet d'éviter ainsi tout risque de grippage. D'une manière générale, deux grandes classes de traitements de surfaces se distinguent [1], [2] et [4] :

• les réactifs, qui, par réaction à l'interface métal/dépôt, produisent une modification de la couche superficielle du fil. Il s'agit de traitements tels que la phosphatation ou l'oxalatation. Ces traitements de conversion possèdent l'avantage d'être particulièrement adhérents, mais leur inconvénient est qu'ils sont polluants. Ils sont généralement mis en œuvre avant le tréfilage des aciers au carbone,

• les non réactifs qui sont souvent des dépôts salins [6], [7]. Ces revêtements sont formés par condensation ce qui explique qu'ils soient moins adhérents que les traitements de conversion. Ils s'éliminent toutefois mieux après tréfilage. Ils sont utilisés pour le tréfilage des aciers inoxydables.

Il existe deux grandes voies d'élaboration de ces dépôts, au défilé et au trempé, qui conduisent à des morphologies de revêtement bien distinctes : le recouvrement le plus homogène est obtenu lors du revêtement au défilé.

2.3 Outils et équipements industriels du tréfilage

L'ensemble du matériel de tréfilage comporte trois éléments [2] :

• un dispositif de dévidage du fil,
• une machine à tréfiler,
• un dispositif de récupération du fil écroui.

Parmi tous les dispositifs, nous distinguons :

• les machines de tréfilage à sec, qui permettent d'obtenir des fils jusqu'à 1 mm et utilisent des savons comme lubrifiants. Ce sont ces dispositifs qui nous intéressent particulièrement dans cette étude,

• les machines de tréfilage humide, qui sont particulièrement adaptées pour l'obtention de fils plus fins. La lubrification est mise en œuvre par immersion ou aspersion d'huile minérale.

Suivant la réduction de diamètre souhaitée, le nombre de passes (c'est-à-dire de passages en filière) est ajusté. Pour des réductions de section de l'ordre de 35%, ce sont des dispositifs simples (ou mono passes) qui sont utilisés. Pour des réductions de section plus importantes, il faut envisager des réductions successives et donc utiliser des machines multiples (appelées également multi passes). Les dispositifs mono passes sont généralement utilisés pour des phases de calibrage, de finition ou pour l'obtention d'un état de surface particulier.

2.3.1 La machine simple

C'est la configuration de base qui ne peut effectuer qu'une seule réduction. Elle se compose d'un système de dévidage du fil, d'un bloc à tréfiler et d'un dispositif de traction/réception (figure 2).

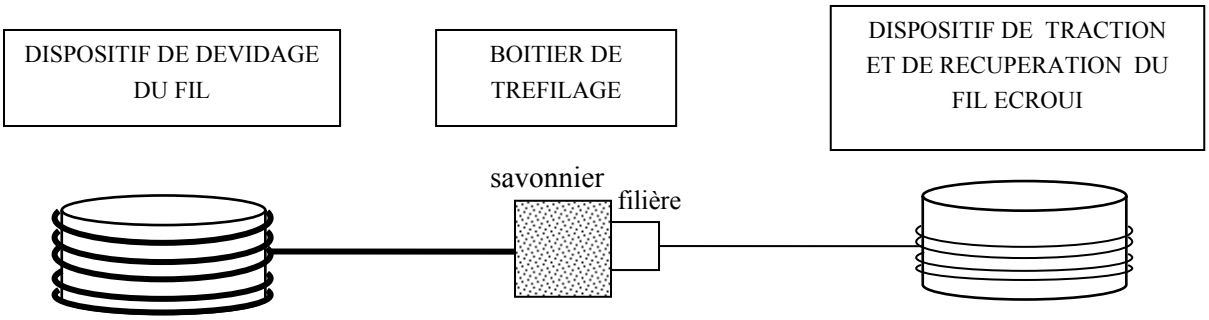


Figure 2 : Schéma de principe d'une machine à tréfiler simple (ou mono passe)

Le boîtier de tréfilage comprend le réservoir de lubrifiant (appelé également savonnier) et le support de filière dans lequel est logé l'outil calibrant.

2.3.1.1 Le lubrifiant

L'utilisation d'un lubrifiant est capitale au cours du procédé pour limiter le frottement et l'usure et assurer un régime de lubrification stable. Son rôle est de diminuer les forces d'étirage, d'éviter les échauffements excessifs aux grandes vitesses, et d'améliorer ainsi la durée de vie des outils et du fil.
En général, pour les gros et moyens diamètres, ce sont des savons qui sont utilisés (tréfilage à sec) : il s'agit de corps pulvérulents composés d'une matière grasse (sel métalliques d'acides gras) et de charges minérales. Le rôle de ces lubrifiants est de former un film suffisamment épais sur le fil de manière à éviter toute interaction entre le métal et la filière qui pourrait conduire à une dégradation de l'état de surface. Ils permettent ainsi des réductions successives, mais donnent un aspect terne au fil. Suivant les applications ultérieures du fil, un nettoyage s'impose pour ôter tous les résidus de lubrifiant. Nous parlons plus en détails de ces lubrifiants dans le § 3.2. de ce chapitre.

2.3.1.2 La filière

Elle se compose de deux parties : un noyau, très dur, qui va assurer la réduction du diamètre du fil et une frette en acier qui maintient le noyau et lui permet de résister aux fortes pressions développées au cours du tréfilage. Elle se compose de plusieurs parties (figure 3) :
• un cône d'entrée jouant le rôle d'un entonnoir d'engagement, de répartiteur et d'entraîneur de lubrifiant,
• un cône de travail, de demi-angle α, dans lequel s'effectue la réduction de section par déformation progressive du fil,
• une portée cylindrique qui calibre le diamètre du fil
• un cône de sortie qui décharge progressivement la filière des efforts et permet l'évacuation du lubrifiant.

Le tréfilage des gros fils se fait le plus souvent avec des filières en carbure de tungstène lié cobalt. Pour les fils plus fins, ce sont des filières diamant (de géométrie différente) qui sont plutôt utilisées sauf dans le cas du cuivre qui se tréfile avec ce type de filière même pour les diamètres importants. La durée de vie de ces filières est plus importante que celle des filières en carbure, mais leur coût est nettement plus élevé.

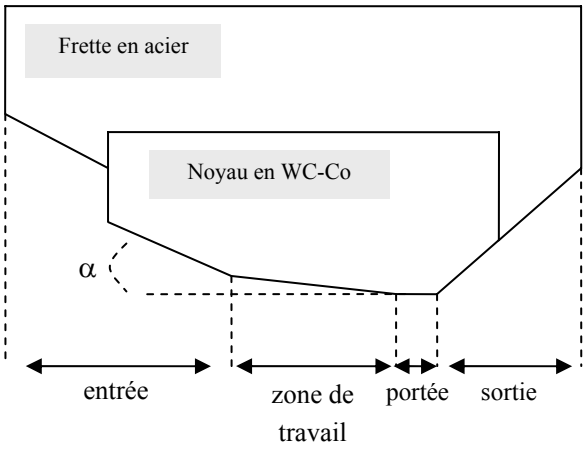


Figure 3 : Schéma d'une filière de tréfilage

Au cours du tréfilage, le matériau de filière se dégrade : l'endommagement peut provenir d'une usure par fatigue ou d'une usure abrasive liée à une mauvaise lubrification. La durée de vie d'une filière est conditionnée par de nombreux facteurs : la nuance du métal, la préparation de surface du fil (qui va "accrocher" le lubrifiant), l'état de surface du fil machine (rugosité), nature et forme de la filière (angles de raccordement), le refroidissement, le lubrifiant et la vitesse de tréfilage.

2.3.2 Les machines multiples

Elles permettent des réductions de section importantes grâce à un enchaînement de filières.
Il existe trois types de machines multiples [2] :

• les machines continues ou à passage direct : Ce sont les équipements les plus modernes et les plus répandus. Ces bancs travaillent en général à des vitesses élevées et sans glissement du fil sur les bobines grâce à un équilibrage rigoureux des vitesses. En effet, chaque bobine voit sa vitesse contrôlée par un moteur séparé dans le but d'assurer un débit massique de fil identique dans toutes les filières. Les bobines n'accumulent que 5 ou 6 spires de fil.
Ce type de machine est particulièrement utilisé pour le tréfilage des aciers inoxydables, car ceux-ci ne nécessitent pas un refroidissement entre passes aussi poussé que d'autres types d'aciers.

• Les machines à accumulation : Il n'y a pas d'équilibrage automatique des vitesses. Les passes sont calculées pour que chaque filière débite plus de fil que ce qui est nécessaire à la suivante d'où une accumulation du fil sur la bobine. Cette dernière favorise le refroidissement du fil, problématique du point de vue métallurgique pour les aciers au carbone, et permet de ne pas interrompre la production de bobines aval en cas de problème sur les bobines amont.

• Les machines à glissement : Dans ces machines dédiées au tréfilage humide, il n'y a ni équilibrage des vitesses, ni accumulation de fil. Le glissement du fil sur les bobines compense les différences de vitesses.

Ces équipements permettent de tréfiler du fil "en ébauche", c'est-à-dire qu'ils permettent de réduire le diamètre du fil machine de 5,5mm à 1 ou 2mm en plusieurs passes. Le fil peut ensuite être tréfilé en "reprise" à sec sur des bancs de même type ou bien en milieu humide sur des bancs fonctionnant en

immergé pour l'obtention de fils très propres.

2.4 La finition : nettoyage et traitements thermiques

Après le tréfilage, le fil comporte un film superficiel de lubrifiant et de revêtement dont il faut se débarrasser avant de procéder à un traitement thermique (pour éviter la diffusion d'éléments polluants). Deux sortes de nettoyage peuvent être envisagés, par action mécanique ou chimique (lessives alcalines, solutions acides), au trempé ou au défilé (suivant les sections des fils tréfilés) [1].

En dernière étape, les traitements thermiques sont mis en oeuvre pour obtenir des fils présentant une structure adaptée au retréfilage ou aux déformations ultérieures, pour supprimer l'effet de l'écrouissage et adoucir le fil (recuit) ou encore pour communiquer au fil des caractéristiques particulières (trempe). Les fours de recuit peuvent être de types statiques (couronnes, bobines) ou au défilé (fours pouvant atteindre 20m de longueur) [2].

2.5 Les observables du tréfilage : force, frottement et température

2.5.1 La force : modèles analytiques et simulation numérique

Le fil est tiré au travers de la filière par une force de traction. L'écoulement plastique du métal est rendu possible par l'action combinée de la traction axiale et de la compression radiale imposée par la filière. A l'interface fil-filière, s'exerce en plus de la pression latérale imposée par la filière, un cisaillement fonction des conditions de frottement. La force nécessaire pour tréfiler le fil est donc la somme de la force nécessaire pour déformer plastiquement le fil et de la force nécessaire pour vaincre le frottement. En terme de contrainte de tréfilage, nous pouvons écrire que (relation 1) :

$$\sigma_z = \frac{F_z}{\pi R_s^2} = \sigma_{\text{déformation plastique}} + \sigma_{\text{frottement}}$$

La contrainte de tréfilage est donc fortement dépendante :

- de la géométrie de la filière : la valeur de l'angle de filière et la longueur de sa portée vont conditionner la surface de contact entre le fil et augmenter la part du frottement,
- des propriétés mécaniques du fil et plus particulièrement de sa contrainte d'écoulement,
- des conditions de frottement à l'interface fil-filière via l'utilisation d'un lubrifiant.

Différentes méthodes ont été proposées pour calculer la contrainte de tréfilage. Il faut distinguer les méthodes analytiques des méthodes numériques.

2.5.1.1 Modèles analytiques

Devant la complexité des équations de la plasticité, des méthodes de résolution approchée ont été développées pour calculer la force de tréfilage. Les plus connues sont :

- La méthode des tranches [8]

Elle consiste à considérer le fil découpé en tranches cylindriques infinitésimales d'épaisseur dz dont l'axe z est la direction de tréfilage. Chaque tranche est soumise à une traction axiale, à une pression et à une cission de frottement. La résolution des équations d'équilibre nécessite de prendre en compte le

critère de plasticité et de choisir une condition de frottement. Si une contre-traction $\sigma_{z,e}$ est exercée, l'expression de la contrainte de tréfilage en sortie de filière $\sigma_{z,s}$ est donc :

• avec un frottement de Coulomb μ : $\sigma_{z,s} = \sigma_{z,e}\lambda^{-\mu \cot an\alpha} + \sigma_0 (1 + \frac{1}{\mu \cot an\alpha})(1 - \lambda^{-\mu \cot an\alpha})$

• avec un frottement de Tresca $\overline{m}$: $\sigma_{z,s} = \sigma_{z,e} + \overline{\sigma}_0 \ln\lambda \left(1 + \frac{\overline{m}}{\sqrt{3}} \cot an\alpha\right)$

Cette méthode élémentaire est en fait insuffisante car la comparaison avec les résultats expérimentaux de Wistreich [9] indique que la contrainte de tréfilage ainsi calculée est sous-estimée et ne rend pas compte de l'existence d'un minimum de force lorsque l'angle varie (figure 4).

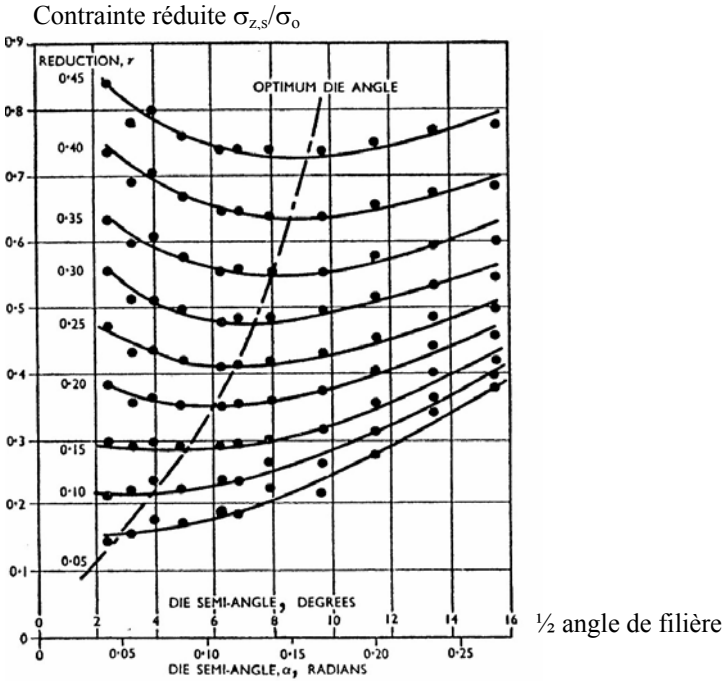


Figure 4 : Influence de la réduction et de l'angle de filière sur la contrainte de tréfilage [9]

La notion de travail redondant a été introduite pour expliquer pourquoi la déformation du métal, induite par la réduction du fil, peut être supérieure à la déformation homogène attendue selon $\varepsilon = \ln\lambda = 2\ln\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$. D'un point de vue physique, cela s'explique par une discontinuité de vitesse aux limites de la zone de travail. Pour une réduction donnée, cet effet est d'autant plus marqué que l'angle de travail de la filière est grand. Johnson et Rowe [10] ont estimé le travail redondant en réalisant un certain nombre d'essais de tréfilage avec plusieurs formulations de lubrifiants, plusieurs réductions et plusieurs angles. La mesure de la force de tréfilage et sa comparaison avec celle fournie par la méthode des tranches leur a permis de proposer une expression semi-empirique du travail redondant Ψ telle que :

$$\Psi = 0{,}88 + 0{,}195\left(\frac{R_e + R_s}{R_e - R_s}\right)\left(\frac{1 - \cos\alpha}{2\sin\alpha}\right)$$

• La méthode de la borne supérieure [11]

Ce modèle, plus rigoureux que le précédent, suppose que les trajectoires sont constituées d'un faisceau de droites convergent sur l'axe du fil et que la zone de déformation est limitée par deux discontinuités de vitesses. L'application du théorème de la borne supérieure montre que l'on obtient ainsi un majorant de la contrainte tréfilage dans la mesure où la puissance dissipée dans l'écoulement considéré sera supérieure à celle dissipée par l'écoulement réel. L'expression de cette contrainte est donc :

$$\sigma_{z,s} = \sigma_{z,e} + \overline{\sigma}_0 \ln\lambda \left(1 + \frac{\overline{m}}{\sqrt{3}} \cot\alpha \right) + 0{,}77\sigma_0 \sin\alpha$$

Le troisième terme de cette expression désigne le travail redondant.

• Méthode des tranches modifiée[12]

Dans son approche critique, Felder compare ces différents modèles (méthode des tranches, méthode Johnson et Rowe et méthode de la borne supérieure) et aboutit à la conclusion que l'expression de la contrainte la plus adaptée et la plus représentative des résultats expérimentaux est la suivante :

$$\sigma_{z,s} = \sigma_{z,e} + \sigma_0 \ln\lambda \left(\Psi + \frac{\overline{m} \cot an\alpha}{\sqrt{3}} \right)$$

avec $\psi = \max\left(1;0{,}88 + 0{,}19 \left(\frac{\sqrt{\lambda}+1}{\sqrt{\lambda}-1} \right) \tan\alpha \right)$

Nous utiliserons cette formule dans le cadre de notre étude lorsque nous aborderons l'aspect mécanique du tréfilage.

• Synthèse : Forme générale de la contrainte de tréfilage

D'une manière globale, nous retiendrons que les expressions présentées adoptent la forme suivante (pour α petit, cas pratique) :

$$\sigma_{z,s} = f\left(\sigma_o\varepsilon\ ;\ \frac{\tau}{\alpha}\ ;\ \Psi\right)$$

- $\sigma_o\varepsilon$ → Contribution de la déformation plastique (déformation homogène)
- $\frac{\tau}{\alpha}$ → Contribution du frottement
- Ψ → Contribution du travail redondant (déformation non homogène)

Un calcul rapide basé sur la méthode des tranches permet d'estimer les différentes composantes qui interviennent dans l'expression globale de la contrainte (figure 5). Cette représentation met en évidence l'angle α optimal décrit par Wistreich et qui minimise la force de tréfilage.

Dans cette partie, nous avons mis l'accent sur les approches mécaniques les plus courantes qui conduisent à bon accord avec les résultats expérimentaux. Le lecteur pourra trouver un état de l'art plus complet dans [9], [13], [14] .

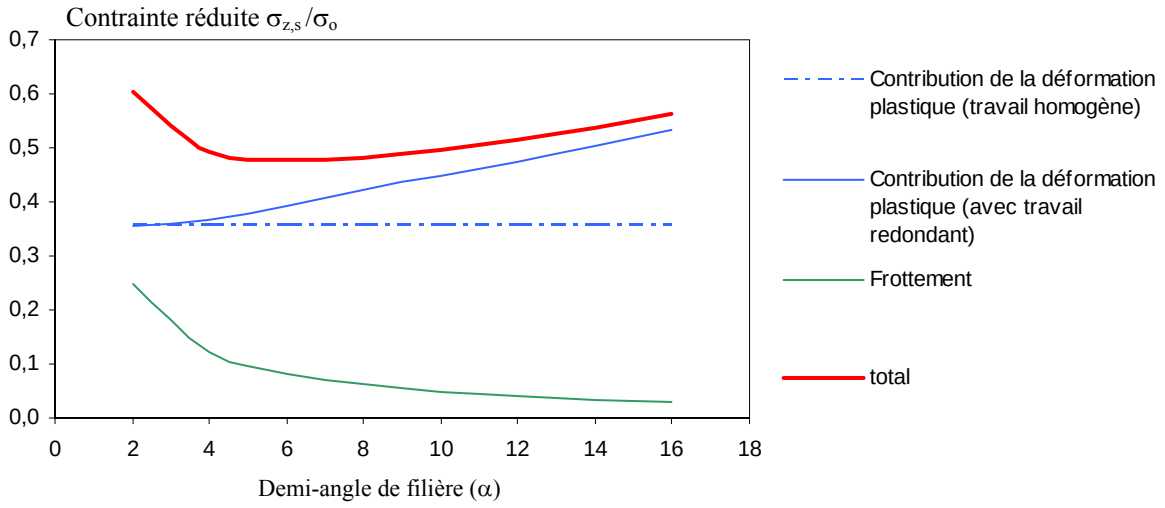


Figure 5 : Composantes de la contrainte de tréfilage calculée d'après la méthode des tranches modifiée (réduction de 30% - frottement de Tresca = 0,015)

2.5.1.2 Simulation numérique

La simulation numérique permet d'obtenir des solutions détaillées de problèmes mécaniques et thermiques complexes et de connaître les états de contrainte ou de déformation d'un matériau. Le but est de prédire le comportement d'un matériau lors de sa mise en forme et de diminuer ainsi le nombre d'essais expérimentaux. La simulation numérique permet de faire des calculs en prenant en compte, pour le fil, des lois rhéologiques plus réalistes. L'application de méthodes de résolution au tréfilage par éléments finis a été proposée par Chen et al. [15] qui ont étudié l'analogie avec le procédé d'extrusion. D'autres auteurs comme Dixit [14] ont analysé le tréfilage avec prise en compte de l'écrouissage pour estimer la force de tréfilage. Nous trouvons également dans la littérature des articles qui traitent de la comparaison entre méthodes analytiques et numériques pour le calcul de la force [16], [17], [18].
Le calcul par éléments finis a également été utilisé pour prédire l'apparition de défauts, avec l'introduction d'un critère d'endommagement [19], ainsi que pour étudier l'effet de paramètres tels que la réduction ou l'angle de filière sur le devenir d'une fissure superficielle [20].

2.5.2 Le frottement

Contrairement à d'autres procédés où il est moteur, le frottement est un phénomène parasite pour le tréfilage. Il génère une augmentation de la force de tréfilage et de la température au cours de l'opération et rend les conditions de tréfilage critiques (rayures du fil, usure de la filière). L'objectif du tréfileur est donc de le minimiser en ajustant les paramètres du procédé (réduction du fil, angle de filière) ou en utilisant un bon lubrifiant (c'est-à-dire un lubrifiant qui recouvre de manière homogène le fil).
Le frottement peut être estimé de manière expérimentale, lors d'essais de tréfilage, par mesures directe ou indirecte [13] :

• la mesure directe consiste à mesurer la force axiale et la force normale de tréfilage. Cette voie nécessite de disposer toutefois de matériels de tréfilage sophistiqués et bien instrumentés. La technique

la plus connue est le "split-die", développée par Mc Lellan en 1952-53 puis améliorée par Wistreich[9], qui consiste à utiliser une filière coupée en deux et à mesurer conjointement la force qui tend à séparer les deux parties ainsi que la force axiale lors du tréfilage,

• la mesure indirecte consiste à mesurer la force axiale de tréfilage et à calculer le coefficient de frottement grâce à un modèle mécanique et à la connaissance de la contrainte d'écoulement du fil. Ce type de calcul peut toutefois être entaché d'erreurs qui découlent d'une connaissance qu'approchée de la contrainte d'écoulement ou d'hypothèses plus ou moins discutables sur le frottement et le travail redondant. Cette approche fournit quoi qu'il en soit de bonnes estimations.

Une autre méthode d'identification assez précise du coefficient de frottement a été proposée plus récemment : le Upsetting Sliding Test [21],[22] (figure 6).

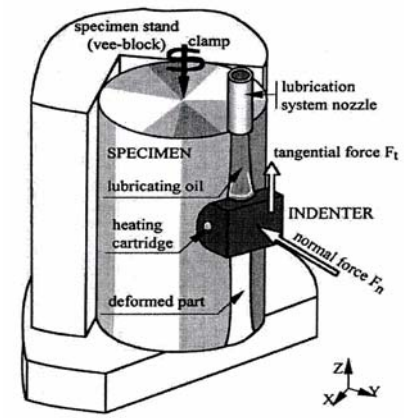


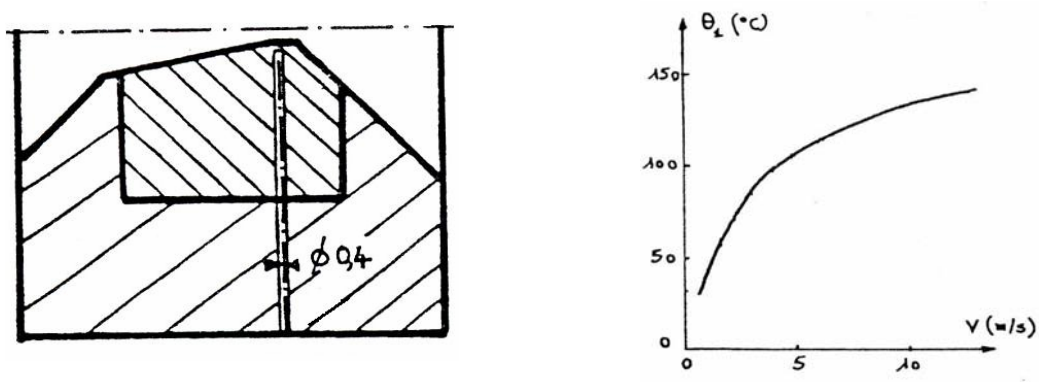
Figure 6 : Principe de l'Upsetting Sliding Test [21]

Il s'agit d'un essai de laboratoire qui consiste à reproduire les conditions de contact physique, chimique et mécanique de l'interface pièce-outil du procédé de mise en forme au moyen d'un indenteur (qui représente l'outil) et d'un échantillon (qui représente la pièce). Après un ajustement des paramètres de l'essai (géométrie de l'indenteur et pression de contact), l'indenteur se déplace sur l'échantillon, et la mesure des forces tangentielle et normale, permet de calculer avec une bonne précision le coefficient de frottement. Pour le tréfilage, l'avantage de cet essai réside dans la possibilité de tester, en laboratoire, des conditions de contact représentatives du procédé puisque les matériaux des deux antagonistes ainsi que leurs états de surface peuvent être fidèles à la réalité : il est alors possible de tester les différents revêtements de surface et lubrifiants utilisés dans l'industrie en de les classer fonction de leurs performances en terme de lubrification. Toutefois, il est actuellement mis en œuvre à des vitesses de glissement inférieures à celles attendues en tréfilage.

2.5.3 La température

La connaissance de ce paramètre est capitale puisqu'elle va conditionner le déroulement de l'opération. En effet, un échauffement élevé va modifier les propriétés rhéologiques du lubrifiant, sa consistance et donc son épaisseur passante. Dans le cas le plus critique, un échauffement excessif peut dégrader le lubrifiant et compromettre ses performances, accentuer les phénomènes d'usure qui vont conduire à un état de surface du fil non souhaité voire provoquer des changements métallurgiques.

La thermique du tréfilage a été étudiée sur le plan expérimental et théorique [13]. La génération de chaleur a d'abord été mesurée au moyen de méthodes calorimétriques consistant à mesurer en sortie de filière l'échauffement d'un bain d'huile ou d'un tube de cuivre, suite au passage du fil tréfilé. Pour améliorer les mesures, des essais avec thermocouples implantés dans la filière ont été développés et ont permis de connaître la distribution de températures le long du contact fil-filière dans le cas de dispositifs mono passes [23], [24], [25]. Nous présentons sur la figure 7 le profil de températures obtenu avec un savon de tréfilage, entre 1 et 10 m/s : ce résultat met en évidence la forte croissance de l'échauffement lorsque la vitesse augmente.



(a) (b)

Figure 7 : Mesure des températures de filière lors d'une opération de tréfilage : emplacement du thermocouple (a) et profil obtenu (b) [24]
<u>Fil</u> : acier σ_0=355 MPa - R_e=1,2mm - R_s=1,06mm; <u>Filière</u> : carbure de tungstène - α=6°; <u>Lubrifiant</u> : savon Wyrax]

Sur le plan théorique, l'analyse thermique classique est celle de Siebel et Kobitsch [26]. La généralisation de Baque [27] permet d'écrire que l'accroissement de température superficielle du fil ΔT_s est la somme de l'échauffement généré par la déformation plastique et par le frottement :

$$\Delta T_S = \frac{\overline{\sigma}_0 \varepsilon}{\rho C} + \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\tau}{b} \sqrt{uL}$$

Où $\overline{\sigma}_0$ désigne la contrainte d'écoulement moyenne du métal, ε la déformation telle que $\varepsilon=\ln(R_e/R_s)^2$, τ la cission de frottement, u la vitesse de tréfilage, L la longueur de contact entre le fil et la filière, ρ la masse volumique du fil, C la capacité calorifique du fil et b son effusivité définie par $b = \sqrt{k\rho C}$ où k est la conductivité thermique.

Cette théorie a été tout d'abord discutée par Altan [28] qui propose une comparaison entre le calcul et les résultats expérimentaux de Ranger. Elle a également servi de base de réflexion à d'autres auteurs qui ont fourni des analyses plus détaillées et suggéré des extensions [29],[30],[31].
La littérature fait également état de travaux portant sur la mesure et la prédiction des températures sur dispositifs multi passes [30],[32],[33]. Ces calculs trouvent leur application dans la mise au point de systèmes de refroidissement qui permettent de réguler la température du fil entre les passes et d'éviter que l'accumulation de chaleur ne devienne préjudiciable à l'opération.

3 LA LUBRIFICATION PAR LES SAVONS DE TREFILAGE

3.1 Quelques rappels sur les régimes de lubrification et les familles de lubrifiants

Rappelons les trois régimes fondamentaux rencontrés en tribologie [34] :

• le régime limite (ou film mince) qui traduit une forte interaction entre le fil et la filière. L'épaisseur moyenne est de quelques couches moléculaires. Les lubrifiants concernés sont les émulsions et huiles légères,

• le régime hydrodynamique, à vitesses plus élevées, est caractérisé par l'existence d'un film épais et continu de lubrifiant qui assure un frottement plus modéré de par la quasi-absence de contact pièce-outil. Par définition, le régime est dit hydrodynamique si le critère $h \geq 3{,}5\sqrt{Ra_1^2 + Ra_2^2}$ est respecté (où Ra_1 et Ra_2 sont les rugosités arithmétiques moyennes des deux antagonistes). Les épaisseurs sont donc relativement importantes (de l'ordre de 1 à 10 µm). Ce régime concerne essentiellement les savons et huiles épaisses,

• le régime mixte (ou discontinu), qui se définit comme intermédiaire entre le régime hydrodynamique et le régime limite et qui présente donc des caractères de chacun des deux : la dénomination de régime "poches-plateaux" désigne la présence de cavités contenant du lubrifiant et de zones où le contact pièce-outil est plus intime. Ce régime est le siège d'interactions directes entre les deux corps et engendre donc un frottement et une usure plus importants.

Les courbes de Stribeck présentées sur la figure 8 illustrent l'influence de paramètres tels que la vitesse, la viscosité et la pression sur l'épaisseur d'un film lubrifiant et sur le frottement.

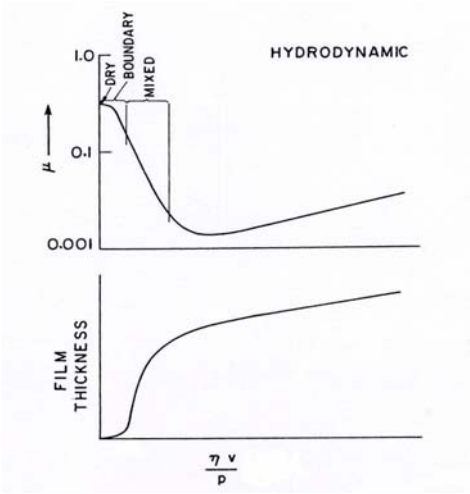


Figure 8 : Courbes de Stribeck pour un palier [13]
(µ : coefficient de frottement, η : viscosité, v : vitesse, p : pression)

Le régime hydrodynamique est celui qui est souhaité par lé tréfileur puisqu'il limite le frottement et réduit les risques de casses et d'usure. Dans certains cas toutefois, un régime mixte peut être souhaité en fonction de l'état de surface requis pour l'application finale du produit tréfilé.

Nous reviendrons sur les équations qui régissent l'épaisseur de lubrifiant dans la partie "modélisation" du §3.4.

En qui concerne les différentes catégories de lubrifiants couramment utilisés dans la mise en forme, nous distinguons [35] :

• les lubrifiants à base d'eau, essentiellement utilisés dans les procédés de mise en forme à chaud ou à fortes vitesses de déformation où un refroidissement efficace de l'outillage s'avère nécessaire (laminage à froid, tréfilage de fils fins) mais où le frottement n'est pas limitant,

• les huiles légères, de faible viscosité, imposent un frottement mixte modéré et sont utilisées à froid,

• les lubrifiants de forte consistance (graisses, savons, verre, graphite, bisulfure de molybdène) assurent la formation d'un film épais et sont très utilisés dans les procédés où sollicitations mécaniques et thermiques sont très importantes. Il faut cependant noter qu'ils confèrent au fil tréfilé un aspect terne.

Dans le cas du tréfilage, le lubrifiant est choisi pour ses propriétés tribologiques mais également pour son pouvoir de conduction thermique. Ainsi, pour les fils de diamètres compris entre 5,5 mm et 1 mm, de rugosité marquée et qui sont tréfilés entre 1 et 16 m/s, les savons sont bien adaptés car le refroidissement imposé par les cabestans suffit. Par contre, pour des opérations de tréfilage en reprise, c'est-à-dire pour des fils qui doivent être encore plus affinés (steel cord par exemple), ce sont des huiles ou des émulsions qui sont utilisées pour leur aptitude à évacuer par convection la chaleur générée aux vitesses très élevées.

3.2 Les savons

3.2.1 Composition des savons

Les savons "purs" de tréfilage sont des sels métalliques d'acides gras. Ils sont mis en oeuvre par saponification [36] c'est-à-dire par réaction entre un ester d'acide gras et une base. D'une manière générale, ils ont pour formule :

$$[\ CH_3 - (CH_2)_{n-2} - COO\ ]_m\ M^{m+}$$

Où M désigne le cation métallique et m, sa valence.

Il existe différentes familles de savons suivant la longueur de la chaîne carbonée. La plus fréquemment utilisée en tréfilage est celle des stéarates (C_{18}) avec les stéarates de sodium (où le cation métallique est Na^+) et les stéarates de calcium (où le cation métallique est Ca^{2+}).

Nous donnons ici à titre d'illustration un exemple de réaction permettant d'obtenir un stéarate de sodium :

$$\underset{\text{Acide stéarique}}{C_{17}H_{35}\text{-}COOH} + \underset{\text{soude}}{NaOH} \longrightarrow \underset{\text{Stéarate de sodium}}{C_{17}H_{35}\ COONa} + H_2O$$

Les savons "purs" tels que nous les décrivons ici ont été le sujet d'études scientifiques, mais ne sont pas réellement adaptés au tréfilage industriel. Ils servent de base aux savons commerciaux, de formulation plus complexe, puisque constitués de matière grasse (le savon pur), de charges minérales et de produits de réaction (eau<2%, glycérol).

La matière grasse peut être d'origine animale (suif neutre ou dérivés tels que acide gras de suif, acide stéarique ou suif hydrogéné) ou végétale (huile de palme). Ses propriétés, notamment le comportement en température (température de ramollissement), conditionnent fortement celui du savon élaboré.

Les charges utilisées peuvent être la chaux et l'oxyde de titane pour les savons de calcium et chaux et

borax, pour les savons sodiques. Le choix de ces charges repose sur le savoir-faire des fabricants de savons et dépend du cahier des charges de leurs clients qui va spécifier l'aspect visuel souhaité, la viscosité attendue , un comportement chimique du savon particulier (en terme d'élimination et de solubilité dans l'eau), etc. …
Généralement, les proportions en matière grasse sont de 25 à 80% (30-40% en moyenne) pour les savons de calcium et 30 à 95% (75% en moyenne) pour les savons de sodium.

3.2.2 Fabrication des savons

En général, les savons sont fabriqués dans un dispositif de malaxage selon le schéma suivant :

Saponification → Déshydratation → Refroidissement → Broyage → Conditionnement

Généralement, le corps gras est d'abord fondu, puis la base est ajoutée. Il se forme alors du savon sous forme de pâte à laquelle les additifs sont ajoutés. La plus grande partie de l'eau est éliminée par séchage sous agitation. L'ensemble est ensuite broyé. Cette étape, qui comprend le broyage et le tamisage, est importante, car elle donne au lubrifiant sec sa granulométrie. Le lubrifiant est ensuite conditionné dans des sacs qui possèdent au moins une couche étanche afin d'éviter la reprise d'humidité.

3.2.3 Utilisation des savons

La pratique la plus répandue et la plus simple est d'utiliser les savons sous forme pulvérulente en remplissant les savonniers placés en amont de la filière (figure 9).

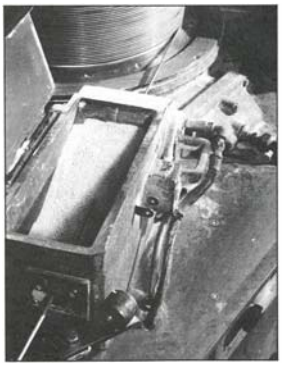


Figure 9 : savonnier

Toutefois, l'entraînement du savon par le fil n'est jamais garanti : il dépend de facteurs tels que l'état de surface du fil et son diamètre, la coupe granulométrique de la poudre de savon, de la vitesse, etc. Des solutions ont donc été proposées pour augmenter la prise de savon et améliorer ainsi la lubrification :

• Application sur le fil de savon sous forme de film solide avant tréfilage [37], [38]. Le principe de ce procédé est de convertir le lubrifiant pulvérulent en une dispersion aqueuse dans laquelle le fil va être immergé. Il est cependant nécessaire que le savon présente une stabilité physique et chimique et qu'il se dissolve partiellement. Après séchage, le fil est recouvert uniformément d'une couche de lubrifiant dense, très adhérente et de forte viscosité dont la qualité et l'épaisseur dépendent de paramètres tels que la composition et la température du bain de revêtement, et des paramètres de séchage. Les

équipements permettant de procéder à ce type de revêtement peuvent être rattachés à des installations de tréfilage multi passes existantes,

• Application magnétique de savon [39]

3.2.4 Caractérisation des savons : de la structure aux propriétés physiques et rhéologiques

3.2.4.1 Structure des savons

Les savons purs sont composés de molécules amphiphiles constituées d'une longue chaîne hydrocarbonées (ou paraffinique) rattachée à un groupe carboxyle polaire. Chaque molécule est ainsi constituée de deux parties possédant des propriétés physiques et chimiques nettement différenciées : les chaines paraffiniques sont lipophiles (ou hydrophobes) et tendent à s'assembler entre elles par des intéractions de type Van Der Waals; par contre, les groupes carboxyles sont essentiellement solubles dans l'eau et s'associent par intéractions dipolaires. Ces deux parties sont donc en perpétuelle compétition, mais doivent toutefois se concilier. Dans la mesure où les conditions thermodynamiques sont réunies, ces molécules vont donc pouvoir s'arranger de différentes manières et exister sous différentes formes cristallines (polymorphisme).

Grâce à des techniques comme la microscopie électronique, la diffraction des rayons X (travaux de Skoulios), la résonance magnétique nucléaire, l'analyse calorimétrique (travaux de Vold) ou encore la dilatométrie, les différents domaines d'existence des phases des savons purs ainsi que leurs structures ont pu être identifiés et leur structure étudiée [40]. Nous savons ainsi que [41](figure 10) :

• à température ambiante, les chaînes et groupes carboxyles constituent un ensemble parfaitement rigide et entièrement cristallisé. Jusqu'à 110-120°C, le réseau paraffinique reste cristallisé mais peut adopter des arrangements différents (les auteurs américains utilisent les termes de phases *Curd* et *Supercurd*),

• à partir de 110-120°C, un certain nombre de phases, dites mésomorphes, vont se succéder. Cet état, qui correspond également à un état cristal-liquide, est défini comme un état de la matière où les molécules ont une orientation ordonnée, mais sont en mouvement dynamique. Elles traduisent la fusion progressive des chaînes hydrocarbonées (phases *Subwaxy*, *Waxy*, *Superwaxy* des savons de sodium) puis la désorganisation du réseau ionique (phases *Subneat* et *Neat*). La nature de ces phases intermédiaires et leur nombre dépend du cation et de la présence éventuelle d'eau. Elles sont caractérisées par un certain nombre de structures du type rubans, à disques ou encore en ilôts [42], [43].

• vers 300-350°C, l'édifice ionique est totalement désorganisé : c'est la fusion complète c'est-à-dire le passage au liquide isotrope. A titre d'exemple, le stéarate de sodium fond à 288°C et le stéarate de calcium vers 350°C [44].

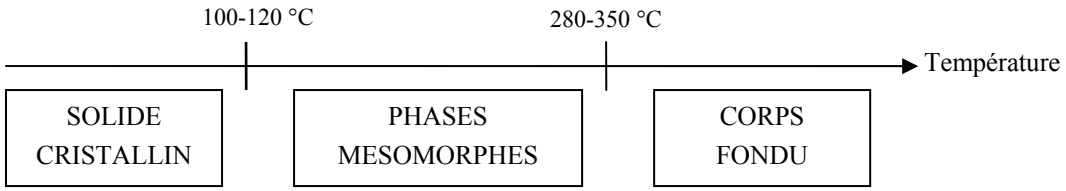


Figure 10 : Influence de la température sur la structure d'un savon pur de tréfilage

Dans les années 50, Vold a largement contribué à l'étude des savons purs par DSC. Plus récemment, Montmitonnet a analysé un panel de lubrifiants plus important y compris des savons chargés industriels. Ces travaux ont permis de déterminer les températures de transition et les domaines d'existence des différentes phases. Nous avons reporté dans le tableau 1 les données relatives aux stéarates de sodium et de calcium, purs et chargés. D'une étude à l'autre, les températures absolues peuvent varier suivant que l'auteur considère la valeur au sommet ou bien au début du pic.

	Températures de transitions cristal-cristal	Températures de transitions cristal-mésomorphe	Températures de transitions mésomorphe-mésomorphe	Fusion	Références
stéarate de sodium non chargé	90	110-120	130/140-200/210-225/250-270	280-290	[45], [46]
Stéarate de sodium chargé (60% de borax)	90-100	125	150-175 - 200/210 - 230/270	280	[46]
stéarate de calcium non chargé (anhydre)	86	125	150-195	350	[44]
Stéarate de calcium chargé (60% de chaux)	85-90	110-120	150-200	-	[47]

Tableau 1 : Températures de transition des stéarates de sodium et de calcium

D'une manière générale, les résultats obtenus montrent que :

• Pour les savons de sodium, l'essentiel des transitions observées pour le stéarate pur est conservé pour le savon chargé même si les pics sont quelquefois moins nets pour ces derniers : la charge ne bouleverse donc pas trop les enthalpogrammes ou que très subtilement [46]. Globalement, la reversibilité des transitions observée au chauffage est plutôt bonne.

• Pour les savons de calcium, les résultats sont plus dispersés et plus délicats à interpréter : les enthalpogrammes obtenus présentent des pics de taille variable et font apparaître dans certains cas des transitions supplémentaires aux basses températures qui traduisent l'existence de formes cristallines imparfaites ou bien correspondent à une transition génotypique [44], [48] (transition du 2e ordre proche du point de fusion de l'acide gras de bas). Il est alors mis en évidence que le mode de fabrication du savon est très important, en particulier la température maximale atteinte durant l'élaboration qui conditionnerait fortement la structure finale. Un refroidissement très rapide encouragerait la transition

de plus basse température (60-70°C). L'âge du savon pourrait s'avérer être également important à cause de phénomènes d'évolution temporelle après trempe qui pourraient jouer un rôle [44], [47]. D'autres facteurs comme la présence d'eau ou encore des résidus de glycérol perturbent également l'allure des thermogrammes. La chaux contenue dans le produit augmente quant à elle les risques de recristallisation imparfaite du produit [46].

3.2.4.2 Propriétés des savons

• Propriétés thermodynamiques

Au-delà des températures de transition caractéristiques, Montmitonnet a également déterminé les enthalpies des différentes transitions (au chauffage et en recristallisation), par mesure des aires sous-tendues par les pics, et a été le premier à proposer des valeurs de chaleur massique pour ces savons[5]. Son évolution avec l'augmentation de la teneur en charges et la température est illustrée sur la figure 11.

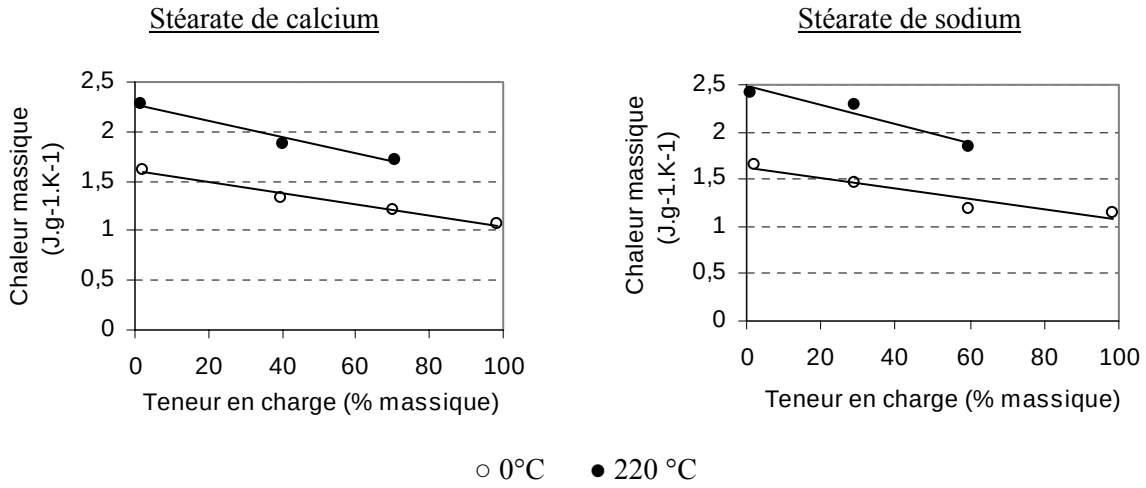


Figure 11 : Evolution de la chaleur massique en fonction de la teneur en charge pour les stéarates de sodium et de calcium [5]

• Propriétés thermiques

Pour prendre en compte les échanges entre le fil et la filière et disposer ainsi de données nécessaires pour nourrir son modèle de lubrification, Montmitonnet a réalisé des mesures de diffusivité thermique de savons à partir desquelles il a ensuite estimé la conductivité thermique [5]. Les courbes de diffusivité et de conductivité thermique ont été tracées (figure 12) pour le stéarate de calcium et de sodium (savons purs) ainsi que pour des savons avec des teneurs en charges variables.

Nous retiendrons que :

• les savons "purs" sont considérés comme des isolants comparables aux polymères,

• la présence de charges (nature et teneur) augmente considérablement la conductivité thermique : l'effet est particulièrement marqué dans le cas de la chaux.

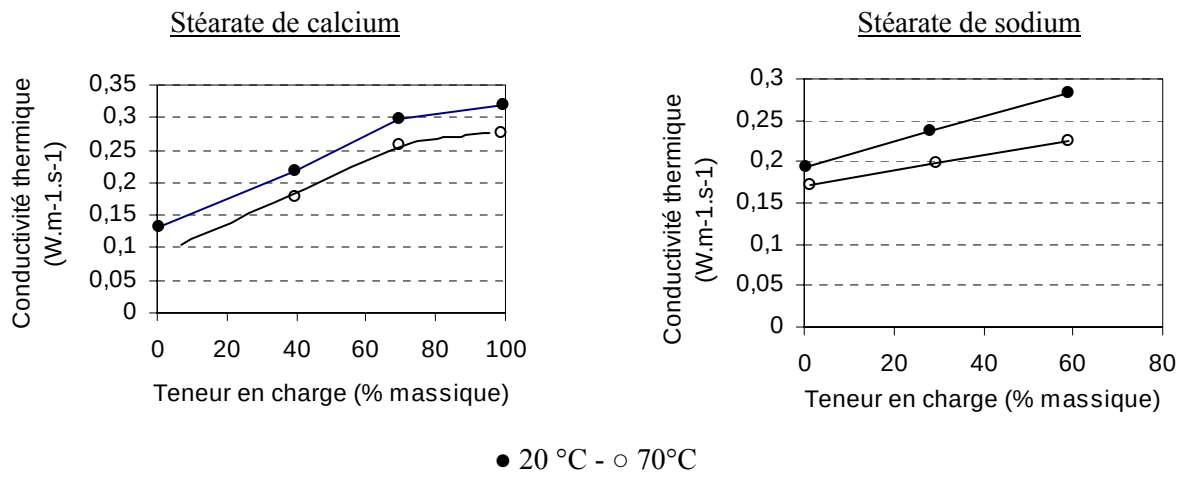


Figure 12 : Evolution de la conductivité thermique des savons avec la teneur en charge pour les stéarates de calcium et de sodium [5]

• Propriétés rhéologiques

Comme nous l'avons souligné précédemment, la structure des savons évolue avec la température et cela n'est pas sans conséquence sur leur rhéologie. De nombreux travaux ont été mis en oeuvre pour caractériser l'écoulement de ces produits aux basses et hautes températures c'est-à-dire de part et d'autre de la température de transition cristal-mésomorphe. Ceux-ci sont largement traités dans [5] . Les points importants sont que :

• aux basses températures, les savons adoptent un comportement typique d'un corps solide plastique. L'essai le plus approprié pour caractériser cet état s'avère être l'essai de dureté : une méthode d'indentation permet de mesurer la contrainte d'écoulement d'un savon. Nous présentons sur la figure 13 l'évolution de cette grandeur en fonction de la température pour des savons de tréfilage purs et chargés. Nous retiendrons de ces mesures que la transition entre phase cristalline et phase mésomorphe se traduit par une diminution importante de la dureté (rupture de pente marquée). Dans les phases cristallines, les savons de sodium, purs ou chargés, ont une consistance plus faible que celle des savons de calcium. L'augmentation de la teneur en charge entraîne un durcissement du savon : pour les savons de sodium, la nature de la charge joue un rôle aussi important que sa proportion dans le mélange [46]. Enfin, la présence de glycérol (résidu de la réaction de saponification) abaisse la température de ramollissement du savon et sa consistance.

• Aux températures plus élevées (T>température de transition cristal-mésomorphe), la mise en place d'essais rhéologiques est plus délicate surtout pour les savons industriels chargés. La technique la plus employée est le rhéomètre capillaire qui, malgré les difficultés soulignées par les auteurs (extrudats striés, mesures peu reproductibles) a permis d'identifier une loi rhéologique de type pseudo plastique [5], [49], [50]. Les savons sont ainsi caractérisés par une loi rhéologique de la forme :

$$\tau = K_0 \dot{\gamma}^m$$

Où τ désigne la contrainte de cisaillement à la paroi (ou cission), K_0 la consistance et m le coefficient de pseudo plasticité tel que $0<m<1$. Nous reviendrons sur cette technique et sur les résultats qu'elle

permet d'obtenir dans le chapitre 4 consacré à la caractérisation des savons de tréfilage.

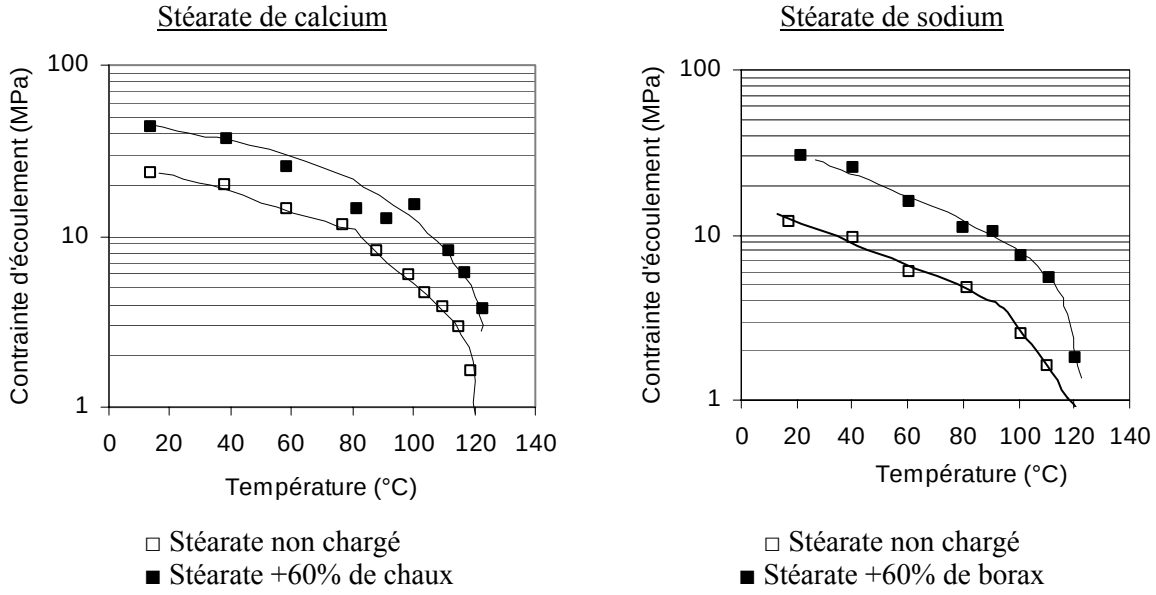


Figure 13 : Contraintes d'écoulement de savons purs et chargés en fonction de la température [5]

• Synthèse

Nous avons reporté sur la figure 14 les principaux résultats relatifs aux savons de tréfilage.

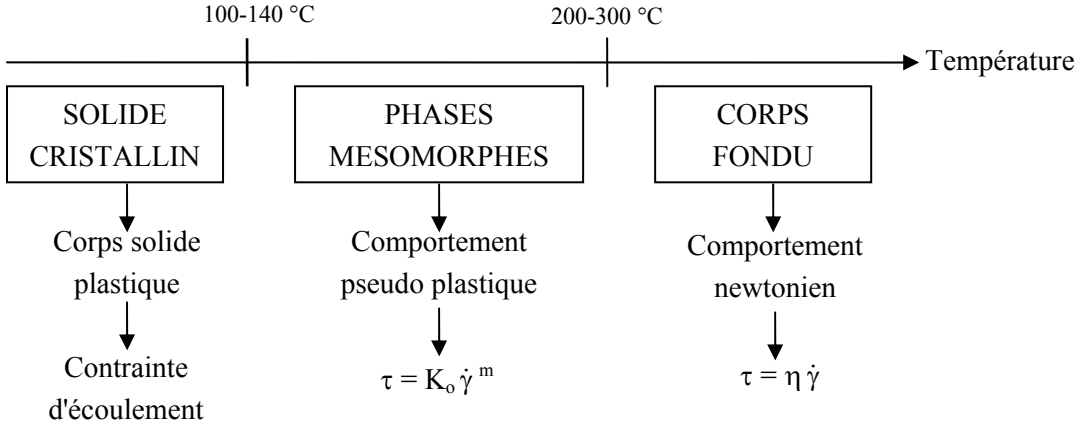


Figure 14 : Schéma-bilan résumant le comportement des savons sur toute la gamme de températures

Nous avons schématisé sur la figure 15 l'évolution des propriétés rhéologiques du savon lorsqu'il entre dans la filière et est soumis à des sollicitations mécaniques et thermiques importantes.

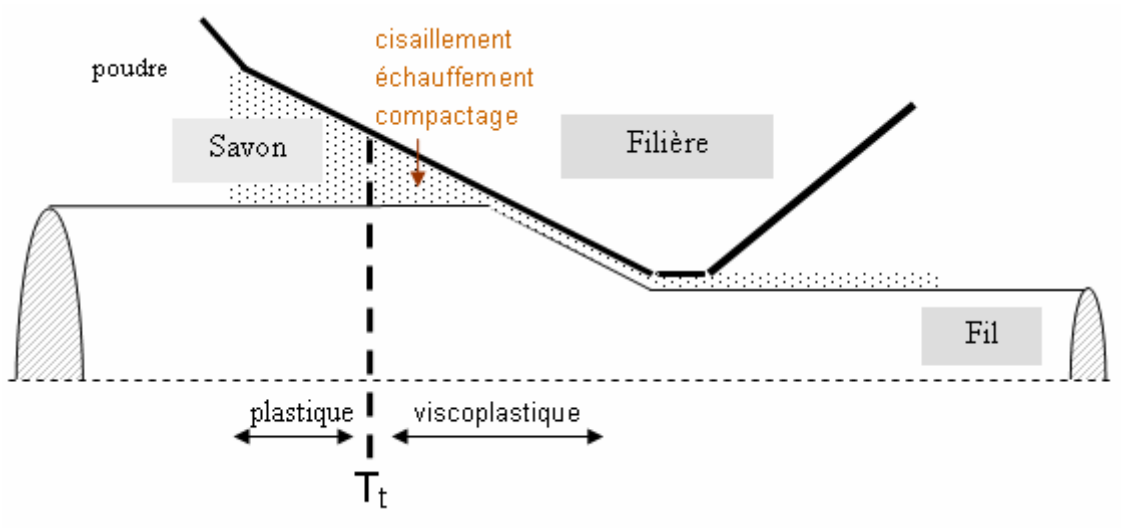


Figure 15 : Evolution de la rhéologie du savon lors d'une opération de tréfilage élémentaire

3.3 Tréfilage expérimental

Nous avons souligné l'importance de former un film épais entre le fil et à la filière pour assurer une bonne lubrification. Toutefois, nous n'avons trouvé dans la littérature que quelques rares références présentant la mesure d'épaisseurs résiduelles de savon. En ce qui concerne la mesure elle-même, nous savons qu'elle peut être mise en oeuvre par :

- dissolution de la couche superficielle sur les échantillons tréfilés et pesée différentielle. Le paramètre ainsi mesuré est souvent appelé poids de couche P_c et est relié à l'épaisseur par la relation $h=P_c/\rho_s$ (où h est l'épaisseur et ρ_s la masse volumique du savon),
- ou par pesée du savonnier et calcul de la perte de savon qui a été entraîné par le fil.

Bien que cette mesure soit sujette à caution car elle entraîne souvent une grande dispersion sur les mesures [51], elle reste d'une grande utilité puisqu'elle est un critère discriminant vis-à-vis de l'influence de paramètres de tréfilage. L'étude et la comparaison des résultats expérimentaux obtenus restent toutefois difficiles car les conditions d'essais sont rarement identiques et ne sont pas toujours explicitées de manière exhaustive (présence ou non de revêtement, composition détaillée des savons). Néanmoins, il ressort que le poids de savon résiduel est sensible à :

• la vitesse de tréfilage [52] entre 0,01 et 0,5 m/s (figure 16). L'évolution du poids de couche n'est toutefois pas très marquée (+0,7 g/m² environ) compte tenu des incertitudes liées à ce type de mesure. Au-delà, entre 1 et 12 m/s, il semblerait qu'il n'y ait pas d'évolution du poids de couche lorsque la vitesse augmente [53],

• l'angle de la filière [52], comme illustré sur la figure 17 : l'augmentation de ce paramètre contribue à diminuer les épaisseurs résiduelles,

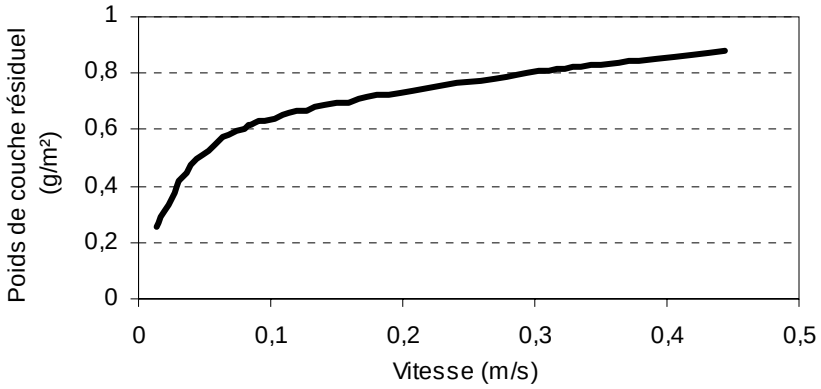


Figure 16 : Influence de la vitesse de tréfilage sur la prise de savon [52]
[Fil : acier doux 650 MPa- Ra=1,2 µm - R_e=4,95 mm- 2R_s=3,94 mm ; Filière : ½ angle α=6° ; Savon : savon de sodium]

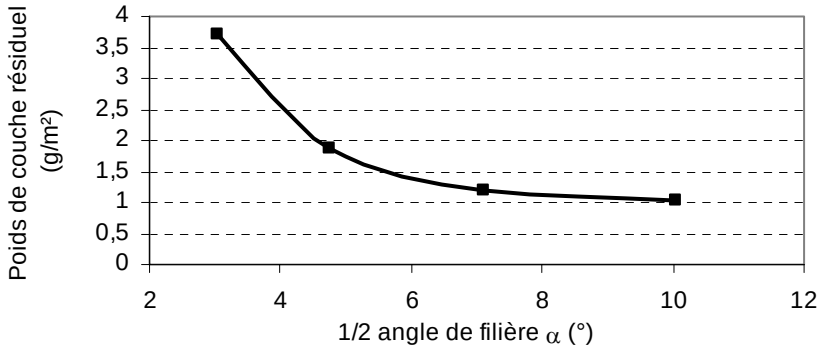


Figure 17 : Influence de l'angle de filière sur la prise de savon [52]
[Fil : acier doux 570 MPa- Ra=1,2 µm - R_e=5,27 mm- 2R_s=4,40 mm; Savon :savon de sodium]

• l'utilisation d'un dispositif de mise en pression : celui-ci consiste à placer un tube en amont de la filière pour mettre plus rapidement le savon en pression et favoriser ainsi la formation d'un film de lubrifiant épais. Le concept de filière-pression a été proposé par Christopherson et Naylor [54] pour les huiles, puis a été repris et appliqué aux savons par Wistreich [55] et Tattersall [56]. Leurs résultats, qui apparaissent sur les figures 18 et 19, sont limités de par la gamme de vitesse envisagée, mais ils montrent que la courbe relative à l'épaisseur résiduelle de lubrifiant atteint un maximum à une vitesse donnée (ce maximum est toutefois discutable dans le cas des résultats de Wistreich dont les points expérimentaux pourraient suggérer une décroissance continue).

Le gain de prise du lubrifiant a été confirmé plus récemment par Dolzhanskiy [52] (figure 20) qui fournit des résultats pour des vitesses plus élevées. Nous retrouvons là les caractéristiques d'un régime hydrodynamique et l'effet double de la vitesse qui, dans un premier temps favorise la formation du film épais et dans un second temps génère des effets thermiques qui conduisent à une chute de la consistance du savon et de ses performances.

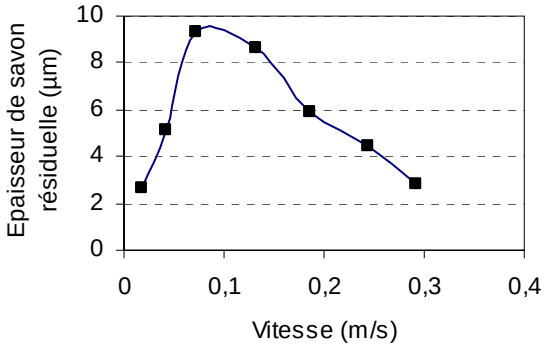


Figure 18 : Mesures d'épaisseurs résiduelles de film de savon avec dispositif de mise en pression[56]

[Fil : acier doux 700 MPa- $2R_e$=2,90 mm - $2R_s$=2,6 mm ; Filière : ½ angle α=5° - réduction 20% + Préfilière de longueur 26 mm et de jeu radial 0,36 mm; Savon :Wyrax~savon de calcium chargé chaux]

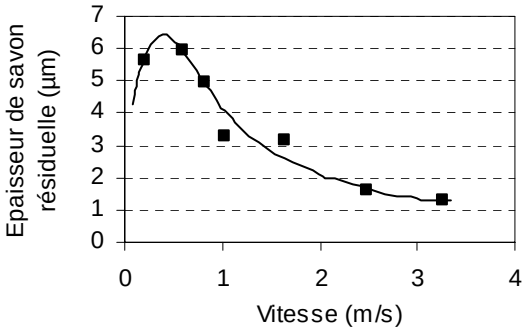


Figure 19 : Mesures d'épaisseurs résiduelles de film de savon avec dispositif de mise en pression[55]

[Fil : acier doux $2R_e$=2,95 mm- $2R_s$=2,63 mm; Préfilière de longueur 12,7 mm et de jeu radial 0,065 mm; Savon (non précisé)]

La figure 20 souligne également effet favorable de la baisse de la contrainte d'écoulement de l'acier.

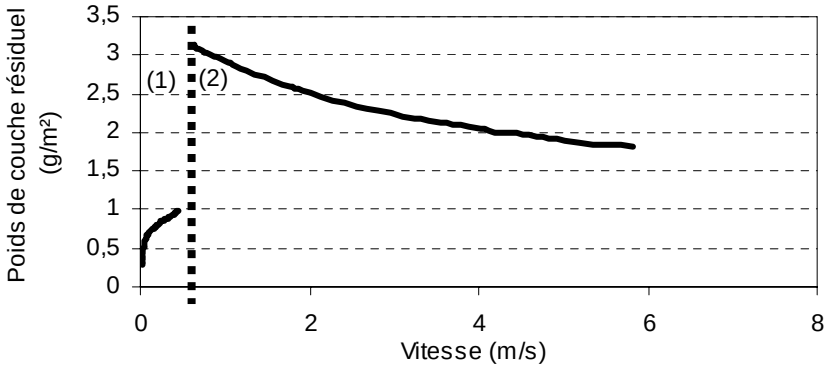


Figure 20 : Essai avec préfilière : influence de la vitesse sur la prise de savon [52]
[Fil : (1) acier doux 650 MPa- $2R_e$=4,95 mm- $2R_s$=3,94 mm (2) acier doux chaulé 280 MPa - R_e=6,65 mm - 2 R_s=5,60 mm; Filière : ½ angle α=6° ; Préfilière de jeu radial 0,15 mm; Savon :savon de sodium]

• la rugosité initiale du fil (figure 21). Son augmentation favoriserait la prise de savon et l'obtention de films épais. Cette tendance est cohérente avec à celle d'une précédente recherche [53],

• la nature du savon [53],[57]. Les résultats de Montmitonnet sont obtenus sur une tréfileuse 4 passes avec des savons Condat ayant des matières grasses et des charges différentes (en nature et en teneur). Son approche est complétée par la mesure du frottement et de l'usure de filière. Il conclut de ces essais que l'utilisation de matière grasse composée d'un mélange de chaînes carbonées de longueurs différentes est favorable et que la nature de la charge est très importante puisqu'elle peut conduire à une usure prématurée de la filière malgré une épaisseur supérieure à 1µm. Il précise également qu'il n'y a pas de corrélation nette entre épaisseur de savon et coefficient de frottement.

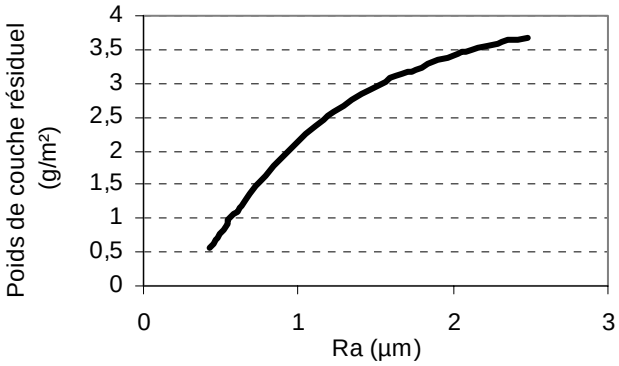


Figure 21 : Influence de la rugosité initiale du fil sur la prise de savon [52]
[Fil : (1) acier doux 650 MPa- $2R_e$=6 mm- $2R_s$=5 mm; Filière : ½ angle α=6° ; Préfilière de jeu radial 0,15 mm; Savon :savon de sodium]

• la granulométrie du savon [52],[53], ainsi que sa teneur en humidité [52].

Nous ne nous avancerons pas trop dans l'interprétation de ces mesures, car celle-ci reste complexe et périlleuse : en effet, ces résultats ne sont vérifiés que pour certaines conditions d'essais bien particulières et sont donc difficilement comparables. Néanmoins, nous pouvons retenir que la prise de savon est maximale pour une vitesse comprise entre 0,5 et 0,9 m/s, pour une rugosité de fil élevée ainsi que lors de l'utilisation d'une filière-pression. Cela est confirmée par la pratique industrielle : une opération de tréfilage débute régulièrement à de faibles vitesses (de l'ordre de 1m/s), avec du fil-machine à la rugosité marquée et une préfilière. Dans ces conditions, la formation d'un film épais est favorisée.

3.4 La modélisation de la lubrification du tréfilage

Comme nous l'avons déjà souligné à plusieurs reprises, le plus important au cours d'une opération de tréfilage est la lubrification et l'aptitude du savon à former un film suffisamment épais et homogène entre le fil et filière pour éviter toute interaction. La prédiction de l'épaisseur passante au moyen de modèles est donc très importante et a fait l'objet de travaux que nous résumons ici. Nous nous limitons au cas des savons qui nous intéresse tout particulièrement et laissons de côté les huiles ou émulsions de tréfilage. Les différentes modélisations que nous allons proposer par la suite s'appuient sur la théorie hydrodynamique, adaptée aux films épais, et sur les résultats expérimentaux de Tattersall réalisés avec préfilière. Nous montrons comment ils ont été améliorés par la prise en compte de paramètre propres au savon.

3.4.1 Au départ… l'équation de Reynolds

La formation d'un film épais est conditionnée par l'existence d'un régime de lubrification hydrodynamique qui peut être calculé par la mécanique des fluides. Ce sont donc les équations de Navier-Stockes qui sont utilisées et simplifiées (par les hypothèses de la lubrification hydrodynamique) pour obtenir l'expression due à Reynolds (1886) [34].

En se plaçant en déformation plane, l'expression générale retenue est la suivante :

$$\frac{d}{dx}\left(\frac{h^3}{12\eta}\frac{dP}{dx}\right)=\frac{d}{dx}\left((u_1+u_2)\frac{h}{2}\right)+\frac{\partial h}{\partial t}$$

Avec u_1 et u_2, les vitesses des deux corps; h, l'épaisseur de film et η, la viscosité du lubrifiant supposé newtonien et adhérent parfaitement aux deux corps.

La résolution du problème lié à la lubrification du tréfilage doit être fait en considérant les équations qui gouvernent la lubrification hydrodynamique et la déformation plastique ce qui justifie la dénomination de lubrification plastohydrodynamique (PHD). Dans le cas stationnaire, le calcul de l'épaisseur passante de savon au col de pression h_0 donne :

$$h_0=\frac{3\eta u}{\sigma_0 \tan\alpha}$$

Où σ_o est la contrainte d'écoulement du fil et η est la viscosité du lubrifiant, toutes deux supposées constantes.

Dans la zone de travail, nous aurons :

$$h=h_0\frac{R(x)}{R_e}\text{, avec en sortie } h_s=h_0\frac{R_s}{R_e}$$

L'épaisseur résiduelle h_r (mesurable par dissolution de la couche superficielle de lubrifiant) peut alors être calculée avec une bonne approximation par :

$$h_r=\frac{h_s}{2}\text{ soit } h_r\approx\frac{h_0}{2}\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$$

Les expériences qui ont été confrontées aux différents modèles que nous allons présenter sont celles de Tattersall. Elles ont été mises en œuvre avec une préfilière dont le rôle est d'assurer une bonne alimentation en savon. Elles vérifient donc a priori une hypothèse fondamentale des modèles qui consiste à postuler que l'entraînement du savon est assuré et que le fil est recouvert uniformément de savon.

3.4.2 Modèle de Tattersall

Tattersall [56] a réalisé des expériences de tréfilage à faible vitesse (de 0 à 0,3 m/s) sur un banc munie d'une préfilière (dont il fait varier la longueur et le jeu radial, différence entre diamètre du fil et diamètre de filière), avec un savon de calcium chargé. Il mesure d'une part la pression P_i générée en sortie de la préfilière et d'autre part l'épaisseur résiduelle (h_r) mesurable en sortie de tréfilage (par élimination sélective de la couche de savon). Il propose sur le plan théorique un modèle permettant de calculer une valeur de viscosité moyenne dans toute la filière. L'allure des courbes obtenues (en fonction de la vitesse de tréfilage) permet de constater qu'une augmentation de la vitesse tend à augmenter h et P_i jusqu'à ce qu'elles atteignent un maximum avant de décroître (cf figure 18). Pour prendre en compte l'évolution de l'épaisseur avec la vitesse u de tréfilage, Tattersall propose une expression théorique pour calculer la quantité de savon entraînée. Il définit pour cela une viscosité de la forme : $\eta=\eta_0 e^{(-Bu)}$, où B est une constante caractéristique du savon et η_0 est sa viscosité de base.

Il s'avère que la confrontation théorie/expérience n'est, dans ce cas, pas satisfaisante pour toutes les géométries de préfilières envisagées. Tattersall aboutit alors à la conclusion qu'un comportement non newtonien du savon est à l'origine de ces résultats.

3.4.3 Modèle de FELDER

Le modèle de Tattersall ne convenant pas aux vitesses élevées (donc aux pratiques industrielles), Felder entreprend d'améliorer cette approche en envisageant d'une part que le savon adopte un comportement newtonien thermo visqueux tel que [58] :

$\eta = \eta_0 \exp(-\delta(\Delta T))$

où δ est le coefficient de sensibilité à la température et ΔT l'échauffement du film de lubrifiant.

Il considère que les effets thermiques ne peuvent être négligés du fait d'un échauffement croissant du lubrifiant consécutif à l'élévation de vitesse de tréfilage.
Son analyse thermique l'amène à introduire :

• le nombre de Brinckman, qui est défini par $\frac{\delta \eta_0 u^2}{k}$ (où δ est le coefficient de sensibilité à la température et k la conductivité thermique), permet de caractériser l'effet de la vitesse sur l'échauffement et sur la viscosité en régime de conduction dominante,

• le nombre de Péclet, qui traduit le rapport "convection/conduction", et vaut $P_e = \frac{uh}{a_s}$ (où a_s est la diffusivité thermique du savon). Ainsi, si $P_e \ll 1$, la conduction est dominante et si $P_e \gg 1$, c'est la convection qui prédomine.

Il construit ainsi un modèle couplant équations mécaniques du problème et analyse thermique et établit à son tour les expressions de P_i et h en utilisant des valeurs de température et de viscosité moyenne telle que $\eta = \eta_0 e^{(-\delta\theta)}$ (où θ est l'échauffement du savon). Il confronte alors ses valeurs théoriques aux résultats expérimentaux de Tattersall : la superposition est satisfaisante aux faibles vitesses, mais ne convient pas aux vitesses plus élevées. Malgré l'amélioration apportée par l'analyse thermique, il semble nécessaire de prendre en compte l'effet de la vitesse de cisaillement et du caractère non newtonien du lubrifiant.

3.4.4 Modèle de Montmitonnet

A partir des insuffisances des modèles précédents, Montmitonnet propose un modèle "pseudo-newtonien" [5] qui consiste à considérer une rhéologie des savons plus réalistes que ses prédécesseurs. En effet, ses essais sur rhéomètre capillaire ont permis de mettre en évidence le caractère thermo-pseudoplastique des savons (paramètres K_0 et m) et la DSC a permis d'estimer la température de transition T_t cristal-mésomorphe, c'est-à-dire la température à partir de laquelle le savon est viscoplastique. Dans son approche du système avec préfilière (conformément aux expériences de Tattersall), il suppose que le savon entre à l'état de poudre, adopte un comportement plastique, puis devient visqueux (figure 22). D'après ses calculs, le cisaillement généré par le passage dans la préfilière serait suffisant pour que le savon soit visqueux dès l'entrée de la filière. Dans le convergent

de la filière, il considère que l'écoulement peut être décomposé en tranches à l'intérieur desquelles la vitesse de cisaillement, la température et la viscosité du savon sont moyennées.

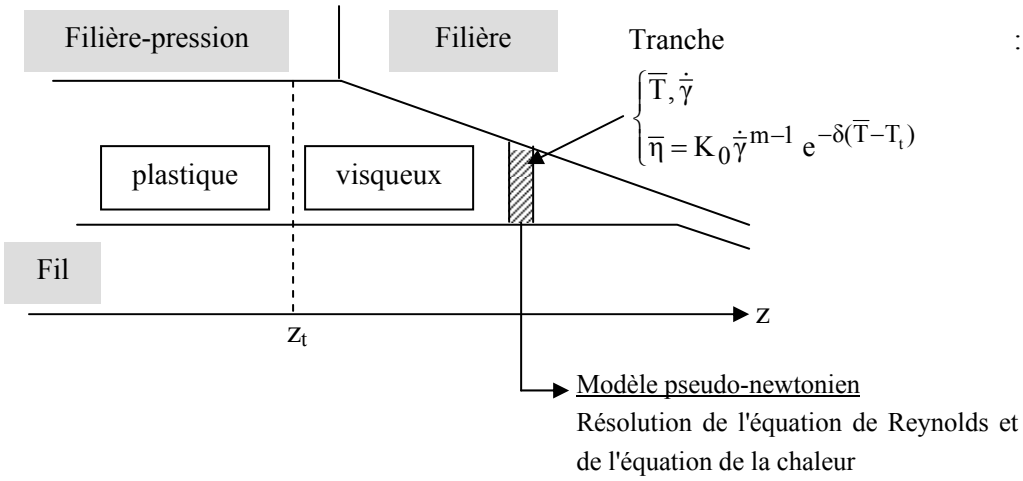


Figure 22 : Schéma de la modélisation de Montmitonnet

La pseudo-viscosité utilisée rend compte de la dépendance de la viscosité du savon à la température et à la vitesse de cisaillement. Pour estimer l'épaisseur passante, Montmitonnet résoud conjointement l'équation de Reynolds et de la chaleur. Il valide son approche en considérant deux applications, une préfilière courte et une préfilière longue. Les résultats obtenus par résolution numérique du système d'équation (itérations), et non par utilisation d'une expression explicite, sont présentés sur la figure 23 et comparés aux autres modèles.

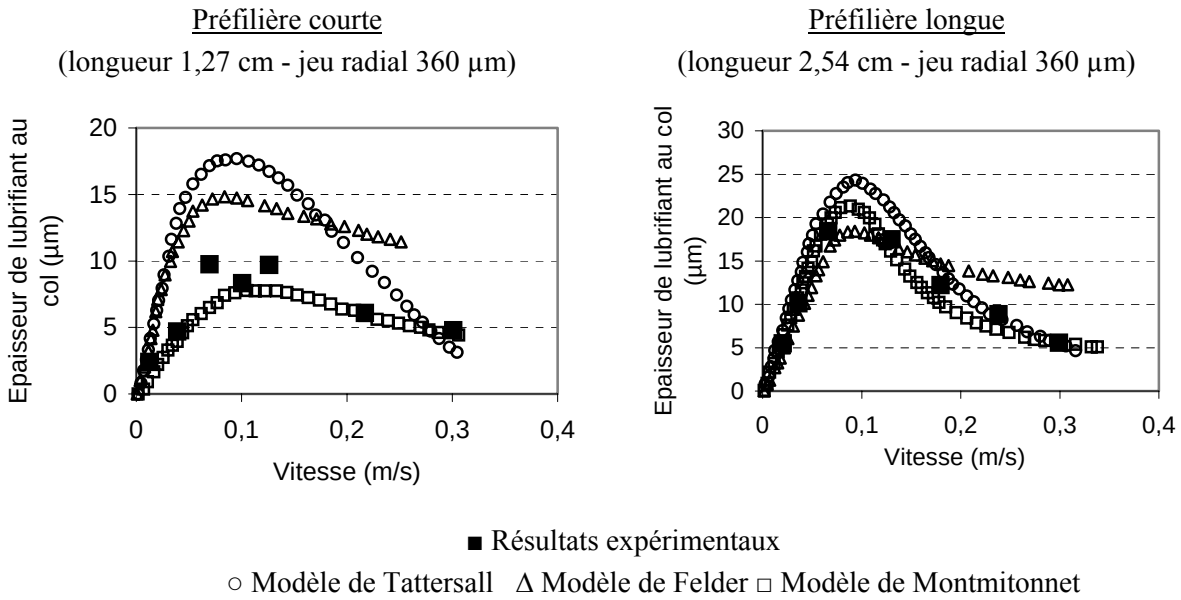


Figure 23: Epaisseur de lubrifiant au col de pression : Comparaison modèles-expériences[5]
[Fil : σ_o=700 MPa - Filière α=5°]

Son approche s'avère satisfaisante puisque cohérente avec les tendances expérimentales. A partir de cette modélisation, il devient alors possible de mettre en évidence les paramètres qui ont le plus

d'importance dans la formation du film de savon à savoir :
- pour le savon : le coefficient de pseudo plasticité et la diffusivité thermique,
- pour le fil : la contrainte d'écoulement,
- pour le procédé : la longueur de préfilière, l'angle de filière.

4 CONCLUSION DE L'ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Cette revue sur le tréfilage et la lubrification par les savons secs nous a permis de mettre en évidence la nécessité de former un film épais entre le fil et la filière pour éviter toute dégradation au cours du tréfilage. Nous avons souligné le comportement complexe des savons et la forte interaction "structure-propriétés thermiques et rhéologiques- performances" qui rend difficile la compréhension des mécanismes de lubrification. En ce qui concerne la modélisation, nous avons présenté quelques résultats expérimentaux mettant en évidence l'influence des paramètres relatifs au procédé et au savon lui-même ainsi que les différentes approches théoriques mises en place pour prédire les épaisseurs passantes de lubrifiant. Aux basses vitesses, le modèle de Montmitonnet s'avère être celui qui s'accorde le mieux avec les résultats de Tattersall. De l'ensemble des résultats, nous retiendrons que la formation du film épais est conditionnée par les caractéristiques du savon et du fil et par les conditions de tréfilage.

Pour donner suite à ces travaux, nous nous proposons maintenant d'aborder la problématique "multi passes" c'est-à-dire mieux comprendre ce qui se passe aux vitesses plus élevées. Nous avons souligné le peu de données disponibles dans la littérature, nous nous attacherons donc à présenter un maximum de résultats expérimentaux qui nous serviront de base pour la modélisation des mécanismes de lubrification.

CHAPITRE 2

METHODES D'APPROCHE POUR L'ANALYSE DE LA LUBRIFICATION DU TREFILAGE

L'objectif de ce chapitre est de décrire les moyens expérimentaux mis en œuvre pour étudier les mécanismes de lubrification lors du tréfilage d'un acier inoxydable. Dans un premier temps, nous présentons la configuration monopasse de référence autour de laquelle nous avons construit notre réflexion ainsi que les installations de tréfilage utilisées. Dans un second temps, nous décrivons les méthodes de caractérisation utilisées : nous évoquons ainsi les mesures de force, de température de filière, de poids de couche et les observations MEB de la surface des échantillons tréfilés. Nous soulignons les intérêts et les limites de ces outils et précisons les corrélations qui peuvent être établies entre eux. Nous terminons en discutant la représentativité du dispositif mono passe vis-à-vis d'une tréfileuse multipasse.

Sommaire du chapitre

1 Description de la passe de référence 35
1.1 Le fil 35
1.2 La filière 36
1.3 Le lubrifiant 36
1.4 La vitesse de tréfilage 36
1.4.1 Tréfilage "basses vitesses" sur machine de traction 37
1.4.2 Tréfileuse monopasse "moyennes vitesses" 38
1.4.3 Tréfileuse monopasse "grandes vitesses" 38
2 Méthodes d'approche pour la caractérisation des savons de tréfilage 39
2.1 Mesure de la force de tréfilage 39
2.1.1 Reproductibilité des mesures de forces 40
2.1.2 Etude du "bruit" relatif à la mesure des forces de tréfilage 41
2.2 Mesures des températures de filière 42
2.2.1 Corrélation entre les températures mesurées par les deux thermocouples 43
2.2.2 Reproductibilité des mesures de températures 44
2.3 Mesure du poids de couche superficielle 45
2.4 Mesure de la rugosité du fil 46
2.5 Observation et analyse chimique de la couche superficielle 46
2.5.1 Observation de la répartition du revêtement sur le fil 47
2.5.2 Observation de la rugosité du fil 50
2.6 Bilan des méthodes d'approche 51
3 Intérêt de ces méthodes pour l'étude de la lubrification par les savons 51
4 Application à l'analyse du tréfilage industriel 52
4.1 Etude expérimentale d'une opération de tréfilage multi passes 52
4.2 Représentativité du tréfilage mono passe vis-à-vis du procédé industriel 55

1 DESCRIPTION DE LA PASSE DE REFERENCE

La figure 1 schématise la configuration monopasse que nous avons choisie d'étudier sur le plan expérimental. Les paramètres de tréfilage qui lui sont associés, tels que la nuance et le diamètre du fil ou encore l'angle et le diamètre de la filière, sont fixés : nous définissons ainsi une passe de tréfilage de référence qui sert de point de comparaison à toute autre configuration pour laquelle un ou plusieurs paramètre(s) varie(nt).

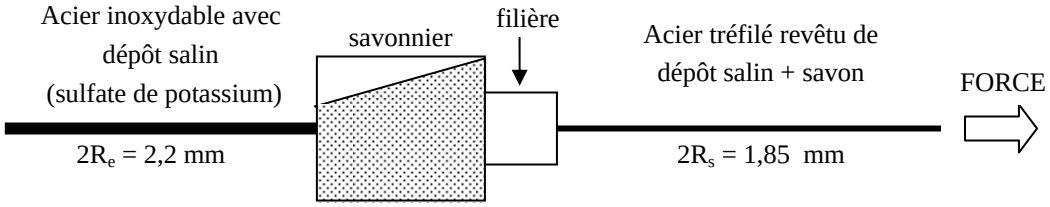


Figure 1 : Schéma de la configuration monopasse de référence étudiée

1.1 Le fil

Il s'agit d'un acier inoxydable austénitique de nuance AISI 304 Cu / HQ4567-2 (norme américaine/ norme européenne). Sa composition ainsi que ses propriétés mécaniques et physiques sont présentées dans les tableaux 1, 2 et 3.

Eléments chimiques	C	Cr	Ni	Cu	Mn	Si	P	N	S
Quantités (%)	<0.025	17.0-17.8	9.2-9.8	3.0-3.5	0.5-1	<0.5	<0.04	<0.025	<0.005

Tableau 1 : Composition chimique du fil

	Module d'Young (MPa)	Rm (MPa)	Limite d'élasticité $Rp_{0,2}$ (MPa)	Allongement A (%)
Nuance 304Cu recuite	190.10^3 à (20 °C)	460-520	160-220	50-70

Tableau 2 : Propriétés mécaniques du fil

Masse volumique ($kg.m^{-3}$)	7900
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	13,8
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	500

Tableau 3 : Propriétés physiques du fil

Dans la configuration de référence, le fil a un diamètre de 2,2mm c'est-à-dire qu'il a déjà été tréfilé sur une gamme 5,5mm→ 2,2mm, puis recuit et nettoyé. Le fil est stocké sous forme de bobines à partir desquelles nous faisons tous les prélèvements nécessaires à nos essais. Avant tréfilage, un revêtement de sulfate de potassium, support de lubrifiant, est déposé sur le fil. Il est destiné à améliorer l'accrochage du savon sur le fil grâce à la rugosité artificielle qu'il crée en surface

Des essais de tréfilage avec du fil-machine ont également été mis en œuvre. Nous les décrivons dans les chapitres suivants.

1.2 La filière

Les pièces que nous utilisons sont usinées par la société MOUTON. Elles se composent de deux parties :

• un noyau en WC lié cobalt, très dur, qui va assurer la réduction du fil. Il s'agit d'une nuance RKF de chez Hartmetall. Les proportions en volume sont de 94% en WC et de 6% en cobalt. Les grains de carbure ont une taille comprise entre 2 et 4 microns,

• une frette en acier qui maintient le noyau et lui permet de résister aux fortes pressions développées au cours du tréfilage.

Nous avons porté dans la tableau 4 les propriétés mécaniques et physiques d'une filière.

Module d'Young (GPa)	Masse volumique ($kg.m^{-3}$)	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)
600	15000	70	350

Tableau 4 : Propriétés mécaniques et physiques du noyau de la filière

Dans notre configuration de référence, la filière cônique a un angle de réduction égal à $2\alpha=16°$ et une longueur de portée de 0,62 mm, soit le tiers du diamètre interne de la filière (pratique industrielle).

Lorsque cela est rendu possible par le dispositif, les filières sont refroidies par une circulation d'eau autour de la frette.

1.3 Le lubrifiant

Les deux savons dits "de référence" sont un stéarate de sodium et un stéarate de calcium. Tous deux sont des produits industriels, c'est-à-dire qu'ils sont constitués de matière grasse, de charges minérales et d'additifs. Nous avons ainsi :

• un stéarate de sodium (noté XNa80) : 80% de MG + 20% de charges

• un stéarate de calcium (noté XCa35) : 35% de MG + 65% de charges

Pour simplifier les appellations, nous utiliserons les qualificatifs "savon sodique" et "savon calcique" en référence à la nature du cation métallique. Ces savons sont utilisés sous forme pulvérulente dans un savonnier placé en amont de la filière. Une description plus détaillée de ces produits et de leurs propriétés physicochimiques et rhéologiques est donnée dans le chapitre 4. En dehors de ces lubrifiants de référence, d'autres savons ont été élaborés par Condat et testés sur nos machines de tréfilage (cf chapitre 5).

1.4 La vitesse de tréfilage

Pour mieux comprendre l'effet de la vitesse sur la qualité de la lubrification, nous avons procédé à des essais sur différents équipements monopasses de laboratoire couvrant des plages de vitesses différentes :

• pour les faibles vitesses (0,025 à 0,1 m/s) : machine de traction verticale ,

• pour les vitesses moyennes (0,5-3 m/s) : tréfileuse monopasse de laboratoire "Marshall",

• pour les grandes vitesses (0,01-20 m/s) : tréfileuse monopasse de laboratoire "grandes vitesses".

1.4.1 Tréfilage "basses vitesses" sur machine de traction

Nous avons installé, sur la machine de traction, une platine servant de support à la filière (figure 2). Le fil, est engagé dans la filière et serré dans le mors de traction inférieur. Au cours de l'essai, ce dernier tire le fil sur une longueur de 25 cm au travers de l'outil, à la vitesse choisie. Un capteur à jauges de contraintes, relié à un système d'acquisition, permet d'enregistrer la force de tréfilage. Le chauffage éventuel de la filière est assuré par un collier chauffant ce qui permet de contrôler la température initiale du savon.

Le fil de départ que nous utilisons est prélevé sur des bobines : des échantillons de 45-50 cm de longueur sont découpés, puis appointés, c'est-à-dire que leurs extrémités sont affinées pour permettre leur engagement dans la filière. A cause de la manipulation, une perte de revêtement salin est constatée. Nous remédions à ce problème en plongeant à nouveau les tiges dans un bain de traitement de surface.

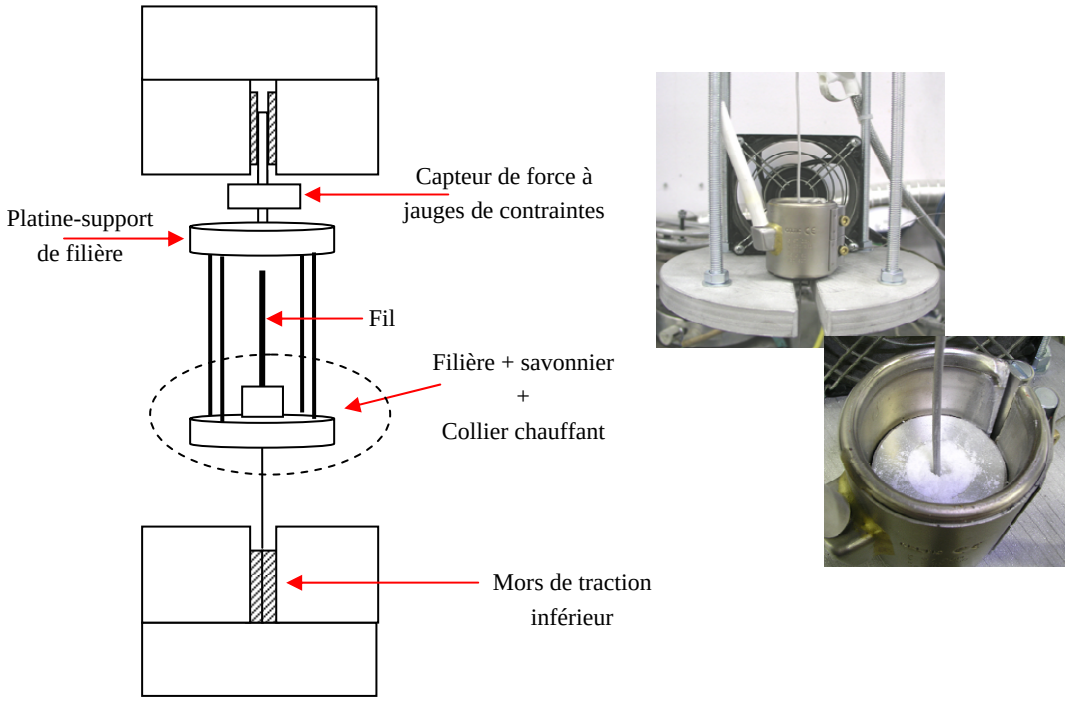


Figure 2 : Schéma du dispositif de tréfilage "basses vitesses" installé sur une machine de traction
En photo : Collier chauffant placé autour de la vitesse pour contrôle de la température initiale du savon

L'avantage de ce dispositif est qu'il permet de tréfiler aux faibles vitesses, mais son inconvénient est que la longueur de fil tréfilée est limitée par la course de la traverse inférieure. Nous récupérons des brins courts qui ne sont pas forcément représentatifs du régime établi. La comparaison de résultats obtenus sur ce dispositif est ainsi possible toutefois il convient de rester prudent lors de la comparaison avec des résultats issus d'autres tréfileuses qui, elles, permettent de tréfiler des longueurs beaucoup plus importantes.

1.4.2 Tréfileuse monopasse "moyennes vitesses"

L'essentiel des essais de tréfilage expérimental a été réalisé sur la tréfileuse de laboratoire monopasse Marshall du Centre de Recherches d'Ugine. Le dispositif, horizontal, se compose (figure 3) :
- d'une bobine-dévidoir sur laquelle est placé le fil destiné au tréfilage,
- de galets-dresseurs qui maintiennent le fil entre la bobine et la filière et limitent les vibrations,
- d'un ensemble savonnier / porte-filière,
- d'un cabestan sur lequel vient s'enrouler le fil tréfilé.

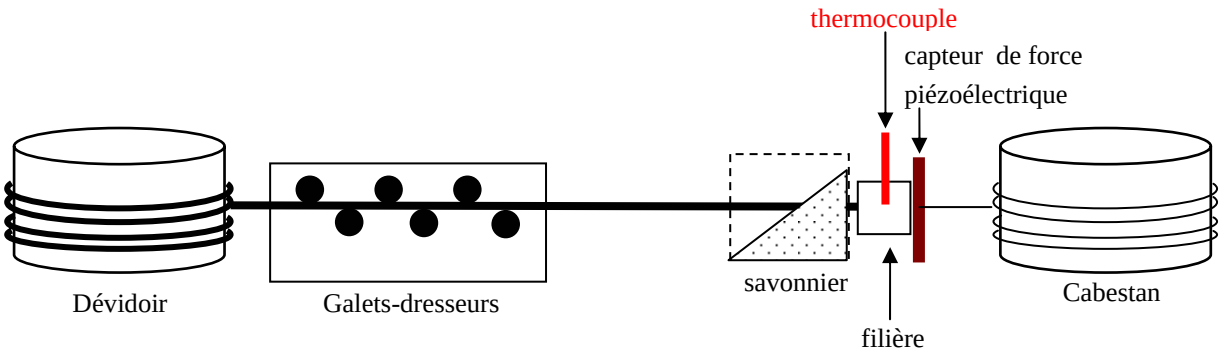


Figure 3 : Représentation schématique de la tréfileuse monopasse "moyennes vitesses" du Centre de Recherches d'Ugine (banc Marshall)

Le moteur permet de tréfiler jusqu'à une vitesse v=3,3 m/s (pour le fil de diamètre 2,2 mm). Un capteur piézoélectrique annulaire, placé juste après la filière, permet de mesurer les forces au cours des essais. Dans certains cas, nous avons constaté une dérive de la mesure des forces de tréfilage. Il s'est avéré que ce problème était lié au niveau de précontrainte du capteur. Pour obtenir des valeurs fiables, nous avons dû veiller à appliquer une précontrainte identique avant toute mesure.

Sur cet équipement, il est nécessaire de réguler manuellement le dévidement du fil : la contretraction n'est alors pas maîtrisée et peut générer des fluctuations qui perturbent les mesures de forces enregistrées.

1.4.3 Tréfileuse monopasse "grandes vitesses"

Cette tréfileuse a été installée assez récemment au Centre de Recherches d'Ugine (figure 4). Elle est plus performante que la tréfileuse Marshall pour les raisons suivantes :
- grâce à ses deux moteurs, elle permet de tréfiler sur une plage de vitesses beaucoup plus étendue que la tréfileuse Marshall c'est-à-dire entre 0,1 et 20 m/s,
- l'alimentation en fil se fait sous forme de bobines de 80 kg ce qui permet de tréfiler plus longtemps,
- le capteur de force est un capteur à jauges de contraintes et est a priori moins sujet aux dérives de mesures dans le temps,
- un système de pantin permet de contrôler la contre-traction du fil. Nous montrons en annexe A2 que l'influence de cette dernière sur la force mesurée est peu significative (jusqu'à 3 bars),
- un système de trancannage après la filière assure un bobinage régulier du fil, condition indispensable pour pouvoir tréfiler à hautes vitesses. En outre, le fil tréfilé peut être retréfilé, ce qui permet de simuler des réductions multiples.

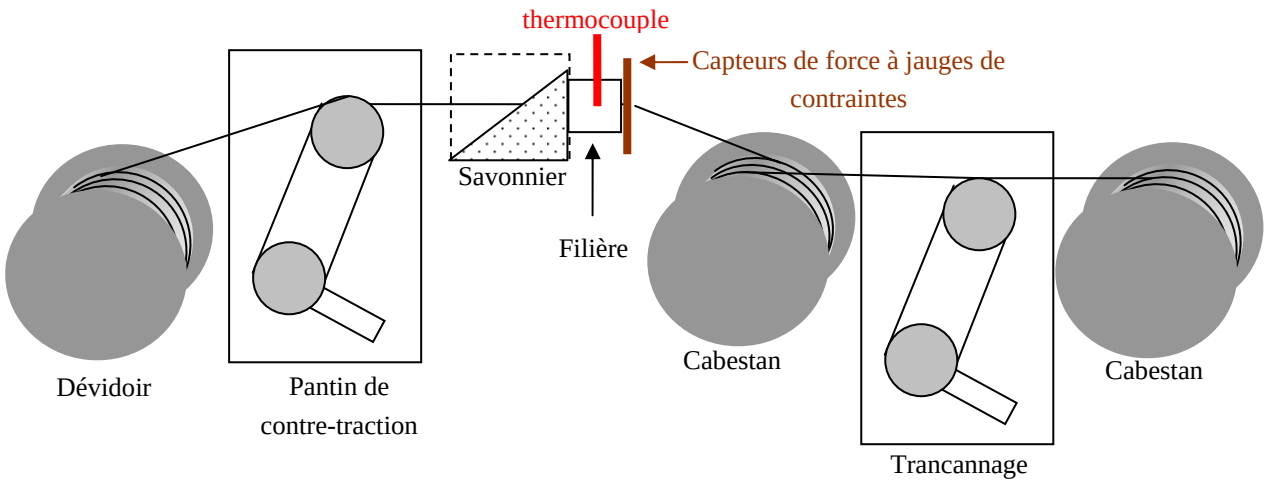


Figure 4 : Schéma de la tréfileuse monopasse "grandes vitesses" du Centre de Recherches d'Ugine

2 METHODES D'APPROCHE POUR LA CARACTERISATION DES SAVONS DE TREFILAGE

A partir de la configuration monopasse que nous avons définie, nous avons réalisé plusieurs séries d'essais de tréfilage sur les différentes machines présentées. Pour les exploiter, nous avons mis en œuvre différentes techniques de caractérisation. Nous montrons en quoi elles nous renseignent sur les mécanismes de lubrification.

2.1 Mesure de la force de tréfilage

Au cours de chaque essai, les forces de tréfilage sont mesurées au moyen de capteurs piézoélectriques ou de capteurs à jauges de contraintes selon le banc de tréfilage concerné. Les enregistrements ainsi obtenus permettent de visualiser l'évolution de la force au cours du temps, pour chaque vitesse testée (figure 5). Pour traiter ces données et extraire une valeur caractéristique, nous considérons que, au bout d'un certain temps t, le régime stationnaire est établi et nous relevons alors la valeur correspondante. Suivant le niveau de fluctuation du signal mesuré, nous notons les dispersions entre les valeurs minimales et maximales et la valeur moyenne.

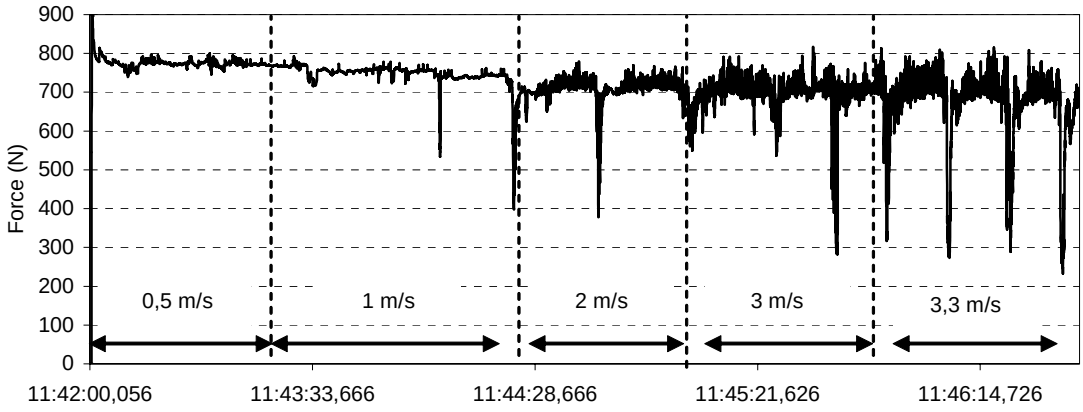


Figure 5 : Evolution de la force de tréfilage avec la vitesse
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u = 0,5-3 m/s - savon XNa80]

Les valeurs de force ainsi obtenues sont ensuite interprétées en terme de contrainte selon la relation $\sigma_{z,s} = \frac{F}{\pi R_s^2}$ pour nous permettre de les comparer tout en s'affranchissant du diamètre du fil.

2.1.1 Reproductibilité des mesures de forces

Etant donné que nous avons mis en œuvre plusieurs séries d'essais, nous avons comparé l'ensemble des mesures de contraintes obtenues dans les conditions de référence sur les différentes tréfileuses.

• Machine de traction (0,025-0,150 m/s)

Sur l'ensemble des essais réalisés dans nos conditions standards (à 50 mm/s), nous notons que les contraintes mesurées sont voisines d'une série à l'autre : elles varient entre 335 et 370 MPa quel que soit le savon utilisé.

• Banc monopasse Marshall (0,5-3,3 m/s)

Nous constatons que les contraintes mesurées sont non seulement fluctuantes d'une série à l'autre (figure 6), mais également au cours d'une même série. Toutefois, elles sont toujours plus importantes pour le savon calcique XCa35 que pour le savon sodique XNa80. Elles oscillent ainsi entre 210 et 330 MPa pour XNa80 et entre 300 et 430 MPa pour XCa35.

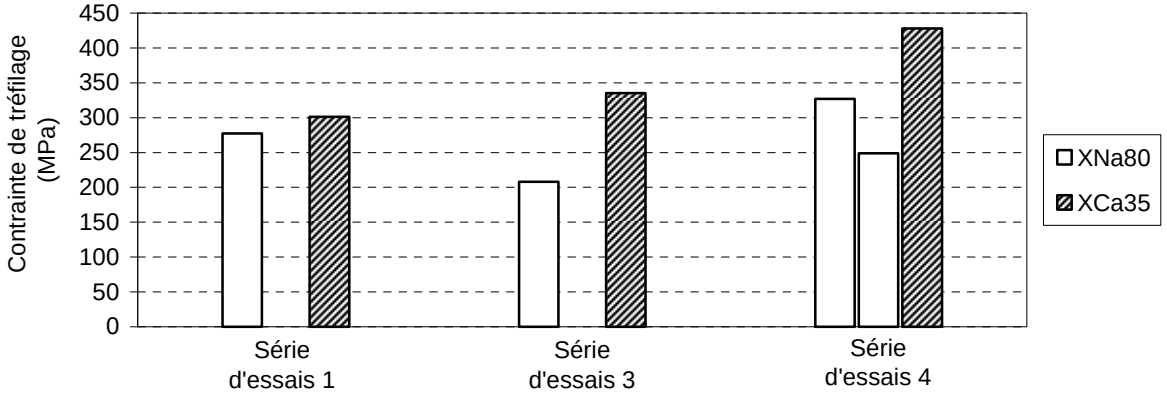


Figure 6 : Evolution des contraintes moyennes obtenues pour 3 séries d'essais réalisées sur la tréfileuse Marshall (déterminées d'après les mesures de forces)
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u = 1 m/s - savons XNa80 et XCa35]

Les variabilités constatées peuvent être imputables aux incertitudes de mesure mais également à des conditions expérimentales fluctuantes. En effet, bien que tous les essais figurant sur la figure 6 aient été réalisés dans les mêmes conditions expérimentales, les résultats suggèrent que des paramètres ne sont pas bien contrôlés et conduisent à des mesures peu reproductibles. Les origines possibles sont :

• la variabilité du poids de revêtement salin avant tréfilage. En effet, le recouvrement qu'il procure au fil est loin d'être homogène et peut varier d'une série d'essais à une autre. Nous reviendrons sur ce point dans le chapitre 5 lorsque nous traiterons des essais de tréfilage et de l'importance du dépôt salin,

• les pertes de revêtement salin dans les pièces de guidages. Le frottement engendré par le passage du fil dans les galets-dresseurs situés en amont de la filière peut appauvrir le fil en dépôt salin,

• le non-contrôle de la contre-traction. Lors du dévidement, le fil est soumis à des vibrations et des à-coups qui peuvent conduire à des valeurs de forces différentes suivant les essais.

• Banc monopasse "Grandes Vitesses" (0,05 - 20 m/s)

Sur cette machine, nous constatons que les mesures de forces sont relativement proches pour des essais réalisés dans des conditions identiques au cours d'une même série, mais sont variables d'une série d'essais à une autre (figure 7). Les écarts relevés sont moins importants que ceux obtenus sur la tréfileuse Marshall (de l'ordre de quelques dizaines de MPa). Le fait que l'approvisionnement en fil soit mieux contrôlé peut être une explication.

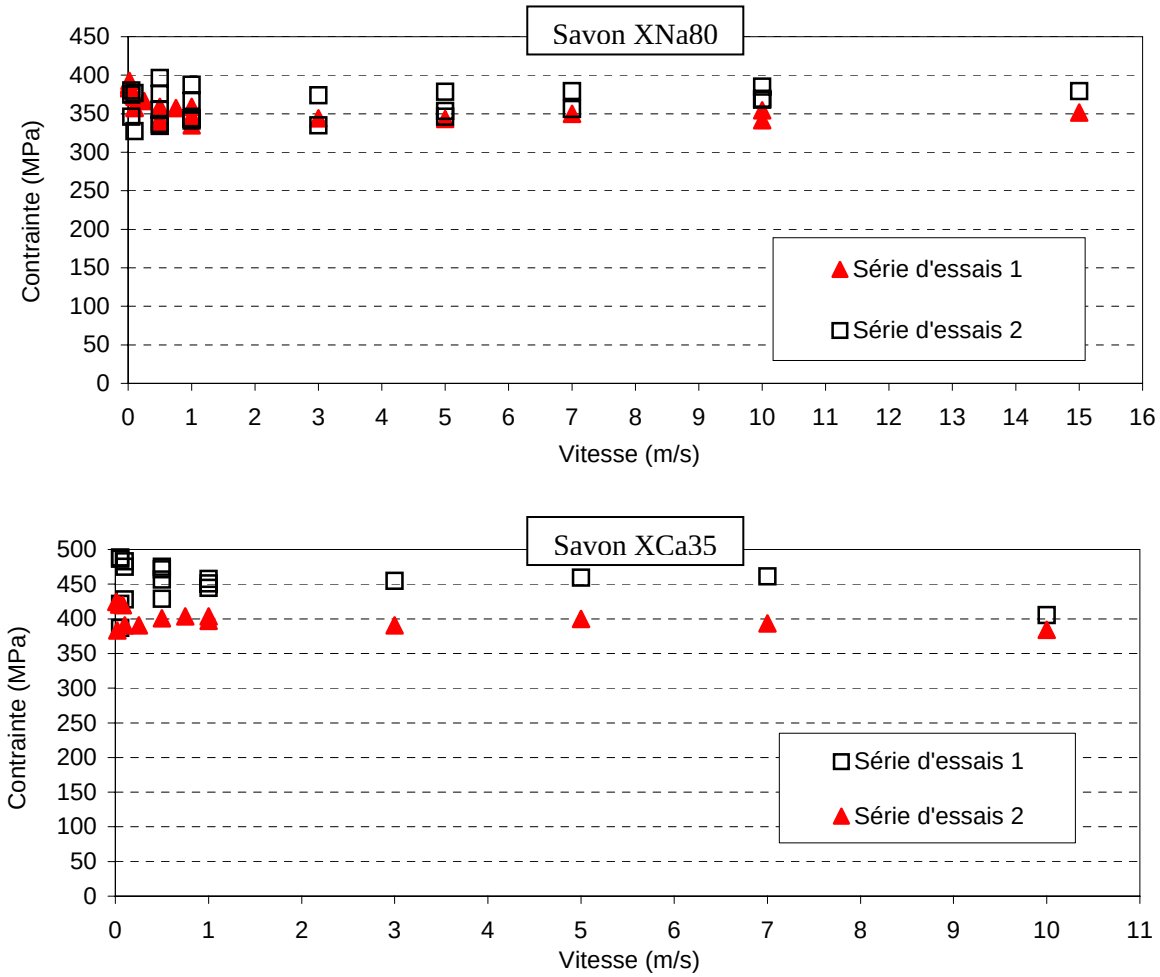


Figure 7 : Evolution des contraintes au cours de 2 séries d'essais réalisées sur la tréfileuse "Grandes vitesses" (déterminées d'après les mesures de forces)
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u =0-20 m/s - savons XNa80 et XCa35]

2.1.2 Etude du "bruit" relatif à la mesure de la force de tréfilage

Dans le cadre des essais sur la tréfileuse Marshall, nous constatons que les graphiques force=f (vitesse) sont plus ou moins "bruités" selon la nature du savon utilisé et la vitesse. Nous observons ainsi des dispersions autour de la valeur moyenne qui sont plus importantes dans le cas du savon calcique (figure 8). Ce bruit est particulièrement marqué dans les cas où nous tréfilons du fil $2R_e$ = 2,2mm (par comparaison avec les essais réalisés avec le fil $2R_e$=5,5mm présentés dans le chapitre 5) car les mesures de forces sont plus faibles et donc plus sensibles aux événements parasites.

Il serait intéressant d'approfondir l'exploitation de ce signal bruité pour savoir s'il peut être relié au régime de lubrification. Un signal fortement perturbé pourrait s'expliquer par une mauvaise alimentation en savon entrainant un régime limite. Toutefois, une technique de mesures accoustiques s'avère nécessaire pour séparer les différences fréquences du signal enregistré.

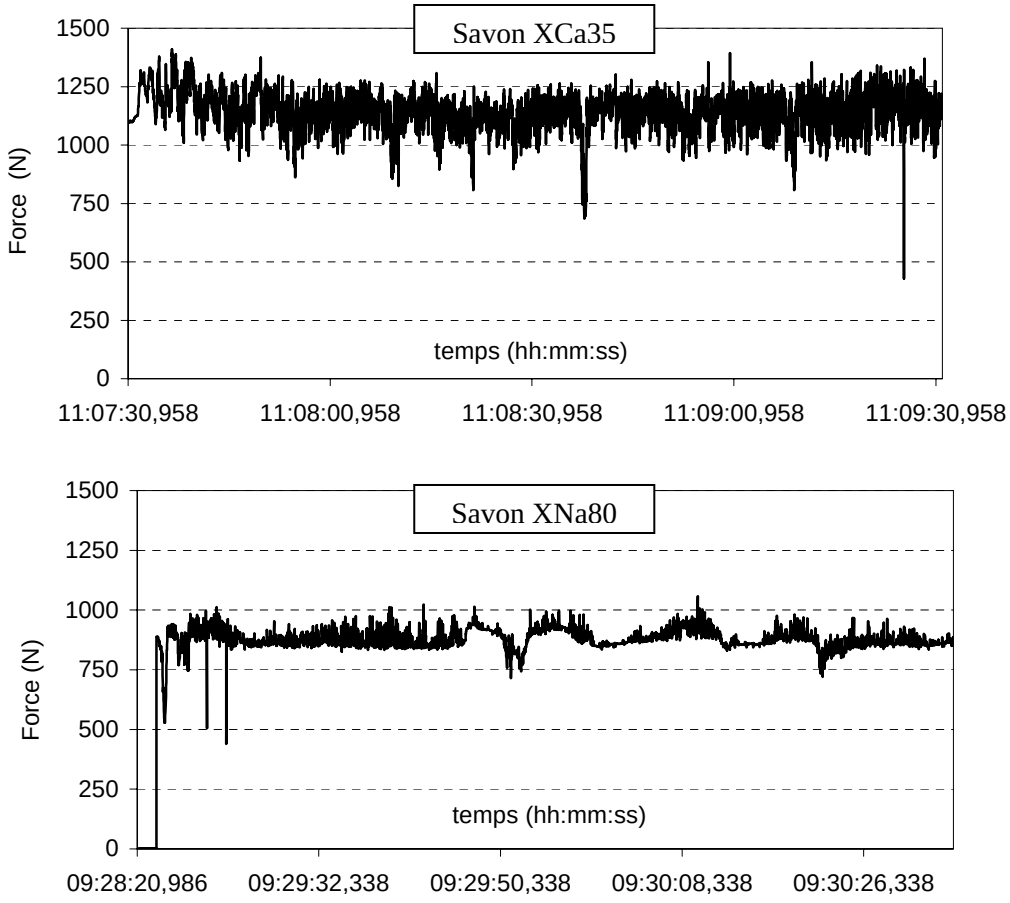


Figure 8 : Mise en évidence du "bruit" constaté sur les graphiques Force=f(vitesse)
[Tréfileuse Marshall - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u=1m/s]

Sur la tréfileuse "grandes vitesses", nous retrouvons ce bruit sur les mesures de forces mais nous ne parvenons cependant pas à établir de lien avec la nature du savon. Le bruit que nous constatons est donc certainement tributaire du capteur de force utilisé, notamment sa raideur.

2.2 Mesures des températures de filière

Nous avons utilisé, sur les dispositifs de tréfilage "moyennes et grandes vitesses", des filières percées et instrumentées avec des thermocouples (diamètre 1 mm) de manière à estimer les échauffements générés par le procédé (figure 9). Les premières filières ainsi usinées ont deux perçages : l'un à l'interface noyau/frette (T_1), l'autre à l'interface fil/noyau (T_2) c'est-à-dire très proche de la surface interne de la filière. La figure 10 est un exemple de graphique illustrant les évolutions conjointes des températures de filièreT_1 et T_2 et de la force de tréfilage en fonction de la vitesse.

Conformément aux prévisions, la mesure T_2 est plus sensible que T_1 : à chaque changement de vitesse, les variations de T_2 sont systématiquement plus marquées.

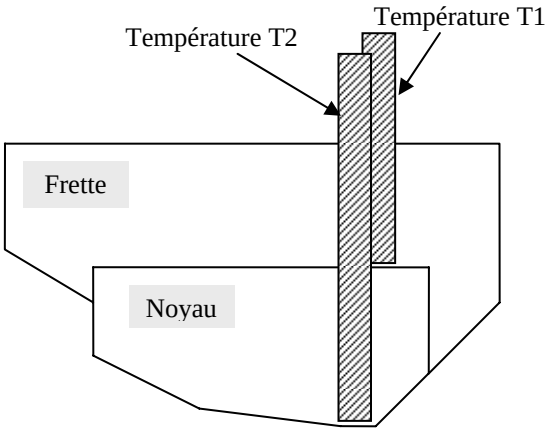


Figure 9 : Schéma d'une filière percée et instrumentée avec des thermocouples de Ø 1mm

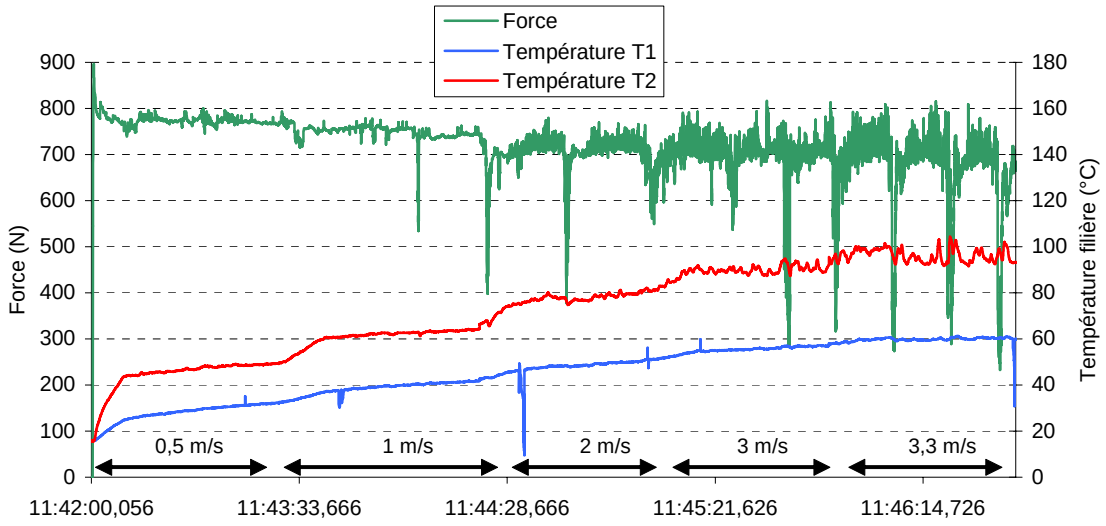


Figure 10 : Evolution des températures de filière et des forces lors du tréfilage d'un fil $2R_e$=2,2mm avec le savon XNa80
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u = 0,5-3 m/s]

La détermination de l'échauffement de filière ΔT se fait en retranchant la température de l'eau de refroidissement à la température de filière mesurée soit $\Delta T = T_{thermocouple} - T_{eau\ refroidissement}$.

2.2.1 Corrélation entre les températures mesurées par les deux thermocouples

Les premières mesures faites avec ces filières ont permis de montrer que les deux températures T_1 et T_2 sont fortement corrélées et que l'une est fonction linéaire de l'autre (figure 11). Pour chaque série d'essais réalisée, nous obtenons un rapport T_2/T_1 voisin de 2. Cela signifie donc que la stabilité de positionnement des thermocouples est plutôt satisfaisante au cours d'une série d'essais. Cela nous

indique également que les deux températures mesurées sont proportionnelles et qu'un seul perçage peut suffire pour décrire le champ de température dans la filière. Pour simplifier l'usinage de la filière, nous n'avons donc conservé qu'un seul trou sur les outils suivants, celui du thermocouple T_2 pour sa proximité par rapport à la zone de travail et donc la sensibilité de sa mesure.

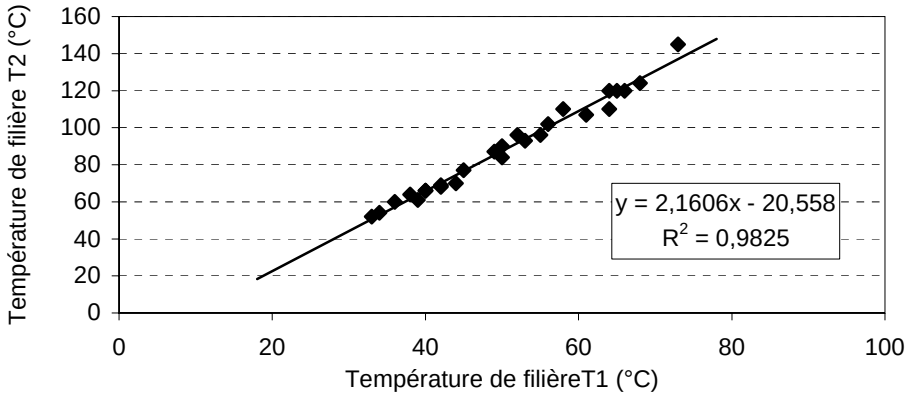


Figure 11 : Evolution des deux températures de filière T_1 et T_2 mesurées par thermocouples au cours d'une série d'essais avec différents savons
[Tréfileuse Marshall - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u = 0,5-3 m/s]

2.2.2 Reproductibilité des mesures de températures

Suite à l'usure et à la dégradation de certaines filières, nous avons utilisé plusieurs pièces au cours des différentes séries d'essais. Etant donné les nombreuses manipulations des thermocouples, nous avons fait un suivi des mesures de températures pour étudier la reproductibilité. Nous avons considéré les essais réalisés, dans nos conditions de tréfilage de référence, sur la tréfileuse Marshall avec les deux savons de référence XNa80 et XCa35 et nous avons reporté sur la figure 12, les valeurs des échauffements ΔT_2 mesurés dans chaque cas.

Figure 12 : Echauffements de filières mesurés lors de plusieurs séries d'essais
[Tréfileuse Marshall - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u=1 m/s - savons XNa80 et XCa35)

Pour le savon sodique XNa80, l'échauffement moyen est de 45°C ± 4°C. Pour le savon calcique, il est de 72°C ± 2°C. Les faibles écarts constatés au cours de ces différentes séries d'essais, dans des conditions similaires, indiquent que les thermocouples sont bien positionnés dans leur emplacement et que les perçages sont réalisés de manière similaire pour toutes les filières.

Si ce constat est valable pour le montage de la Marshall, il n'en est pas de même pour la tréfileuse "grandes vitesses". En effet, lors des premières utilisations, nous avons constaté que le thermocouple pouvait bouger dans son emplacement lors de la manipulation du porte-filière engendrant des dispersions de mesures de température et une sous-estimation des échauffements. La mise en place a donc du être améliorée en prenant beaucoup de précautions lors du montage.

Les températures mesurées sur la Marshall et la tréfileuse "grandes vitesses", pour des conditions de tréfilage analogues, présentent également des écarts qui peuvent s'expliquer en partie par le fait que les deux machines possèdent des porte-filière et des systèmes de refroidissement différents : dans le cas de la tréfileuse Marshall, l'efficacité du refroidissement est ainsi meilleure que dans le cas de la tréfileuse "grandes vitesses".

D'une manière générale, la reproductibilité sur la mesure de température est toutefois plus satisfaisante que celle constatée sur les mesures d'efforts.

Les résultats présentés sur la figure 12 illustrent également le caractère discriminant de la mesure de températures puisque nous obtenons systématiquement des échauffements plus importants avec le savon calcique XCa35. Cela signifie qu'il s'agit d'un bon moyen de caractérisation, sensible aux conditions de tréfilage et aux performances des savons.

Nous verrons dans le chapitre 3 que, grâce à un modèle thermo-mécanique élémentaire, la mesure de la température de filière (couplée à la mesure de la force de tréfilage) permet d'estimer la cission de frottement à l'interface fil/filière.

2.3 Mesure du poids de couche superficielle

Cette mesure consiste à dissoudre la couche superficielle présente sur le fil dans une solution acide et à mesurer, par pesée, la perte de masse engendrée (précision de la pesée : 0,1 mg). Le poids de couche ainsi estimé s'exprime en g/m². Si la masse volumique de cette couche superficielle est connue (et exprimée en g/cm^3), il est possible d'estimer l'épaisseur de film résiduel, exprimée en µm, comme le rapport du poids de couche sur la masse volumique du film superficiel.

Nous utilisons cette méthode pour déterminer :

- le poids de revêtement salin initial,
- le poids de couche total résiduel (savon + revêtement présents sur les fils tréfilés).

Cette mesure est globale et représente une moyenne. Elle ne prend en compte ni les hétérogénéités de recouvrement, ni les pertes de revêtement et de savon occasionnées par les nombreuses manipulations du fil. Pour qu'elle soit la plus représentative possible, nous prélevons, lorsque les essais le permettent, une quantité de fil importante (environ 10 m) que nous fractionnons en plusieurs lots. Nous déterminons ainsi une valeur moyenne et une barre d'incertitudes.

Sur des fils tréfilés, la mesure utilisée n'est pas sélective, car le poids calculé englobe le poids du revêtement salin et celui du savon. Or, nous savons que le mode d'élaboration du dépôt salin conduit à des poids de revêtement variables d'une série d'essais à une autre. Nous connaissons ce poids avant

tréfilage, mais il est difficile de l'estimer après réduction. Théoriquement, nous pouvons calculer l'épaisseur de revêtement résiduel en considérant que la couche subit le même allongement que le fil lors de son passage dans la filière. En supposant que l'intégralité du revêtement est conservée, nous avons alors :

$$(P_C)_{\text{sortie}} = (P_C)_{\text{entrée}} \cdot \frac{(\text{Surface revêtue})_{\text{sortie}}}{(\text{Surface revêtue})_{\text{entrée}}} = (P_C)_{\text{entrée}} \cdot \frac{R_s}{R_e} = 0{,}84 \,.\, (P_C)_{\text{entrée}}$$

Cela revient à dire que, dans nos conditions de référence, le poids de revêtement après tréfilage représenterait 84% du poids de revêtement présent initialement. En réalité, rien ne prouve que le dépôt salin est conservé en totalité sur le fil. Il faudrait pour cela qu'il soit totalement recouvert par un film de savon qui jouerait un rôle protecteur. Nous verrons plus loin, grâce aux investigations réalisées par microscopie, que c'est loin d'être le cas. Notre approximation théorique est donc assez discutable. Pour déterminer l'épaisseur propre au revêtement, il faudrait procéder à un dosage chimique permettant de différencier les éléments présents dans le dépôt de ceux présents dans le savon.

2.4 Mesure de la rugosité du fil

La rugosité est un bon indicateur du régime de lubrification. Si le film de lubrifiant est trop mince, le régime est limite et entraine un lissage de la rugosité du fil. Au contraire, s'il est très épais, la rugosité reste marquée, voire est augmentée.

Nous avons donc réalisé, avec un profilomètre, des mesures de rugosité sur fils tréfilés avec divers savons afin de mettre en évidence des différences de performances. La mise en œuvre est toutefois très délicate et entraine une dispersion importante qui masque les écarts dus à l'efficacité du lubrifiant. Pour les gros diamètres, elle est due aux défauts de surface résiduels du fil-machine et pour les petits fils, elle est causée par la difficulté de maintenir le palpeur sur une génératrice. Nous n'avons donc pas poursuivi ces mesures et leur avons préféré une méthode plus qualitative : l'observation de la surface des fils nettoyés par microscopie électronique à balayage.

2.5 Observation et analyse chimique de la couche superficielle

La microscopie électronique à balayage (MEB) permet de visualiser la répartition du dépôt salin et du savon sur le fil. Suivant le mode d'observation choisi (c'est-à-dire le détecteur utilisé), nous pouvons mettre en évidence :

- un contraste de topographie (mode SE : détection des *électrons secondaires*)
- un contraste de composition chimique (mode BSE : détection des *électrons rétrodiffusés*)

L'observation peut être couplée à une analyse chimique EDS (*Energy Dispersive Spectrometry*). Grâce au spectre d'énergie des rayons X émis par la surface suite au bombardement électronique, il est possible d'identifier les différents éléments chimiques qui composent la couche superficielle sur une profondeur d'environ 1 µm. Ces deux techniques nous permettent ainsi de :

- visualiser le niveau de recouvrement du fil par le revêtement salin et/ou le savon,
- visualiser la rugosité de surface avant/après tréfilage [59], [60]

Elles constituent une source d'informations qualitatives qui nous renseignent sur la qualité de la lubrification. Les observations doivent toutefois être réalisées sur une longueur d'échantillons assez importante de manière à extraire des clichés qui sont représentatifs.

2.5.1 Observation de la répartition du revêtement sur le fil

Nous présentons sur la figure 13 une image MEB caractéristique de la surface d'un fil avant tréfilage (deux grandissements). Le mode d'analyse BSE utilisé met en évidence un contraste de couleur qui traduit un contraste de composition chimique. Le spectre EDS de la figure 14 met en évidence que les zones claires sont caractéristiques du métal nu et les zones grises représentent le revêtement salin. Les éléments majoritaires identifiés pour le dépôt sont le potassium, le soufre et le sodium.

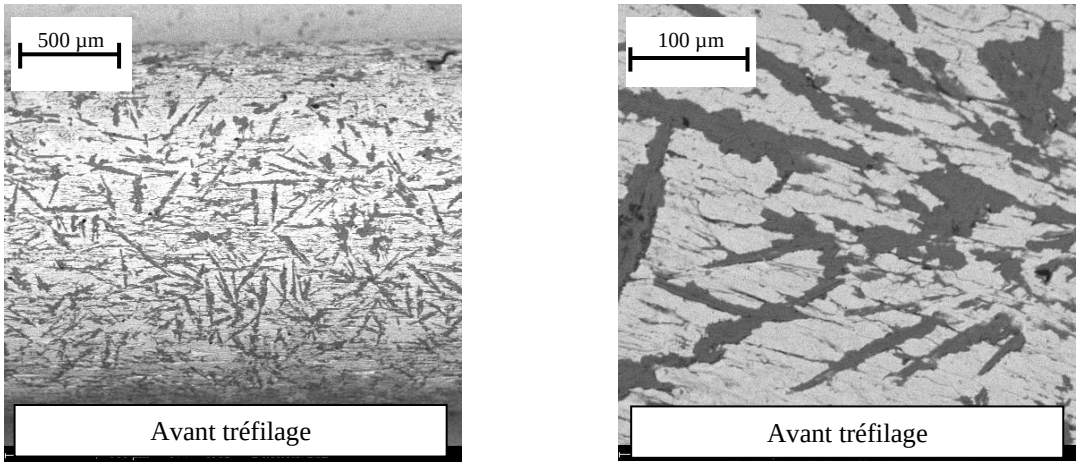


Figure 13 : Observations MEB de la surface d'un fil revêtu de dépôt salin avant tréfilage (zones claires : métal - zones grises : dépôt salin - poids de revêtement salin initial= 1,8 g/m²)

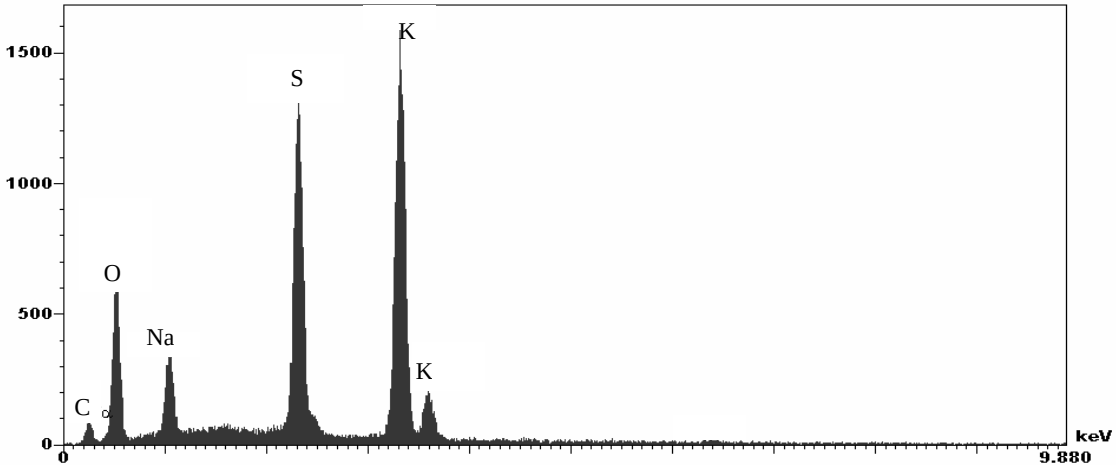


Figure 14 : Analyse EDS des cristaux gris de la figure 13

De la même manière, nous présentons sur la figure 15, les images MEB relatives à un échantillon tréfilé à 3m/s avec le savon sodique XNa80. Trois zones sont clairement identifiables : zone sombre, zone grise et zone claire (figure 16). Les pointés EDS réalisés sur chacune d'entre elles mettent en évidence que les zones claires sont caractéristiques du métal "quasi-nu" (une analyse d'extrême surface peut révéler la présence d'un film très mince), les zones grises du revêtement salin et les zones sombres du savon mélangé à du revêtement salin (figures 17, 18 et 19).

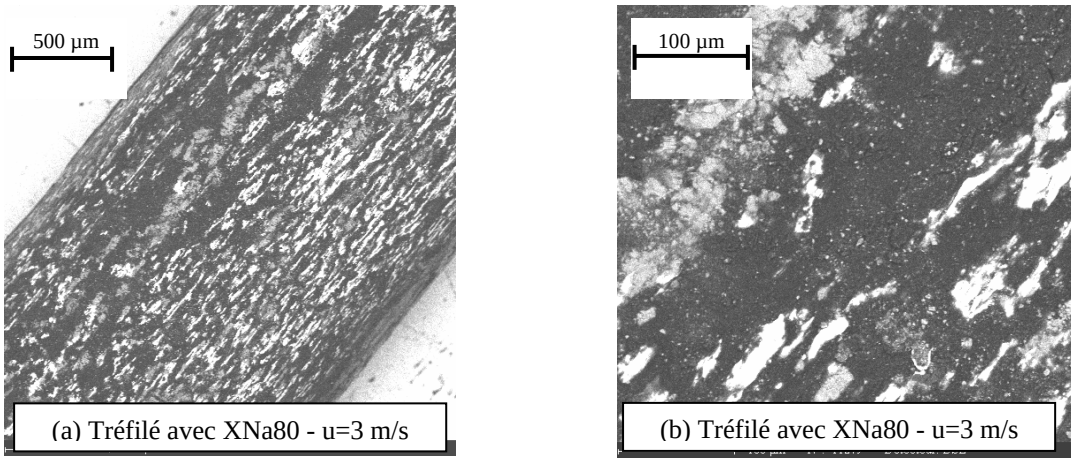


Figure 15 : Observations MEB en mode BSE d'un fil revêtu de dépôt salin et de savon après tréfilage : zone claire = acier / zone grise = revêtement salin / zone noire = savon + un peu de revêtement salin
Poids de revêtement = 5 g/m² - Poids de savon+revêtement = 7g/m²
[Tréfileuse Marshall- Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u=3 m/s]

De ces résultats, nous retiendrons que :

• Avant tréfilage, le fil est recouvert d'un dépôt salin dont les cristaux sont en forme d'aiguilles. Sa répartition n'est pas continue,

• Après tréfilage, le fil est recouvert de dépôt salin résiduel et de savon de tréfilage. Cette couche superficielle n'est pas uniforme : nous distinguons des zones de composition chimique différentes caractéristiques du dépôt salin (zone grise), d'un mélange de savon+dépôt (zone sombre) et du métal (zone claire).

Nous en concluons donc que lors du passage du fil dans la filière, le frottement est très certainement de type mixte.

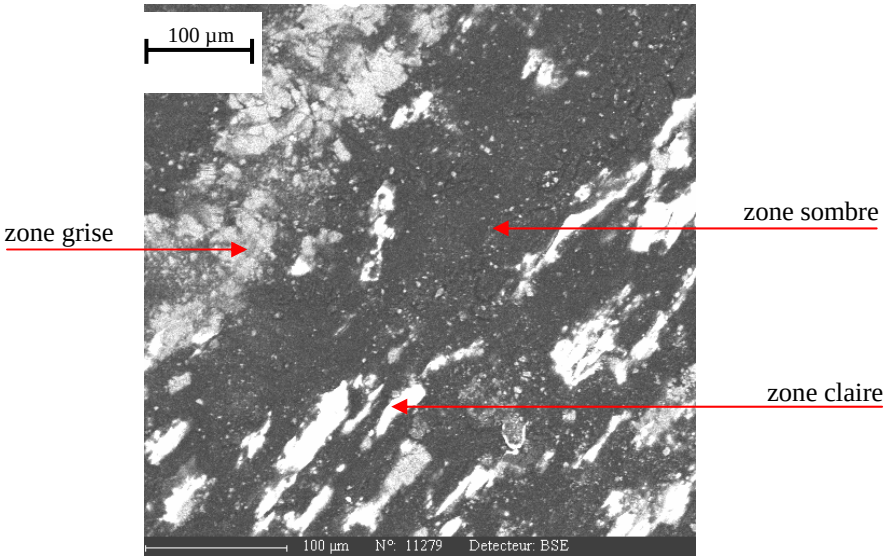


Figure 16 : Désignation des différentes zones analysées par EDS

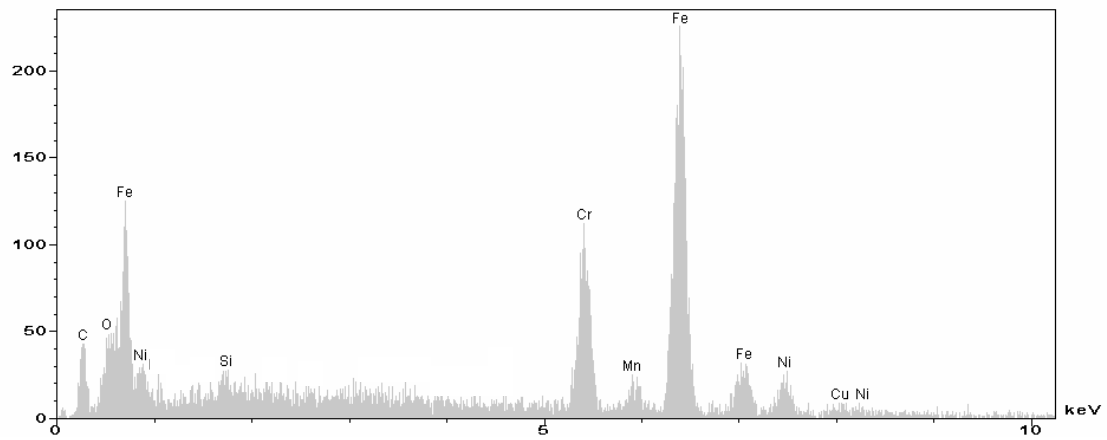


Figure 17 : spectre EDS de la zone claire de la figure 16 (acier)

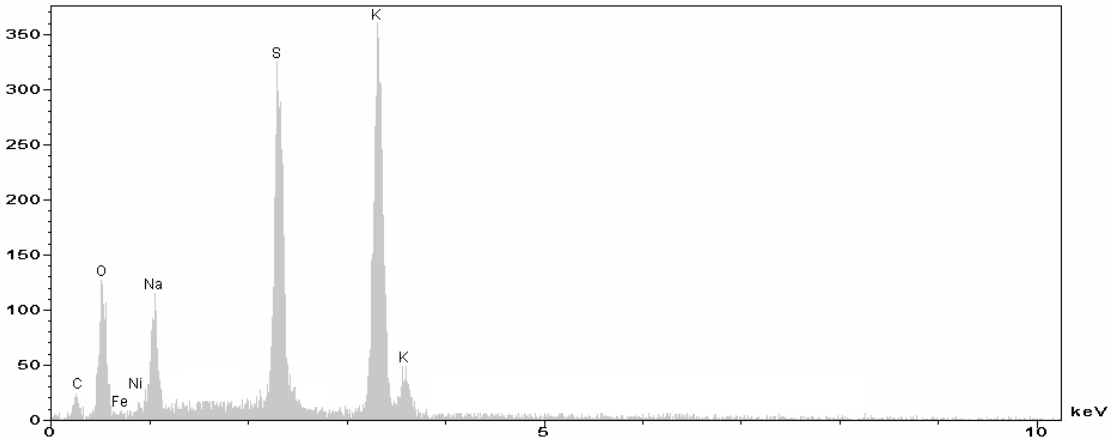


Figure 18 : spectre EDS de la zone grise de la figure 16 (revêtement salin)

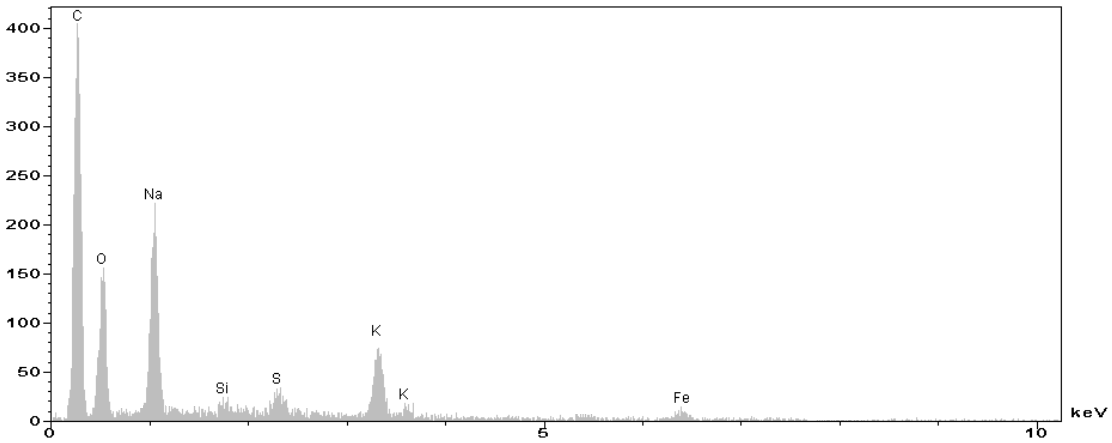


Figure 19 : spectre EDS de la zone sombre de la figure 16 (savon + un peu de revêtement salin)

2.5.2 Observation de la rugosité du fil

Ce type d'observation est réalisé sur des fils nettoyés de tout revêtement en choisissant le mode d'analyse SE (contraste de relief). Il nous renseigne sur :

• l'état de surface du fil avant tréfilage : nous comparons sur la figure 20 l'aspect de surface d'un fil-machine et du fil 2,2mm qui constitue notre référence. Le gros fil laisse apparaître des joints de grains bien gravés qui font suite au décapage du fil. La surface du fil 2,2mm est quant à elle plus perturbée et se compose de poches et plateaux qui sont la conséquence des passes de tréfilage précédentes,

• l'évolution de la topographie de la surface après passage dans la filière (figure 21) : la surface du fil tréfilé apparaît lissée.

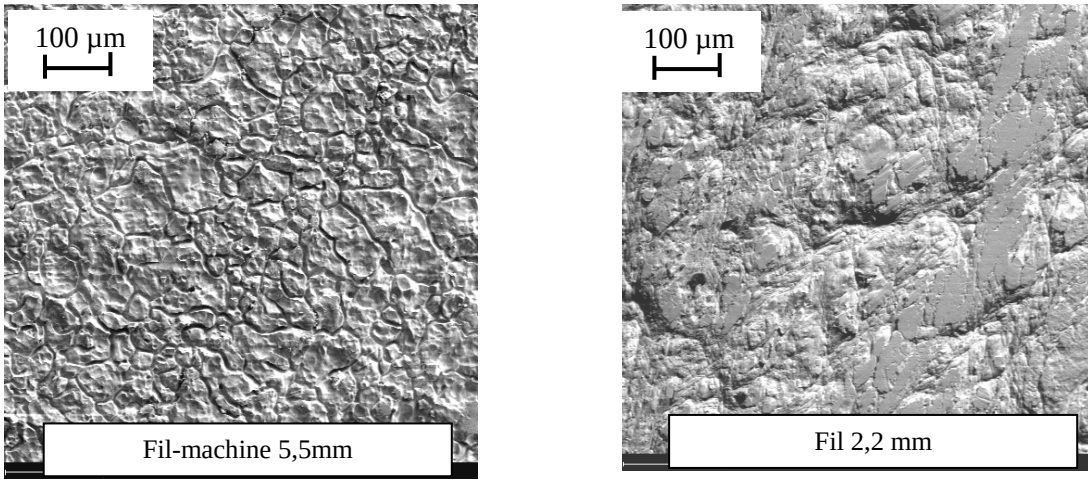


Figure 20 : Rugosité du fil-machine 5,5mm et du fil 2,2 mm
Observations MEB nettoyés de tout revêtement (analyse en mode SE : contraste de topographie)

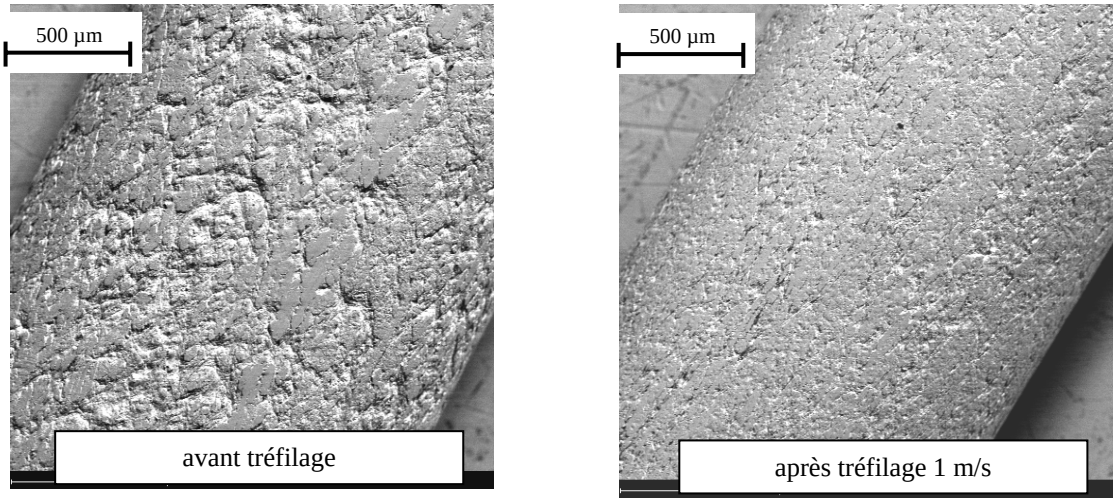


Figure 21 : Observations MEB d'échantillons nettoyés de tout revêtement
(analyse en mode SE : contraste de topographie)

[Tréfileuse "grandes vitesses" : Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α= 16°- u=1m/s]

2.6 Bilan des méthodes d'approche

La figure 22 récapitule l'ensemble des techniques que nous avons mises en œuvre pour caractériser l'opération de tréfilage lors de nos essais.

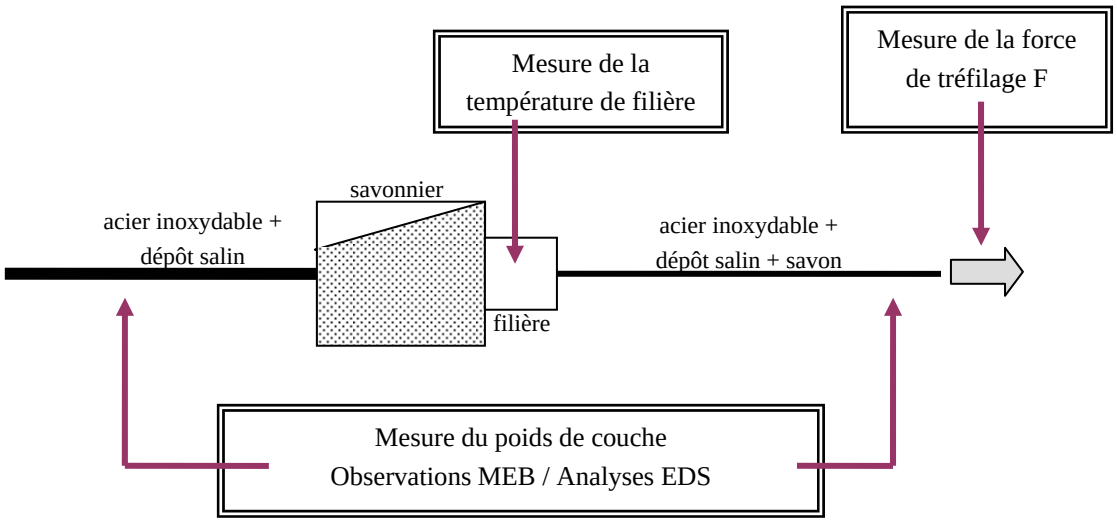


Figure 22 : Bilan des méthodes de caractérisation développées

Au fur et à mesure de ce travail, nous montrerons qu'aucune mesure pris isolément ne permet d'étudier, de manière fiable, la qualité de la lubrification. Il est nécessaire d'envisager systématiquement des analyses multiples pour établir un diagnostic fiable à partir des recoupements.

3 INTERET DE CES METHODES POUR L'ETUDE DE LA LUBRIFICATION PAR LES SAVONS

Dans un grand nombre de cas impliquant les deux savons de référence, nous constatons que les mesures de contraintes, de températures de filière et de poids de couche sont corrélées, conformément aux concepts de lubrification, c'est-à-dire qu'à une augmentation du poids de couche (une augmentation de l'épaisseur passante de lubrifiant) correspond une diminution de la contrainte et de la température (par diminution du frottement). Nous illustrons ce point sur la figure 23 qui représente les évolutions conjointes de la contrainte de tréfilage, de l'échauffement de filière et du poids de couche total obtenus avec les deux savons de référence.
Dans ce cas, la corrélation entre ces trois paramètres est plutôt satisfaisante. Dans ces conditions d'essais, le savon sodique conduit au poids de couche le plus élevé et minimise la contrainte et l'échauffement de filière. Il s'avère donc favorable au bon déroulement de l'opération de tréfilage. A l'inverse, le savon calcique peut conduire à terme à des rayures si le poids résiduel est trop faible : les conséquences sont alors une hausse de la force de tréfilage et de la température de la filière.

Si cette interprétation est satisfaisante pour les faibles épaisseurs résiduelles de savon, elle est toutefois moins triviale pour les moyennes et fortes épaisseurs de lubrifiant. En effet, certains de nos résultats montrent que des poids de couche élevés conduisent malgré tout à des températures et contraintes importantes. Dans ce cas, le fait que ces deux paramètres soient élevés traduit un frottement fort, mais pas forcément préjudiciable. Il peut être simplement dû à la consistance importante des savons. Nous

verrons ultérieurement que c'est le cas de formulations particulières de lubrifiants sodiques qui contiennent une quantité de charges importante.

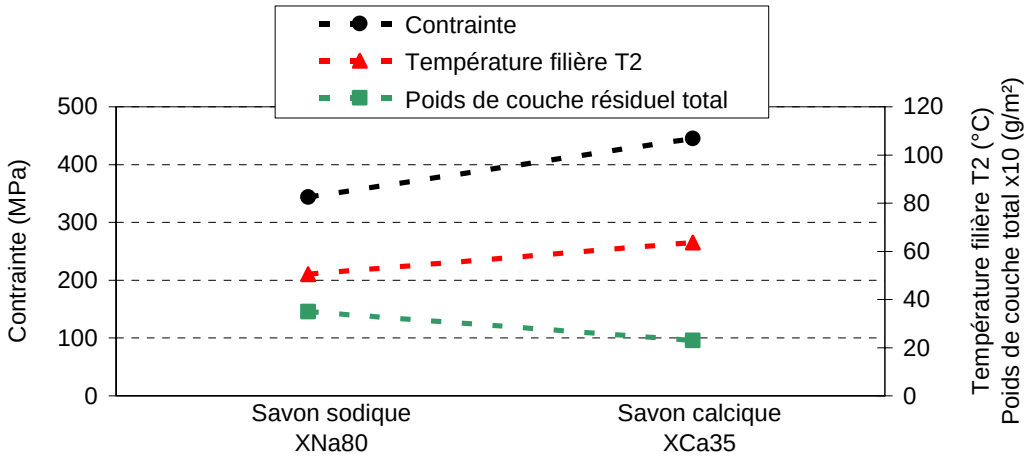


Figure 23 : Corrélation contrainte / échauffement / poids de couche pour les deux savons de référence
[Tréfileuse "grandes vitesses" : Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α= 16°- u=1m/s]

4 APPLICATION A L'ANALYSE DU TREFILAGE INDUSTRIEL

4.1 Etude expérimentale d'une opération de tréfilage multi passes

Nous avons appliqué les méthodes d'approche décrites précédemment pour étudier une opération de tréfilage en conditions industrielles. Les conditions opératoires sont les suivantes :
- Gamme de 12 filières dont les neuf premières sont équipées de préfilières,
- Acier inoxydable nuance 304 revêtu de dépôt salin de diamètre initial 5,5mm / diamètre final 1 mm,
- Utilisation de deux savons de tréfilage industriels : un savon calcique sur les 4 premières passes, un savon sodique sur les suivantes.

Les résultats relatifs au poids de couche sont présentés sur la figure 24. L'importance de la première passe est soulignée ici par un poids de couche élevé (17g/m²). Ce poids de couche diminue de moitié après la deuxième passe (où la réduction est forte : 49%). Au-delà, de la troisème à la dernière passe, il chute de 5 à 0,2 g/m². Nous constatons également qu'à partir de 4m/s (5e passe) il devient inférieur au poids de revêtement que nous avions estimé en se basant sur l'hypothèse de conservation totale : cela traduit le fait que les épaisseurs de savon entraînées sont très faibles et que du revêtement est perdu (par arrachement?). Nous devons également envisager que des pertes de revêtement (salin+savon) ait eu lieu lors des manipulations de fil qui précèdent les mesures de poids de couche.

Cette caractérisation a été complétée par des observations MEB de la surface des fils tréfilés. Nous avons ainsi distingué :
- l'analyse des échantillons tréfilés encore revêtus de savon et de revêtement salin, ce qui permet de suivre l'évolution du recouvrement par le savon (figure 25),
- l'analyse des échantillons tréfilés nettoyés, et nus de tout revêtement, ce qui permet de suivre l'évolution de la rugosité de surface (figure 26).

Le recouvrement du fil par le savon évolue nettement au cours des passes et semble cohérent avec les mesures de poids de couche. En effet, le fil est bien "chargé" de savon en première passe puis s'appauvrit progressivement sur les suivantes. A partir de la passe 9, le fil n'est que très peu recouvert.

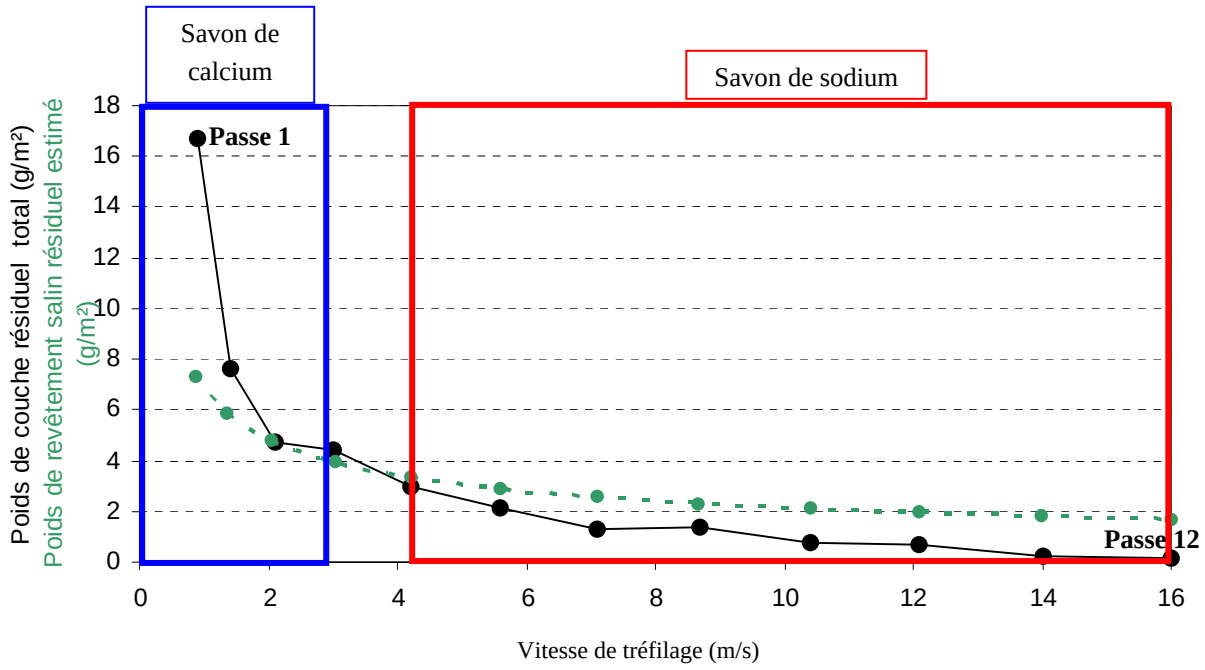


Figure 24 : Evolution du poids de couche total résiduel en fonction de la vitesse sur tréfileuse multi passes industrielle (Gamme Ø5,5mm-Ø1mm)

Le suivi de la rugosité du fil tréfilé montre clairement l'évolution de la topographie superficielle. Initialement, suite au gravage des joints de grains, la surface du fil est perturbée. Très vite, dès la première passe, il se forme des plateaux qui s'allongent progressivement, au fil des réductions, dans la direction de tréfilage. Ils finissent ensuite par coalescer, bouchant les creux, ce qui contribue à lisser la surface. Ce lissage, qui s'amorce dès la première passe, est a priori surprenant puisque les forts poids de couche relevés auraient dû contribuer à amplifier la rugosité et non l'inverse. Cela semble donc indiquer que le recouvrement du fil n'est pas homogène et que certaines zones sont probablement en quasi-contact avec la filière (épaisseur de savon très faible voire nulles).

Le régime de lubrification n'est donc a priori pas le même pour toutes les passes. D'un régime type épais (hydrodynamique) fortement marqué sur la première filière, nous passons rapidement à un régime mixte (non uniformité du recouvrement révélé par les observations MEB). Nous retrouvons ainsi l'effet défavorable de la vitesse, de l'augmentation de la contrainte d'écoulement du fil qui se durcit ainsi que de la perte de revêtement.

Nous voyons donc ici l'importance de cette première passe et la nécessité de garantir dès le début du tréfilage une bonne alimentation en savon. Cela justifie donc notre approche qui consiste à mener une réflexion sur dispositif monopasse pour analyser et ainsi optimiser la lubrification.

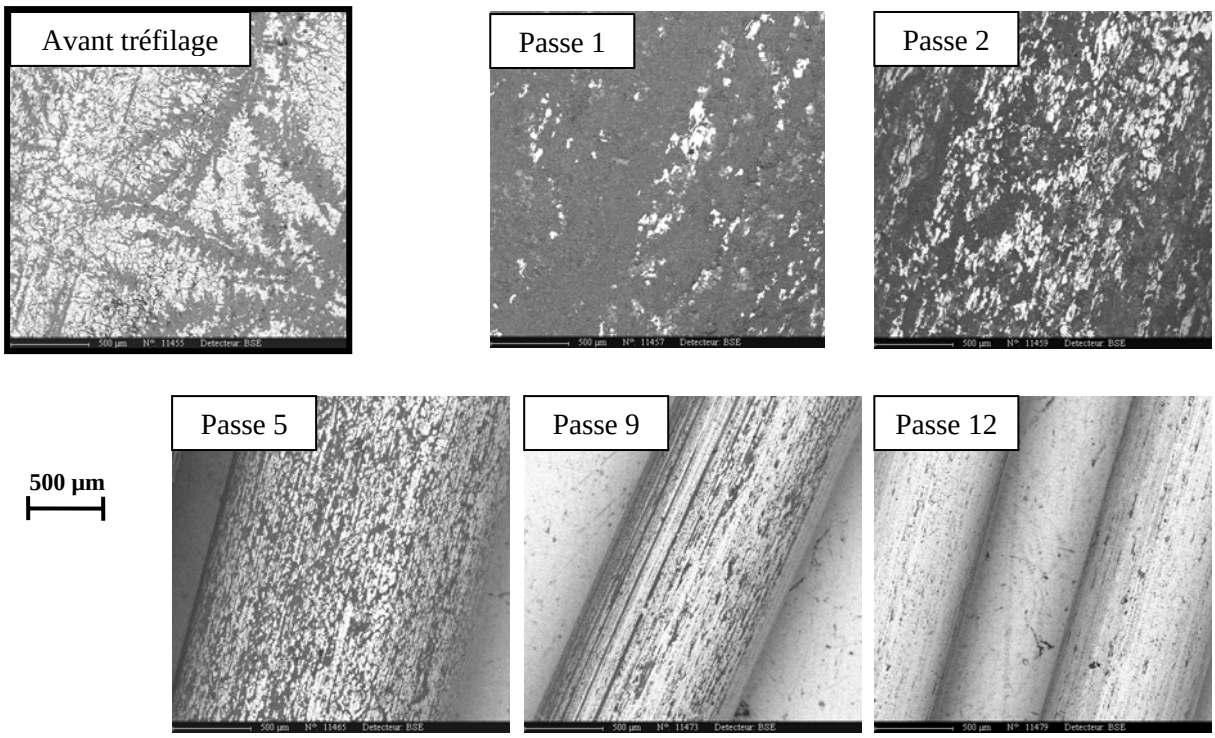


Figure 25 : Observations MEB de la surface des fil,s tréfilés sur la machine multi passes, revêtus de savon et revêtement salin (détection BSE - contraste de composition chimique : zones claires=métal, zones grises=dépôt salin, zones sombres=savon +dépôt salin)

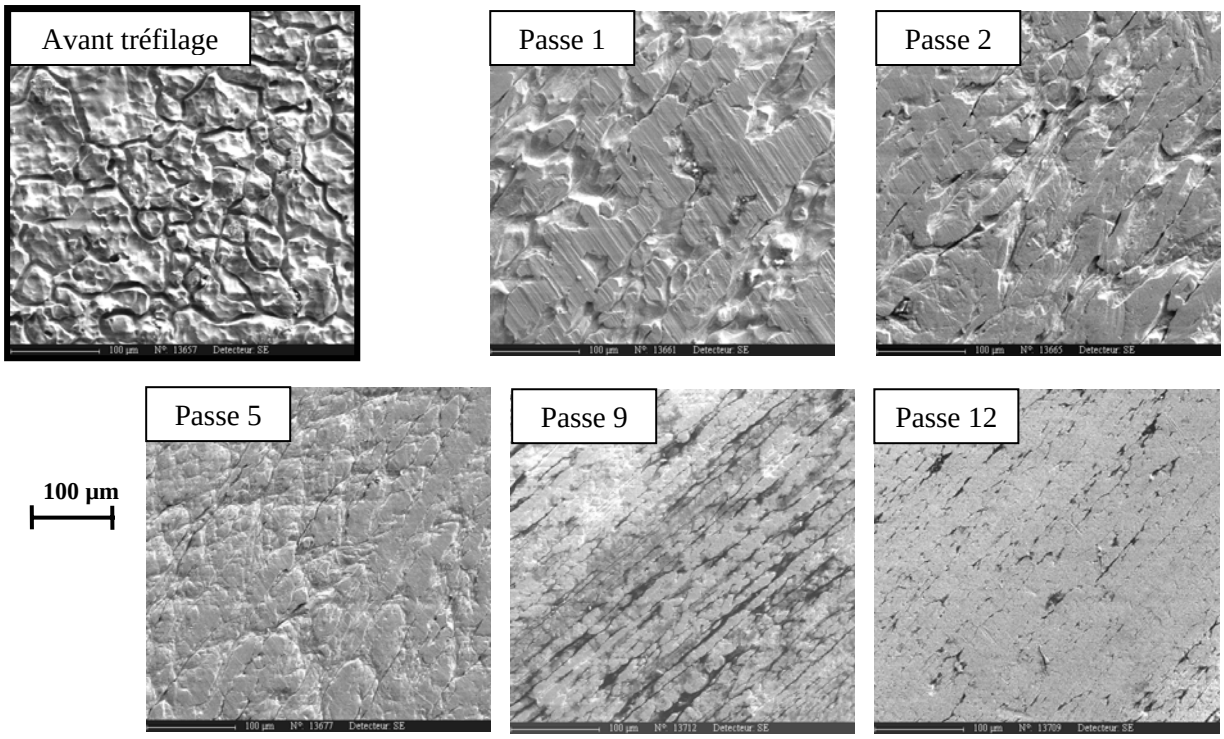


Figure 26 : Observations MEB de la surface des fils tréfilés et nettoyés nus de tout revêtement (détection SE - contraste de topographie)

4.2 Représentativité du tréfilage mono passe vis-à-vis du procédé industriel

Ce qui rend l'étude des mécanismes de lubrification particulièrement complexe est que l'opération se déroule en plusieurs étapes. Chacune d'entre elles possède des caractéristiques qui lui sont propres (vitesse, type et géométrie de filière, nature du savon, dispositif de mise en pression) et confère au fil de nouvelles propriétés (dureté, rugosité, recouvrement par le lubrifiant). Chaque passe doit donc être analysée pour s'assurer qu'au fil des réductions, la lubrification est satisfaisante. C'est là que réside tout le savoir-faire du tréfileur et qui confère au tréfilage, même à l'heure actuelle, un caractère empirique. Pour mieux comprendre les mécanismes qui entrent en jeu tout en évitant de multiplier les paramètres, nous avons choisi de simplifier une gamme industrielle en la décomposant en éléments plus simples, c'est-à-dire en étudiant une passe unique. Se pose alors la question de savoir quelle est la réprésentativité de notre approche vis-à-vis d'une gamme industrielle et dans quelle mesure les résultats obtenus seront utiles au tréfileur.

Notre hypothèse fondamentale, pour justifier l'approche monopasse, est que la formation du film de lubrifiant se fait essentiellement sur la première passe. La lubrification des passes suivantes serait en premier lieu assurée par le revêtement résiduel formé en première passe, les savonniers suivants n'assureraient qu'un rôle d'appoint local et limité. Cette hypothèse est en accord avec les résultats des figures 24 à 26 et avec l'opinion courante des tréfileurs selon laquelle cette première passe est déterminante. Par ailleurs, il a été observé qu'un revêtement de savon homogène et épais (de plusieurs microns), déposé par passage dans une solution est capable d'assurer une bonne lubrification lors de plusieurs tréfilages successifs effectués sans savonnier. Dans cette optique, il nous faut préciser les conditions assurant sur monopasse la formation du film résiduel le plus uniforme et épais possible. Les essais mis en œuvre doivent donc nous permettre de fournir un éventail de résultats expérimentaux (poids de couche, forces de tréfilage, observations MEB) qui ne sont pas courantes dans la littérature.

Au-delà du travail expérimental, il faut rester critique sur les résultats obtenus sur tréfileuse monopasse. En effet, même avec un équipement de laboratoire tel que la tréfileuse"grandes vitesses", les sollicitations subies par le fil et le lubrifiant diffèrent de celles subies sur le dispositif industriel (tableau 5).

Paramètre	Tréfileuse mono passe (0-20 m/s)	Tréfileuse multi passe (0-16 m/s)
Montée en vitesse	Directe et rapide (-)	Par étape (+)
Ecrouissage	Réduction unique (+)	Réductions successives (-)
Recouvrement du fil	Un seul passage dans le savonnier pour toutes les vitesses (-)	Couche superficielle initiale épaisse + approvisionnement régulier en savon (+)

Tableau 5 : Quelques différences constatées au niveau des conditions de tréfilage entre un équipement de laboratoire et une tréfileuse industrielle et impact qualitatif sur les sollicitations du fil et du lubrifiant (+ : conditions facilitées; - : durcissement des conditions)

CHAPITRE 3

ANALYSE THERMOMECANIQUE D'UNE PASSE DE TREFILAGE

Nous abordons dans ce chapitre l'aspect mécanique et thermique d'une passe de tréfilage. Après avoir évoqué l'identification de la rhéologie de l'acier, nous montrons comment, à partir d'essais de tréfilage et d'un modèle thermomécanique, nous parvenons à estimer le travail de déformation plastique du fil ainsi que l'échauffement maximal atteint lors de sa réduction. Nous approfondissons notre approche en estimant les cissions des savons de tréfilage et nous constatons qu'elles sont fortement corrélées à leur composition. Nous discutons la validité de notre modèle en déterminant par d'autres moyens la valeur du travail de déformation plastique. Les résultats issus des essais de traction et de masse tombante nous indiquent que notre estimation expérimentale est du bon ordre de grandeur. Nous vérifions également la pertinence de nos résultats en utilisant Forge2®, un logiciel de simulation numérique adapté aux procédés de mise en forme. Une application du modèle au tréfilage industriel est proposée afin d'estimer la gamme de température de travail du lubrifiant sur une tréfileuse multipasses.

Sommaire du chapitre

1 Caractérisation de la rhéologie de l'acier 58
1.1 Essais de traction conventionnels 58
1.1.1 Essais à température ambiante 58
1.1.2 Essais entre 25°C et 150°C 59
1.2 Essai de masse tombante 63
2 Une méthode d'identification de la rhéologie du métal et de la tribologie du lubrifiant grâce à un modèle thermomécanique élémentaire 64
2.1 Contrainte de tréfilage 64
2.2 Echauffement du fil 65
2.3 Modèle thermomécanique élémentaire 68
2.3.1 Identification du travail de déformation plastique du fil et estimation de la température maximale atteinte 68
2.3.2 Estimation des cissions de frottement des savons de tréfilage 69
2.4 Application du modèle aux essais de tréfilage (conditions de référence) 69
2.5 Pertinence des résultats obtenus 71
2.6 Extension du modèle aux essais de tréfilage (hors conditions de référence) 72
2.6.1 Tréfilage du fil-machine 72
2.6.2 Tréfilage du fil 2,2 mm - Effet de la vitesse 73
2.6.3 Ordres de grandeur des cissions de frottement 74
2.7 Limites du modèle 75
3 Modélisation avec un code de calcul par éléments finis FORGE2® 75
3.1 Mise en données pour les calculs 76
3.2 Corrélation méthode des tranches/simulation numérique avec un cas simple 76
3.2.1 Principe de la corrélation 76
3.2.2 Influence de la géométrie de la filière 77
3.2.3 Influence de l'angle et du frottement sur la contrainte de tréfilage 78
3.3 Prise en compte de l'écrouissage du fil 78
3.3.1 Estimation du travail de déformation plastique W_{pl} 79
3.3.2 Estimation du coefficient de frottement de Tresca 80
3.3.3 Estimation de la température maximale du fil 81
3.4 Calcul thermique dans la filière 82
4 Conclusion 84
5 Synthèse : application du modèle thermomécanique à une opération de tréfilage multipasses industrielle 86

1 CARACTERISATION DE LA RHEOLOGIE DE L'ACIER

La connaissance de la rhéologie d'un matériau est primordiale pour prévoir son écoulement lors de sa mise en forme et optimiser ainsi le procédé. La formalisation d'une loi de comportement consiste à identifier tous les paramètres qui ont un impact sur sa courbe contrainte-déformation. Ces paramètres sont la déformation imposée au matériau, la vitesse de déformation et la température. L'équation rhéologique lie la contrainte d'écoulement du matériau à ces paramètres de déformation.
Toute la difficulté d'une telle détermination réside dans le choix d'un essai de caractérisation. Les plus connus et utilisés sont l'essai de traction, la torsion et l'essai de compression. Chacun correspond à un domaine de sollicitation particulier qui doit, dans la mesure du possible, se rapprocher le plus possible de celui du procédé de mise en forme étudié (figure 1).

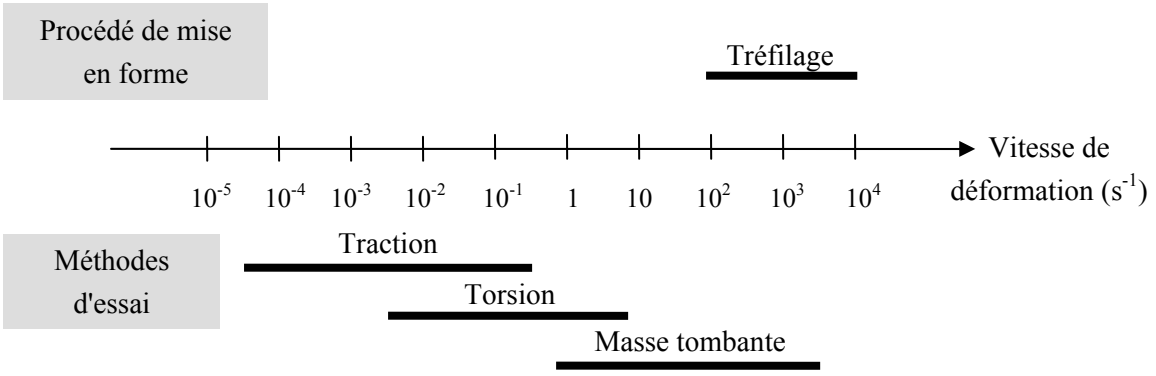


Figure 1 : Gammes de vitesses de déformation relatives au tréfilage et aux méthodes d'essais [61]

Pour la caractérisation rhéologique de l'acier AISI304-CU, c'est la traction qui a été utilisée pour la relative simplicité de sa mise en œuvre. En complément, l'essai de masse tombante a été choisi car il permet d'atteindre des vitesses de déformation importantes.

1.1 Essais de traction conventionnels

1.1.1 Essais à température ambiante

Les essais de traction ont été réalisés sur une machine de traction DARTEC avec des fils d'acier inoxydable 304 au cuivre, de longueur initiale de 100 mm. La vitesse de traverse a été fixée à 1 mm/s. La longueur de fil L_M entre mors est de 100 mm ce qui correspond à une vitesse de déformation de l'ordre de 10^{-2} s^{-1} qui est très faible ; on peut donc considérer l'essai comme isotherme. Nous avons considéré l'état recuit (avant tréfilage avec $2R_e$=2,2mm) et l'état écroui (après une passe de tréfilage à 1 m/s avec $2R_s$=1,85mm). Les courbes de traction obtenues sont présentées sur la figure 2.Lors des essais, nous avons constaté que le fil écroui se strictionnait souvent au niveau des mors et sa rupture se produit après un faible allongement ; au contraire, et comme prévu, le fil recuit présente une limite d'élasticité bien inférieure et un allongement homogène élevé, de l'ordre de 40 % .

Pour estimer de manière plus précise le module d'Young E et la limite conventionnelle d'élasticité $R_{p0,2}$, nous avons utilisé un extensomètre de longueur utile 10 mm (écart entre couteaux). Les courbes sont présentées sur la figure 3.

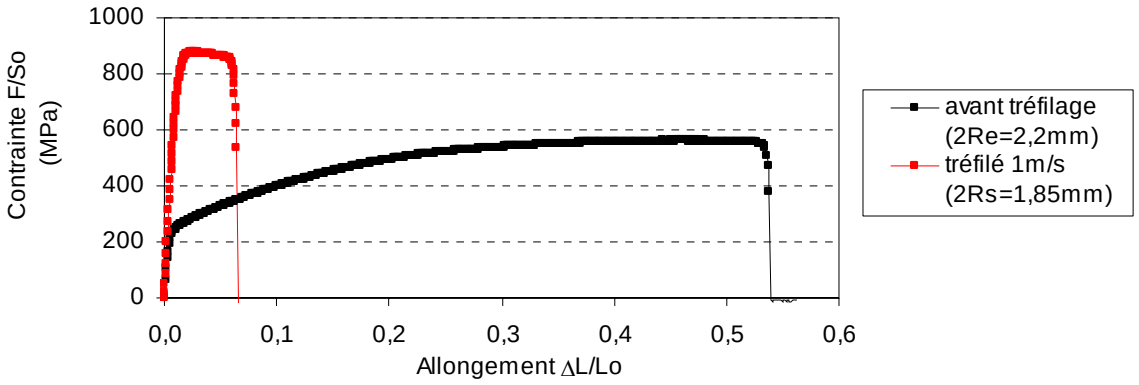


Figure 2 : Courbes de traction de l'acier inoxydable obtenues avant et après tréfilage [Machine Dartec : vitesse de traverse constante=1mm/s]

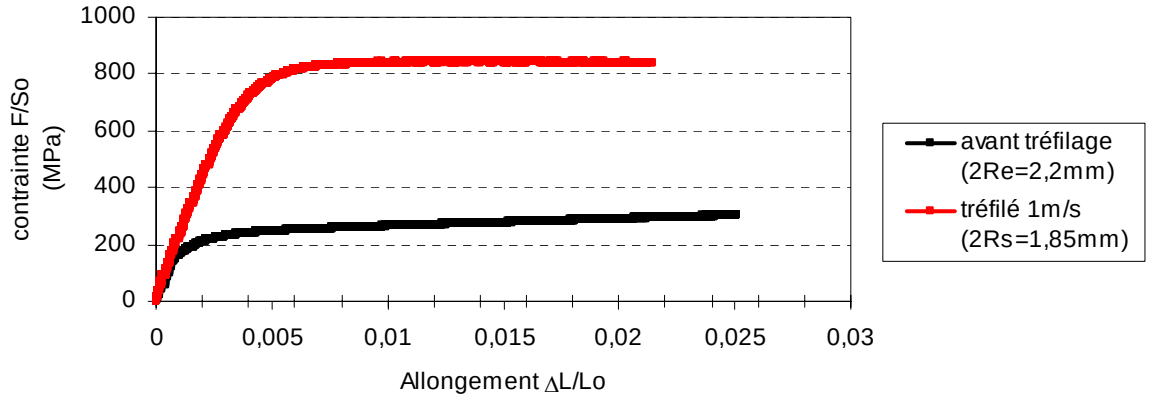


Figure 3 : Courbes de traction de l'acier inoxydable obtenues avant et après tréfilage [Machine Dartec : vitesse de traverse constante=1mm/s - extensomètre 10mm]

A partir de ces courbes, nous pouvons estimer :

• avant tréfilage : E ≈ 180 GPa et $R_{p0,2}$ = 240 MPa

• après tréfilage : E ≈ 210 GPa et $R_{p0,2}$ = 820 MPa

L'ensemble des valeurs relatives au fil recuit est cohérent avec les données courantes relatives à cet alliage (cf. tableau 2, chap. 2). Nous notons une augmentation du module d'Young de 16% sur fil écroui : il est toutefois difficile de dire si l'écart constaté traduit une réelle évolution ou bien découle de l'incertitude sur la mesure.

1.1.2 Essais entre 25°C et 150°C

Nous avons réalisé des tractions à 25°C (référence), 100 et 150°C de manière à étudier l'évolution de la contrainte d'écoulement du fil avec la température. Pour les mettre en œuvre, nous avons utilisé une machine de traction INSTRON dont le dispositif de traction peut être placé dans une étuve. Pour obtenir une bonne précision des mesures et un bon dépouillement des résultats, nous avons réalisé les essais avec un extensomètre jusqu'à atteindre un allongement ΔL/Lo supérieur à 10% mais inférieur à 15% (allongement maximal de l'extensomètre). Dans ces conditions, nous n'avons pu faire les tractions que sur le fil recuit (avant tréfilage) car la rupture sur le fil écroui s'amorce pour ΔL/Lo<10%. Nous

présentons sur la figure 4 les courbes de traction typiques : comme prévu, nous observons une diminution significative de la contrainte quand la température s'élève.

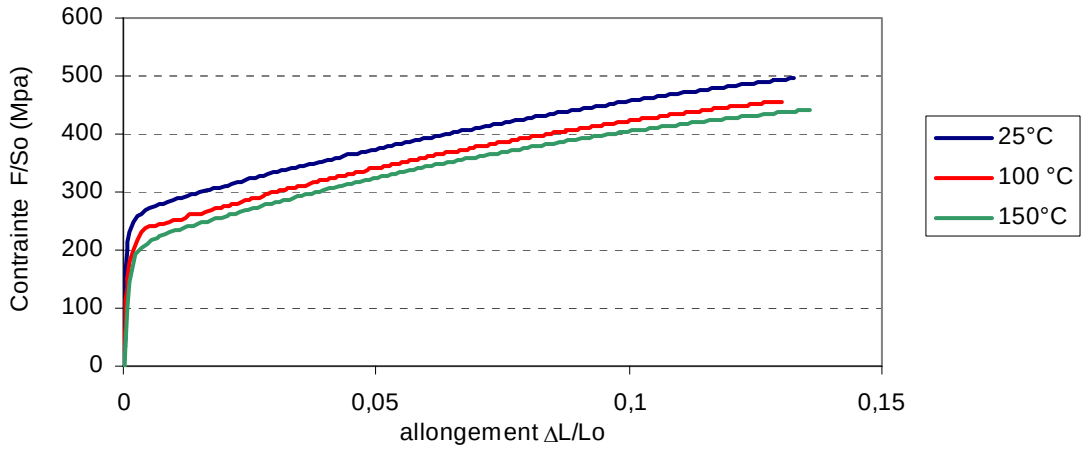


Figure 4 : Courbes de traction typiques obtenues avant tréfilage ($2R_e$=2,2mm) - [Machine de traction Instron : vitesse de traction constante =1mm/s - extensomètre 10mm]

A partir de ces courbes, nous avons tracé sur la figure 5 les courbes rationnelles de traction donnant l'évolution de la contrainte vraie définie par $\frac{F}{S_0}.\frac{L}{L_o}$ en fonction de la déformation rationnelle définie par $\ln(\frac{L}{Lo})$. Nous n'avons considéré que le domaine plastique c'est-à-dire que nous n'avons retenu que les contraintes supérieures à $R_{p0,2}$ et la déformation plastique rémanente notée ε_p.

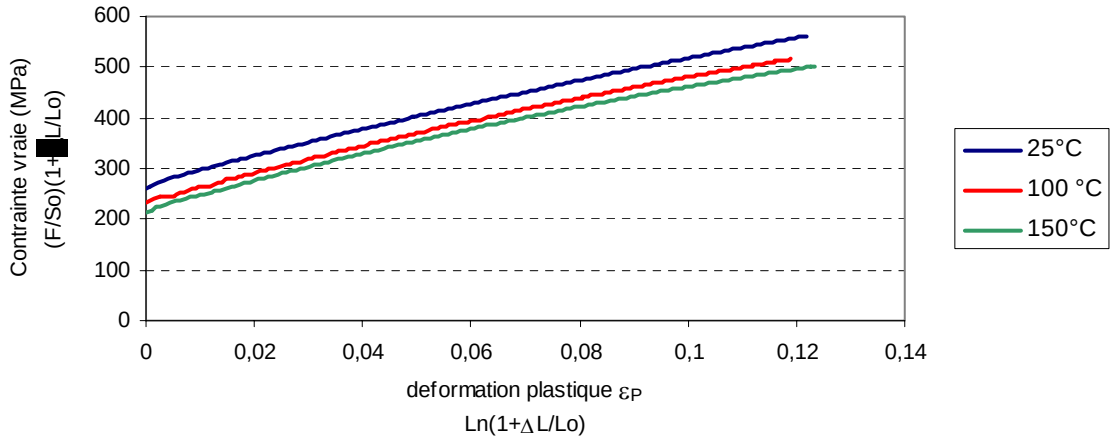


Figure 5 : Courbes rationnelles de traction obtenues avant tréfilage ($2R_e$=2,2mm) - [Machine de traction Instron : vitesse de traction constante =1mm/s - extensomètre Lo=10mm]

1.1.2.1 <u>Loi de comportement de l'acier inoxydable à 25°C</u>

Le comportement à l'écrouissage de l'acier repose sur l'analyse de la courbe rationnelle de traction[62],[63],[64]. Nous supposons dans un premier temps qu'elle peut être décrite par la relation d'Hollomon : $\sigma_0 = k\ \varepsilon_p^{\ n}$

A partir des données de la figure 4, nous calculons l'indice d'écrouissage n et le facteur k en représentant $\ln\sigma$ en fonction de $\ln\varepsilon_p$ puisque selon la loi d'Hollomon, on doit obtenir une relation linéaire. Nous mesurons n au-delà de 8 % d'allongement, comme indiqué dans [64], pour tenir compte des écarts à la linéarité constatés expérimentalement (figure 6). Ainsi, à 25°C, nous pouvons estimer que k≈1275 MPa et n≈0,4. La loi s'écrit donc :

$\sigma_0 = 1275\ \varepsilon_p^{0,4}$ [T=25°C - 0,08<ε<0,12 - $\dot{\varepsilon} = 10^{-2}\ s^{-1}$] (relation 1)

La valeur du coefficient d'écrouissage n nous semble un peu faible car les aciers inoxydables de ce type conduisent en général à des valeurs proches de 0,5. Toutefois, notre résultat est en bon accord avec les caractéristiques du fil tréfilé ; en effet, après 30 % de réduction, ce qui correspond à une déformation $\varepsilon_p \sim \ln\lambda \sim 0,346$, nous avons mesuré $R_{p0,2}$ = 820 MPa ; la loi d'Hollomon précédente prévoit $\sigma \sim 1275(0,346)^{0,4} \sim 834$ MPa soit une valeur égale à 2 % près.

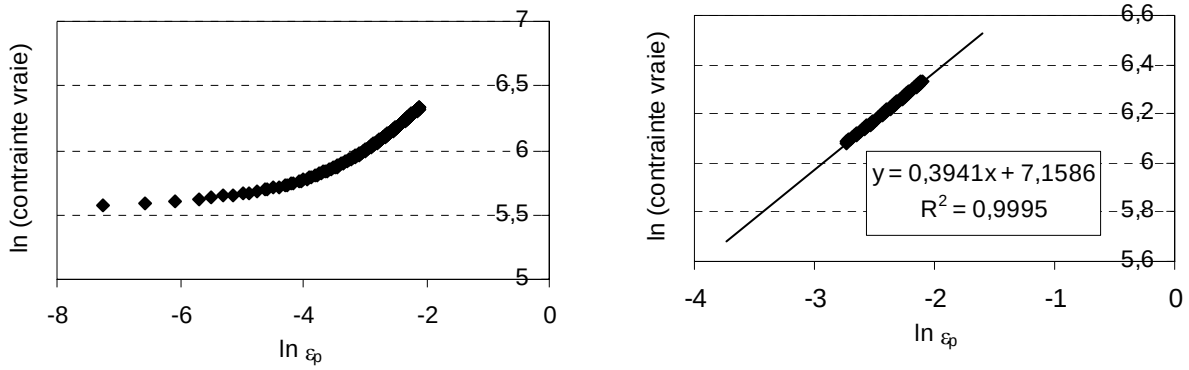


Figure 6 : Détermination du coefficient d'écrouissage n et du facteur k pour l'acier inoxydable austénitique (loi d'Hollomon)

1.1.2.2 Loi de comportement entre 25°C et 180°C

A partir des données de la figure 4, nous avons souhaité compléter notre loi rhéologique de manière à prendre en compte la température. Pour cela, nous avons choisi d'utiliser une loi du type :

$\sigma_0 = k'\ (\varepsilon+\varepsilon_0)^n\ e^{-\beta T}$

Nous conservons la valeur de n=0,4 définie précédemment et nous identifions le facteur β traduisant la sensibilité de la contrainte d'écoulement à la température grâce à la représentation $\ln\sigma = f(T)$ de la figure 7. Pour ε = 0,1, nous obtenons $\beta = 0,001°C^{-1}$ ce qui traduit que la contrainte est peu influencée par la température et dépend plus fortement de la déformation. Les paramètres k' et ε_0 sont ensuite ajustés pour que la courbe théorique (tracée à partir de l'expression de la loi rhéologique) correspondent au mieux à la courbe expérimentale de la figure 4. Nous obtenons alors :

$\sigma_0 = 1640(\varepsilon+0,019)^{0,4}\ e^{-0,001T}$ [pour T=25-150°C - 0,08<ε<0,12 - $\dot{\varepsilon} = 10^{-2}\ s^{-1}$] (relation 2)

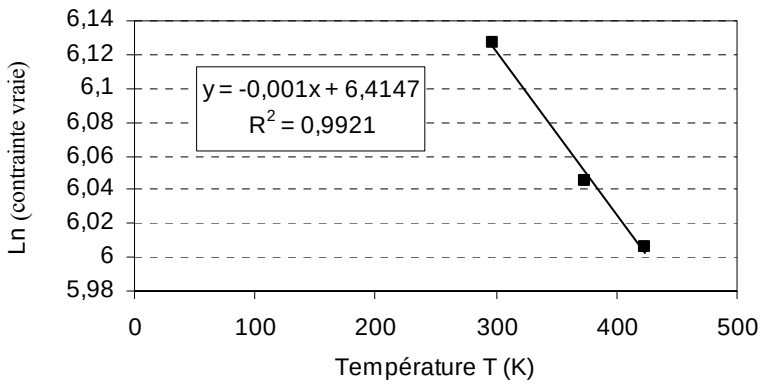


Figure 7 : Détermination du coefficient de sensibilité à la température β entre 0 et 150°C (pour ε =0,1)

La comparaison entre courbes théoriques et courbes expérimentales apparaît sur la figure 8. Des écarts sont constatés dans la première partie de la courbe (mais a priori ce domaine ne nous intéresse pas au premier chef) toutefois l'accord est plutôt bon pour les déformations supérieures à 8%. Un calcul rapide pour ε≈0,346 nous donne σ=813 MPa à 25°C. Cette valeur est en bon accord avec la valeur de $R_{p0,2}$ déterminée sur fil écroui. L'extrapolation de notre loi rhéologique dans la gamme de déformation caractéristique du tréfilage est donc satisfaisante ce qui justifie que nous l'adopterons par la suite.

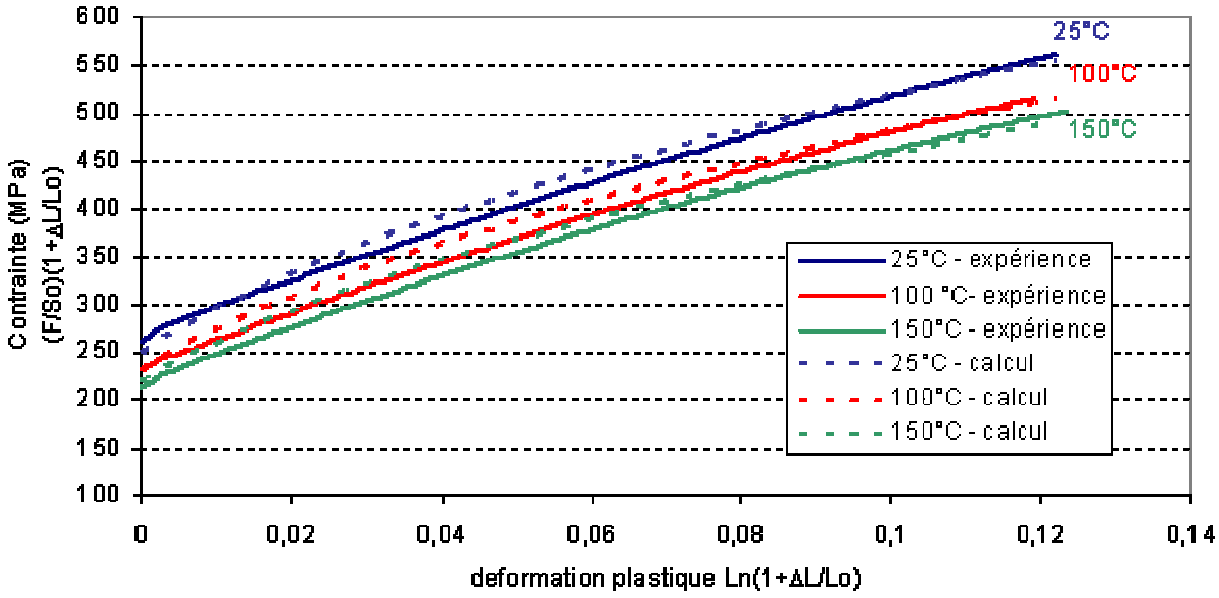


Figure 8 : Courbes rationnelles de traction caractéristiques du fil recuit : comparaison entre les courbes expérimentales de la figure 5 et les courbes théoriques issues de la loi rhéologique

Remarque : Nous avons souligné que la loi proposée ne décrivait pas toute la gamme de déformation. A titre de comparaison, nous avons déterminé une autre loi qui se superpose mieux à notre courbe expérimentale dans le domaine couvert par l'essai de traction mais dont l'extrapolation conduit à une surestimation de la contrainte. Elle est présentée en annexe A3.1.

1.2 Essai de masse tombante

La caractérisation rhéologique d'un matériau est d'autant plus valable que les conditions d'essai se rapprochent de celles auxquelles celui-ci est soumis au cours de la mise en forme. L'essai de traction nous a dans un premier temps permis de déterminer une rhéologie, mais celle-ci n'est valable que dans une gamme de déformation relativement limitée. Pour atteindre un niveau de sollicitation plus important, des essais de compression, à grande vitesse ont été mis en œuvre avec une masse tombante au Centre de Recherches d'Ugine [65].

La masse tombante instrumentée permet simplement et rapidement de faire des essais d'écrasements dynamiques tout en contrôlant parfaitement la vitesse d'impact et l'énergie de frappe. Le principe de base est relativement simple : un chariot additionné de charges tombe en chute libre sur un échantillon cylindrique positionné sur une enclume. La hauteur de chute détermine la vitesse d'impact sur l'échantillon suivant la relation $v = \sqrt{2.g.h}$. La combinaison de la hauteur et du poids total du chariot définit l'énergie potentielle suivant la relation E=mgh. S'il n'y a pas de perte par frottement, cette énergie se transforme entièrement en énergie cinétique $E = \frac{1}{2}mv^2$. Ainsi, en jouant sur la hauteur et la masse, il est possible d'effectuer des tests soit à différentes vitesses d'impact et à énergie constante, soit à différentes énergies et à vitesse constante. Ce type d'équipement, permet d'effectuer couramment des tests jusqu'à 450 Joules et jusqu'à une vitesse d'impact en chute libre de 6 m/s. Ainsi l'utilisation d'une éprouvette de diamètre 5mm et de hauteur 7,5mm permet d'atteindre des vitesses de déformation allant jusqu'à $1500s^{-1}$.

L'ensemble enclume plus échantillon est placé dans une enceinte climatique de façon à pratiquer des tests en température.

L'impact de la masse sur l'échantillon provoque l'écrasement de celui-ci jusqu'à consommation complète de l'énergie programmée. Ce n'est donc pas un test à déplacement imposé, mais au contraire un test à énergie et vitesse imposée avec un déplacement libre.

Cette masse tombante est équipée d'un capteur de force piézo-électrique et d'une centrale d'acquisition qui enregistre l'effort sur toute la durée de l'impact (2ms) à une fréquence d'au moins 300 kHz. Le résultat du test est un profil d'éprouvette écrasée et une courbe d'effort en fonction de l'écrasement.

Cet outil permet donc de faire varier la vitesse de déformation et la température tout en se plaçant dans des conditions sévères de déformation et vitesse de déformation. Une multitude de résultats est ainsi obtenue à différentes températures et différentes vitesses de déformation et est complétée par des essais de compression quasi-statique. Un dépouillement adapté et l'utilisation de la simulation numérique pour analyse inverse permettent l'identification des paramètres de cette loi.

Pour déterminer la rhéologie de l'acier AISI 304-CU, il a été postulé que, conformément à des essais antérieurs, son comportement pouvait être décrit par une loi du type :

$\sigma = k'' (\varepsilon+\varepsilon_0)^n e^{-\beta T}$

L'application de la méthode décrite ci-dessus a permis d'identifier les différents paramètres ce qui conduit à formuler la loi rhéologique de la manière suivante [65]:

$\sigma_0 = 1780(\varepsilon+0{,}0268)^{0{,}5183} e^{-0{,}002T}$ [pour T=20-200°C - $0<\varepsilon<1{,}2$ - $\dot{\varepsilon}$ = 800-1200 s^{-1}] (relation 3)

La vitesse de déformation n'intervient pas directement dans cette expression. Les auteurs commentent ce point en précisant qu'en théorie, elle n'est, bien sur, pas négligeable mais qu'elle intervient principalement sur l'echauffement et donc sur β. Le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation est de toute façon difficilement identifiable puisque lors de l'essai de frappe la vitesse de déformation passe de 800 à 1200 pour finir à 0 s^{-1}. La vitesse de déformation ne pouvant pas être fixée, la seule possibilité est de faire varier la vitesse de frappe (ce qui est fait y-compris avec un essai de compression quasi-statique) mais dans ce cas l'effet température devient prédominant et indissociable de l'effet vitesse. Les travaux menés pour essayer de dissocier les deux n'ont pas donné de résultat valable, du moins le coefficient de sensibilité n'apportait pas de précision supplémentaire. De plus, l'effet vitesse peut se traduire principalement par une augmentation de la température. Il a donc été décidé de ne pas intégrer ce coefficient dans la loi afin de diminuer le nombre d'essais nécessaires pour l'identification d'une nouvelle loi.

2 UNE METHODE D'IDENTIFICATION DE LA RHEOLOGIE DU METAL ET DE LA TRIBOLOGIE DU LUBRIFIANT GRACE A UN MODELE THERMOMECANIQUE ELEMENTAIRE

Nous présentons ici une méthode permettant d'identifier des paramètres rhéologique, thermique et tribologique à partir de la mesure de la force de tréfilage et de la température de filière [66].

2.1 Contrainte de tréfilage

La figure 9 représente de manière schématique une passe de tréfilage et toutes les grandeurs caractéristiques associées.

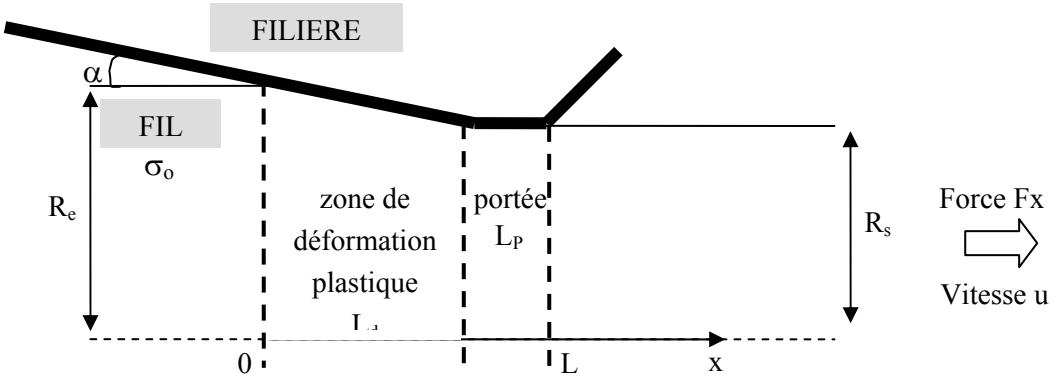


Figure 9 : Schéma d'une passe de tréfilage et grandeurs caractéristiques

En utilisant la méthode des tranches et en tenant compte des améliorations proposées par Felder [67], nous pouvons exprimer la contrainte de tréfilage $\sigma_{z,s}$ sous la forme :

$$\sigma_{z,s} = \frac{F_{z,s}}{\pi R_s^2} = \overline{\sigma}_0 \ln\lambda\left(\psi + \frac{\overline{m}\cot an\alpha}{\sqrt{3}}\right)$$

D'une manière plus générale, nous pouvons écrire :

$$\sigma_{z,s} = \int_0^{\psi \ln\lambda} \sigma_0 . d\varepsilon + \tau \ln\lambda \cot an\alpha \qquad \text{(relation 4)}$$

Où : $F_{z,s}$ est la force de tréfilage (en absence de contre-traction),

R_e et R_s=R_e-ΔR sont les rayons d'entrée et de sortie du fil,

$\overline{\sigma}_0$ est la contrainte d'écoulement moyenne du fil,

λ est l'allongement du fil tel que $\lambda = \left(\frac{R_e}{R_s}\right)^2$,

$\Psi \geq 1$ est le travail redondant qui prend en compte les hétérogénéités de déformation entre le coeur et la surface du fil (cf chapitre 1),

τ est la cission de frottement moyenne telle que $\tau = \frac{\overline{m}\overline{\sigma}_0}{\sqrt{3}}$.

Le premier terme de cette expression représente le travail de déformation plastique du fil W_{pl} , sous une forme prenant en compte l'évolution de la contrainte d'écoulement plastique, et le second terme, le frottement du fil le long de la zone de travail et de la portée.

Quant à l'expression du travail redondant, nous utiliserons celle déterminée de manière expérimentale par Johnson et Rowe [10] telle que nous l'avons présentée dans le chapitre 1 à savoir :

$$\Psi = \text{Max}\left\{1 ; 0{,}88 + 0{,}195\left(\frac{\sqrt{\lambda}+1}{\sqrt{\lambda}-1}\right)\tan\alpha\right\}$$

Quelques valeurs de Ψ sont recensées dans le tableau 1.

½ Angle de filière α (°)	4	5	6	8	10
Facteur correctif Ψ	1,03	1,07	1,11	1,19	1,27

Tableau 1 : Valeurs du facteur Ψ calculées pour différents angles de filière dans nos conditions de tréfilage de référence
[$2R_e$=2,2 mm - $2R_s$=1,85mm - allongement λ=1,414]

Si nous prenons en compte la portée de la filière, de longueur L_p, et que nous supposons qu'elle contribue à augmenter la contrainte de tréfilage par frottement, nous obtenons :

$$\sigma_{z,s} = \int_0^{\psi \ln\lambda} \sigma_0 . d\varepsilon + \tau\left(\ln\lambda \cot an\alpha + \frac{2L_P}{R_s}\right) \qquad \text{(relation 5)}$$

2.2 Echauffement du fil

La température superficielle du fil est imposée par sa température initiale T_i, par la déformation plastique (échauffement ΔT_d) et par le frottement sur la filière (échauffement ΔT_f). L'évolution de la

température à cœur du fil peut être estimée en supposant le procédé adiabatique et en négligeant la conduction thermique. Nous avons alors [67] :

$$\Delta T_d = \frac{\int_0^{\psi \ln \lambda} \sigma_0 . d\bar{\varepsilon}}{\rho C} = \frac{W_{pl}}{\rho C} \qquad \text{(relation 6)}$$

Où : ρ est la masse volumique du fil,
C est la capacité calorifique du fil,

A l'interface fil/filière, de longueur $L = L_P + \Delta R / \sin\alpha$, nous devons considérer le frottement entre les deux antagonistes et l'extraction de chaleur par la filière; nous supposons que l'énergie stockée dans le film lubrifiant est négligeable du fait de sa faible épaisseur. Pour décrire la distribution de température perturbée, nous utilisons un modèle de type parabolique qui permet d'estimer avec une bonne approximation la variation de la température superficielle $\Delta T_{frottement}$ le long de la zone de déformation[68] :

$$\Delta T_f = \left(\frac{3}{2} \frac{\phi}{b^2} \int_0^t \phi \, dt \right)^{1/2} \qquad \text{(relation 7)}$$

Où : b est l'effusivité thermique du fil telle que $b=(k \rho C)^{1/2}=7500\ J.m^{-2}.C^{-1}.s^{1/2}$,
t~x/u est le temps de glissement de la tranche de métal considérée sur la filière ,
x est la distance axiale à l'entrée,
u est la vitesse de tréfilage.

Le flux superficiel ϕ est de la forme :
$\phi = \tau u - \phi_F$

Nous supposons que u et τ sont constants au cours d'une passe. ϕ_F est le flux extrait par la filière et vaut en première approximation :

$$\phi_F = 3K_F \left(\frac{\overline{T}_S - T_F}{L} \right)$$

K_F est la conductivité thermique de la filière, $\overline{T}_S$ est la température moyenne d'interface, T_F est la température du rayon extérieur de la frette de la filière (imposée par l'eau de refroidissement). La température moyenne d'interface $\overline{T}_S$ est calculée au moyen d'une intégrale simple :

$$\overline{T}_S = \frac{1}{L} \int_0^L T_{(x)} . dx$$

On en déduit, en linéarisant le terme lié à la déformation plastique, que la température superficielle finale du fil est (en x = L) :

$$T_s = T_i - \left(T_i - T_F + \frac{\overline{\sigma}_0}{\rho C}\left(\frac{\Delta R}{R_e}\right)\right)\left(\frac{2}{3} + \sqrt{\frac{2}{3}}\frac{b\,L}{3K_F}\sqrt{\frac{u}{L}}\right)^{-1}$$ → *Terme d'évacuation de la chaleur liée à la déformation plastique par échange avec la filière*

$$+\frac{\overline{\sigma}_0}{\rho C}\left(\frac{2\Delta R}{R_e}\right)$$ → *Echauffement lié à la déformation plastique* (relation 8)

$$+\sqrt{\frac{3}{2}}\frac{\tau\sqrt{uL}}{b}\left(1 + 3\sqrt{\frac{2}{3}}\frac{K_F}{bL}\sqrt{\frac{L}{u}}\right)^{-1}$$ → *Echauffement lié au frottement + terme d'évacuation de la chaleur par le fil et la filière*

Nous retrouvons dans cette expression les échauffements superficiels du fil générés par la déformation plastique et par le frottement et diminués par le flux extrait par la filière. Dans une première approximation, nous ne considérons que les deux derniers termes de cette expression, ce qui nous amène à écrire que l'échauffement final de la surface du fil ΔT_s est, en introduisant W_{pl} pour généraliser :

$$T_s - T_i = \Delta T_s = \frac{W_{pl}}{\rho C} + \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{\tau\sqrt{uL}}{b}\alpha(u) \qquad \text{(relation 9)}$$

Avec : $\alpha(u) = \left(1 + \sqrt{6}\frac{K_F}{bL}\sqrt{\frac{L}{u}}\right)^{-1}$ qui représente la fraction de l'énergie de frottement emportée par le fil,

$L = L_P + \frac{R_e - R_s}{\sin\alpha}$ qui désigne la longueur totale de frottement (portée + zone de réduction).

Dans cette expression, et contrairement à la relation de Siebel présentée dans le chapitre 1, nous prenons en compte l'extraction par le fil de la chaleur générée par frottement. Nous présentons dans le tableau 2 les valeurs de $\alpha(u)$ calculées dans nos conditions d'essais de référence pour plusieurs vitesses de tréfilage, avec et sans prise en compte de la portée.

Vitesse de tréfilage (m/s)	0,05	0,5	1	2	3	10
Facteur $\alpha(u)$ sans portée	0,26	0,52	0,61	0,69	0,73	0,83
Facteur $\alpha(u)$ avec portée	0,30	0,57	0,65	0,73	0,77	0,86

Tableau 2 : Valeurs du facteur $\alpha(u)$ calculées pour nos conditions de tréfilage de référence [Filière WC-Co avec $2R_s$=1,85mm - 2α=8° - L_p = 0,62mm - K_F=70 W/m.K Acier inoxydable avec $2R_e$=2,2 mm - b = 7500 $J.m^{-2}.K^{-1}.s^{-0,5}$ (cf chapitre 2)]

A très basse vitesse, l'énergie de frottement est évacuée essentiellement par la filière alors que c'est le fil qui l'évacue à haute vitesse ; à 1 m/s, la fraction évacuée par le fil et la filière sont voisines et de l'ordre de 50 %. La prise en compte de la portée ne modifie que faiblement la valeur de α.

2.3 Modèle thermomécanique élémentaire

2.3.1 Identification du travail de déformation plastique du fil et estimation de la température maximale atteinte

L'analyse mécanique et thermique a permis d'écrire que la contrainte de tréfilage et l'échauffement superficiel final du fil sont deux fonctions linéaires du travail de déformation plastique W_{pl} et de la cission de frottement τ (relations 5 et 9) selon :

$$\sigma_{z,s} = W_{pl} + a_1\,\tau \qquad \text{(relation 5')}$$

$$\rho C\,\Delta T_s = W_{pl} + b_1\sqrt{u}\,.\,\alpha(u)\,.\,\tau \qquad \text{(relation 9')}$$

Les paramètres a_1 et b_1 sont définis par :

$$a_1 = \ln\lambda\,.\cot\alpha + \frac{2L_p}{R_s} \quad \text{et} \quad b_1 = \sqrt{\frac{3}{2}}\sqrt{\frac{L}{a}}$$

Où a est la diffusivité thermique du fil telle que $a = k/\rho C = 3{,}5$ mm²/s.

Nous donnons dans le tableau 3 les valeurs numériques de ces deux paramètres correspondant à nos conditions de références.

	a_1	b_1 (s/m)$^{-1/2}$
Non prise en compte de la portée	2,5	23,2
Prise en compte de la portée	3,8	28,3

Tableau 3 : Valeurs des paramètres a_1 et b_1 calculées pour nos conditions de tréfilage de référence [Acier inoxydable avec $2R_e$=2,2 mm - a = 3,5 mm²/s (cf chapitre 2)]

La combinaison de ces deux relations donne :

$$\sigma_{tref} = W_{pl}\left(1 - \frac{a_1}{b_1\,.\alpha(u).\sqrt{u}}\right) + \left(\frac{a_1.\rho C}{b_1.\,\alpha(u).\sqrt{u}}\right)\Delta T_s \qquad \text{(relation 10)}$$

Ce modèle théorique indique que la contrainte, pour diverses conditions de frottement, est une fonction linéaire croissante de l'échauffement maximal superficiel du fil. En supposant les distributions de température de forme fixe, on en déduit que toute mesure de température locale dans la filière $\Delta T_{mesurée}$ est proportionnelle à ΔT_s. Nous écrirons alors que :

$$\Delta T_s = \beta'\,.\,\Delta T_{mesurée} \qquad \text{(relation 11)}$$

Le report de cette relation dans l'expression (7) indique alors que la contrainte de tréfilage est également fonction linéaire croissante de toute mesure locale de température. A partir d'une représentation graphique $\sigma_{z,s} = f(\Delta T_{mesurée})$ pour divers lubrifiants et des valeurs numériques des différents paramètres liés au fil et à la filière, nous pouvons alors estimer les valeurs de W_{pl} et β' (figure 10).

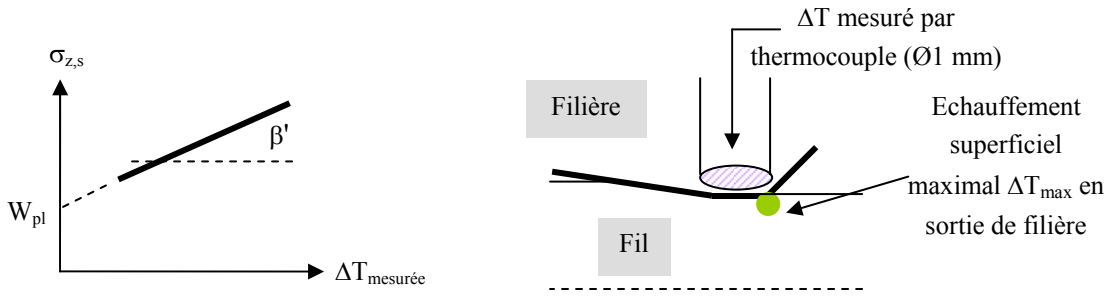


Figure 10 : Détermination de W_{pl} et β' à partir des mesures de la contrainte de tréfilage et de la température en un point de la filière avec différents lubrifiants

2.3.2 Estimation des cissions de frottement des savons de tréfilage

Pour chaque lubrifiant, la cission τ peut être aisément calculée en reportant la valeur de W_{pl} dans l'expression 5' selon :

$$\tau = \frac{\sigma_{z,s} - W_{pl}}{a_1}$$

2.4 Application du modèle aux essais de tréfilage (conditions de référence)

Nous avons considéré l'ensemble des séries d'essais de tréfilage réalisées dans nos conditions de référence, à 1m/s, avec des savons différents. Pour chacune d'entre elles, nous avons tracé les graphiques {Contrainte = f (échauffement de filière ΔT_2)} et nous présentons l'ensemble des résultats en annexe A3.2. Nous reprenons sur la figure 11 un cas-type.

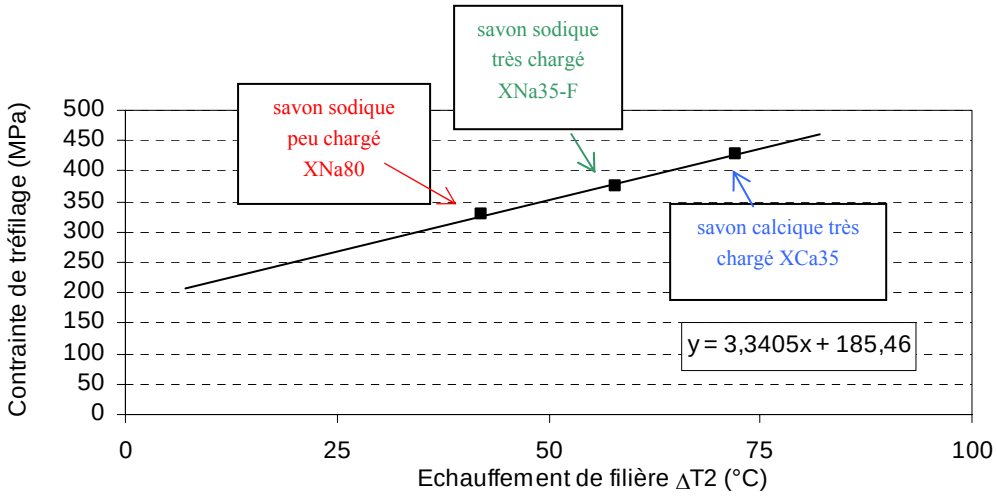


Figure 11 : Evolution des contraintes de tréfilage en fonction des échauffements de filière pour différentes formulations de savons
[Tréfileuse Marshall - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/2α=16° - u=1m/s]

L'alignement des points constaté est satisfaisant ce qui confirme les prévisions de notre modèle, à savoir que la contrainte de tréfilage est une fonction linéaire croissante des échauffements mesurés

localement dans la filière. L'identification des paramètres W_{pl} et β' à partir de l'équation de droite donne :

W_{pl}=233 MPa et β' ≈ 4 (avec pour hypothèse : contact sur la portée)

Si nous faisons le bilan sur l'ensemble des séries d'essais présentées en annexe A3.2 et jugées exploitables, nous obtenons :

• 212 <W_{pl}<283 MPa avec pour valeur moyenne 240 MPa,

• 2,5< β' <4,1 avec pour valeur moyenne 3,4.

A partir de la relation (5') et de la valeur de W_{pl} estimée ci-dessus, nous avons calculé les cissions de frottement relatives aux savons de la figure 11 (figure 12). Elles sont comprises entre 20 et 60 MPa et varient suivant la nature de la matière grasse du savon et sa teneur en charge. Ainsi, elles augmentent si le savon est de type calcique ou bien si la teneur en charge est importante.

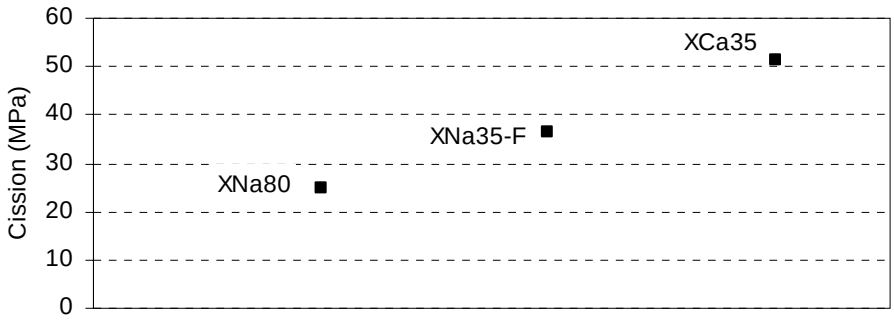


Figure 12 : Valeurs des cissions de frottement calculées au moyen des mesures de forces et d'échauffement de filière et du modèle thermomécanique
[Tréfileuse Marshal - Filière 1,85mm/16° - u=1m/s - savons XNa80, XNa35F et XCa35]

Dans le cadre d'une idéalisation de Tresca pour le frottement, la cission est reliée au coefficient de frottement par l'expression $\tau = \frac{\overline{m}\sigma_0}{\sqrt{3}}$. Moyennant le calcul d'une contrainte d'écoulement équivalente définie par $(\sigma_0)_{eq}=\frac{W_{pl}}{\ln\lambda}$ et la valeur expérimentale de W_{pl} définie plus haut, il est alors possible d'estimer $\overline{m}$ généré par chaque savon. Les valeurs des coefficients de frottement relatifs à nos lubrifiants de référence sont présentées dans le tableau 4.

	Cission mesurée expérimentalement	Coefficient de frottement de Tresca m
Savon sodique XNa80	~ 25	0,06
Savon sodique XNa35-F	~ 38	0,10
Savon calcique XCa35	~ 50	0,13

Tableau 4 : Ordres de grandeur des coefficients de frottement de Tresca pour nos deux savons de référence
[W_{pl}=233 MPa (valeur expérimentale) - $(\sigma_0)_{eq}$=675 MPa - u=1 m/s]

2.5 Pertinence des résultats obtenus

La valeur de β' obtenue indique que l'échauffement du fil, au point le plus chaud, serait environ 3 fois supérieur à celui mesuré dans la filière par le thermocouple. Dans nos conditions de référence, à 1 m/s, et dans le pire des cas (savon calcique), l'échauffement maximal superficiel du fil serait d'environ 300°C. Compte tenu du fait que le diamètre du thermocouple est voisin de la longueur de contact, ce facteur élevé n'est, a posteriori, pas si surprenant. Toutefois, cela revient à dire que les températures atteintes sont dramatiques pour le savon car proches de la température de dégradation des savons.

La valeur du travail de déformation plastique W_{pl} obtenue peut être comparée à celle calculée d'après les deux lois rhéologiques issues des essais de traction et de masse tombante. Pour cela, nous rappelons que :

$$W_{pl} = \int_0^{\psi \ln\lambda} \sigma_0 . d\varepsilon$$

La contrainte d'écoulement que nous avons définie est, dans les deux cas, de la forme :

$$\sigma_0 = K(\varepsilon + \varepsilon_0)^n e^{-\beta T}$$

Nous avons envisagé deux situations [67] selon que l'opération se déroule en conditions isothermes (basses vitesses de tréfilage) ou en conditions adiabatiques (vitesses élevées de tréfilage). Nous avons ainsi calculé les travaux de déformations plastiques $(W_{pl})_{iso}$ et $(W_{pl})_{adiab}$ correspondants, en considérant le travail redondant :

• Le travail de déformation plastique $(W_{pl})_{iso}$

$$(W_{pl})_{iso} = \int_0^{\psi \ln\lambda} K(\varepsilon + \varepsilon_0)^n e^{-\beta T}$$

$$= Ke^{-\beta T} \int_0^{\psi \ln\lambda} (\varepsilon + \varepsilon_0)^n . d\varepsilon$$

$$= Ke^{-\beta T} \left[\left(\frac{1}{n+1} \right) (\varepsilon + \varepsilon_0)^{n+1} \right]_0^{\psi \ln\lambda} \qquad \text{(relation 11)}$$

• Le travail de déformation plastique $(W_{pl})_{adiab}$

$$(W_{pl})_{adiab} = \int_0^{\psi \ln\lambda} \sigma_0 . d\varepsilon = \rho C \, \Delta T_{adiab}$$

$$\text{Avec } \Delta T_{adiab} = \frac{1}{\beta} \ln\left(1 + \frac{\beta . (W_{pl})_{iso}}{\rho C} \right) \qquad \text{(relation 12)}$$

L'ensemble des valeurs obtenues est présenté dans le tableau 5. Nous y faisons apparaître le travail redondant en considérant deux valeurs : Ψ=1 (pas de travail redondant) et Ψ=1,2 (travail redondant estimé dans nos conditions de tréfilage standards) estimées à partir de la formule empirique de Johnson et Rowe (cf chapitre 1).

Il ressort de ces résultats que :

- la valeur moyenne de W_{pl} déterminée expérimentalement est du même ordre de grandeur que celles issues des calculs. Ce constat est rassurant et constitue une première validation de notre modèle,

- La valeur expérimentale moyenne est particulièrement proche de la valeur donnée par la loi rhéologique de l'essai de masse tombante (calcul adiabatique - Ψ=1). Cela traduirait le fait que la correction du travail redondant n'est pas très importante,
- Les valeurs de W_{pl} obtenues d'après la rhéologie issue des essais de traction sont systématiquement inférieures à celles relatives à la rhéologie de masse tombante,
- La prise en compte de la température dans le calcul n'a qu'assez peu d'influence sur W_{pl}.

		Rhéologie issue de l'essai de traction $\sigma_0 = 1640\ (\varepsilon+0{,}019)^{0,4}\ e^{-0,001T}$	Rhéologie issue de l'essai de masse tombante $\sigma_0 = 3085\ (\varepsilon+0{,}0268)^{0,5183}\ e^{-0,002T}$	Essais de tréfilage
Calcul en conditions isothermes $W_{pl\ (iso)}$	Ψ=1	212	251	~ 240
	Ψ=1,2	271	324	
Calcul en conditions adiabatiques $W_{pl(adiab)}$ ΔT_{adiab}	Ψ=1	207 (52°C)	236 (60°C)	
	Ψ=1,2	262 (66°C)	300 (76°C)	

Tableau 5 : Comparaison des valeurs de W_{pl} (en MPa) obtenues par l'expérience (essais de tréfilage) et par le calcul (à partir des lois rhéologiques) -Prise en compte du travail redondant Ψ

L'exploitation des mesures de contraintes et de températures de filières obtenues dans les conditions de référence donne donc des estimations de W_{pl} et de β' qui nous paraissent pertinentes et fiables étant donné que nous avons pu multiplier les essais et qu'ils conduisent pour la plupart au bon ordre de grandeur.

2.6 Extension du modèle aux essais de tréfilage (hors conditions de référence)

Afin de ne pas limiter notre approche à 1m/s (cas de référence), nous avons considéré d'autres essais de tréfilage réalisés dans diverses conditions (filière 2α=10°, fil-machine $2R_e$=5,5mm) et à différentes vitesses. Les graphiques Contrainte=f(échauffement filière) issus des différentes séries d'essais sont placés en annexe A3.2.

2.6.1 Tréfilage du fil-machine

Les mesures issues du tréfilage du fil-machine conduisent à un alignement des points expérimentaux très satisfaisant et ce, quelle que soit la vitesse comprise entre 0,5 et 1,55 m/s (figure 13). Cela peut s'expliquer en partie par le fait que la force de tréfilage, qui est plus élevée que dans le cas du fil 2,2mm, est moins sujette aux perturbations (contre-traction, vibrations) et donc plus fiable.

La valeur du travail de déformation plastique ne varie qu'assez peu avec la vitesse : elle est globalement comprise entre 200 et 230 MPa c'est-à-dire voisine de celle estimée pour le fil 2,2mm. Pour toute application ultérieure du modèle, nous ferons donc l'hypothèse que W_{pl} ne varie pas avec le diamètre du fil.
En ce qui concerne le facteur β', il est en moyenne voisin de 4 (valeurs comprises entre 3,5 et 4,5).

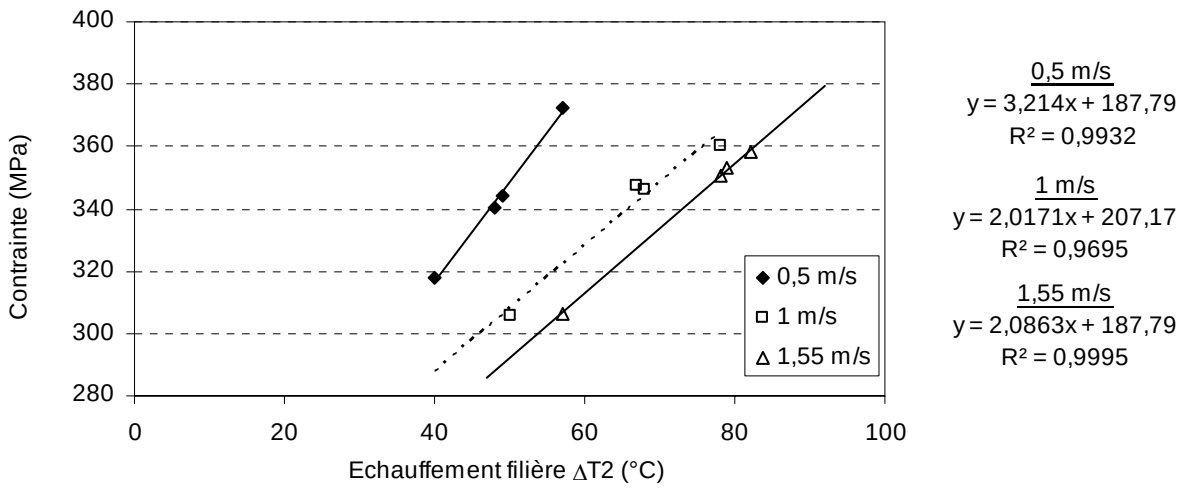


Figure 13 : Effet de la vitesse sur les valeurs de la contrainte de tréfilage et température de filière lors du tréfilage du fil-machine 5,5mm : application à la détermination du travail de déformation plastique W_{pl} et du facteur d'équivalence de températures β'
[Tréfileuse Marshall- Fil $2R_e$=5,5 mm - Filière $2R_s$=4,62mm/ 2α=16° - Divers savons]

2.6.2 Tréfilage du fil 2,2 mm - Effet de la vitesse

Le tréfilage du fil 2,2 mm à différentes vitesses ne nous permet pas de conclure franchement sur les valeurs de W_{pl} et β' estimées, car l'alignement des points n'est pas toujours très satisfaisant (figure 14). Contrairement aux essais réalisés dans les conditions de référence qui ont été multipliés, nous ne disposons probablement pas suffisamment de données expérimentales pour discuter les valeurs obtenues et en extraire une valeur moyenne. Comme nous l'avons souligné dans le paragraphe précédent, cette dispersion sur les valeurs peut être due en partie au diamètre du fil et au fait que la mesure de la force de tréfilage serait plus sensible aux perturbations extérieures.

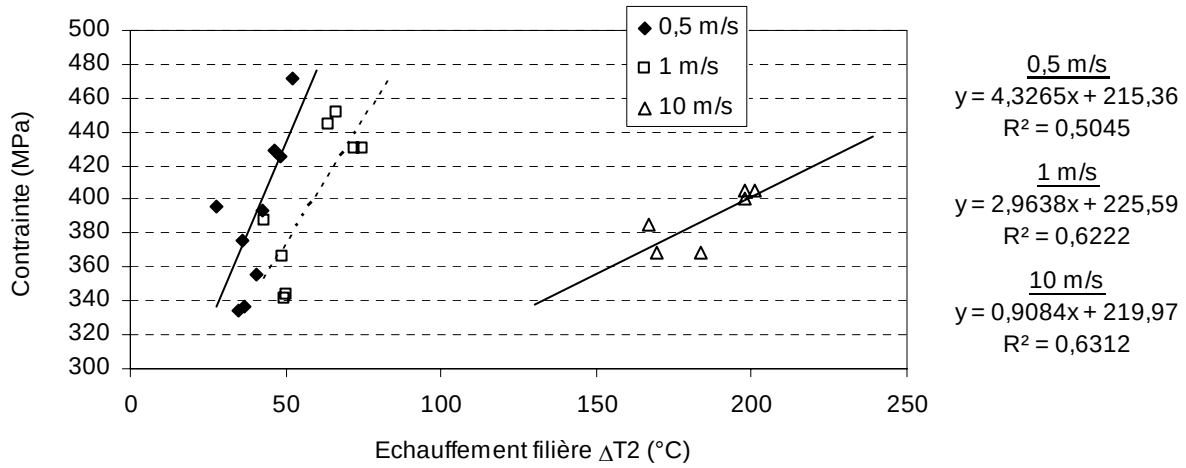


Figure 14 : Effet de la vitesse sur les valeurs de la contrainte de tréfilage et température de filière lors du tréfilage du fil 2,2 mm : application à la détermination du travail de déformation plastique W_{pl} et du facteur d'équivalence de températures β'
[Tréfileuse Marshall- Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm/ 2α=16° - Divers savons]

Compte tenu de ces remarques, nous ferons donc l'hypothèse que le travail de déformation plastique W_{pl} ne varie que très peu avec la vitesse. Cette approximation, discutable, est toutefois cohérente avec celle déduite des essais avec le fil-machine.
En ce qui concerne le facteur β', il serait voisin de 3 entre 0,5 et 1 m/s mais augmenterait progressivement au-delà. Il serait de l'ordre de 4,5 à 10 m/s. La vitesse augmentant, la chaleur générée est principalement entraînée par le fil ce qui expliquerait que l'écart se creuse entre la température mesurée dans la filière et la température maximale du fil.

Par la suite, pour nos conditions de tréfilage, nous considèrerons que les valeurs acceptables du travail de déformation plastique et de β' sont celles déduites des essais à 1 m/s et présentées dans le paragraphe §2.4 à savoir :
• W_{pl}~ 240 MPa entre 0,5 et 10 m/s
• β'~ 3 à 1 m/s et β'~ 4,5 à 10 m/s

2.6.3 Ordres de grandeur des cissions de frottement

Nous avons représenté sur la figure 15 les valeurs des cissions de frottement estimées lors des différents essais de tréfilage à 1m/s avec du fil 2,2mm et 5,5mm, ainsi qu'avec le revêtement salin seul. Nous y faisons également figurer le coefficient de frottement de Tresca équivalent $\overline{m}$ (calculé selon §2.4.).

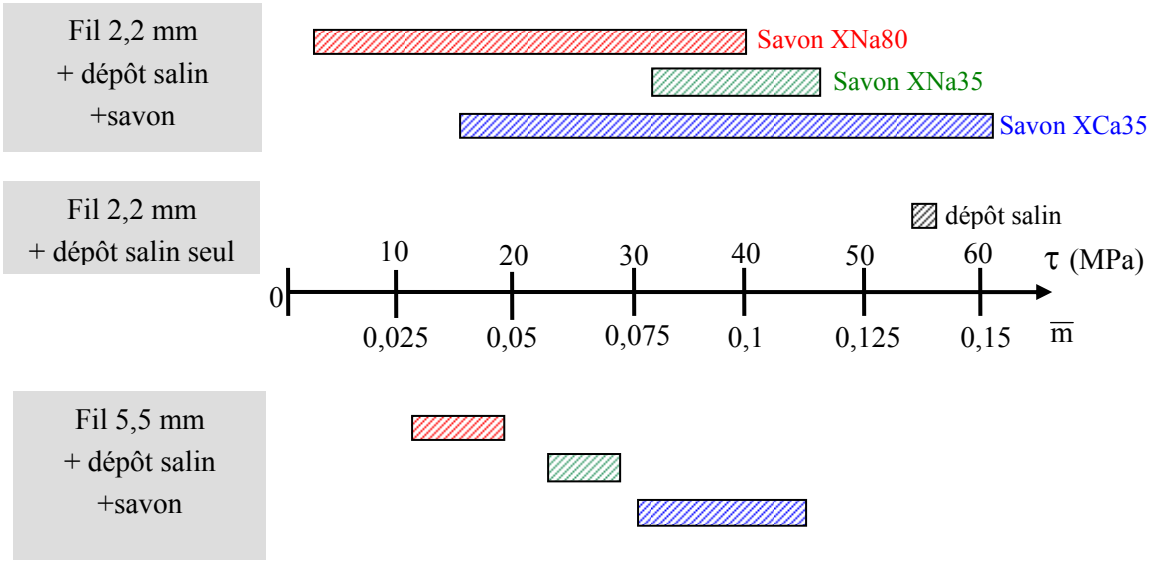


Figure 15 : Ordres de grandeurs des cissions de frottement et du coefficient de frottement de Tresca déduits des essais de tréfilage (toutes campagnes confondues- u=1m/s) et du modèle thermomécanique

D'une manière systématique, nous avons vérifié, que pour chaque campagne pris indépendamment des autres, le savon sodique conduit à des cissions inférieures à celles des savons sodiques très chargés dont les cissions sont elles-mêmes inférieures à celles du savon calcique. Les valeurs absolues, obtenues sur l'ensemble des campagnes, sont, quant à elles, plus ou moins dispersées selon le diamètre du fil. Enfin, la comparaison des valeurs absolues entre les deux diamètres n'a que peu de sens car les conditions d'essais sont rarement comparables.

2.7 Limites du modèle

Parmi toutes les applications du modèle que nous avons effectuées (annexe A3-2), certaines ne s'avèrent pas concluantes car :
- l'alignement des points n'est pas respecté,
- les valeurs de W_{pl} et β' déduites sont anormalement faibles ou élevées.

Nous attribuons ce manque de pertinence aux raisons suivantes :
• une mauvaise reproductibilité des résultats expérimentaux due aux incertitudes de mesures (perturbations extérieures, thermocouples mal placés) ou à des conditions de tréfilage variables (qualité du fil initial et du revêtement salin). Ces effets sont particulièrement marqués pour le fil $2R_e$=2,2 mm,
• un profil de la filière qui évolue. En effet, un certain nombre de paramètres du modèle dépendent de l'angle de la filière et de la longueur de contact avec le fil. Or, les valeurs de que nous connaissons sont les valeurs avant utilisation de l'outil ou bien celles déterminées en fin de vie. Même si nous ne nous plaçons pas dans des conditions extrêmes de tréfilage, nous pouvons envisager que l'usure contribue à faire évoluer les caractéristiques de l'outil et par conséquent ait des répercussions sur nos calculs,
• une (ou plusieurs) hypothèse(s) de notre modèle élémentaire qui n'est (ne sont) pas vérifiée(s). En effet, supposer que la cission est constante le long de l'interface peut être sujet à caution si, par exemple, le régime de lubrification est mixte voire limite. Si la cission évolue le long de l'interface, le profil de température dans la filière n'est donc plus connu, car beaucoup plus complexe que celui envisagé. L'évolution de β', moyennant une analyse plus approfondie, serait donc susceptible de préciser les conditions de frottement à l'interface (figure 16).

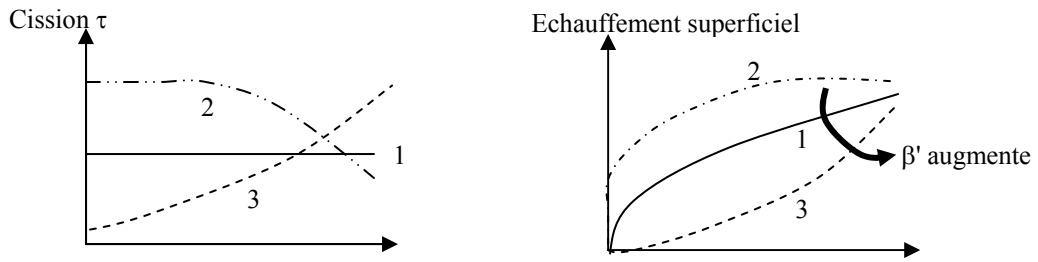


Figure 16 : Influence de l'évolution de la cission à l'interface sur l'évolution de l'échauffement superficiel

3 MODELISATION AVEC UN CODE DE CALCUL PAR ELEMENTS FINIS FORGE2®

Pour compléter notre analyse de la passe de tréfilage, nous avons mis en œuvre des calculs par simulation numérique. Nous avons utilisé Forge2®, un logiciel de calcul bi-dimensionnel par éléments finis, qui permet de modéliser les procédés de mise en forme, axisymétriques ou plans, d'un point de vue mécanique et thermique.
Nous avons principalement calculé des contraintes de tréfilage en prenant en compte l'influence de différents paramètres relatifs au procédé : géométrie, angle de filière et frottement. Nous avons également estimé des valeurs du travail de déformation plastique de manière à établir une comparaison entre l'expérience, les calculs simples basés sur la rhéologie du fil et la simulation numérique.

Nous avons d'abord considéré une rhéologie simple, c'est-à-dire élastique plastique sans écrouissage et non thermo-dépendante, avant d'introduire des rhéologies plus complexes telles que celles issues des essais de masse tombante et de traction.
Nous évoquons également la dimension thermique du problème en calculant les températures maximales atteintes par le fil et en discutant la valeur du facteur β'. L'essentiel des résultats présentés ici concernent des calculs réalisés en "outil rigide" mais nous faisons également allusion à la mise en œuvre de calculs thermiques sommaires dans la filière.

3.1 Mise en données pour les calculs

Au cours de cette étude, nous avons considéré deux dispositifs numériques :
• Pour l'approche mécanique et rhéologique centrée sur le fil, nous avons travaillé en "outil rigide" c'est-à-dire que la filière est parfaitement rigide et aucun échange thermique n'a lieu avec le fil (conditions adiabatiques),
• Pour l'approche thermique au niveau de la filière, nous avons utilisé la configuration "outil déformable" en attribuant à la filière toutes ses caractéristiques connues (cf chapitre 2) et en considérant les échanges thermiques entre les deux antagonistes et le milieu extérieur.

3.2 Corrélation méthode des tranches/simulation numérique avec un cas simple

3.2.1 Principe de la corrélation

Les calculs réalisés avec Forge2® sans écrouissage permettent d'obtenir des résultats qui peuvent être aisément comparés à ceux obtenus grâce des méthodes simples telles que la méthode des tranches. Les calculs ont été menés en utilisant un coefficient de frottement de Tresca $\overline{m}$. Une estimation des coefficients de frottement, basée sur nos mesures de cissions, nous a déjà permis de constater le bon ordre de grandeur de $\overline{m}$ (tableau 4).

Nous rappelons que la méthode des tranches permet d'écrire que (cf relation 5) :

$$\sigma_{z,s} = \int_0^{\psi \ln\lambda} \sigma_0 . d\varepsilon + \tau \left(\ln\lambda \, \mathrm{cotan}\alpha + \frac{2L_P}{R_s} \right)$$

Pour un matériau sans écrouissage (σ_0=constante) et en introduisant le coefficient $\overline{m}$, nous obtenons :

$$\sigma_{z,s} = \frac{F}{\pi R_s^2} = \overline{\sigma}_0 \ln\lambda \left(\psi + \frac{\overline{m} \cot an\alpha}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\ln\lambda} \frac{2L_P \, \overline{m}}{\sqrt{3} \, R_s} \right) \qquad \text{(relation 13)}$$

Cette relation nous permet de calculer la contrainte de tréfilage de manière analytique dans la mesure où tous les autres paramètres sont fixés.

En ce qui concerne les calculs avec Forge2®, nous simulons le passage d'une certaine longueur de fil (40 mm au plus dans le cas thermoécrouissable, le cas d'une rhéologie simplifiée ne requérant pas une longueur très importante) jusqu'à obtention d'une régime stationnaire (force et carte de déformation constantes). Nous récupérons ensuite, dans le fichier-résultat, les valeurs de force globale en fonction du temps de tréfilage. Nous faisons une moyenne et en divisant par la section finale, nous calculons la contrainte correspondante. Cette valeur est ensuite comparée à celle issue de la méthode des tranches.

3.2.2 Influence de la géométrie de la filière

Les calculs ont été réalisés en considérant deux géométries :
- filière avec angle vif au niveau de la transition avec la portée,
- filière avec introduction d'une transition « arrondie » (rayon de courbure égal à 3mm). Cette géométrie est à priori la plus adaptée car plus conforme aux outils utilisés en conditions industrielles.

Nous avons reporté sur la figure 17 l'évolution de la contrainte de tréfilage en fonction du coefficient de frottement de Tresca pour les deux cas décrits ainsi que l'isovaleur-contact.

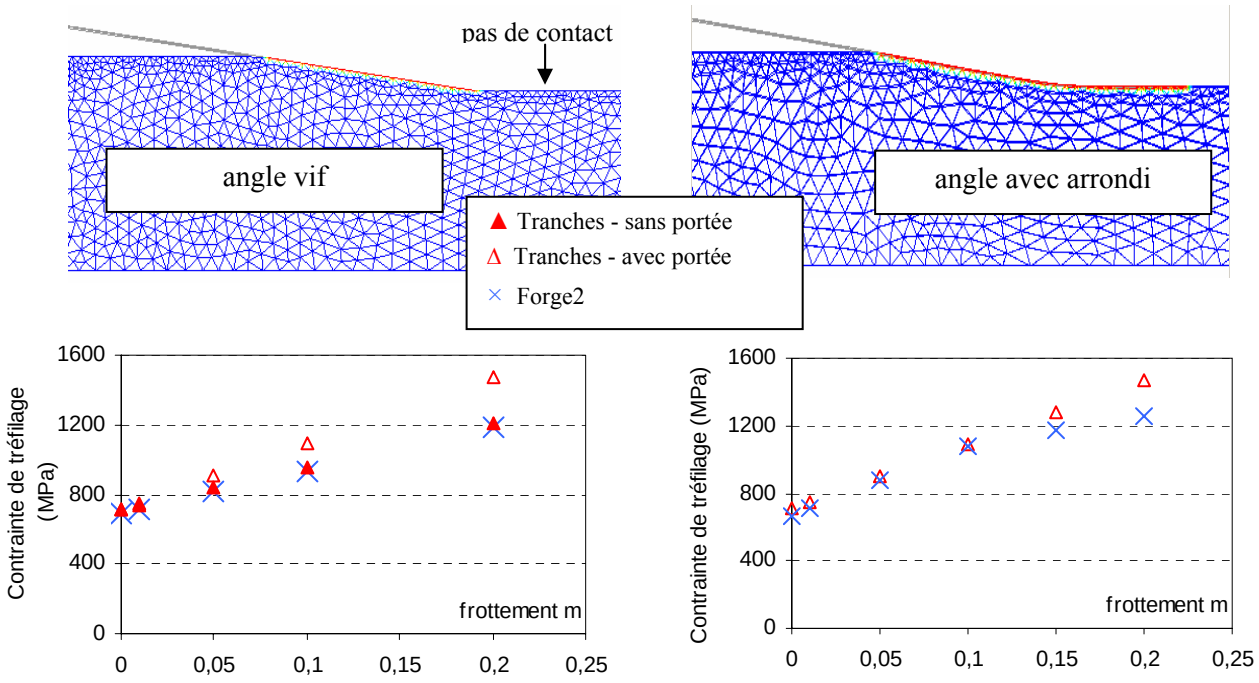


Figure 17 : Influence de la géométrie de la transition zone de travail-portée de la filière sur la contrainte de tréfilage : comparaison entre la simulation numérique et la méthode des tranches [Fil $2R_e$=2,2mm- Filière $2R_s$ = 1,85 mm/2 α=16° - réduction = 30% - u=10 mm/s - σ_0=constante=1730 MPa-]

Pour la géométrie à angle vif, l'absence de contact indique que le fil ne frotte pas sur la portée. Ce résultat est confirmé par les valeurs de contraintes de tréfilage qui sont inférieures à celles calculées de manière analytique (avec prise en compte du frottement sur la portée). Cette géométrie a donc été abandonnée en faveur de la filière avec arrondi pour laquelle l'accord avec la méthode des tranches est satisfaisant jusqu'à $\overline{m}$=0,1. Au-delà, nous constatons que le contact disparaît. Nous proposons deux explications à cela :

• explication physique : nous pouvons imaginer que dans de telles conditions de frottement, le fil est mis davantage en tension ce qui pourrait expliquer le non-contact observé,

• explication numérique : le maillage n'est pas suffisamment raffiné ce qui conduit à une mauvaise gestion du contact fil-filière. Nous avons vérifié ce point en augmentant le nombre de mailles dans le rayon du fil et nous constatons, pour $\overline{m}$=0,15, que le contact s'est amélioré : la force de tréfilage est légèrement augmentée sans pour autant égaler celle issue de la méthode des tranches.

Quoi qu'il en soit, selon le calcul, l'écart entre fil et filière dans une telle situation (m=0,15 avec maillage initial) est voisin du micromètre ce qui, dans la pratique, est l'ordre de grandeur de l'épaisseur du film de savon. Nous sommes donc amenés à penser que, lors d'une opération de tréfilage, le contact est maintenu en permanence entre les deux antagonistes.

3.2.3 Influence de l'angle et du frottement sur la contrainte de tréfilage

Nous avons poursuivi notre travail de validation en réalisant des calculs avec différents angles de filière et différents coefficients de frottement de manière à se recaler par rapport aux tendances données dans la littérature [9], [17]. Nous avons représenté sur la figure 18 l'évolution de la contrainte de tréfilage en fonction de l'angle pour plusieurs valeurs de $\overline{m}$ pour les angles compris entre 2° et 10° et nous comparons les résultats issus de la simulation et de la méthode des tranches modifiée.

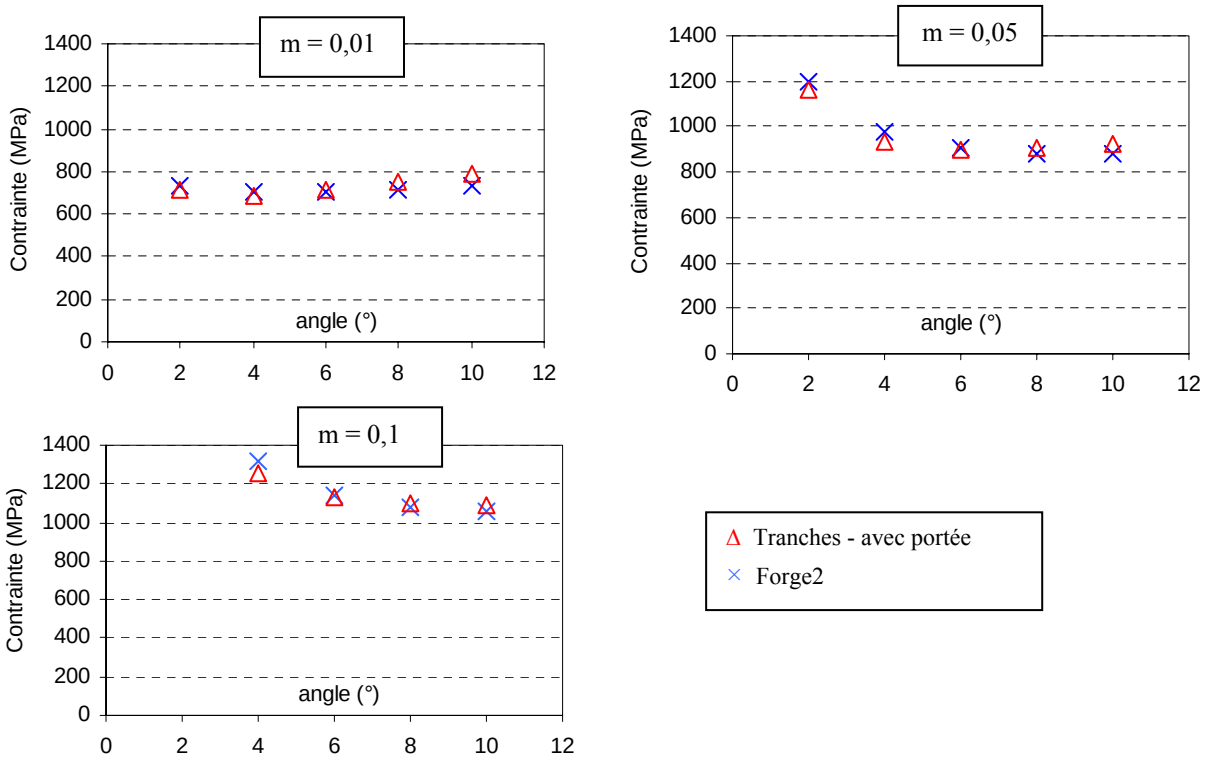


Figure 18 : Evolution de la contrainte de tréfilage en fonction du frottement : comparaison entre la simulation numérique et la méthode des tranches
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/2α=16° - réduction = 30% - σ_0=constante=1730 MPa]

Nous retrouvons l'évolution de la contrainte de tréfilage telle que décrite par Wistreich avec un minimum se produisant pour une valeur d'angle optimale qui est fonction du frottement. L'accord entre calcul analytique et simulation numérique est satisfaisant.

3.3 Prise en compte de l'écrouissage du fil

Nous avons vérifié, avec une rhéologie sans écrouissage, qu'une méthode élémentaire comme la méthode des tranches modifiée permet une bonne estimation de la contrainte de tréfilage. Nous décrivons à présent les résultats obtenus dans le cas où une rhéologie plus réaliste est utilisée.

Nous avons utilisé pour les calculs les deux lois déterminées à partir des essais de traction et de masse tombante dans lesquelles interviennent un coefficient de sensibilité à l'écrouissage n et un coefficient de sensibilité à la température β. Nous les rappelons ici :

• $\sigma_0 = 1640(\varepsilon+0{,}019)^{0,4}\, e^{-0{,}001T}$ (essais de traction)

• $\sigma_0 = 1781\ (\varepsilon+0{,}0268)^{0,5183}\, e^{-0{,}002T}$ (essai de masse tombante)

L'objectif de notre approche est d'obtenir, grâce à une rhéologie plus précise du matériau, des résultats numériques que nous pourrons comparer à ceux issus des essais de tréfilage expérimentaux et du modèle thermomécanique développé. Nous nous sommes donc orientés vers la détermination du travail de déformation plastique, du coefficient de frottement de Tresca et des températures atteintes par le fil.

3.3.1 Estimation du travail de déformation plastique W_{pl}

Nous avons estimé W_{pl} à partir de la contrainte de tréfilage obtenue à frottement $\overline{m}$ nul. Nous trouvons à 1m/s :

- Avec une rhéologie de traction : W_{pl} = 244 MPa
- Avec une rhéologie de masse tombante : W_{pl} = 275 MPa

Le tableau 6 reprend l'ensemble des valeurs obtenues (expérience, calcul analytique et simulation numérique).

		Calcul (d'après relations 8 et 9)		Essais de tréfilage	Forge2®	
Loi rhéologique		Traction	Masse tombante	-	Traction	Masse tombante
Calcul en conditions isothermes $W_{pl\ (iso)}$	Ψ=1	212	251	240	244	275
	Ψ=1,2	271	324			
Calcul en conditions adiabatiques ΔT_{adiab} - $W_{pl(adiab)}$	Ψ=1	207 (52°C)	236 (60°C)			
	Ψ=1,2	262 (66°C)	300 (76°C)			

Tableau 6 : Valeurs de W_{pl} calculés avec Forge2®
[$2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$ = 1,85 mm/α=8° / L_p=0,62mm - réduction = 30% - u=1m/s - σ_o= f(consistance, n, ε_0, β)]

La comparaison entre calcul analytique et calcul Forge2® pour les deux lois proposés nous permet de constater que les valeurs de W_{pl} obtenues par simulation sont systématiquement comprises entre les valeurs estimées pour Ψ=1 et Ψ=1,2. Cela suggère que la correction du travail redondant dans nos conditions de tréfilage n'est pas aussi importante et que la formule empirique de Johnson et Rowe la surestime (pour cette rhéologie).

La comparaison entre expérience et simulation numérique montre que la valeur expérimentale de W_{pl} est plus faible que celles issues du calcul avec Forge2®, toutes rhéologies confondues. Si nous prenons comme référence le calcul numérique, nous sommes en mesure de penser que la valeur de W_{pl} expérimentale devrait être comprise entre 244 et 275 puisqu'en terme de vitesse de déformation, le tréfilage est intermédiaire à la traction et à l'essai de masse tombante. En effet, une comparaison rapide donne :

- en traction : $\dot{\varepsilon} \approx 10^{-2}\ s^{-1}$
- pour la masse tombante : $\dot{\varepsilon} \approx 800\text{-}1200\ s^{-1}$
- en tréfilage (1m/s - conditions de référence) : $\dot{\varepsilon} \approx 350\ s^{-1}$

Bien que l'essai de masse tombante conduise à une valeur de W_{pl} plus élevée que celle déterminée expérimentalement, elle se situe dans une gamme de sollicitations plus proche du tréfilage que ne l'est l'essai de traction ce qui justifie que nous conserverons par la suite la loi rhéologique qui en découle.

3.3.2 Estimation du coefficient de frottement de Tresca

Nous avons réalisé des calculs Forge2® en utilisant la loi rhéologique de la masse tombante et en faisant varier le coefficient de frottement de Tresca (conditions de tréfilage standards). Nous avons relevé dans chaque cas, la contrainte de tréfilage résultant du calcul et nous avons représenté son évolution sur le graphique de la figure 19. A partir de la courbe obtenue, il devient alors possible d'identifier le coefficient de frottement si la contrainte de tréfilage est connue. Bien sûr, cela nécessite de faire l'hypothèse que le travail de déformation plastique ne varie pas significativement avec le frottement.

Nous avons fait figurer sur le graphique les points expérimentaux relatifs aux mesures de contraintes de tréfilage, obtenues au cours de nos essais à 1m/s avec nos deux savons de référence, en les plaçant sur la courbe théorique fournie par Forge2®. Nous avons reporté les valeurs minimales et maximales relevées pour chaque lubrifiant sur chacune des tréfileuses de laboratoires d'Ugitech (tréfileuse Marshall et tréfileuse "grandes vitesses"). La lecture de l'abscisse de chaque point correspond ainsi au frottement moyen caractéristique du contact de l'essai considéré.

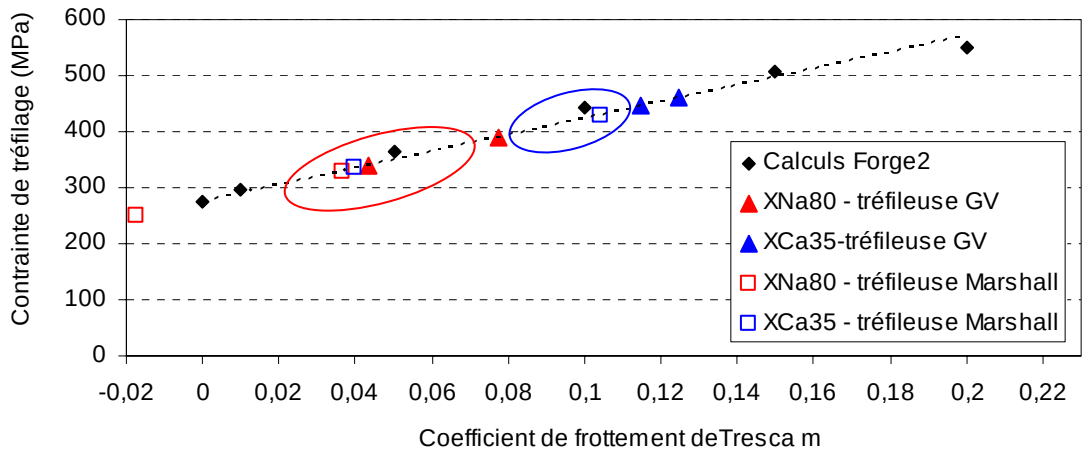


Figure 19 : Evolution de la contrainte de tréfilage en fonction du frottement : utilisation de calculs Forge2® pour analyse inverse et détermination du coefficient de frottement
[Tréfilage expérimental : $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$ = 1,85 mm/α=8° / L_p=0,62mm - réduction = 30% - u=1m/s / Calcul Forge2® : Longueur tréfilée=40 mm - rhéologie masse tombante]

Les valeurs minimales obtenues sur la tréfileuse Marshall conduisent à des coefficients de frottement faibles voire négatifs qui n'ont pas de sens physique et qui s'explique par des mesures de force faibles. Par contre, les autres valeurs, qui ont été cerclées (rouge=savon XNa80 et bleu=savon XCa35) permettent de différencier les savons et de les classer par niveau de frottement. Ainsi :

• le savon sodique XNa80 correspondrait à un frottement tel que $0{,}04 < \overline{m} < 0{,}07$,

• le savon calcique XCa35 correspondrait à un frottement tel que $0{,}10 < \overline{m} < 0{,}12$.

En procédant de la même manière avec la contrainte de tréfilage mesurée lors du tréfilage avec du fil seulement revêtu de dépôt salin, nous aurions un frottement voisin de 0,13.

Les valeurs de $\overline{m}$ ainsi obtenues sont proches de celles déterminées au moyen du modèle thermomécanique à partir des cissions de frottement (cf §.2.4 de ce chapitre).

3.3.3 Estimation de la température maximale du fil

Nous avons reporté dans le tableau 7 les valeurs des températures maximales du fil relevées à l'issue des calculs Forge2® pour différents coefficients de frottement en utilisant une configuration proche de nos conditions de tréfilage de référence. Le calcul se déroule en conditions adiabatiques c'est-à-dire que la filière n'absorbe aucune énergie. Comme attendu, les points les plus chauds se situent à proximité de la sortie de filière.

	Température (°C)	Echauffement (°C)
Frottement m=0	92	74
Frottement m=0,05	146	128
Frottement m=0,1	240	222

Tableau 7 : Valeurs de températures/échauffements calculés avec Forge2®

[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$ = 1,85 mm/α=8° / L_p=0,62mm - réduction = 30% - u=1m/s - Rhéologie masse tombante - Température initiale du fil=18°C - Pas d'échanges thermiques avec la filière -Longueur tréfilée :40mm]

Si nous reprenons les valeurs des échauffements de filière, relevés sur la figure 10 de ce chapitre, pour les savons de référence XNa80 et XCa35 et que nous estimons le rapport entre l'échauffement maximal du fil ΔT_{max} estimé numériquement et l'échauffement mesuré dans le thermocouple ΔT_2 expérimentalement, nous pouvons proposer des valeurs de β' tel que nous l'avons défini plus haut puisque :

$$\beta' = \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_2} \quad \text{(cf relation 11)}$$

Pour les calculs numériques, nous utilisons les données du tableau 4 de ce chapitre pour attribuer un coefficient de frottement à chacun des savons de référence et comparer ainsi des cas quasi-similaires aux calculs Forge2® et à l'expérience. Les estimations de β' sont consignées dans le tableau 8.

La comparaison des deux dernières colonnes de ce tableau nous permet de conclure que la valeur de β' estimées d'après nos essais de tréfilage est cohérente, mais elle est un majorant de celle que nous pouvons déduire des calculs avec Forge2®. Elle l'est d'autant plus que les calculs ont été réalisés en

conditions adiabatiques : s'il y a échange de chaleur avec la filière, la température réelle du fil devrait être plus basse et donc β' plus faible. Nous devons toutefois rester très prudent sur l'interprétation de ces résultats puisqu'il est possible que l'estimation des coefficients de frottement faite pour chaque savon ne soit pas tout à fait exacte. Il est également envisageable que les échauffements maximaux issus de la simulation numérique ne soient pas les plus représentatifs (loi rhéologique inadaptée, contact interfacial fluctant).

	Echauffement maximal du fil calculé avec Forge2® (°C) *Cf tableau 7*	Echauffement de filière mesuré avec thermocouple (°C) *Cf figure 10*	$\beta' = \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_2}$ déduit	β' expérimental (issu du modèle thermomécanique) *Cf §2.4.*
Frottement m=0,05 (~ savon sodique)	128	42	3	~ 3,5
Frottement m=0,1 (~ savon calcique)	222	72	3,05	

Tableau 8 : Estimation de β' par la confrontation simulation/expérience et comparaison avec la valeur déduite du modèle thermomécanique
[Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/α=8° / L_p=0,62mm - réduction = 30% mm - u=1m/s - Rhéologie masse tombante]

3.4 Calcul thermique dans la filière

Pour établir un parallèle entre nos essais de tréfilage et nos mesures de températures dans la filière, nous avons mis en œuvre des calculs thermiques dans la filière. Nous nous sommes heurtés à des difficultés d'ordre numérique qui ne nous ont malheureusement pas permis de mener à bien cette analyse. Nous présentons toutefois notre démarche.

La configuration utilisée pour les calculs, qui se doit d'être la plus représentative possible de nos conditions expérimentales standards en monopasse, est illustrée sur la figure 20.

Une limite imposée par le logiciel de calcul est la longueur de fil tréfilé : pour s'assurer d'un temps de calcul correct, il faut veiller à ce que la taille de maille et le nombre d'éléments ne soient pas trop importants. Nous avons arbitrairement choisi de tréfiler une longueur de 40 mm. A 1m/s, le temps réel de l'opération est alors de 0,04s. Cette durée est bien sûr trop faible pour que s'établisse un régime thermique permanent dans la filière. Pour pallier cette difficulté, nous avons envisagé d'augmenter significativement la diffusivité de la filière $a_F=K_F/\rho_F C_F$ en diminuant le rapport $\rho_F C_F$ d'un facteur 1000, mais en maintenant constante la conductivité thermique qui est la seule grandeur physique influente en régime stationnaire. De plus, pour accentuer les phénomènes à observer :
- nous avons utilisé un coefficient de transfert thermique entre le fil et la filière très elevé (~10^6 $W.m^{-2}.K^{-1}$),
- nous n'avons pas pris en compte le refroidissement de la filière par circulation d'eau, mais simplement par convection d'air.

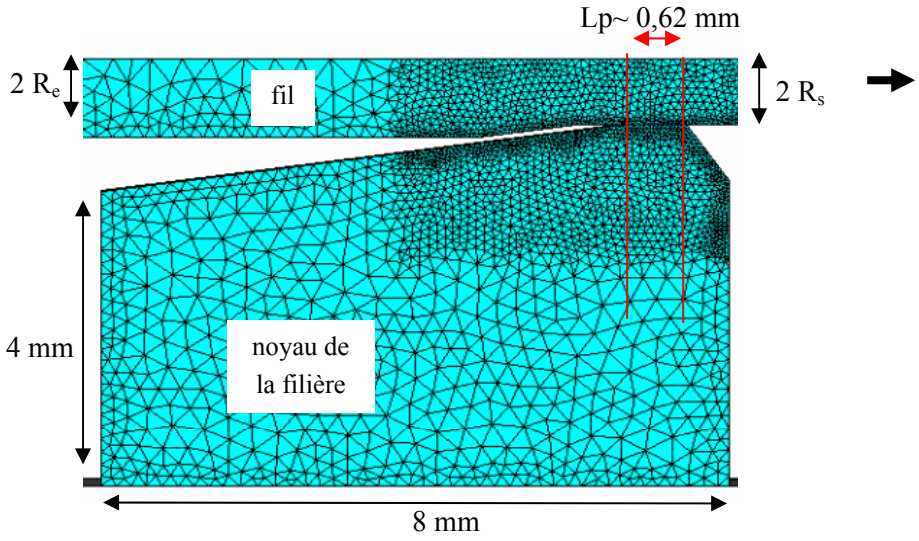


Figure 20 : Dispositif numérique utilisé pour les calculs Forge2® en outil déformable (position initiale)

Nous illustrons sur la figure 21 le profil de température de la filière suivant que la diffusivité soit ou non modifiée. Nous voyons nettement que, à l'issue du calcul et pour une même longueur de fil tréfilée, le régime est encore transitoire dans un cas et semble plus établi (ou du moins tend à l'être) dans l'autre.

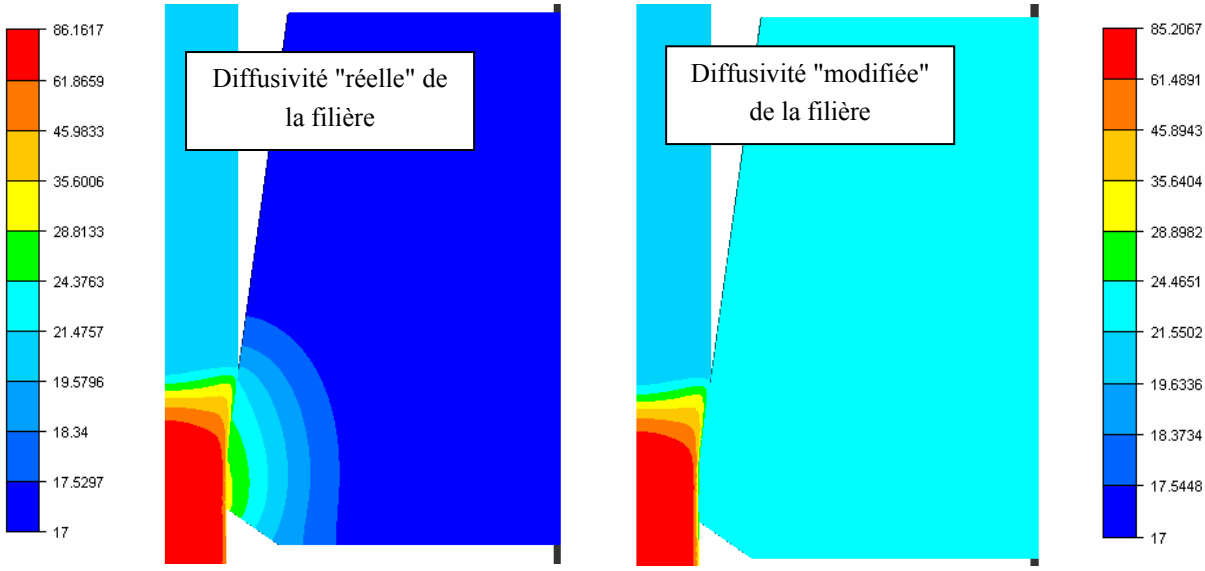


Figure 21 : Valeurs de température dans le fil et la filière obtenues avec Forge2®
[Fil : $2R_e$=2,2mm - $2R_s$ = 1,85 mm - réduction = 30% - Rhéologie masse tombante- T_{init}=20°C
Filière : α=8° -L_p=0,62mm- T_{init}=17°C
Conditions : u=1m/s - frottement nul - longueur tréfilée: 45mm]

Nous présentons sur la figure 22 les températures de filière atteintes lorsqu'un frottement de Tresca $\overline{m}$ est introduit. Nous retrouvons bien l'effet du frottement qui conduit à une augmentation des échauffements dans la filière. Ces derniers sont toutefois bien moins élevés que ceux mesurés expérimentalement lors des essais de tréfilage monopasse dans des conditions identiques.

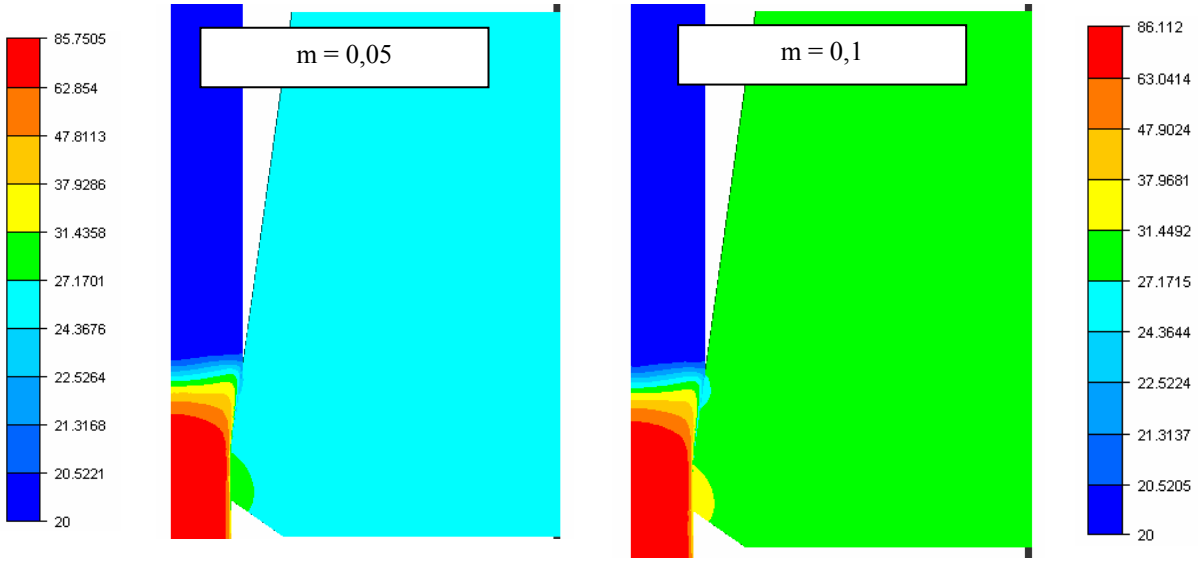


Figure 22 : Influence du frottement sur les valeurs de température dans le fil et la filière obtenues avec Forge2®

[Fil : $2R_e$=2,2mm/ $T_{initiale}$=20°C - Filière à diffusivité modifiée $2R_s$ = 1,85 mm/α=8/ L_p °=0,62mm /T_{init}=17°C - réduction = 30% Rhéologie masse tombante-
Conditions : u=1m/s - longueur tréfilée: 45mm]

Dans une première approximation, si nous considérons que le savon sodique conduit à un frottement équivalent à $\overline{m}$≈0,05 et le savon calcique à $\overline{m}$≈ 0,1(cf tableau 4 de ce chapitre), et que nous reprenons les échauffements obtenus (cf figure 10), nous avons des écarts qui sont importants :

• Pour les essais de tréfilage :

Savon sodique XNa (m≈0,05) : ΔT≈ 40-45°C

Savon calcique XCa (m≈0,1) : ΔT≈ 70°C

• Pour la simulation numérique :

m=0,05 (équivalent savon sodique XNa) : ΔT≈ 7-10°C

m=0,1 (équivalent savon calcique XCa) : ΔT≈ 10-14°C

Un agrandissement des résultats de la figure 21 au niveau de l'interface fil/filière (figure 23) permet de constater que le fil est refroidi, sur une certaine épaisseur, par le contact avec la filière. Cela est probablement dû à un problème d'ordre numérique lié :

• à une mauvaise gestion du contact par le logiciel du fait de la vitesse élevée du procédé,

• à des conditions de maillage inadaptées vis-à-vis de la très grande diffusivité thermique imposée à la filière.

4 CONCLUSION

A partir d'essais de tréfilage réalisés sur une tréfileuse monopasse et d'un modèle thermomécanique élémentaire, nous avons estimé les valeurs du travail de déformation plastique W_{pl} , du facteur β' liant la température mesurée dans la filière à la température maximale du fil et des cissions relatives à différents savons.

La connaissance de la rhéologie de l'acier (essais de traction, essai de masse tombante) et l'utilisation d'un logiciel de calcul par éléments finis Forge2 nous a permis de vérifier que les valeurs de W_{pl} et des

coefficients de frottement sont du bon ordre de grandeur. Le recoupement des valeurs obtenues par l'expérience et le calcul conduit à retenir que pour u=1 m/s :

• W_{pl}~240 MPa

• Frottement :

- savon sodique XNa80 : 0,04< $\overline{m}$ <0,07
- savon calcique XCa35 : 0,10< $\overline{m}$ <0,12
- dépôt salin : $\overline{m}$ ~0,13

Les estimations devraient toutefois être plus précises en utilisant une loi rhéologique encore plus représentative du tréfilage que ne l'est celle issue de l'essai de masse tombante.

En ce qui concerne l'approche thermique, nous souhaitions confirmer la valeur de β'~3-4 en utilisant la simulation numérique. Malheureusement, la démarche adoptée n'a pas permis de mener à terme ces calculs et doit être encore améliorée de manière à contourner les problèmes d'ordre numérique qui sont probablement dûs à une mauvaise gestion du contact (qui s'établit pendant des temps courts) par le logiciel. Procéder à des calculs thermiques séparés et alternés, dans le fil et dans la filière, devrait permettre de calculer le champ de température dans la filière.

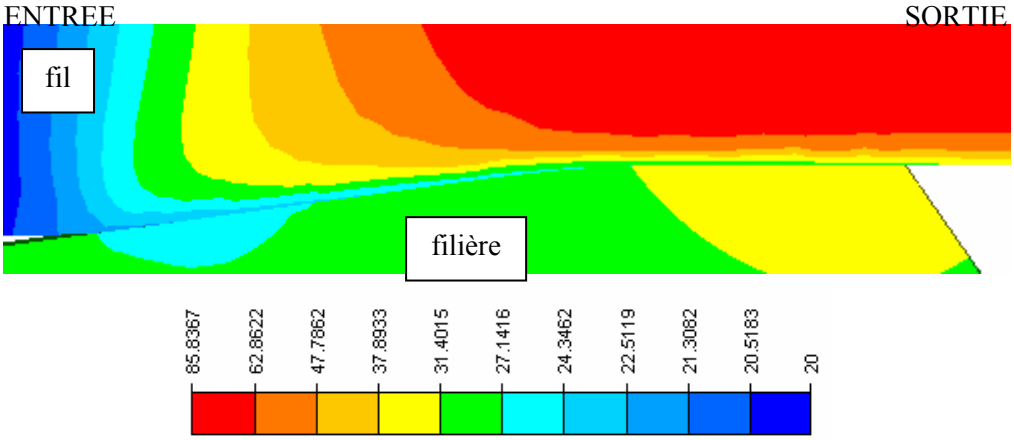


Figure 23 :Zoom sur l'interface fil-filière de la figure 21 (cas m=0,1)

[Fil : $2R_e$=2,2mm/ T_{init}=20°C - Filière $2R_s$ = 1,85 mm/α=8° / L_p=0,62mm/ T_{init}=17°C - réduction=30% - Rhéologie masse tombante -
Conditions : u=1m/s - frottement m=0,1 - longueur tréfilée: 45mm]

5 SYNTHESE : APPLICATION DU MODELE THERMOMECANIQUE A UNE OPERATION DE TREFILAGE MULTIPASSES INDUSTRIELLE

Nous avons estimé, de manière élémentaire et donc approchée, les échauffements superficiels du fil générés par les réductions successives lors de opération de tréfilage multipasses décrite au chapitre 2 afin de se faire un idée des conditions de travail des lubrifiants. Pour cela, nous avons utilisé la relation 9 du modèle thermomécanique suivante :

$$T_s - T_i = \Delta T_s = \frac{W_{pl}}{\rho C} + \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{\tau\sqrt{uL}}{b}\alpha(u)$$

Nous avons formulé les hypothèses suivantes :

- le refroidissement par cabestan est parfait c'est-à-dire que toute la chaleur générée sur la passe n-1 est évacuée. Le fil est alors à température ambiante lorsqu'il entre dans une filière,
- le travail de déformation plastique est supposé constant pour toutes les passes. Conformément à notre étude expérimentale réalisée sur multipasses, il ne présente pas de sensibilité très marquée au diamètre du fil (du moins entre 2,2mm et 5,5 mm) ni à la vitesse (entre 1 et 10 m/s). Nous supposons que les réductions sur chaque passe décroissent pour qu'il en soit ainsi. Quoiqu'il en soit, cette hypothèse a en fait peu d'importance car W_{pl} contribue peu à ΔT_s. Nous utiliserons W_{pl}~240 MPa,
- la cission de frottement τ est supposée quasi-constante avec la vitesse. En effet, dans nos conditions d'essais sur tréfileuse monopasse (à réduction fixée et pour les deux savons de référence XNa80 et XCa35), la contrainte de tréfilage n'est pas influencée de manière significative par la vitesse. Cela sous-entend que le frottement est constant entre 1 et 10 m/s. L'extrapolation de ce raisonnement à une multipasse est bien sûr discutable puisque, même si la gamme de vitesses est comparable, les conditions de tréfilage diffèrent (réductions variables d'une filière à l'autre, réapprovisionnement régulier en savon). De plus, les images MEB montrent nettement que la surface tend à être lissée au fil des passes cela étant particulièrement marqué sur les dernières passes où le frottement est certainement exacerbé. Quoiqu'il en soit, pour ce premier calcul, nous utiliserons, pour toutes les passes, une cission constante (cas optimiste) caractéristique de la combinaison : gros diamètre +savon calcique + revêtement salin. D'après nos essais en monopasse, nous avions identifié τ~40 MPa,

L'évolution de l'échauffement superficiel maximal du fil en fonction de la vitesse est présentée sur la figure 24. Les résultats indiquent que le domaine de température de travail du savon est très étendu (de 20°C à 650°C environ). Il s'agit toutefois de températures très locales, au point le plus chaud, que le savon ne subit que pendant des temps très courts (notion de "flash thermique"), d'où la difficulté de formuler les savons. Dans la pratique, les résidus noirâtres qui sont quelquefois récupérés en sortie de filière suggèrent que le savon a subi un échauffement important, ce qui confirmerait nos estimations.

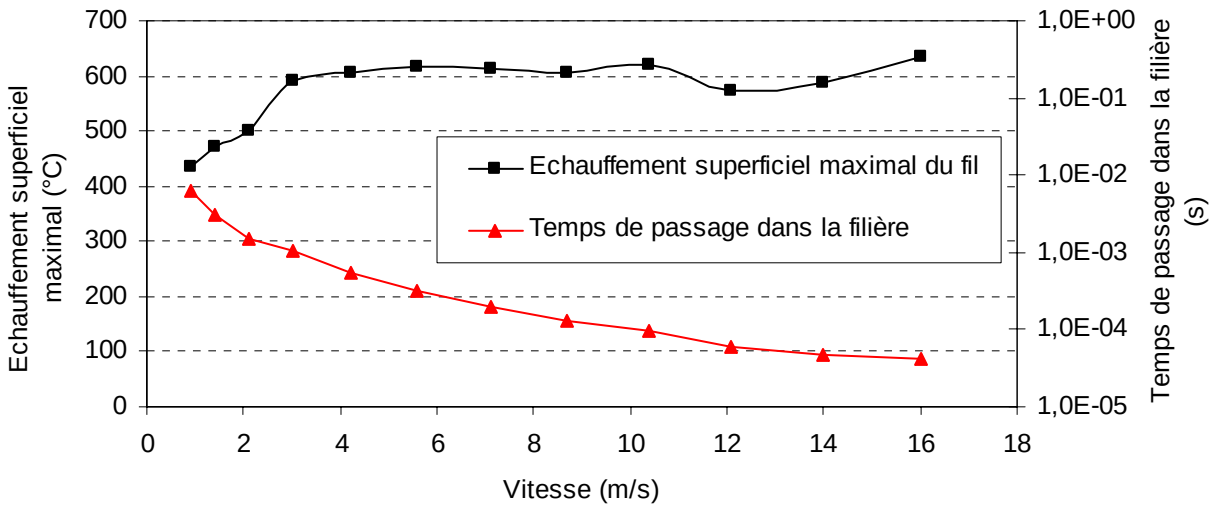


Figure 24 : Evolution approchée de la température superficielle du fil sur une tréfileuse multipasses industrielle et durée de sollicitation du savon
[Température initiale du fil=20°C]

CHAPITRE 4

CARACTERISATION DES SAVONS DE TREFILAGE

L'objectif de ce chapitre est de présenter les savons de tréfilage qui ont été utilisés pendant nos essais et de les caractériser d'un point de vue thermodynamique et rhéologique. L'étude bibliographique a mis en évidence que la composition, la structure et la rhéologie de ces lubrifiants sont étroitement liées et qu'elles conditionnent les performances au cours du tréfilage. Nous présentons en particulier les résultats obtenus grâce à des techniques couramment utilisées telles que l'analyse enthalpique différentielle (ou DSC) et la rhéologie capillaire. Devant les difficultés rencontrées avec cette dernière, nous avons envisagé d'autres approches telles que le mélangeur (ou malaxeur) pour analyser le comportement de nos savons. Nous évoquons également des essais de tréfilage "basses vitesses" mis en œuvre pour étudier l'influence de la vitesse et de la température sur le comportement des savons. Nous faisons ainsi le lien avec le chapitre suivant consacré aux essais de tréfilage réalisés sur tréfileuses-pilotes.

Sommaire du chapitre

1 Présentation des savons de tréfilage 90
1.1 Caractéristiques générales 90
1.2 Masse volumique 90
2 Etude structurale par analyse calorimétrique différentielle à compensation de puissance (DSC) 91
2.1 Principe de l'essai 92
2.2 Enthalpogrammes des savons de tréfilage 92
2.2.1 Enthalpogrammes des charges minérales 92
2.2.2 Enthalpogrammes des savons purs 92
2.2.3 Enthalpogrammes des savons chargés 94
2.3 Conclusion sur l'analyse enthalpique des savons 97
3 Rhéologie des savons 98
3.1 Rhéologie capillaire 98
3.1.1 Principe de l'essai 98
3.1.2 Résultats 100
3.1.3 Conclusion sur la rhéologie capillaire 104
3.2 Mélangeur 105
3.2.1 Principe de l'essai 105
3.2.2 Résultats 108
3.2.3 Conclusion sur le mélangeur 115
3.3 Essais de tréfilage basses vitesses 116
3.3.1 Déroulement des essais 116
3.3.2 Influence de la vitesse de tréfilage 116
3.3.3 Influence de la température du savon 118
3.3.4 Conclusion sur les essais de tréfilage "basses vitesses" 124
4 Synthèse des résultats 125

1 PRESENTATION DES SAVONS DE TREFILAGE

1.1 Caractéristiques générales

Nous donnons dans le tableau 1 les caractéristiques des savons CONDAT utilisés au cours de cette étude, à savoir la composition générale (teneur en matières grasses et en charges, teneur en eau), la masse volumique et la granulométrie.
Nous présentons les lubrifiants secs XNa80 et XCa35 qui constituent nos "références", mais aussi les lubrifiants de "laboratoire" qui ont été élaborés pour les besoins de ce travail et dont nous reparlerons dans le chapitre 5.

Savon (codification)	**% MG**	**% et nature de charge**	**% eau**	**Masse volumique (g/cm^3)**		**Granulométrie (mm)** D10%-D90% [moyenne] (1)
				Tassée A 25°C (1)	*Théorique (maximale) (2)*	
XNa100	100	0	-	0,61	1	0,1-1,6 [0,7]
XCa100	100	0	-	0,6	1	0,3-2,2 [1,2]
XNa80	**80**	**20 (borates) ρ=1,7 g/cm^3**	**1,5**	**0,8**	**1,1**	**0,06-1,35 [0,6]**
XCa35	**35**	**65 (chaux) ρ= 2,2 g/cm^3**	**-**	**1,06**	**1,5**	**0,2 - 2 [1]**
XNa35	35	65 (carbonate de sodium) ρ= 2 g/cm^3	0,7	1	1,5	0,03-0,9 [0,36]

Tableau 1 : Caractéristiques générales des savons de tréfilage utilisés dans cette étude (les savons industriels de référence sont signalés en gras)
(1) Données Condat - (2) D'après données Handbook[70]

1.2 Masse volumique

Parmi tous les paramètres décrits dans le tableau, la connaissance de la masse volumique est de première importance puisqu'elle permet d'estimer, à partir du poids de couche résiduel (en g/m²), une épaisseur résiduelle (en µm). Nous rappellons que :
Epaisseur *(µm)* = poids de couche *(g/m²)* / masse volumique *(g/cm^3)*

Trois méthodes ont été envisagées pour estimer la masse volumique : en éprouvette vibrante (densité tassée), avec presse à chaud et par calcul. Les essais avec presse n'ayant pas donné de résultats très satisfaisants (perte de poudres lors des manipulations), nous ne donnons ici que les valeurs relatives aux deux autres méthodes.

La masse volumique maximale théorique est calculée d'après une loi des mélanges en pondérant les masses volumiques de la matière grasse et de la charge par les pourcentage massiques selon la relation: $\rho = \dfrac{\rho_1 \rho_2}{x_2 \rho_1 + x_1 \rho_2}$

Où x_1 et x_2 sont les fractions massiques de la matière grasse et de la charge,

ρ_1 et ρ_2 sont les masses volumiques de la matière grasse et de la charge.

Les masses volumiques relatives aux charges et à la matière grasse sont relevées dans un Handbook[70].

La masse volumique du savon sodique XNa80, obtenue par tassement mécanique ou par calcul, est plus faible que celle du savon calcique XCa35 : ce résultat n'est pas surprenant car sa teneur en charge est quasiment trois fois plus faible.

Par la suite, pour déterminer une épaisseur à partir d'un poids de couche, nous considèrerons qu'à l'état de film de savon compacté, la valeur de masse volumique la plus adaptée est la masse volumique maximale théorique. Compte tenu des valeurs présentées dans le tableau 1, nous retiendrons donc que le savon sodique XNa80, qui a une masse volumique plus faible conduit, à poids de couche égal, à une épaisseur de savon plus importante que le savon calcique XCa35.

2 ETUDE STRUCTURALE PAR ANALYSE CALORIMETRIQUE DIFFERENTIELLE A COMPENSATION DE PUISSANCE (DSC)

La calorimétrie différentielle à compensation de puissance (aussi appelée DSC, Differential Scanning Calorimetry) est un moyen d'analyse thermique qui consiste à enregistrer la puissance nécessaire pour maintenir une différence de température nulle entre un échantillon et un milieu de référence placés dans deux enceintes soumises à un même programme de température déterminé. Les thermogrammes obtenus (figure 1) reflètent l'évolution des propriétés structurales d'une substance avec la température : ils permettent d'évaluer les températures relatives aux transitions de phase (1er et 2e ordre signalés respectivement par un pic et une rupture de pente) ainsi que les enthalpies des transitions du 1er ordre (aires sous-tendues par les pics).

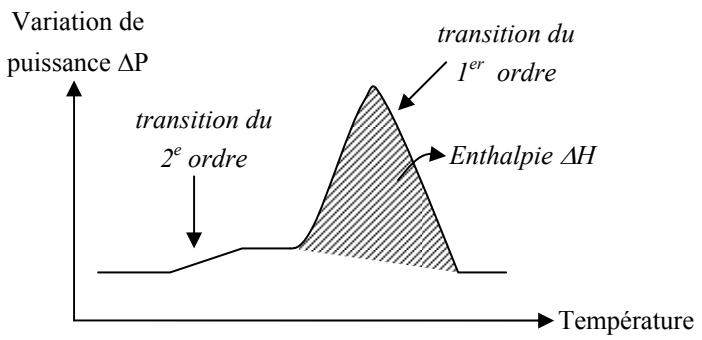


Figure 1 : Allure schématique d'un thermogramme obtenu par DSC

En ce qui concerne l'analyse des savons de tréfilage, nous souhaitons estimer les températures caractéristiques des changements de phase pour situer la transition cristal-mésomorphe qui se traduit par un fort "ramollissement" du savon, c'est-à-dire par une évolution des propriétés rhéologiques. Pour les interprétations, nous nous sommes appuyés sur les données de la littérature que nous avons présentées dans le chapitre 1.

2.1 Principe de l'essai

L'appareil PERKIN ELMER-DSC7 se compose de deux fours isolés thermiquement contenant l'échantillon à étudier et un produit de référence. Ces échantillons sont soumis à un chauffage programmé (gamme de température, vitesse de chauffage). Tout déséquilibre thermique, causé par un effet exothermique ou endothermique de l'échantillon ou par des différences de capacités calorifiques, est annulé en ajustant la puissance d'entrée (compensation de puissance). Un signal proportionnel à la différence de puissance fournie à l'échantillon et à la référence est enregistré. La température moyenne de l'échantillon et de la référence sont simultanément enregistrées.

L'étalonnage est réalisé à partir de matériaux de grande pureté dont les températures et enthalpies de fusion sont connues. Dans notre cas, il s'agit de l'indium (T_{fusion} = 156,6°C, ΔH_{fusion}=28,5 J/g) et de l'étain (T_{fusion} = 231,9°C, ΔH_{fusion}=60,7 J/g).

L'échantillonnage se fait en utilisant des capsules en acier inoxydable (inertes vis-à-vis du produit à étudier) fermées pour éviter tout débordement du produit. La quantité de substance nécessaire est comprise entre 5 et 15 mg. La pesée est réalisée sur une microbalance dont la précision est de l'ordre du µg. La vitesse de chauffe est fixée à 10°C/min.

Le traitement des enregistrements nécessite de retrancher aux valeurs de puissance mesurées celles correspondant à la ligne de base (passage de deux capsules de référence vides). Cette ligne de base est tracée plusieurs fois dans la journée pour s'affranchir de toute dérive du système. Les valeurs ainsi obtenues sont alors normalisées par rapport à la masse de l'échantillon introduite dans la capsule.

2.2 Enthalpogrammes des savons de tréfilage

2.2.1 Enthalpogrammes des charges minérales

Les charges ont été soumises à une mesure DSC de manière à mettre en évidence la présence d'éventuelles transitions dans la gamme de température testée qui pourraient se manifester sur les enthalpogrammes des savons chargés [46] . Les thermogrammes de la chaux, du borax et du carbonate de calcium sont présentés en annexe A4-1. Ils indiquent qu'entre 0 et 250°C :
- aucun événement notable ne se produit pour la chaux,
- un pic apparaît vers 90°C pour la calcite $CaCO_3$,
- deux transitions ont lieu pour le borax : à 70°C et à 135°C.

2.2.2 Enthalpogrammes des savons purs

Les résultats obtenus pour le savon calcique XCa100 et le savon sodique XNa100 sont présentés respectivement sur les figures 2 et 3. Chaque événement est repéré par un flèche : la transition cristal-mésomorphe étant une donnée essentielle pour notre compréhension, nous la signalons en gras.

Pour le savon calcique pur, nous repérons essentiellement cinq événements centrés respectivement sur 75°C, 95°C, 110°C, 135°C et 220°C. L'interprétation de cet enthalpogramme n'est pas aisée car il diffère de ceux obtenus dans la littérature. Toutefois, d'après [44], [46], [48], nous pouvons supposer que:

• le pic centré sur 75°C peut être caractéristique de formes cristallines imparfaites qui seraient des résidus de phases mésomorphes mal recristallisées lors de l'élaboration du savon et/ou peut rendre compte de la transition génotypique,
• le petit pic centré sur 95°C (s'il ne s'agit pas d'un artefact de mesure) peut être propre à une transition cristal-cristal,
• le pic centré sur 110°C correspondrait à la transition cristal-mésomorphe (légèrement abaissée par rapport à un savon ne contenant pas de glycérol). L'enthalpie correspondante est toutefois très faible (~1,5 J.g contre une valeur théorique de 40 J.g d'après la figure 4),
• le pic centré sur 135°C et celui à 220°C pourraient signaler des transitions entre phases mésomorphes. Ces pics sont toutefois bien décalés par rapport à ceux donnés par la littérature (150-160°C et 195°C). Le fait que le pic centré sur 135°C traduise une enthalpie plus élevée que le pic de la transition cristal-mésomorphe est surprenant et nous fait nous interroger sur son origine.

Une autre interprétation possible de cet enthalpogramme consisterait à dire que les pics obtenus à 95°C et 110° ne rendent pas compte de deux transitions de phases distinctes mais au contraire d'une seule, mal définie, qui serait la transition cristal-mésomorphe.

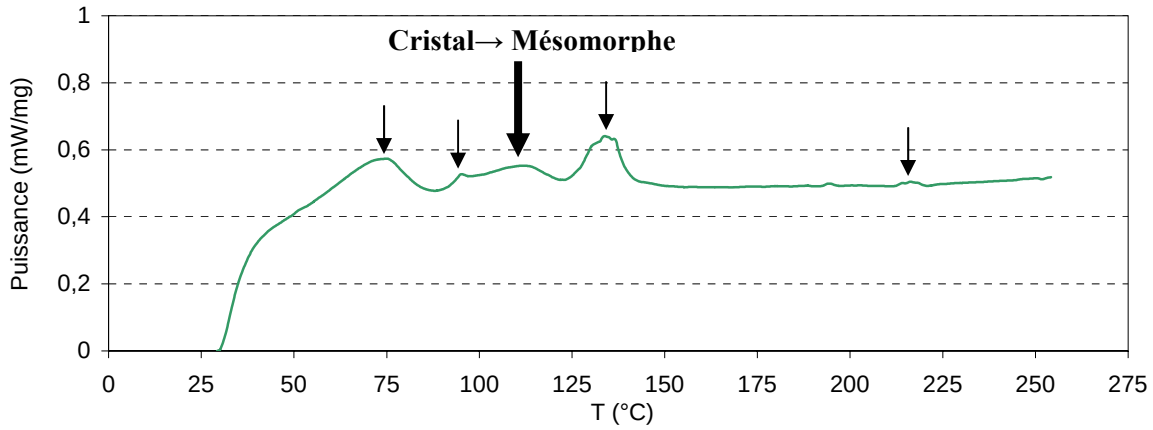


Figure 2 : Enthalpogramme du savon calcique pur XCa100
[vitesse de chauffe : 10°C/min]

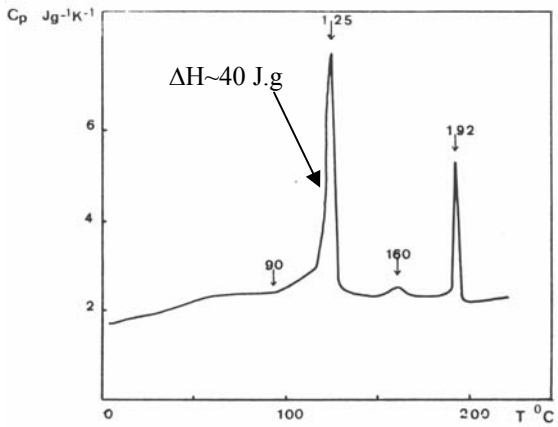


Figure 3 : Enthalpogramme d'un savon de calcium pur (10°C/min) : températures de transition et enthalpie de la transition cristal-mésomorphe d'après [5]

En ce qui concerne le savon de sodium non chargé XNa100, nous identifions essentiellement cinq pics: à 50°C, à 110°C, à 135°C, à 185°C et à 230°C. D'après [45],

• le pic centré sur 50°C pourrait correspondre à une forme cristalline imparfaite. La transition peut être reliée à la transition cristal α↔ cristal β,

• le double pic caractéristique centré sur 110°C-135°C pourrait correspondre en grande partie à la transition cristal-mésomorphe et dans une moindre mesure à la déshydratation du savon. Il s'agirait donc du début de la fusion des chaines aliphatiques c'est-à-dire du passage de la phase *Curd* totalement cristallisée aux phases *Subwaxy* et *Waxy* caractérisées par une structure en rubans,

• les pics centrés sur 185°C et 220°C pourraient traduire des transitions entre phases mésomorphes et le passage aux phases *Superwaxy* et *Subneat* dans lesquelles règne toujours une structure en rubans qui évolue progressivement de par la désorganisation progressive du réseau ionique et le réarrangement des groupes carboxyles au sein de celui-ci,

Il n'apparaît pas sur cet enthalpogramme la transition *Curd* → *Supercurd* de l'état cristallin telle que constatée dans [45] et [46] vers 90°C. Toutefois, l'enthalpogramme obtenu est globalement en bon accord avec ceux donnés par la littérature.

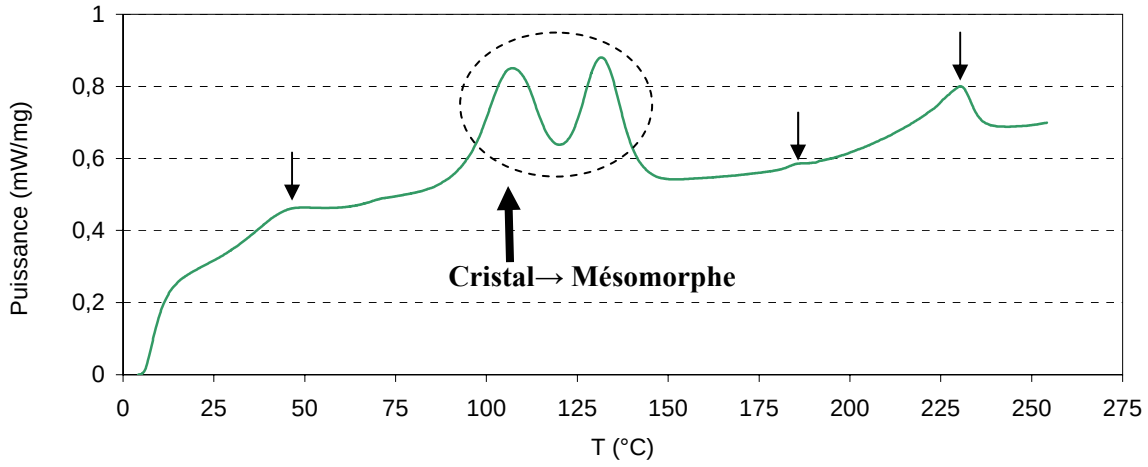


Figure 4 : Enthalpogramme du savon sodique pur XNa100
[vitesse de chauffe : 10°C/min]

2.2.3 Enthalpogrammes des savons chargés

Les résultats obtenus pour le savon calcique XCa35 et les savons sodiques XNa80 et XNa35 sont présentés respectivement sur les figures 5, 6 et 7.

L'enthalpogramme du savon calcique chargé XCa35 ne présente pas de pic nettement apparent et ne permet pas de retrouver les transitions relevées pour le savon non chargé. La reproductibilité des mesures étant satisfaisante, nous écartons tout problème lié à celle-ci et nous pensons alors qu'une désorganisation structurale importante peut être à l'origine de l'allure constatée. En effet, Montmitonnet souligne qu'une teneur en chaux élevée augmente les phénomènes liés à une mauvaise cristallisation [46]. Ce qui est surprenant est que son analyse d'un savon de calcium chargé, proche en terme de composition, permet de distinguer nettement deux pics : l'un vers 70-85°C et l'autre vers 120°C, que nous ne retrouvons pas dans notre cas. La difficulté que nous rencontrons ici pour nous

recaler par rapport à d'autres analyses réside dans le fait que la formulation de tels produits mais aussi leur histoire thermique (mode de fabrication) ont des conséquences sur la structure et donc sur l'allure des enthalpogrammes.

L'enthalpogramme du savon sodique peu chargé XNa80 met en évidence six pics centrés sur 65, 95, 135, 180, 200 et 225°C :

• le pic présent à 65°C pourrait s'interpréter de la même manière que précédemment c'est-à-dire comme caractéristique d'une forme cristalline imparfaite (aurait-il un lien avec celui centré sur 50°C sur l'enthalpogramme du savon non chargé?),

• le pic à 95°C pourrait correspondre soit à un départ d'eau, soit à la transition cristal-cristal (également appelée *Curd→SuperCurd*),

• le pic à 135°C qui est précédé d'un événement de faible enthalpie vers 110°C pourrait représenter la transition cristal-mésomorphe telle que nous l'avions repérée sur le thermogramme de XNa100. Notons également que le pic relatif à la déshydratation de la charge, qui est ici du borax, est attendu vers 135°C. Toutefois, il possible que cette perte d'eau ait eu lieu lors de l'élaboration du savon, ce qui pourrait expliquer la faible intensité du pic,

• les trois pics suivants seraient des transitions entre phases mésomorphes. Le fait troublant est que ces pics n'étaient pas aussi marqués pour le savon non chargé et le pic à 200°C inexistant.

En ce qui concerne l'enthalpogramme relatif au savon XNa35, nous constatons la présence :

• d'un événement à 70°C, comme nous l'avions déjà noté pour le savon XNa80. Dans le cas présent, il est délicat de se prononcer sur son origine étant donnée sa faible amplitude : s'agit-il d'une transition de 1er (pic) ou 2e ordre (rupture de pente)? Il est également possible qu'il s'agisse d'une transition génotypique qui est proche du point de fusion de l'acide gras correspondant [45],

• d'un pic large, qui serait formé de deux petits pics à 95 et 105°C. Nous retrouverions alors là les manifestations d'un départ d'eau et/ou d'une transition cristal-cristal,

• d'un pic centré sur 130°C et précédé d'un léger épaulement : nous y verrions là la signature de la transition cristal-mésomorphe,

• un pic aux hautes températures (225°C)

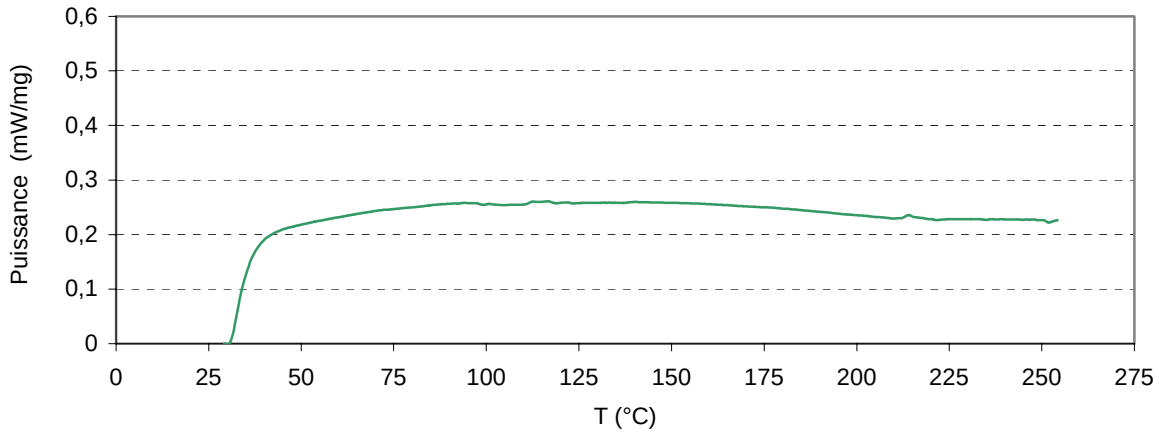


Figure 5 : Enthalpogramme du savon calcique chargé XCa35
[vitesse de chauffe : 10°C/min]

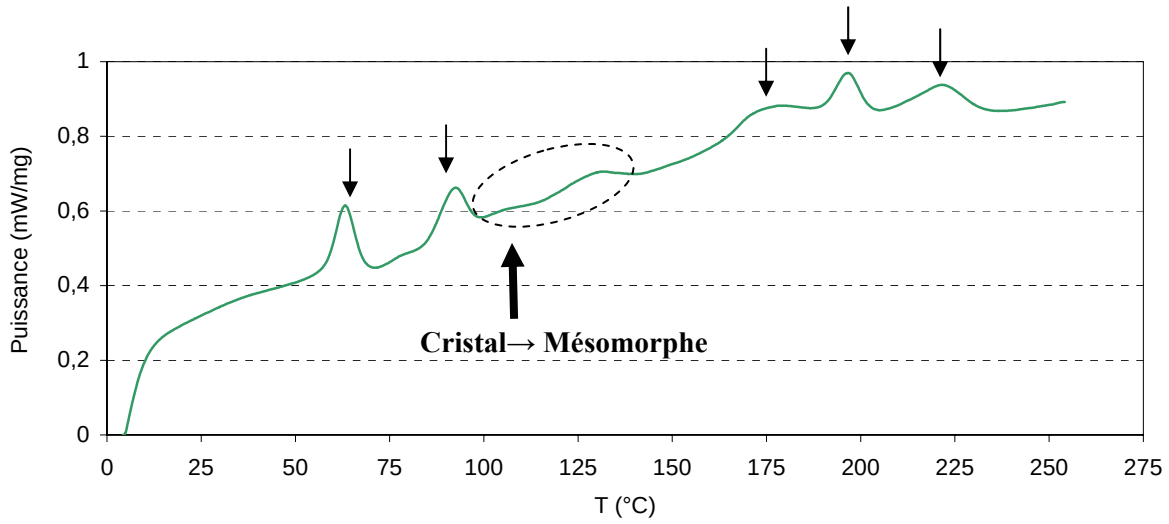


Figure 6 : Enthalpogramme du savon sodique chargé XNa80
[vitesse de chauffe : 10°C/min]

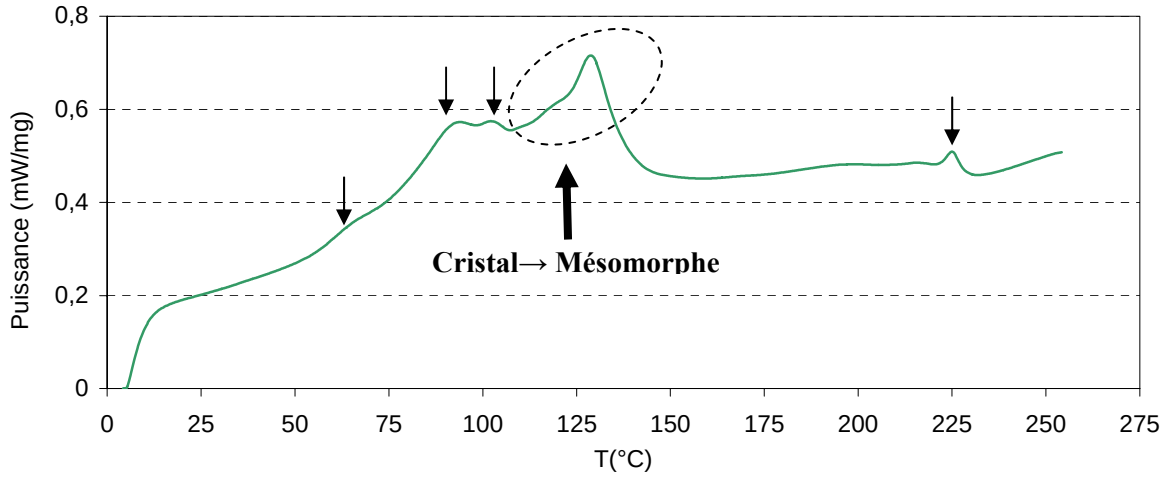


Figure 7 : Enthalpogramme du savon sodique chargé XNa35
[vitesse de chauffe : 10°C/min]

La comparaison des résultats obtenus pour ces trois savons sodiques (figure 8) permet de constater quelques différences en terme de positions de pics et d'amplitudes. L'intensité des double-pics relatifs au passage en phase mésomorphe est ainsi variable suivant le savon. Les enthalpies (aires sous-tendues par les pics) sont élevées pour le savon pur XNa100, très faibles pour le savon XNa80 et intermédiaires pour le savon sodique fortement chargé XNa35. D'une manière générale, nous constatons que :

- les savons XNa100 et XNa80 conduisent à des thermogrammes distincts (en terme d'intensités de pics et de températures de transitions).
- l'enthalpogramme relatif au savon XNa35 serait une superposition de celui de XNa80 (aux basses températures) et de celui de XNa100 (aux températures plus élevées),

Cela nous incite à penser que les savons XNa80 et XNa100 présentent des états différents qui pourraient s'expliquer par l'histoire thermique du savon et/ ou l'influence de la charge. Il est ainsi possible que le borax (contenu dans le savon XNa80) soit une charge active et soit responsable des

différences constatées par rapport à l'enthalpogramme du savon pur XNa100. Nous ne sommes toutefois pas en mesure d'expliquer les mécanismes qui entrent en jeu. A l'inverse, nous qualifierons le carbonate de calcium (contenu dans le savon XNa35) de charge inerte, car le thermogramme du savon en question est plus proche de celui du savon pur.

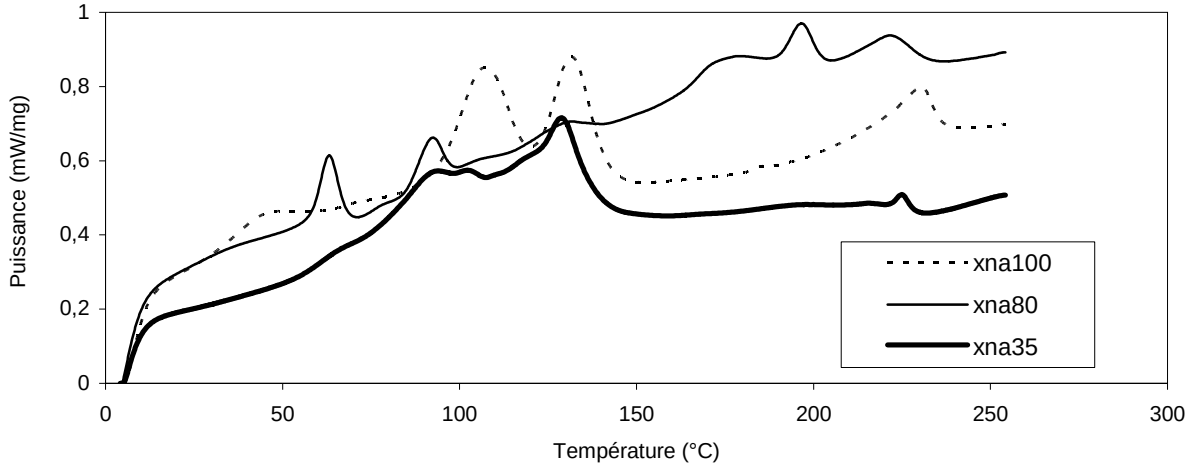


Figure 8 : Comparaison des enthalpogrammes des trois savons sodiques
[XNa100 : savon non chargé- XNa80 : 20% de charges - XNa35 : 65% de charges]

2.3 Conclusion sur l'analyse enthalpique des savons

Les enthalpogrammes présentés nous ont permis d'estimer, de manière plus ou moins précise, les températures de transition cristal-mésomorphe de tous les savons (caractéristique d'une évolution des propriétés rhéologiques) à l'exception du savon calcique chargé XCa35. Malheureusement, ils ne nous ont pas permis de conclure nettement sur l'effet de la charge sur la structure d'un savon. L'étude des savons industriels chargés s'avère délicate puisque leurs enthalpogrammes peuvent être différents de ceux des savons "purs" :

• dans le cas des savons calciques, l'ajout de charges conduit à un thermogramme inexploitable sur lequel n'apparaît aucun événement caractéristique. Nous retrouvons là le caractère fragile de la structure de ce type de savon qui présente une forte sensibilité à l'histoire thermique,

• dans le cas des savons sodiques, nous n'avons pas pu établir de lien entre l'augmentation de la teneur en charge et l'allure des enthalpogrammes. Nous constatons simplement que la transformation est particulièrement importante lorsque la charge est du borax : nous envisageons que cette dernière pourrait avoir un effet perturbateur lors de la recristallisation du produit.

Ces résultats illustrent l'importance que peuvent avoir la composition d'un savon et son mode de fabrication, c'est-à-dire son histoire thermomécanique, sur sa structure. D'après ces seuls résultats, il nous est difficile d'identifier de manière fiable les événements repérés. Nous pensons que des essais complémentaires seraient nécessaires pour préciser certains points. Nous pensons en particulier qu'il faudrait reprendre ces analyses par DSC :

• en multipliant les cycles de chauffage/cristallisation de manière à visualiser les évolutions des thermogrammes et expliquer l'origine des pics,

• en déshydratant les savons pour s'affranchir des pics caractéristiques de la présence d'eau et simplifier ainsi les thermogrammes,

• en procédant à des mesures par diffraction des RX pour confirmer les phases en présence relative à chaque transition visualisée sur les thermogrammes.

3 RHEOLOGIE DES SAVONS

3.1 Rhéologie capillaire

Un rhéomètre capillaire permet d'obtenir les caractéristiques d'écoulement (viscosité) de produit polymère à des vitesses de déformations du même ordre de grandeur que celles rencontrées lors de la mise en forme. Il est basé sur le principe de l'écoulement de Poiseuille dans un capillaire et consiste à imposer un débit de matière dans un capillaire de géométrie donnée et à mesurer la perte de charge nécessaire pour obtenir ce débit.

3.1.1 Principe de l'essai

3.1.1.1 Dispositif expérimental

Le dispositif est un rhéomètre RHEOPLAST. Le matériau à étudier est extrudé à partir d'un réservoir, pouvant être chauffé, grâce à la rotation et au déplacement à vitesse constante d'un piston qui impose ainsi un débit de matière au travers d'un tube calibré (appelé capillaire ou filière). La matière passe successivement dans une zone de cisaillement (ici, une cavité cylindrique), dans une zone dite d'injection et enfin au travers de la filière. Un capteur de pression placé en amont du capillaire permet de mesurer la perte de charge (figure 9). Le dispositif peut être également chauffé et la température suivie grâce à deux thermocouples. Chaque filière est caractérisée par son rapport L/D (où D est le diamètre et L la longueur de capillaire).

La vitesse de déformation est calculée à partir du débit de matière et la contrainte de cisaillement est déterminée à partir de la mesure des pertes de charges. La gamme de vitesse de cisaillement accessible est au mieux de 650 s^{-1} (avec un capillaire de diamètre 0,93mm et une vitesse de 0,25mm/s) ce qui reste assez loin des valeurs atteintes dans la filière (de l'ordre de 10^5-10^6 s^{-1}).

Les filières utilisées sont en carbure de tungstène, à surfaces polies et à géométrie cylindrique.

Un cycle d'extrusion se déroule de la manière suivante (en mode automatique) :
- Phase *Attente* : Les pistons d'injection et d'alimentation sont en position haute.
- Phase *Alimentation* : Temporisation permettant d'introduire de la matière.
- Phase *de Démarrage* : Le piston d'injection se positionne de façon à obturer la chambre d'injection. Le piston d'alimentation force la matière à remplir la zone de cisaillement. Le piston d'injection tourne et commence ainsi à cisailler la matière. Le couple sur le piston d'injection augmente ce qui permet de détecter le remplissage de la zone de cisaillement. On passe ensuite à la phase de cisaillement.
- Phase de *Cisaillement* : Le piston tourne à une vitesse fixée par l'utilisateur pendant un certain temps. En ce qui nous concerne, nous avons choisi une rotation à 50 tr/min.
- Phase de *Transfert* : Le piston d'injection remonte pour permettre le passage de la matière fondue. Le piston d'alimentation descend et force la matière à remplir la chambre d'injection. La pression mesurée par le capteur augmente lorsque la chambre est remplie.

- Phase *Remplissage de filière* : Le piston d'injection descend et force la matière à s'écouler dans la filière.
- Phase *Relaxation* : Temporisation permettant à la matière de se relaxer.
- Phase *Mesure* : Le piston d'injection descend par paliers de vitesses programmés et la perte de charge est enregistrée en continu. Ces vitesses sont judicieusement choisies par l'utilisateur de manière à couvrir la gamme de vitesse de cisaillement voulue. Elles ne doivent pas être trop importantes, car la course du piston étant limitée, cela ne permettrait pas de stabiliser la mesure de pression. Dans notre cas, nous avions utilisé des valeurs comprises entre 0,01 et 0,25 mm/s.
- Phase *Purge* : A la fin des mesures, le piston d'injection vide le contenu de la chambre d'injection et les deux pistons remontent en position haute.

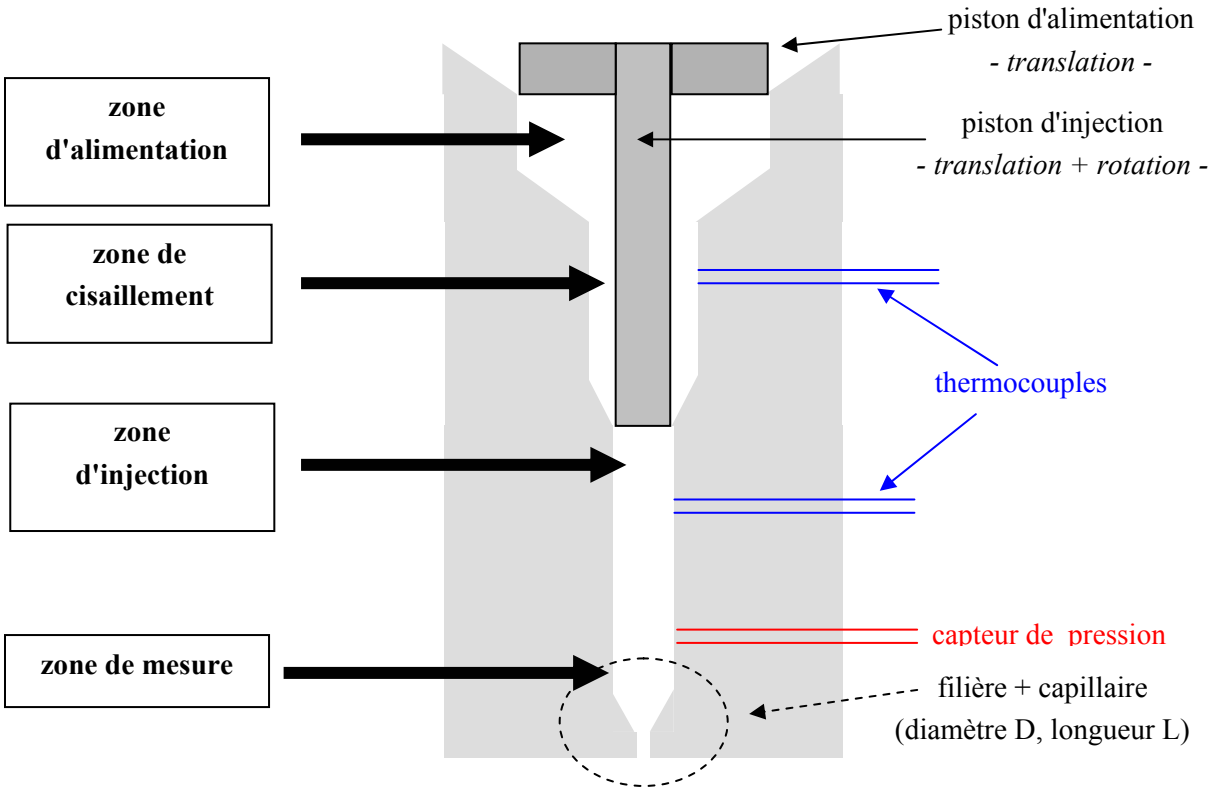


Figure 9 : Schéma du rhéomètre capillaire RHEOPLAST avec réservoir cylindrique

3.1.1.2 Température de travail

La température adoptée pour l'essai doit permettre un ramollissement du savon suffisant pour assurer son cisaillement sans toutefois le dégrader par une température excessive (importance de la formulation du savon et de l'évolution de son comportement avec la température). Pour la déterminer, nous nous sommes basés dans un premier temps sur les données de la littérature et plus particulièrement sur les mesures obtenues par DSC (transition cristal-mésomorphe) mais nous avons constaté que l'obtention d'extrudats et de mesures exploitables n'était possible que pour des températures bien supérieures à 110-120°C. Dans un second temps, nous avons donc déterminé les températures d'extrusion par tâtonnements. Autrement dit, la température de ramollissement à partir de laquelle la mesure devient possible et la température de transition cristal-mésomorphe ne sont pas confondues.

3.1.1.3 Exploitation des résultats

Les courbes ΔP=f(t) obtenues pour chaque vitesse de piston programmée Vp sont le point de départ du dépouillement puisqu'à partir de celles-ci nous relevons, à régime établi, une valeur de perte de charge par vitesse de piston programmée et ce pour différents diamètres de filière. La suite de la procédure de traitement des résultats est détaillée en annexe A4-2 [71].

3.1.2 Résultats

3.1.2.1 Savon sodique chargé XNa80

Ce savon contient peu de charge. Les essais se sont donc bien déroulés puisque nous n'avons pas constaté d'écoulement irrégulier du savon lors de l'extrusion. Nous avons travaillé avec les filières D=2mm ainsi qu'avec différentes longueurs de capillaires (L/D = 0-8-16-32). Les premières mesures faites à 120°C ne sont pas concluantes, car le savon est encore à l'état de poudre à peine compactée. A 180°C, au contraire, le savon est trop peu visqueux et son passage dans le capillaire ne produit pas de pertes de charge suffisamment importantes pour être mesurées par le capteur. Nous nous sommes donc placés au milieu de cet intervalle, soit à 150°C, et avons réussi à extruder du savon et à exploiter les mesures. Dans ce cas, les essais sont répétés un certain nombre de fois (annexe A4-2) : les courbes $\Delta P=f(V_p)$ ainsi obtenues sont stables et reproductibles (figure 10).

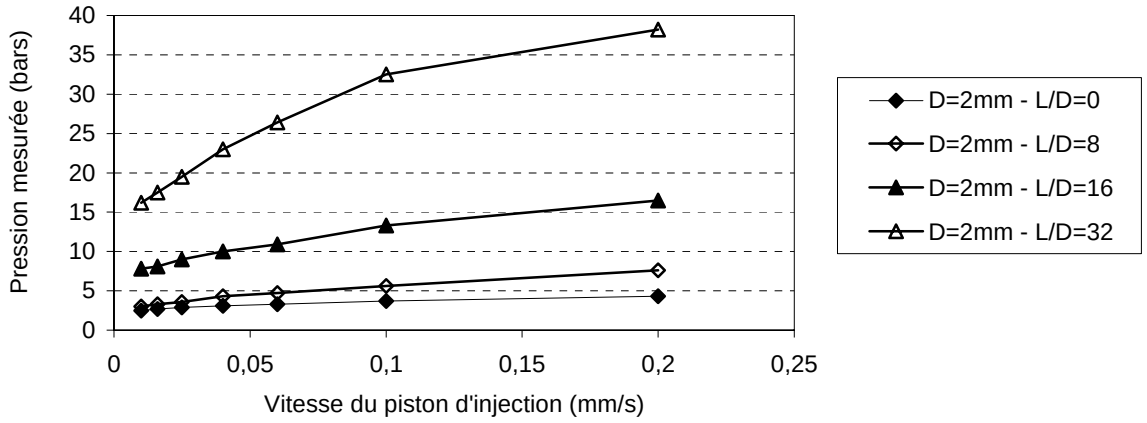


Figure 10 : Courbes ΔP=f(v) obtenues à 150 °C pour le savon XNa80 pour différents rapports L/D (où D=2mm)

Le graphique présentant l'évolution logarithmique de la cission en fonction de la vitesse de cisaillement est donné sur la figure 11. L'identification de l'indice de viscosité m et la consistance Ko selon le dépouillement présenté en annexe permet de déterminer la loi rhéologique de ce savon :

$\tau = 8.10^3\ \dot{\gamma}^{0,31}$ Pa (valable pour $3<\dot{\gamma}<80\ s^{-1}$ - T=150°C)

La figure 12 illustre l'évolution de la viscosité de XNa80 en fonction de la vitesse de cisaillement.

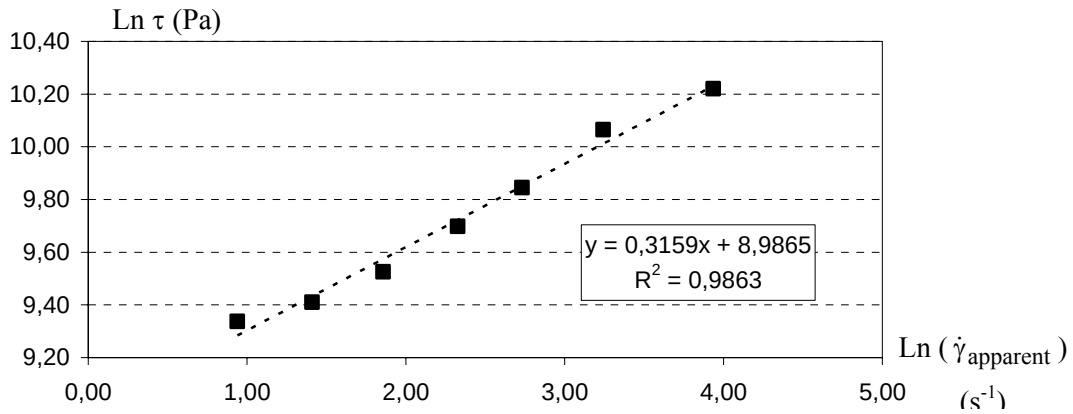


Figure 11 :Evolution de la cission en fonction de la vitesse de cisaillement - Estimation des paramètres m et K de la loi rhéologique relative au savon sodique chargé XNa80 [150°C - D=2mm]

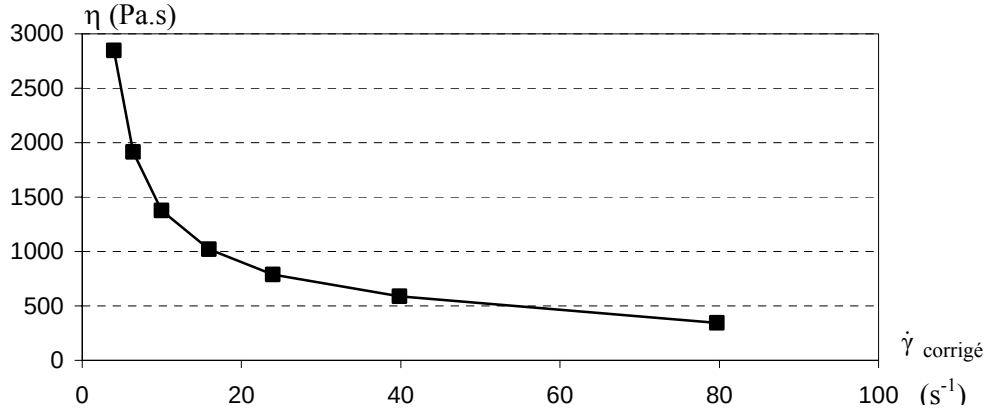


Figure 12 :Evolution de la viscosité en fonction de la vitesse de cisaillement pour le savon sodique chargé XNa80 [150°C - D=2 mm]

La seule référence dont nous disposons pour vérifier la pertinence de notre résultat sont les essais de Montmitonnet [5], réalisés sur un savon sodique non chargé (tableau 2). Celui-ci souligne la difficulté de faire des essais avec des savons industriels qui conduisent à des écoulements irréguliers et à des mesures instables.

Référence de l'étude	Savon	Gamme de sollicitation (s^{-1})	Température (°C)	Loi rhéologique	
				m	K_0 (Pa)
[5]	Stéarate de sodium non chargé	$10<\dot{\gamma}<10^4$	180 220 260	0,25 0,33 0,12	5.10^6 10^6 9.10^5

Tableau 2 : Etude de référence concernant la rhéologie d'un savon de sodium (non chargé)

La comparaison est donc très délicate puisque les températures d'essais, les vitesses de cisaillement et les formulations des savons sont différentes. Le plus surprenant toutefois est que nous ne soyions pas parvenus à faire des mesures à 180°C sur un savon de sodium chargé alors qu'elles ont été mises en

œuvre sur un savon pur, censé être moins consistant. Nous reviendrons sur ce point lorsque nous aborderons les essais sur mélangeur.

3.1.2.2 Savon calcique chargé XCa35

La mise en œuvre de ces essais s'est avérée être très délicate comme constaté dans la littérature. Les extrudats ne sont pas toujours très réguliers en sortie de capillaire et présentent une surface tour à tour lisse ou striée. De plus, ces savons ont tendance à durcir assez rapidement et il se forme ainsi une "carotte" solide qui adopte la forme du réservoir (repérée lors du démontage). Le cisaillement devient alors de plus en plus difficile. Cela se traduit par une augmentation du couple et par le fait que le piston d'injection n'arrive plus à tourner. Enfin, nous ne parvenons pas à obtenir des mesures reproductibles : la pression est rarement stable (à la fin de chaque palier de vitesse de mesure) et la multiplication des mesures n'aboutit pas à une superposition des courbes $P = f(V_p)$.

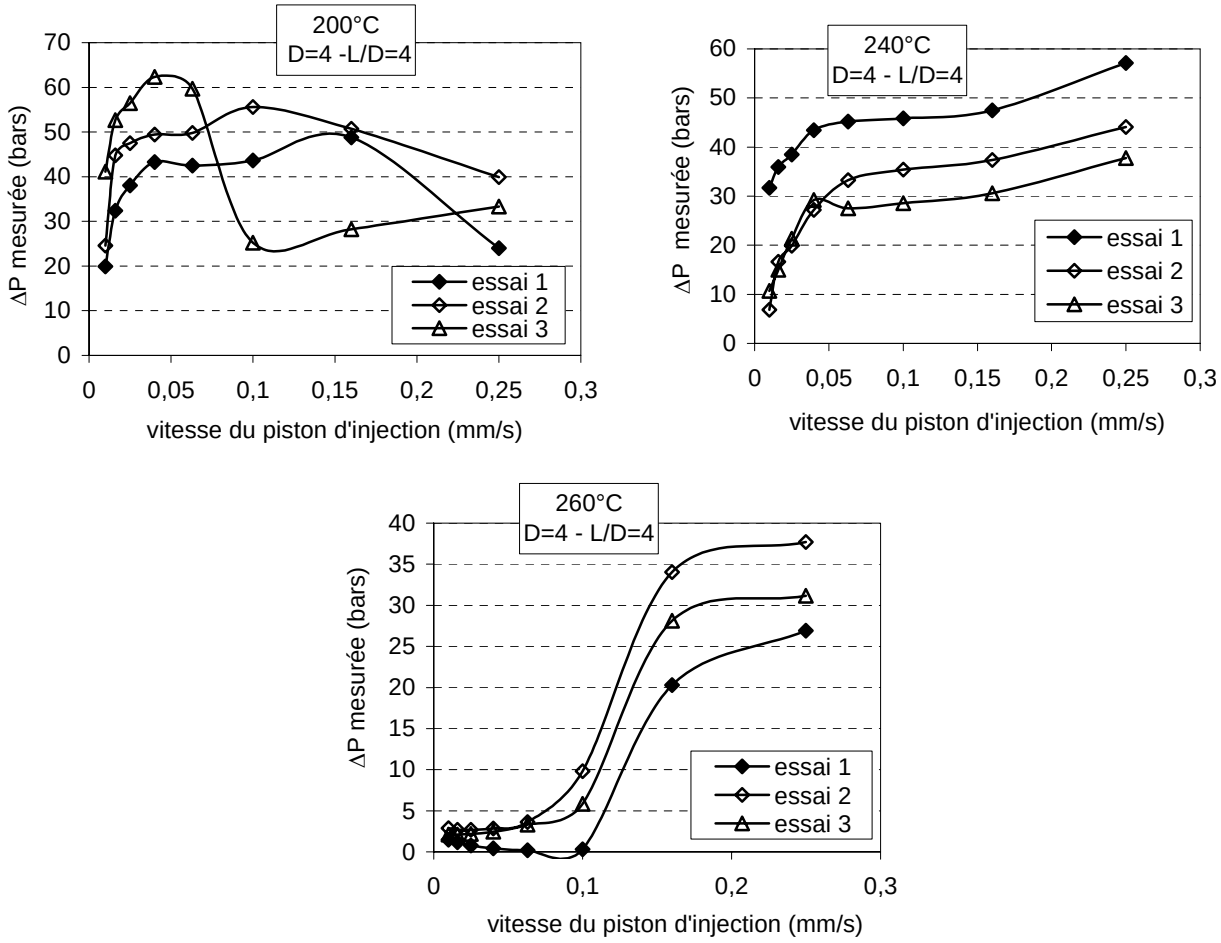


Figure 13 : Courbes P=f(v) obtenues sur Rhéoplast pour le savon XCa35 à 200-240-260°C

Des extrudats continus ont été obtenus dès 180°C avec des filières de diamètre 4 mm. Cependant, pour les raisons évoquées ci-dessus, seules les mesures obtenues à partir de 240°C ont pu être exploités (mesures doublées voire triplées). Au-delà, à 260°C, le capteur ne mesure plus de variation de pression significative pour des vitesses de piston inférieures à 0,04 mm/s et la courbe obtenue a une allure de sigmoïde. Afin de mettre en évidence les cas avec/sans problème, nous présentons sur la figure 13 les différents profils de courbe P=f(v) obtenus aux différentes températures citées. Nous nous sommes

donc limités aux mesures faites à 240°C (voir aussi annexe A4-2) pour identifier la loi rhéologique étant donné que les valeurs obtenues pour les autres vitesses ont ainsi été trop peu nombreuses pour estimer la viscosité.

Nous présentons sur la figure 14 l'évolution de la cission à la paroi en fonction de la vitesse de cisaillement apparente à partir de laquelle nous identifions le coefficient de viscosité m. Nous notons que la linéarité des points expérimentaux est discutable, mais nous rappelons encore une fois que l'extrusion de ce savon conduit à des écoulements irréguliers de par le fort taux de charges (et peut être la granulométrie) qui perturbe la mesure.

En considérant ce savon comme un corps pseudoplastique (cf étude bibliographique), nous obtenons une loi de la forme :

$\tau = 10^5 \dot{\gamma}^{0,17}$ Pa (valable pour $0,7 < \dot{\gamma} < 20$ s^{-1} - T=240°C)

Le faible indice de pseudoplasticité m et la valeur de K_0 assez élevée nous indique que le savon se rapproche d'un corps plastique : cela n'est a priori guère surprenant compte tenu du fort taux de charge qu'il contient.

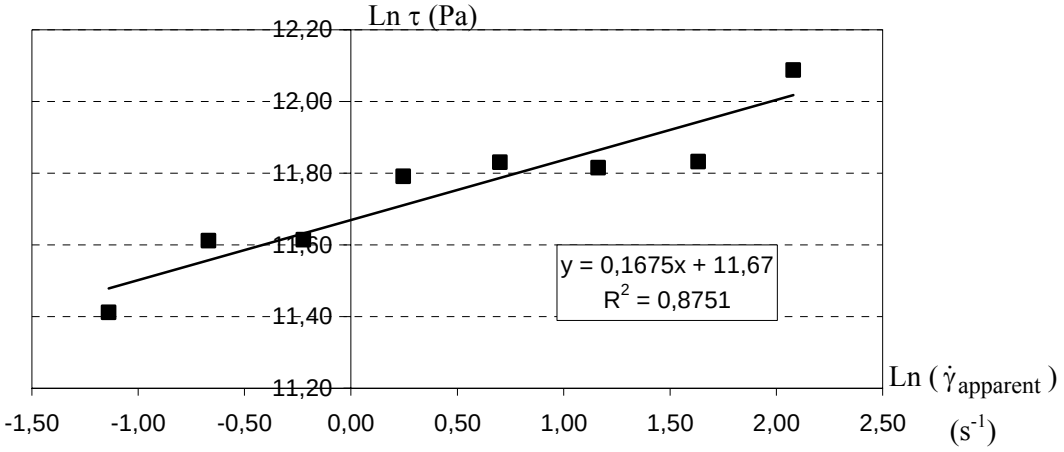


Figure 14 : Evolution de la cission en fonction de la vitesse de cisaillement - Estimation des paramètres m et K de la loi rhéologique relative au savon sodique chargé XCa35 [240°C - D= 4mm]

Comparons ces résultats à ceux qui concernent des savons calciques chargés [5], [50] et que nous avons repris dans le tableau 3. Nous ne disposons pas de données relatives à un produit ayant la même teneur en chaux, toutefois nous pouvons faire les constats suivants :

- Les difficultés expérimentales liées à la mesure que nous avions relevées ont également été observées par Farrenq,
- Le savon de notre étude (XCa35) a nécessité une extrusion à température plus élevée que les produits traités dans la littérature. Nous avons indiqué qu'il s'extrudait vers 180°C, mais les mesures réalisées à cette température ne nous permettent pas de faire la correction de Bagley,
- L'indice de pseudoplasticité que nous avons déterminé se rapproche de celui issu des travaux de Montmitonnet pour un savon légèrement plus chargé que le nôtre. Par contre, la consistance que nous calculons est bien plus faible (d'un facteur 1000).

Référence de l'étude	Savon	Gamme de sollicitation (s^{-1})	Température	Loi rhéologique		Difficultés expérimentales
				m	K_0 ($Pa.s^{-m}$)	
[5]	Savon de Ca + 40% de chaux	$10<\dot{\gamma}<10^3$	180°C	0,6	7.10^5	-
	Savon de Ca + 70% de chaux			0,15	$1,2.10^8$	-
[50]	Savon de Ca + 40% de chaux	$3<\dot{\gamma}<10^2$	200°C	~ 0,3	~ 5.10^4	-Mesures peu reproductibles; extrudats striés - Pas de correction de Bagley, - si granulés grossiers, blocage du piston

Tableau 3 : Travaux réalisés pour étudier la rhéologie des savons Condat au CEMEF

Les différences constatées peuvent être expliquées en partie par des différences de composition entre les savons comparés ou encore par des différences de traitement des résultats (correction de Bagley ou non). Nous sommes toutefois conscients que nos mesures sont probablement entachées d'erreurs puisque nous avons souligné la difficulté de la mise en œuvre des essais et le caractère peu reproductible de nos résultats. Comme le souligne Farrenq, la granulométrie du savon, assez grossière, n'est peut être pas étrangère aux problèmes rencontrés. Il est alors possible que nous ayons atteint avec ce savon les limites de mesures possibles sur le Rhéoplast. Une solution serait de mettre en place un essai voisin de celui-ci, mais qui pourrait générer un couple de cisaillement plus important et qui serait donc plus adapté à l'étude d'un corps consistant de type plastique (dispositif d'extrusion monté sur une machine de traction par exemple).

Une autre explication possible au fait que nos valeurs de consistance soient faibles par rapport aux prédécesseurs pourrait être que l' hypothèse du contact collant sur la paroi ne soit pas respectée. Pour s'en assurer, il serait nécessaire de faire de nouveaux essais à débit constant en utilisant des capillaires striés de différents diamètres. Si les courbes se superposent, cela signifie que les mesures ne sont pas perturbées par des phénomènes se produisant aux parois.

Nous avons reporté sur la figure 15 l'évolution de la viscosité du savon en fonction de la vitesse de cisaillement pour le savon XCa35.

3.1.3 Conclusion sur la rhéologie capillaire

Nous nous sommes heurtés à un certain nombre de difficultés expérimentales liées à l'extrusion de corps chargés. Le savon calcique XCa35 en est une illustration car nous constatons que les extrudats sont striés et les mesures de pertes de charge peu reproductibles. Les résultats présentés permettent toutefois d'établir des lois rhéologiques, sinon exactes du moins révélatrices, du comportement de nos deux savons de références chargés :

• le savon sodique XNa80 a un coefficient de pseudo plasticité m voisin de 0,3 ce qui le rapproche d'un corps viscoplastique (pour T=150°C) et sa consistance est assez faible,

• le savon calcique XCa35 a un coefficient de pseudo plasticité m voisin de 0,15 ce qui le fait tendre vers un comportement de type solide plastique (pour T=240°C). Sa consistance est plus élevée.

Pour le tréfilage, il serait préférable a priori d'utiliser un savon pour lequel l'indice de pseudo plasticité m n'est pas trop faible afin que l'augmentation de la vitesse augmente autant que possible l'épaisseur passante entre le fil et la filière.

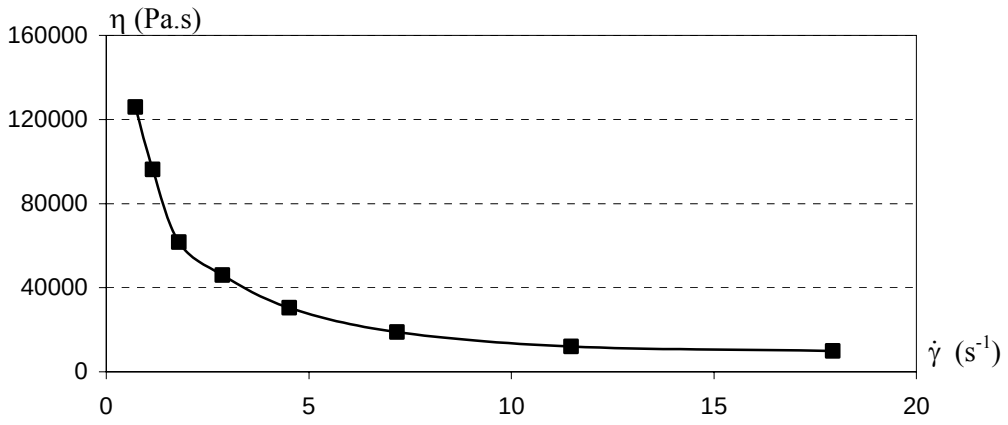


Figure 15 : Evolution de la viscosité en fonction de la vitesse de cisaillement pour le savon calcique chargé XCa35
[240°C - D=4 mm]

3.2 Mélangeur

Suite aux difficultés rencontrées sur le rhéomètre capillaire, nous nous sommes orientés vers un mélangeur, dispostif plus commode d'utilisation, pour mieux comprendre les phénomènes qui se produisent lorsque le savon est chauffé et cisaillé, et déterminer ainsi une rhéologie "apparente" de nos produits chargés. Pour mémoire, dans les différents travaux menés sur les savons, nous avons trouvé deux références à cette technique : une consacrée à l'étude de la cinétique de saponification des savons [72] et une consacrée à l'étude rhéologique de savons [73]. Cette dernière ne fournit pas de résultats très avancés, mais souligne l'aspect prometteur de la technique.

3.2.1 Principe de l'essai

3.2.1.1 Dispositif expérimental

L'appareil utilisé est un système HAAKE POLYLAB composé d'une chambre de malaxage Haake Rheomix et d'une unité Haake Rheocord (moteur d'entraînement des pâles). La chambre (69 cm^3) est formée par la juxtaposition de trois plaques métalliques régulées en température de manière indépendante (figure 16) et contient deux rotors qui tournent en sens inverse pour assurer le brassage du produit à étudier (figure 17). Dans la chambre de mélange, le maintien de la matière est assuré par un piston.

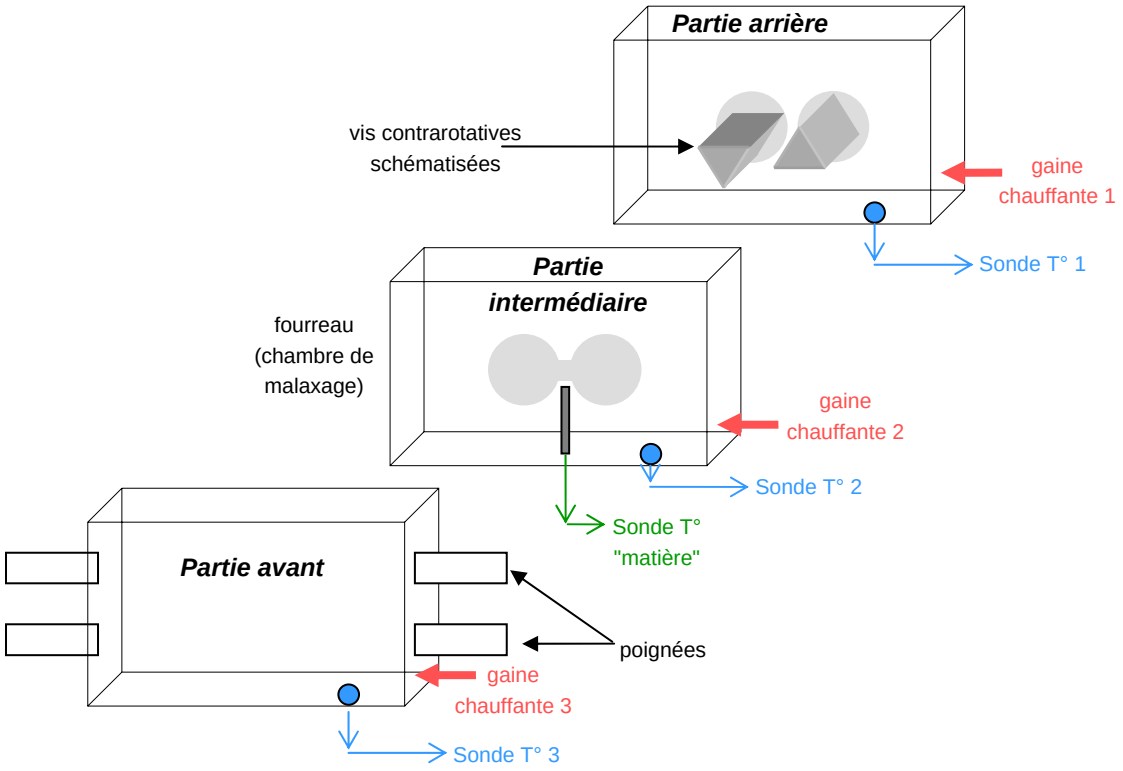


Figure 16 : Schéma des trois parties juxtaposées du mélangeur et de la régulation en température

Figure 17 : Chambre de mélange et vis contrarotatives du mélangeur

Les paramètres ajustables par l'opérateur sont :
- la vitesse de rotation des rotors,
- la température de travail,
- la durée de l'opération.

Les paramètres de sortie sont :
- le couple de mélange (mesuré par une tête de mesure reliée aux rotors),
- la température de la matière.

3.2.1.2 Procédure

Nous avons testé les savons de tréfilage de référence qui sont utilisés au cours des essais de tréfilage en vue d'étudier l'évolution de leur consistance avec la température et la vitesse de rotation. Le protocole expérimental est le suivant :
- mise en route de la rotation des rotors. Nous avons fait des essais avec trois vitesses de rotation : 60, 120 et 180 tr/min,
- introduction du savon dans la chambre de mélange de manière à occuper le volume total : la masse est calculée à partir de la densité tassée communiquée par CONDAT (cf tableau 1),
- chauffage progressif de la chambre de mélange (chacune des 3 parties est régulée en température). La montée en température est la suivante : 30°C-50°C-70°C-100°C-110°C-120°C-130°C-140°C-150°C-160°C-170°C-180°C-200°C-220°C-240°C-250°C. Le passage d'une température à l'autre se fait lorsque les températures des trois parties de la chambre ont atteint la température de consigne,
- enregistrement simultané du couple de mélange, de la vitesse de rotation des vis et des températures du savon ainsi que des 3 parties du malaxeur,
- arrêt de l'essai quand la température maximale est atteinte,
- refroidissement de l'ensemble (air comprimé).

Il faut rester prudent lors de l'interprétation des températures mesurées. En effet, la valeur donnée par la sonde est prise en un point bien localisé (cf figure 13) et il est difficile d'établir le lien entre cette température et celle à laquelle se trouve l'ensemble du savon (notamment le savon se trouvant entre les deux rotors). Les températures que nous utiliserons pour repérer les événements resteront donc comparatives et ne devront en aucun cas être considérées comme absolues.

3.2.1.3 Calibration du mélangeur

Nous avons trouvé dans la littérature des travaux d'étalonnage de notre appareil qui permettent de faire correspondre à une valeur de couple, une valeur de contrainte et à une valeur de vitesse de rotation, une valeur de vitesse de cisaillement [74], [75]. Sur le plan expérimental, cela a consisté à réaliser un certain nombre d'essais sur mélangeur et sur rhéomètre capillaire, avec des polymères présentant des comportements rhéologiques différents (newtonien et pseudoplastique), et à établir les relations qui font correspondre les données obtenues sur les deux dispositifs. Les équivalences sont les suivantes :

$\dot{\gamma}$ =0,45 N

τ =7500 M

Où :
N est la vitesse de rotations des rotors (exprimée en tr/min)
M est le couple (en N.m)
$\dot{\gamma}$ est la vitesse de cisaillement (en s^{-1})
τ est la contrainte de cisaillement (en Pa)

Avant tout essai, c'est-à-dire avant l'introduction de la matière, les vis sont mises en rotation et une remise à zéro du couple est réalisée (imprécision de la mesure de l'ordre de 0,1 N.m soit envron 750 Pa).

3.2.2 Résultats

La première remarque que nous pouvons faire sur ces résultats est que la reproductibilité est plutôt satisfaisante. Pour des conditions d'essais identiques, les courbes Couple/Température matière se superposent bien.

3.2.2.1 Influence de la température

Nous donnons sur les figures 18, 19 et 20 les courbes Couple/Température/Temps obtenues pour les deux savons de référence XNa80 et XCa35 et pour une formulation sodique plus chargée XNa35. Nous y faisons figurer toutes les mesures de température à savoir la température de la matière ainsi que les températures des trois plaques métalliques (Tp 1, Tp 2 et Tp 3). Nous avons fixé la vitesse des rotors à 180 tr/min (soit 80 $^{s-1}$) qui est la vitesse la plus importante accessible avec le malaxeur.

Si nous considérons le graphique relatif au savon sodique XNa80, nous notons :
• un premier pic très ponctuel et très fin qui apparaît de manière systématique sur les graphiques Couple=f(temps) et qui est dû à l'introduction de matière dans la chambre (début de l'essai),
• une remontée du couple à partir de 100°C, qui pourrait traduire la prise en masse du savon due à un changement des propriétés de surface des cristaux (causée par le départ d'eau?). Il s'ensuit une décroissance brutale du couple qui s'accompagne d'un léger échauffement de la matière,
• une remontée du couple vers 110°C qui atteint 8-9 N.m à 125°C puis qui décroît progressivement. Le produit récupéré en fin d'essai est totalement compacté ce qui suggère que le savon est bien passé d'un état de poudre à un milieu continu. La décroissance constatée pourrait donc traduire une évolution des propriétés rhéologiques suite au passage en phases mésomorphes,
• Plus de manifestation du couple au-delà de 160°C. Si nous établissons un parallèle avec les essais sur rhéomètre capillaire, nous confirmons que le savon présente, à 180°C, une consistance peu élevée ce qui corrobore le fait que la perte de charge est trop faible pour être mesurée.

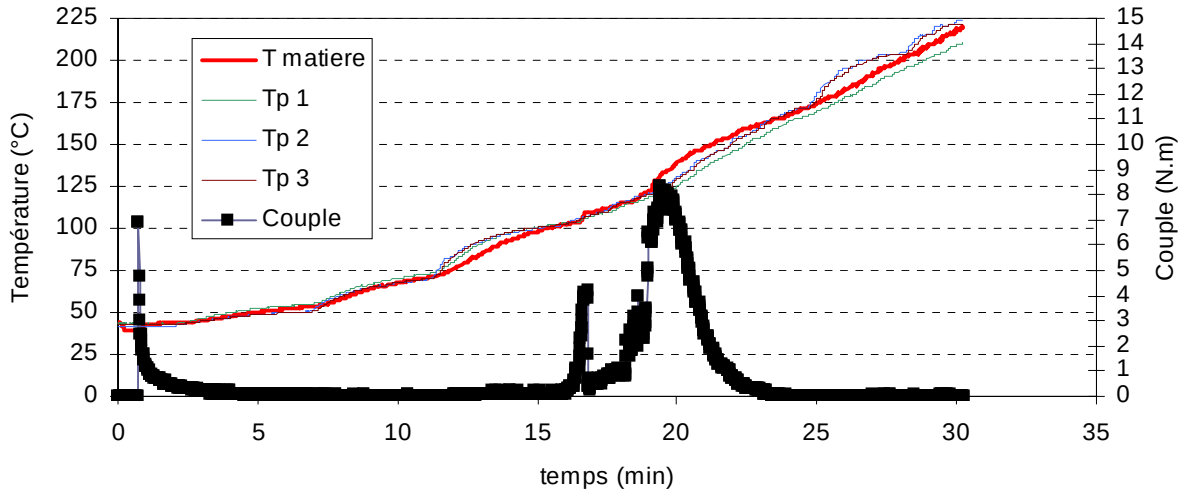


Figure 18 : Evolution du couple de mélange pour le savon XNa80
[malaxeur Rheomix - m=52 g - rotation=180 tr/min]

Le graphique relatif au savon calcique XCa35 présente quelques différences notables avec celui que nous venons de décrire :

• Le premier pic est très marqué et atteint un couple dix fois plus élevé (80 N.m) que celui propre au savon sodique XNa80. Simultanément, la température du savon augmente brutalement d'environ 60°C. Nous avons là la manifestation d'un auto-échauffement par cisaillement,

• Le couple diminue progressivement ensuite jusqu'à 17 N.m entre 95 et 140°C,

• A 140°C, une nouvelle rupture de pente se produit : elle correspond à une remontée du couple (~ 30 N.m) et de la température du savon,

• A 180°C et 200°C, deux manifestations semblables ont également lieu, mais sont moins marquées,

• le couple maximal atteint à 215°C une valeur de 40 N.m puis décroît lentement au-delà,

• à 250°C, le couple est de l'ordre de 20 N.m. Le produit récupéré a totalement pris en masse.

Contrairement au savon sodique XNa80, il existe tout au long de l'essai un écart très significatif (plusieurs dizaines de degrés) entre la température du savon XCa35 et les températures de consigne, ce qui traduit l'échauffement important du savon généré par le malaxage. Aux températures élevées, il maintient également une consistance intéressante. Le savon récupéré à l'issue de ces essais ne présente pas de traces marquées de décomposition (pas de fumée, ni de jaunissement très intense).

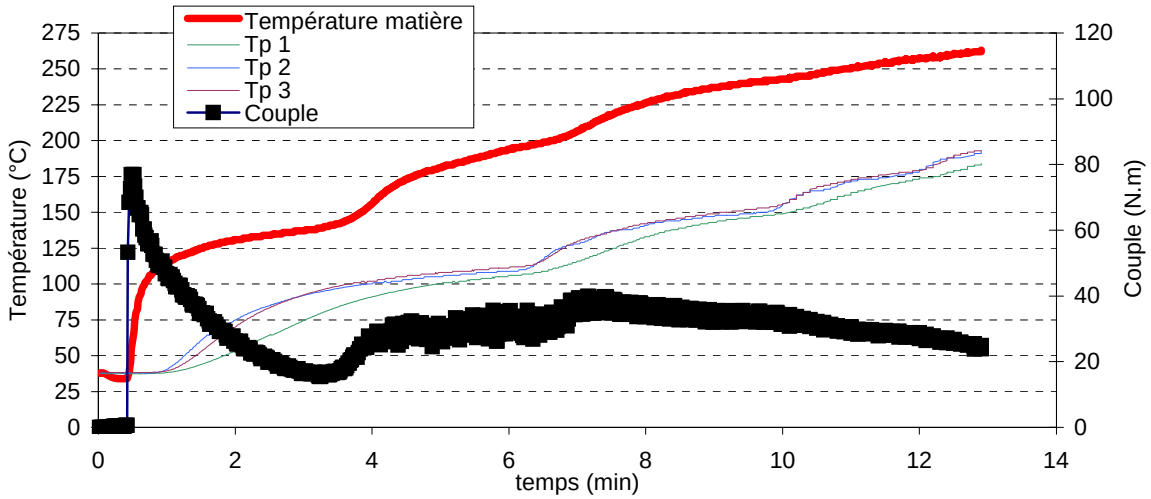


Figure 19 : Evolution du couple de mélange pour le savon XCa35
[malaxeur Rheomix - m=69 g - rotation=180 tr/min]

Le savon sodique XNa35 possède une teneur en charge proche de celle du savon calcique XCa35. L'étude de l'évolution de sa consistance nous conduit aux observations suivantes :

• le premier pic caractéristique du début de l'essai est fin et très ponctuel,

• A 70°C, une augmentation du couple se produit. Le pic atteint un couple maximum de 13 N.m à 105°C. Comme nous l'avions constaté pour le savon calcique XCa35, nous assistons en parallèle à un échauffement significatif (30°C), mais moins important que pour cet autre savon. Au-delà, le couple décroît progressivement. Conformément au savon XNa80, une évolution des propriétés de surface des grains de savon, causée par un éventuel départ d'eau, pourrait expliquer la prise en masse,

• Une remontée du couple a lieu à partir de 125°C et celui-ci atteint les 7-9 N.m à 180°C. L'auto-échauffement qui en découle est mise en évidence par la rupture de pente de la courbe de température du savon et peut être estimée à 20-25°C,

• Au-delà de 180°C, le couple diminue et à 250°C, la consistance est très faible. Le produit récupéré a totalement pris en masse.

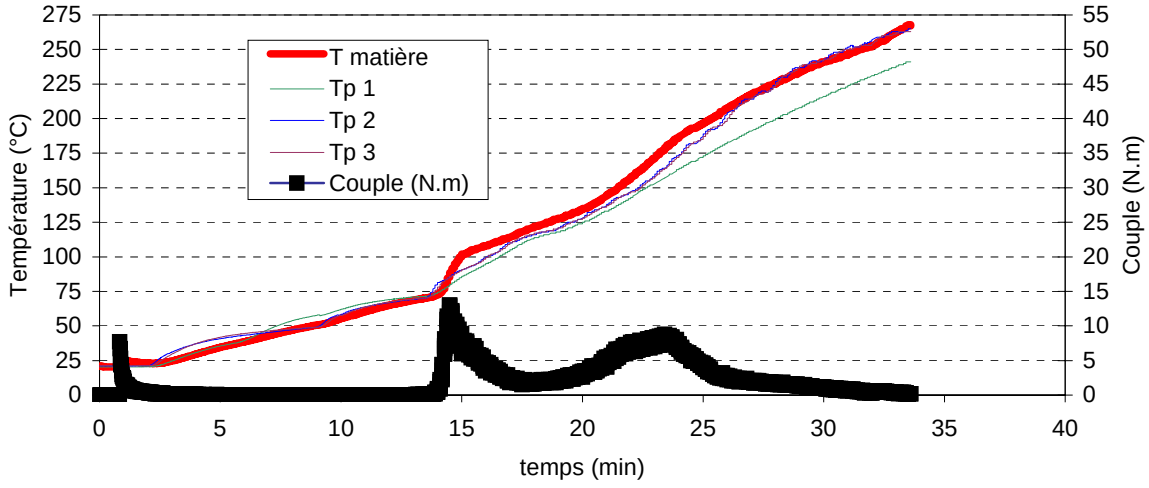


Figure 20 : Evolution du couple de mélange pour le savon XNa35
[malaxeur Rheomix - m=69 g - rotation=180 tr/min]

Nous proposons sur la figure 21 une représentation permettant de visualiser conjointement l'évolution des consistances avec la température pour les trois savons étudiés.

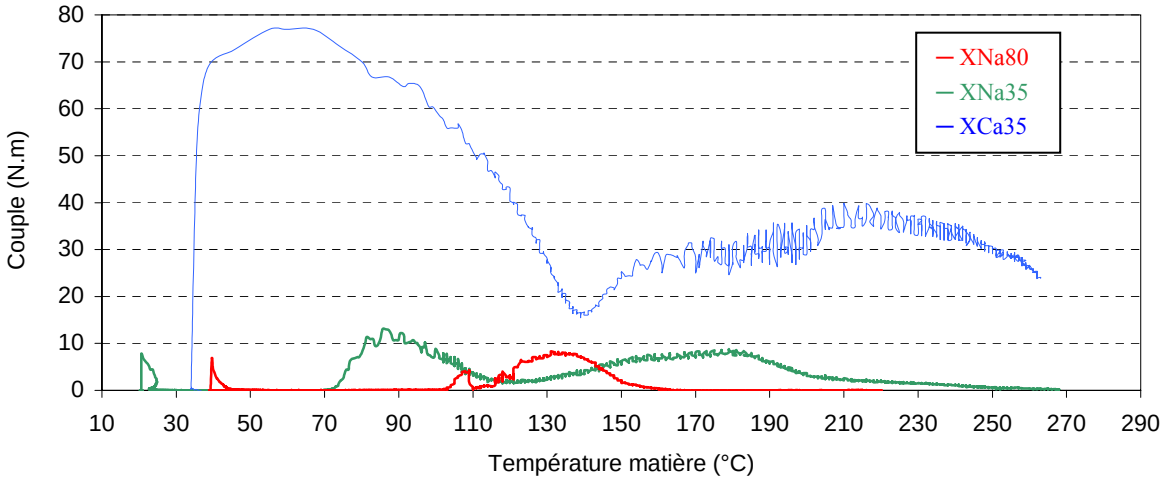


Figure 21 : Evolution du couple de mélange pour les trois savons étudiés : XNa80, XCa35 et XNa35
[malaxeur Rheomix - masses respectives=52g,69 g,69g - rotation=180 tr/min]

• Influence du cation métallique (comparaison entre XCa35 et XNa35)

La comparaison est délicate, car malgré leurs teneurs en matière grasse comparables, ces savons contiennent des charges minérales de natures différentes. Nous notons toutefois que le savon calcique conduit à des valeurs de couple bien plus élevées que le savon sodique fortement chargé. Aux températures élevées, il conserve un niveau de consistance qui peut s'avérer intéressant en terme de performances en tréfilage.

• Influence de la teneur en charges (comparaison entre XNa80 et XNa35)
Les deux savons possèdent effectivement des teneurs en charges différentes, mais ces charges ne sont pas de même nature : une fois de plus, il faut rester prudent sur l'interprétation de ces courbes. Nous observons que les manifestations de couple se produisent à des températures différentes et que, globalement, les valeurs atteintes sont voisines et de l'ordre de la dizaine de N.m. L'autre différence majeure entre ces deux savons est que XNa35 reste consistant à des températures plus élevées : jusqu'à 200°C contre 160°C pour XNa80.

3.2.2.2 Influence de la vitesse de rotation des rotors

Nous présentons sur les trois figures suivantes l'influence de la vitesse des rotors (équivalente à une vitesse de cisaillement) sur l'évolution du couple mesuré.

Le premier graphique relatif à XNa80 (figure 22), nous confirme que le savon n'a pas un comportement newtonien dans la gamme de température 120-160°C puisque l'augmentation du couple n'est pas proportionnelle à l'augmentation de la vitesse de rotation. Les valeurs obtenues sont très voisines pour 120 et 180 tr/min. Les trois courbes ont des allures très proches et sont centrées à peu de choses près sur la même température. Nous notons toutefois que la courbe obtenue à 180 tr/min fait apparaître deux pics alors que sur les deux autres nous n'en observons qu'un.

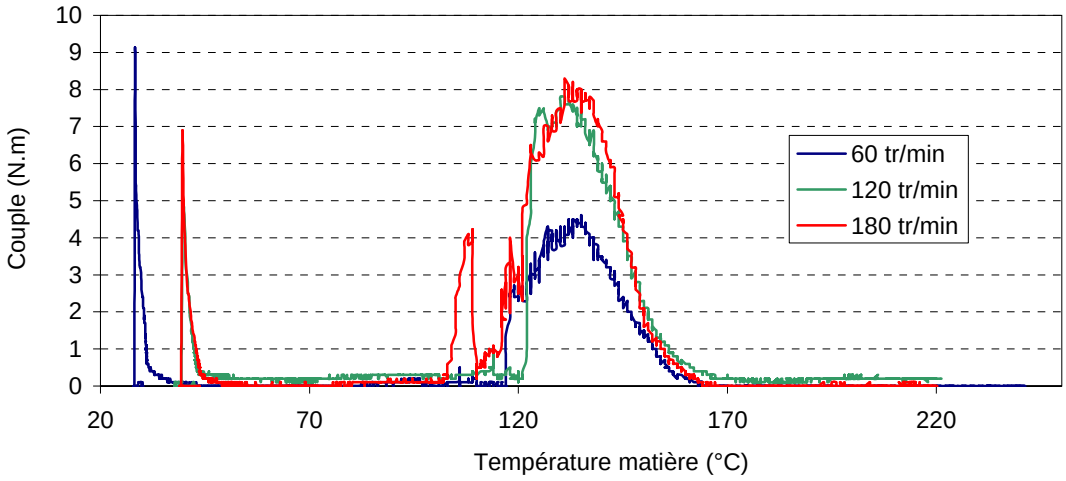


Figure 22 : Evolution de la consistance du savon XNa80 en fonction de la température et de la vitesse de rotation des rotors
[Mélangeur Rhéomix-m=52g-rotation=60, 120 et 180 tr/min]

En ce qui concerne le savon XCa35 (figure 23), les courbes ont même allure quelle que soit la vitesse de rotation. Les valeurs de couple sont toutefois étagées et augmentent quasi-proportionnellement avec la vitesse. Si nous considérons le domaine de températures supérieures à 140°C (état mésomorphe?), les évolutions régulières de couples nous indiquent alors que le savon serait newtonien. Or, ce n'est pas ce comportement qui est attendu, mais plutôt le caractère pseudoplastique. C'est du moins ce que nous avions constaté grâce à nos essais sur rhéomètre capillaire (à 240°C, pour $0,7 < \dot{\gamma} < 20\ s^{-1}$).

Dans le cas du savon sodique très chargé XNa35 (figure 24), les allures des courbes sont comparables et le couple augmente avec la vitesse de rotation des rotors, mais de manière non proportionnelle : nous n'avons donc pas affaire à un comportement newtonien.

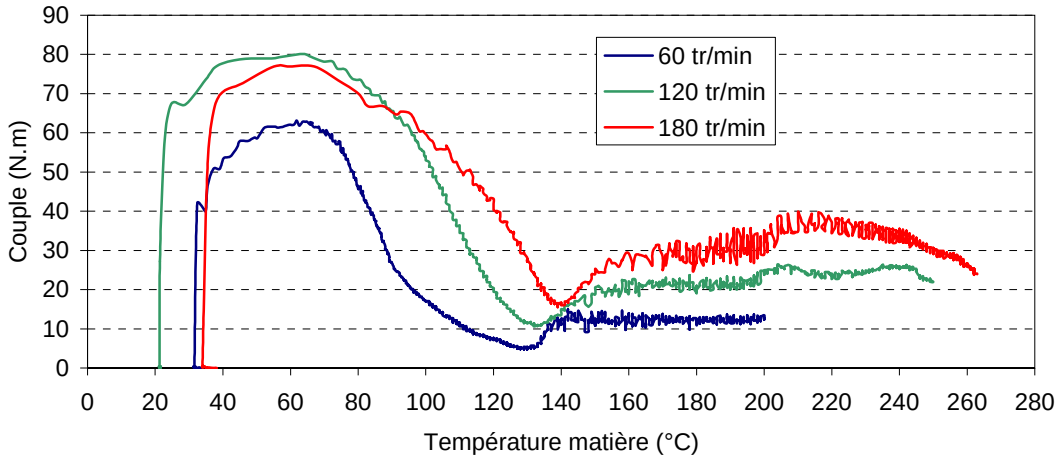


Figure 23 : Evolution de la consistance du savon XCa35 en fonction de la température et de la vitesse de rotation des rotors
[Mélangeur Rhéomix-m=69 g-rotation=60, 120 et 180 tr/min]

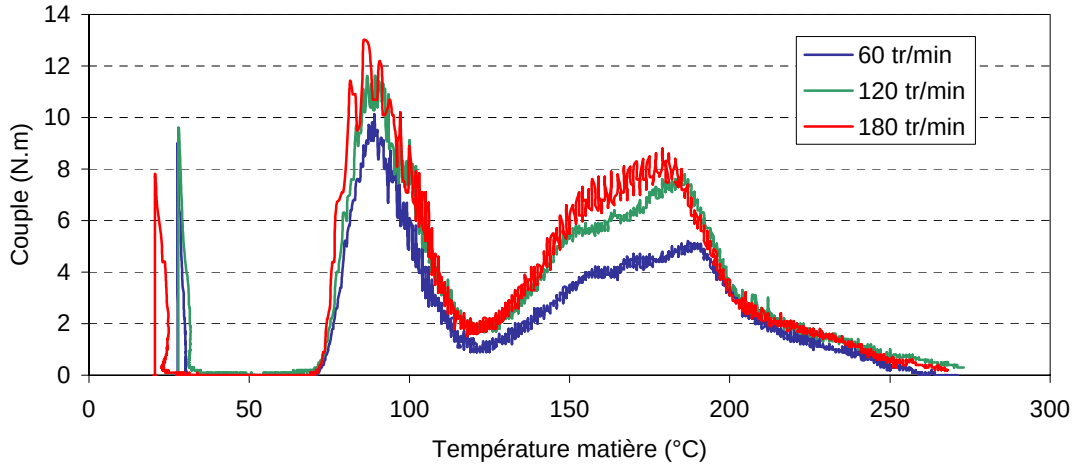


Figure 24 : Evolution de la consistance du savon XNa35 en fonction de la température et de la vitesse de rotation des rotors
[Mélangeur Rhéomix-m=69 g-rotation=60, 120 et 180 tr/min]

3.2.2.3 Analogie mélangeur - DSC

Pour compléter notre analyse des résultats issus du mélangeur et discuter leur pertinence, nous comparons sur les figures 25, 26 et 27, les graphiques obtenus en DSC et sur mélangeur.

En ce qui concerne le savon calcique, le thermogramme est inexploitable, ce qui ne permet pas d'établir de lien avec les résultats du mélangeur. Toutefois, sur le plan qualitatif, le mélangeur présente l'avantage de mettre en évidence une évolution des propriétés mécaniques.

Pour les deux savons sodiques XNa80 et XNa35, la corrélation DSC/Couple est plutôt satisfaisante puisque la transition cristal-mésomorphe identifiée en DSC peut être reliée à une évolution du couple de mélange.

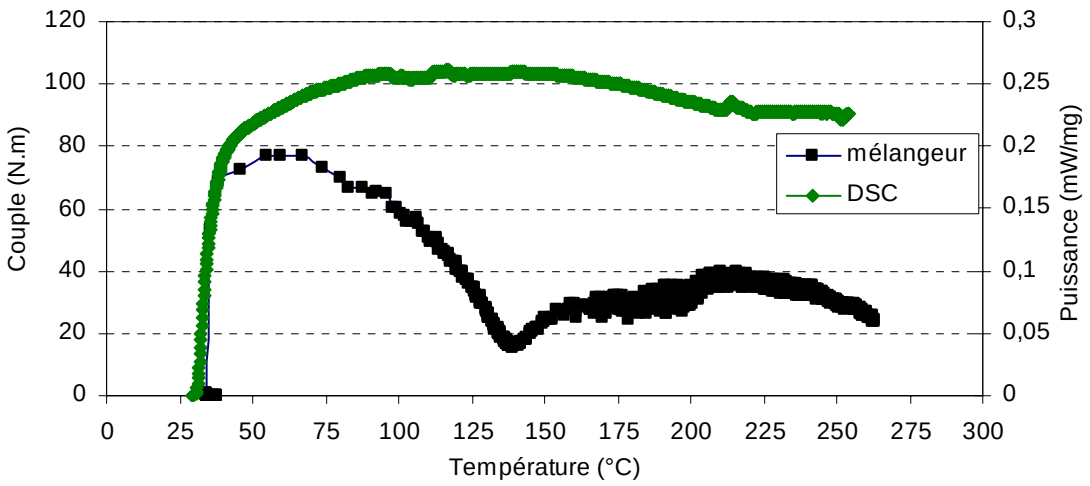


Figure 25 : Comparaison DSC-mélangeur pour le savon XCa35

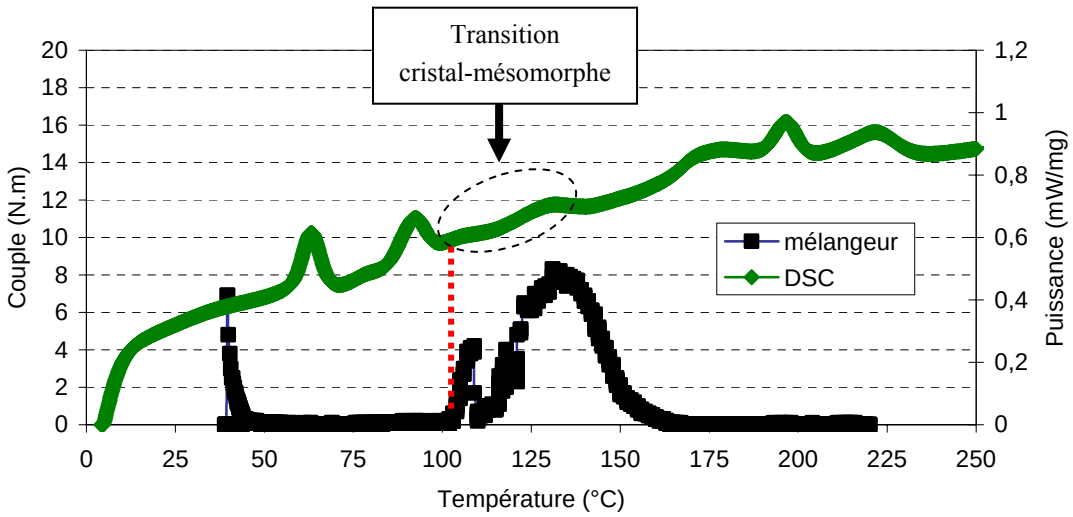


Figure 26 : Comparaison DSC-mélangeur pour le savon XNa80

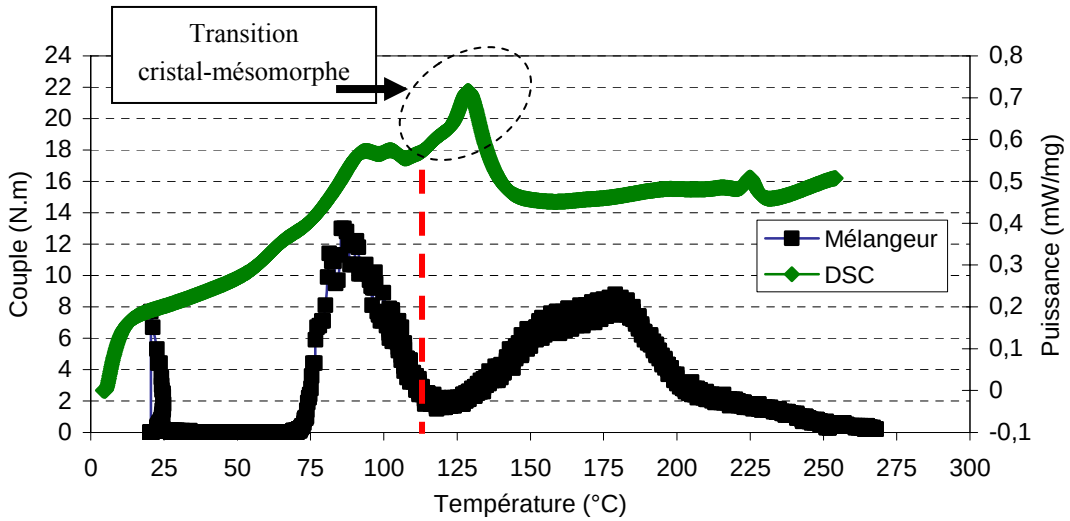


Figure 27 : Comparaison DSC-mélangeur pour le savon XNa35

Il semblerait que la remontée du couple traduise la prise en masse du produit et que sa décroissance traduise l'évolution de la rhéologie du lubrifiant (diminution de la consistance en phase mésomorphe). Une probable destructuration du savon XNa80 par cisaillement pourrait également expliquer le fait que le couple soit quasi nul dès 160°C (consistance très faible) alors que la DSC met en évidence 3 transitions au-delà.

3.2.2.4 Analogie mélangeur-rhéomètre capillaire

Pour ne pas perdre de vue notre objectif qui est d'étudier la rhéologie de nos savons c'est-à-dire comprendre comment leur écoulement évolue sous différentes sollicitations, nous avons entrepris d'établir des équivalences entre les données brutes du mélangeur et les grandeurs rhéologiques courantes telles que la cission ou la vitesse de cisaillement (grâce aux relations du §3.2.1.3). Pour valider notre démarche, nous avons comparé les rhéologies identifiées à partir des essais sur mélangeur à celles issues du rhéomètre capillaire Rheoplast. Les figures 28 et 29 présentent ainsi l'évolution des viscosités $\eta = \tau(\dot{\gamma}) / \dot{\gamma}$ obtenues avec les deux essais en fonction de la vitesse de cisaillement, pour les deux savons de référence XNa80 (T=150°C) et XCa35 (T=240°C).

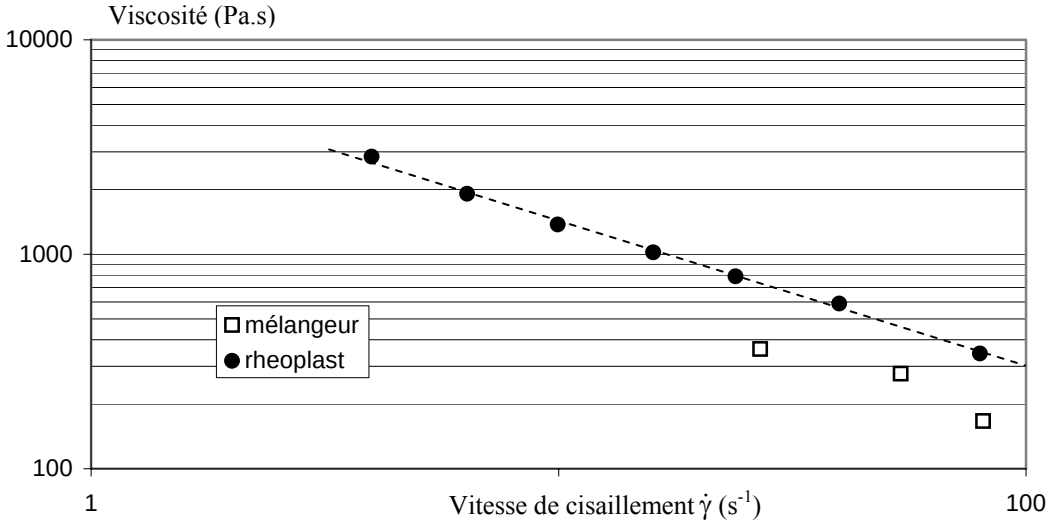


Figure 28 : Evolution de la viscosité du savon XNa80 en fonction de la vitesse de cisaillement : comparaison mélangeur/rhéomètre capillaire (T=150°C)

La comparaison des résultats est plutôt satisfaisante pour le savon sodique peu chargé XNa80 puisque dans la gamme de vitesses de cisaillement comparables, le coefficient de pseudoplasticité m est le même. Toutefois, nous constatons que les valeurs déduites des essais du mélangeur sont systématiquement inférieures à celles issues du rhéomètre capillaire. Cet écart peut être dû en partie au fait que la température de la matière dans le mélangeur n'est connue qu'à quelques degrés près. Or, au voisinage de 150°C, le couple évolue sensiblement : en supposant que la température-matière relevée soit un minorant de la température de la matière au cœur de la chambre, le couple peut varier d'environ 1 N.m soit ~7500 Pa ce qui remonterait la valeur de viscosité de manière significative et donnerait une superposition des résultats satisfaisante.

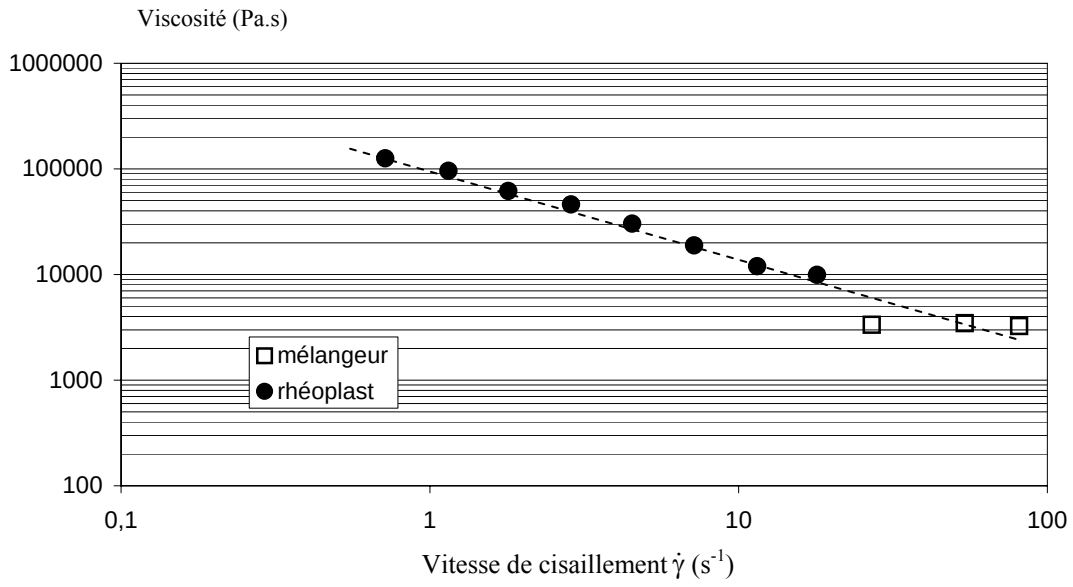


Figure 29 : Evolution de la viscosité du savon XCa35 en fonction de la vitesse de cisaillement : comparaison mélangeur/rhéomètre capillaire (T=240°C)

Pour le savon calcique plus chargé, la comparaison n'est pas possible puisque les résultats obtenus dans chacun des essais ne correspondent pas à des vitesses de cisaillement identiques. Toutefois, les points obtenus avec le mélangeur se placent bien dans la continuité de ceux obtenus sur le rhéomètre capillaire.

3.2.3 Conclusion sur le mélangeur

La mise en oeuvre des essais sur malaxeur est intéressante, car sa mise en œuvre est relativement simple et la reproductibilité des mesures satisfaisante (contrairement à la rhéologie capillaire). Elle présente l'avantage de fournir une signature pour chacun des lubrifiants que nous avons testé (contrairement à la DSC). Cette signature se compose du niveau de couple atteint et de la gamme de température sur laquelle se maintient le couple. Ainsi, le savon calcique est celui qui s'autoéchauffe le plus, qui est a priori le plus consistant et ce sur une large gamme de température.

L'interprétation des résultats au cas par cas et la corrélation avec d'autres techniques s'avèrent toutefois assez délicate compte tenu de ces seules mesures. En effet, la difficulté à interpréter les données du malaxeur réside dans le fait que les variations du couple de mélange peuvent traduire à la fois une évolution rhéologique intrinsèque aux phases mésomorphes, mais également un état de densification de la poudre (prise en masse suite à une modification des propriétés de surface des cristaux avec la température). Il s'avèrerait donc instructif de multiplier les prélèvements au cours d'un tel essai pour observer l'état du produit (poudre ou corps continu). Ces prélèvements pourraient avoir lieu pour des températures bien particulières : aux sommets des pics et dans les "vallées". Dans notre cas, nous n'avons récupéré que les échantillons portés à 250 °C : ils sont pris en masse ce qui traduit le fait que la dernière manifestation du couple observée correspond bien à l'état mésomorphe. Toutefois, nous ne pouvons pas justifier le (ou les) pic(s) précédent(s) sans avoir fait de prélèvement.

3.3 Essais de tréfilage basses vitesses

Nous avons réalisé des essais de tréfilage sur banc de traction c'est-à-dire aux basses vitesses. Notre objectif était d'étudier les variations de l'épaisseur résiduelle de lubrifiant en fonction de paramètres tels que la vitesse de tréfilage et la température du savon pour établir des corrélations avec les autres essais rhéologiques.

3.3.1 Déroulement des essais

Dans un premier temps, nous avons utilisé nos conditions de tréfilage de référence à savoir :
- Fil $2R_e$=2,2mm revêtu de dépôt salin,
- Filière $2R_s$=1,85mm - 2α=16°- portée=1/3 R_s (réduction de section de 30%)
- Lubrifiant : savons de référence XNa80 et XCa35

Nous avons utilisé deux machines de traction pour tréfiler :
• la machine DARTEC qui permet une mise en œuvre aisée des essais et l'emploi d'un collier chauffant, mais nécessite de mettre en place un nouveau brin d'acier à chaque essai. Nous l'avons choisie pour les essais en température,
• la machine Zwick qui nécessite un temps d'essai et de traitement des données plus longs, mais qui permet d'utiliser une grande longueur de fil sans avoir à désengager le fil de la filière. Nous l'avons préférée au banc Dartec pour les essais où la vitesse de tréfilage varie.
La longueur de fil tréfilée à chaque essai (limitée par la course de la traverse inférieure) est de 250 à 300 mm. Il faut également préciser que ces dispositifs sont équipés de capteurs de force de nature différente : jauge de contraintes pour le banc Dartec et piézoélectrique pour le banc Zwick.

A l'issue de ces essais, nous mesurons le poids de couche de lubrifiant résiduel (par dissolution de la couche superficielle composée de savon et de revêtement salin) et la force de tréfilage. Pour une bonne représentativité des résultats, nous triplons, voire quadruplons les essais pour chaque condition de tréfilage testée.

3.3.2 Influence de la vitesse de tréfilage

Nous présentons sur la figure 30 l'influence de la vitesse sur le poids de couche résiduel de savon, pour nos deux lubrifiants de référence. Nous avons fait figurer sur ces tracés l'ensemble des points expérimentaux ainsi que les moyennes relatives à chaque vitesse. Nous constatons les points suivants :
- le poids de couche est peu sensible à la vitesse de tréfilage, compte tenu de la dispersion des résultats,
- la dispersion sur les mesures est relativement importante et semble plus marquée pour le savon calcique (jusqu'à 25%). Nous notons également que le premier passage de fil dans la filière (premier engagement) conduit systématiquement au poids de couche le plus faible. Ceci suggère que s'opèrerait un "graissage" progressif de la filière : étant donné que nous ne désengageons pas le fil entre les essais réalisés à vitesse identique, le savon s'accumulerait dans la filière ce qui augmenterait le poids de couche,
- le savon calcique XCa35 conduit à des poids de couche un peu plus élevés que le savon sodique XNa80. En terme d'épaisseur (et moyennant l'hypothèse d'une couche de savon homogène sur le fil), la

différence des masses volumiques fait que c'est le savon sodique qui est un peu plus performant (+0,5-1 µm environ).

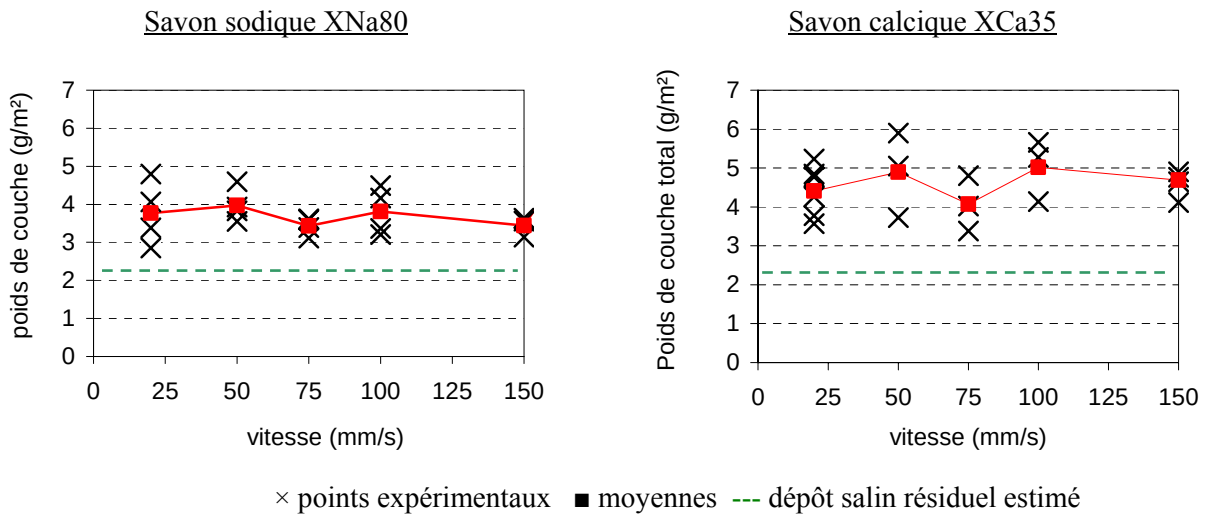


Figure 30 : Influence de la vitesse sur le poids de couche total (revêtement salin+savon) [Banc de traction Zwick - 25<u<150 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/ 2α=16° - sans chauffage externe]

Les mesures de force enregistrées au cours des essais sont présentées en annexe A4-3. Nous notons que :

- d'une manière générale, la force se stabilise très vite après le début des essais. Nous pouvons donc relever des valeurs indicatives en fonction de la vitesse et de la nature du savon,
- pour le savon sodique XNa80, la force est constante et égale à 900 N entre 20 et 75 mm/s. Au-delà, elle décroît légèrement et atteint 850 N à 150 mm/s,
- pour le savon calcique XCa35, la force est de l'ordre de 880-900 N à 20 mm/s. Elle décroit légèrement, mais continûment entre 20 et 75 mm/s, reste quasi-stable jusqu'à 100 mm/s puis remonte franchement à 150 mm/s où elle retrouve sa valeur initiale,
- dans quelques cas, la courbe force=f(longueur tréfilée) relative au premier passage du fil à la filière présente plus de fluctuations que les autres courbes propres aux essais ultérieurs (figure 31). Ces dispersions sont plus marquées pour le savon calcique.

Nous retiendrons donc que, globalement, la force de tréfilage est peu discriminante vis-à-vis de la vitesse et de la nature du savon. A partir de ces résultats, nous avons convenu de fixer la vitesse à 50 mm/s pour les essais suivants.

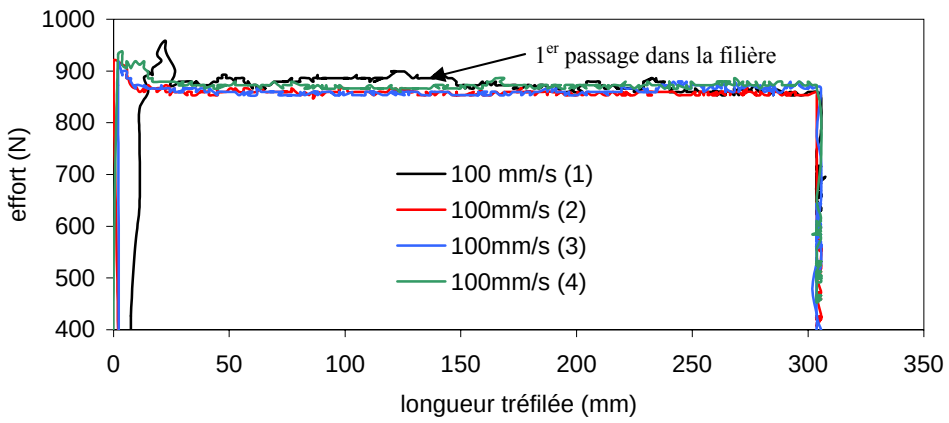


Figure 31 : Evolution de la force de tréfilage en fonction de la longueur tréfilée pour différents essais [Banc de traction Zwick - savon XNa80 - u=100 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/ 2α=16°]

3.3.3 Influence de la température du savon

Ces essais ont été mis en oeuvre sur la machine de traction Dartec. Dans un premier temps, nous avons procédé à des essais dans nos conditions de référence (filière 2α =16°), puis nous avons constaté que les poids de savon étaient très faibles du moins trop peu significatifs pour être interprétés. Comme a priori une diminution de l'angle peut augmenter le poids de couche, nous avons réalisé d'autres essais avec la filière 2α=10°. Les résultats relatifs au savon XNa80 sont présentés sur la figure 32. Nous constatons bien une remontée des poids de couche pour 25°C<T<100°C, mais au-delà ceux-ci sont comparables, voire inférieurs pour 2α=10°. Une fois de plus, nous soulignons les dispersions que nous pouvons avoir sur les mesures et que nous pouvons imputer, en partie, à la faible longueur de fil dont nous disposons pour la mesure en fin d'essai.

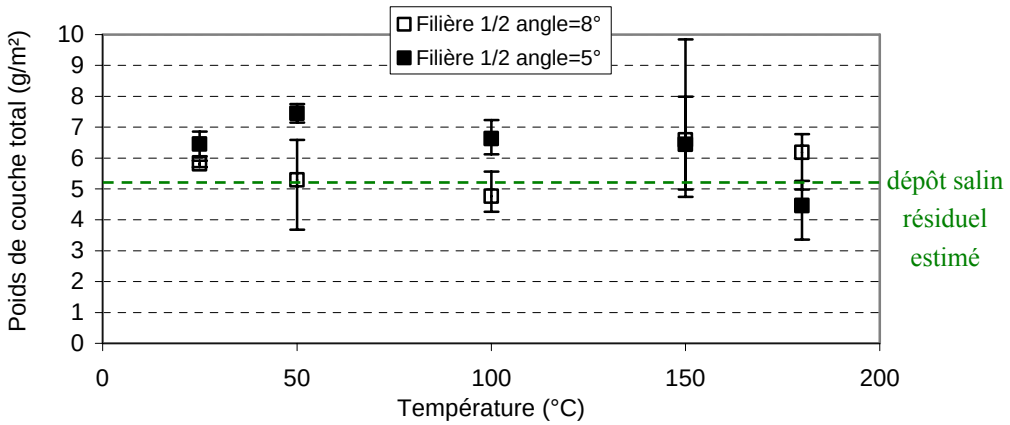


Figure 32 : Influence de l'angle de filière et de la température le poids de couche total (revêtement salin+savon) dans le cas du savon sodique XNa80 : valeurs moyennes et barres de dispersion [Banc de traction Dartec - u=50 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière avec collier chauffant $2R_s$=1,85 mm]

En ce qui concerne les mesures de force de tréfilage (annexe A4-4), elles ne sont pas vraiment discernables suivant qu'une filière $2\alpha=10°$ ou $2\alpha=16°$ soit utilisée. Ceci peut résulter de la compétition entre deux effets : l'augmentation de la force liée à l'augmentation de la longueur de contact et du travail de déformation plastique (via le travail redondant) et la diminution de la cission de frottement due à l'élévation du poids de couche.

Nous avons poursuivi nos essais en conservant la filière $2\alpha=10°$ et en étudiant le comportement en température de nos deux savons de référence. Nous avons mis en œuvre plusieurs séries d'essais, réalisées à des périodes différentes mais dans des conditions identiques, et nous présentons en annexes A4-5 et A4-6 l'ensemble des résultats relatifs aux deux savons XNa80 et XCa35 à savoir poids de couche et force de tréfilage. Nous rappelons que, malgré nos précautions pour reproduire des conditions d'essais identiques, nous ne pouvons maîtriser le poids de dépôt salin qui est variable d'une série d'essais à l'autre : dans le cas présent, il varie entre 4 et 5,5 g/m². La différence est faible et nous supposons qu'elle n'a pas d'incidence sur les tendances observées.

3.3.3.1 Observation visuelle

A 150°C, nous constatons que les savons deviennent pâteux et s'amalgament dans le cône d'entrée. A 180°C, nous notons la présence de bouchons de savon qui traduisent un état plus compacté que nous pourrions comparer à un frittage causé par un départ d'eau. Au cours du tréfilage, le savon a alors tendance à s'écarter du fil et à se tasser contre la filière ce qui pénalise son entrainement par le fil. Ce phénomène est encore plus marqué lorsque les essais ont lieu à 200°C : les bouchons extraits de la filière sont alors très durs, mais friables (figure 33). Toutefois, même dans ces conditions de tréfilage, aucune rayure n'est constatée. La comparaison des deux clichés permet de constater que le bouchon relatif au savon XNa80 a un aspect homogène contrairement à celui du savon calcique XCa35 qui apparaît plus grumeleux, plus hétérogène et jauni. Ces différences s'expliquent en partie par les écarts de granulométrie initiale de ces deux savons et par leur composition qui conditionne leur stabilité thermique.

Savon XNa80

Savon XCa35

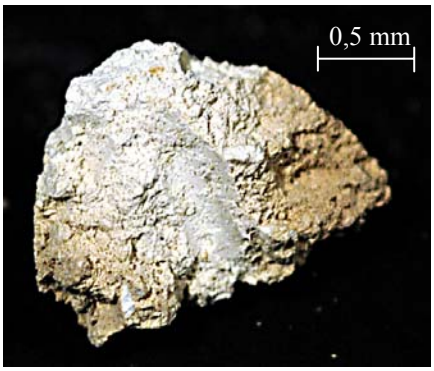


Figure 33 : Bouchons de savons extraits de la filière après essais de tréfilage à 200°C [Banc de traction Dartec - u=50 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière avec collier chauffant $2R_s$=1,85 mm-α=5°]

La présence de bouchon dans le cas du savon sodique appelle quelques commentaires car nous avons vu dans la partie consacrée à la rhéologie capillaire que sa consistance était tellement faible qu'elle ne permettait pas de mesure à 180°C. Plusieurs explications peuvent être formulées. Il est ainsi possible que :
- la température de travail soit plus faible que celle mesurée,
- le revêtement salin joue un rôle en se mélangeant avec le savon,
- l'aspect final du bouchon soit la conséquence du refroidissement.

3.3.3.2 Résultats relatifs aux poids de couche résiduels et à la force de tréfilage

L'étude des résultats présentés en annexe A4-5 permet de constater que l'évolution du poids de couche avec la température varie d'une série à l'autre. Pour le savon XNa80, nous avons deux séries donnant des tendances très proches (séries 1et 2) mais pour XCa35 les écarts sont plus importants. Toutefois, nous avons des dispersions non négligeables sur les mesures qui nous incitent à penser que, d'une manière générale, le poids de couche des savons XNa80 et XCa35 ne varient quasiment pas avec la température dans la gamme 25°-150°C (aux incertitudes de mesures près et à l'exception de la série 3 relative à XNa80). Par contre, une chute des poids de couche est constatée à 180°C et 200°C (figure 34). Or, à cette température, nous avons signalé la présence de bouchons ce qui est en bon accord avec les très faibles épaisseurs mesurées.
Nous confirmons également, avec ces essais, que le savon calcique XCa35 conduit à des poids de couche plus importants que le savon sodique XNa80.

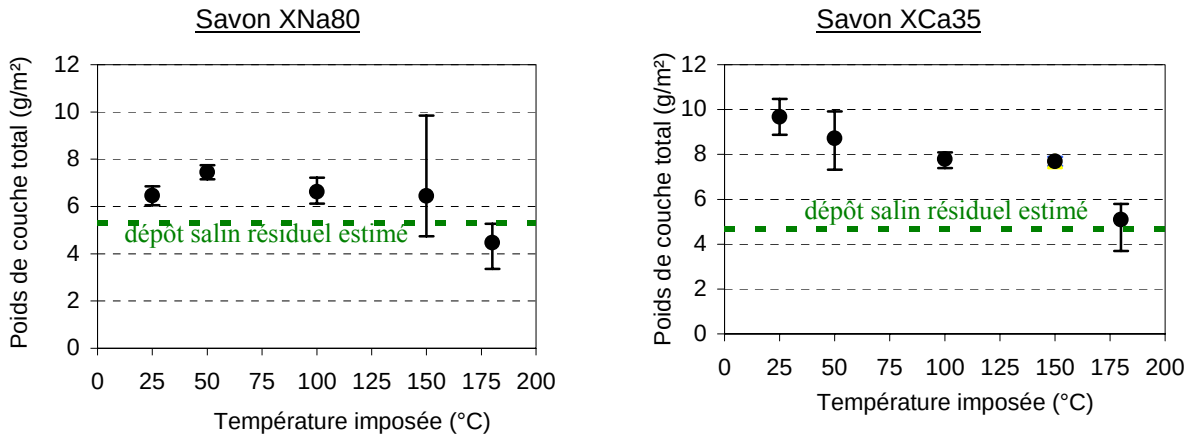


Figure 34 : Evolution des poids de couche avec la température
[Machine de traction Dartec- Fil 2Re=2,2mm - Filière 2Rs=1,85mm/2α=10° - u=50 mm/s - savons XNa80 et XCa35]

Les mesures de force de tréfilage obtenues conjointement aux poids de couche sont présentées en annexe A4-6 et suscitent également une discussion. Aux basses températures, les profils sont relativement stables, mais lorsque la température augmente, la force diminue et les signaux deviennent de plus en plus bruités (figure 35). Ce phénomène d'avarie présente toutefois un caractère aléatoire : il est assez marqué pour les premières séries d'essais puis nettement moins pour les dernières. Nous pensons qu'il peut s'expliquer en partie par la présence de bouchon dont le comportement (cohésion ou décomposition) a une influence sur l'entraînement du lubrifiant par le fil dans le cône de travail de la filière.

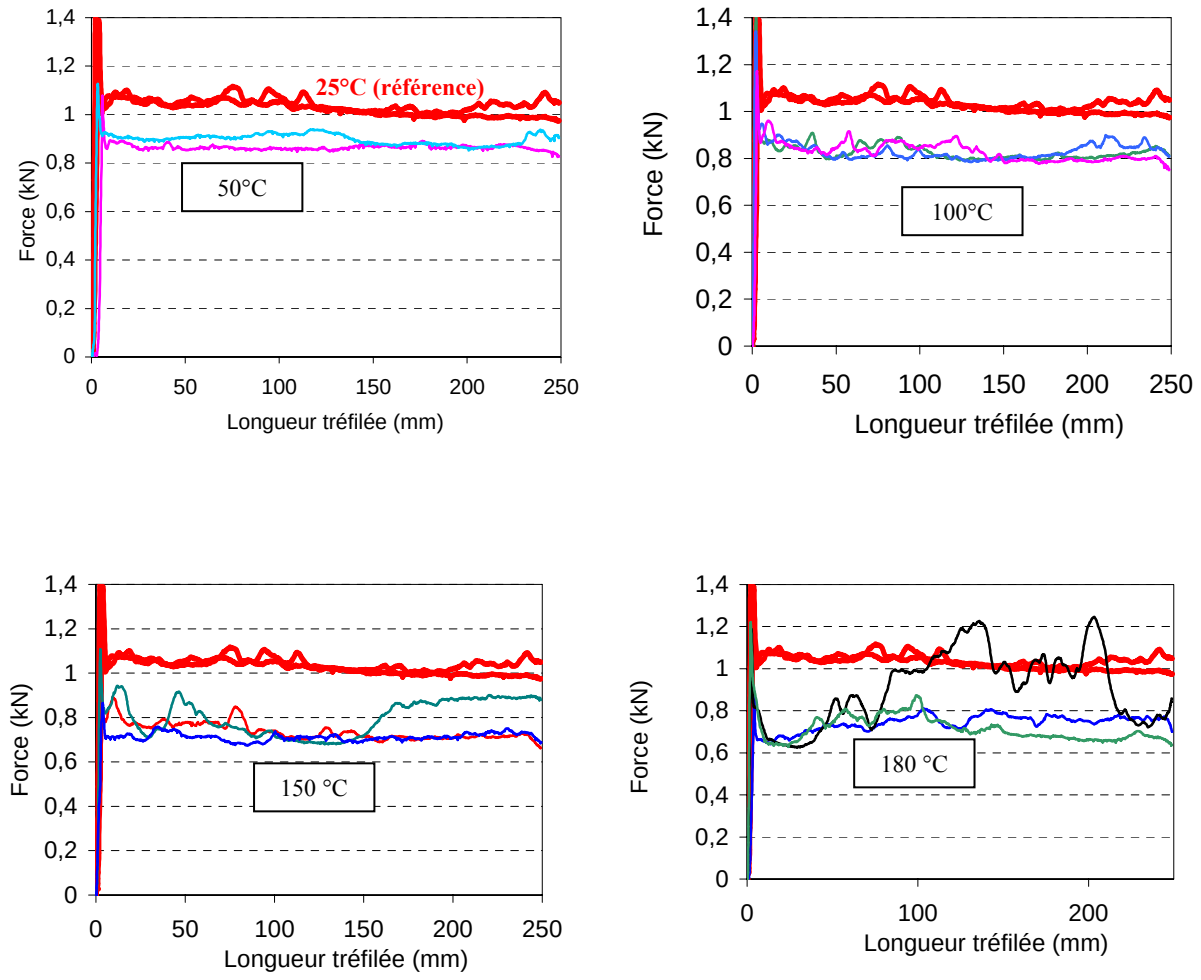


Figure 35 : Evolution de la force de tréfilage en fonction de la longueur tréfilée pour différentes températures d'essais
[Banc de traction Dartec(série 1) - savon XNa80 - u=50 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/ 2α=10°]

Pour synthétiser les résultats, nous avons schématisé les tendances obtenues sur la figure 36.

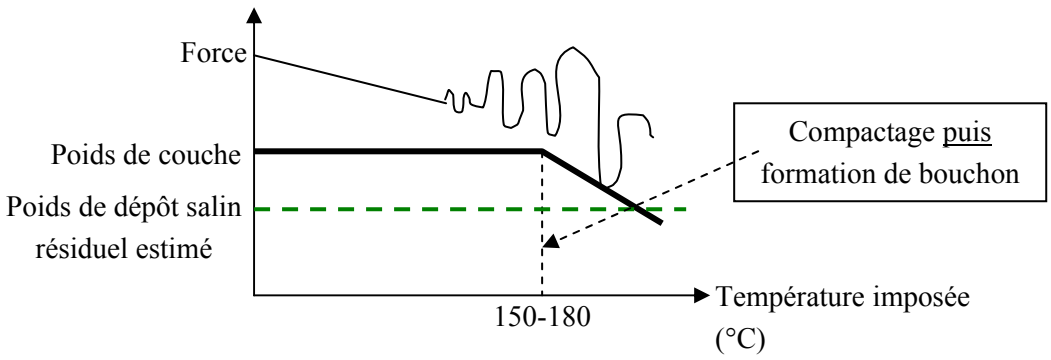


Figure 36 : Schéma de tendance sur l'influence de la température sur les poids de couche et la force de tréfilage

3.3.3.3 Interprétation des résultats

La diminution de la force de tréfilage constatée au cours de nos essais peut être expliquée par une évolution conjointe des propriétés mécaniques du matériau (loi rhéologique de la forme $e^{-\beta T}$) et du frottement (de par la rhéologie du savon thermopiézodépendante). A partir de la loi rhéologique de notre acier, nous pouvons estimer l'évolution de sa contrainte d'écoulement. Nous écrivons pour cela que :

$$\frac{\sigma_0(T_1)}{\sigma_0(T_2)} = \frac{e^{-\beta T_1}}{e^{-\beta T_2}}$$

Dans une première approximation et dans la mesure où les conditions de tréfilage sont comparables et le frottement constant, nous pouvons également appliquer ce rapport à la force axiale de tréfilage :

$$\frac{F_z(T_1)}{F_z(T_2)} = \frac{e^{-\beta T_1}}{e^{-\beta T_2}}$$

Si nous considérons la loi rhéologique issue des essais de masse tombante (chapitre 3), nous pouvons estimer les rapports obtenus pour chaque température testée. Nous présentons les valeurs dans le tableau 4.

Température (°C)	Terme $e^{-\beta T}$ (T en K)	Terme $e^{-\beta T}/ e^{-\beta(298)}$
25	0,551	1
50	0,524	0,95
100	0,474	0,86
150	0,429	0,78
180	0,404	0,73

Tableau 4 : Valeurs des rapports $\frac{e^{-\beta T_1}}{e^{-\beta T_2}}$ *calculées pour les 4 températures d'essais*

A partir de ces données et en utilisant la valeur F_z (T=25°C) mesurée, nous pouvons estimer l'évolution de la force lorsque la température varie. Nous donnons un exemple sur la figure 37 où nous considérons que F_z (T=25°C)=1000 N.

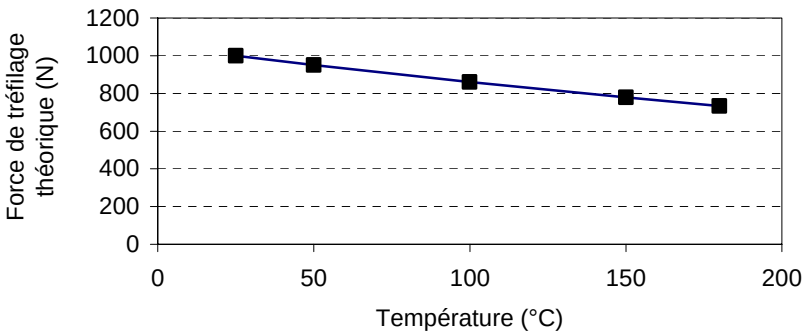


Figure 37 : Exemple d'évolution théorique de la force de tréfilage avec la température (à frottement constant)

Si nous reportons sur un même graphique, les points expérimentaux mesurés pour différentes températures et la droite prédisant l'évolution de la force de tréfilage à frottement constant, et que nous observons des écarts, nous pouvons donc conclure qu'ils sont liés à une évolution du frottement. Les valeurs relatives à la force de tréfilage sont issues des graphiques Force=f(longueur tréfilée) : nous relevons les valeurs minimales et maximales obtenues pour différents essais identiques en nous plaçant à une longueur tréfilée supérieure à 150 mm (pour tendre vers un régime quasi-établi).

Nous présentons sur les figures 38 et 39 l'ensemble des points expérimentaux relatifs à nos deux savons de tréfilage XNa80 et XCa35 afin de faire une application de ce raisonnement. Tous les points placés en dessous de l'évolution théorique traduisent une diminution du frottement; tous les points placés au dessus marquent une élevation de ce dernier. Dans notre cas, et étant donné les dispersions obtenues sur les mesures de force, l'interprétation n'est malgré tout pas aussi triviale.

Les points expérimentaux relatifs aux températures 50 et 100°C se superposent à la force théorique attendue, voire sont légèrement inférieurs, mais de peu. Le frottement évoluerait donc favorablement dans cette gamme de température.

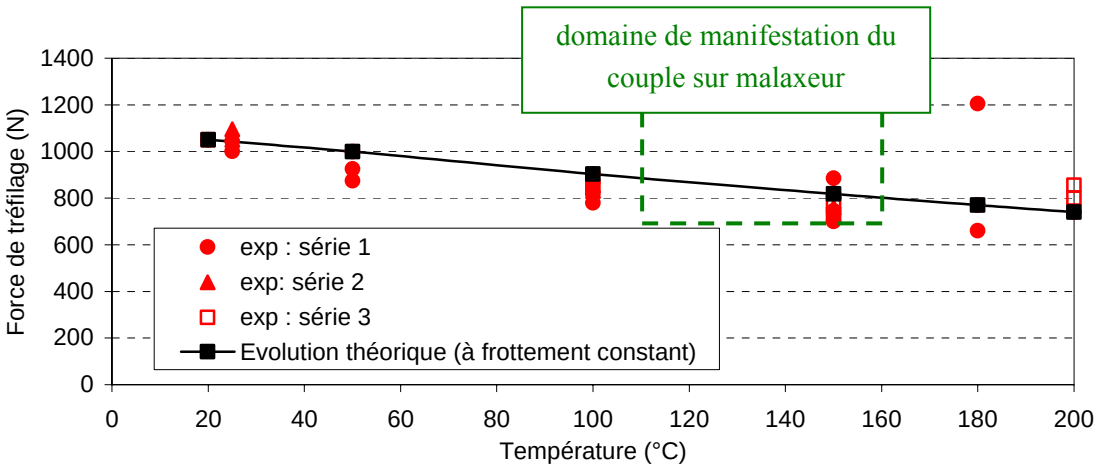


Figure 38 : Evolution de la force de tréfilage en fonction de la température avec le savon XNa80 sur l'ensemble des séries d'essais : Comparaison entre résultats expérimentaux et prévision théorique [Banc de traction Dartec (séries 1,2 et 3) - savon XNa80 - u=50 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/ 2α=10°]

Par contre, à partir de 150°C, la situation devient plus instable, tout particulièrement pour le savon calcique.

Au-delà, vers 180°C, la dégradation apparaît plus franchement, car les forces mesurées tendent à s'écarter nettement de la force théorique attendue. Cette dégradation pourrait s'expliquer par une évolution de la rhéologie du lubrifiant, mais il faut également envisager que l'entraînement du savon soit pénalisé. Cette interprétation serait cohérente avec la formation de bouchon qui gênerait en partie l'entraînement du savon et dont la conséquence directe serait la chute du poids de couche. Nous devons toutefois rester très prudents et ne pas faire de conclusions trop hatives étant donné la dispersion constatée sur les mesures.

A 200°C, les écarts entre les points expérimentaux et la droite théorique diminuent. Il semblerait donc que le frottement ne soit plus autant dégradé. Nous n'avons toutefois pas d'explication à fournir à ce sujet, car les poids de couche relatifs à ces conditions d'essais restent faibles et les bouchons sont encore très consistants. Des essais supplémentaires réalisés à des températures supérieures à 200°C s'avèreraient très instructifs.

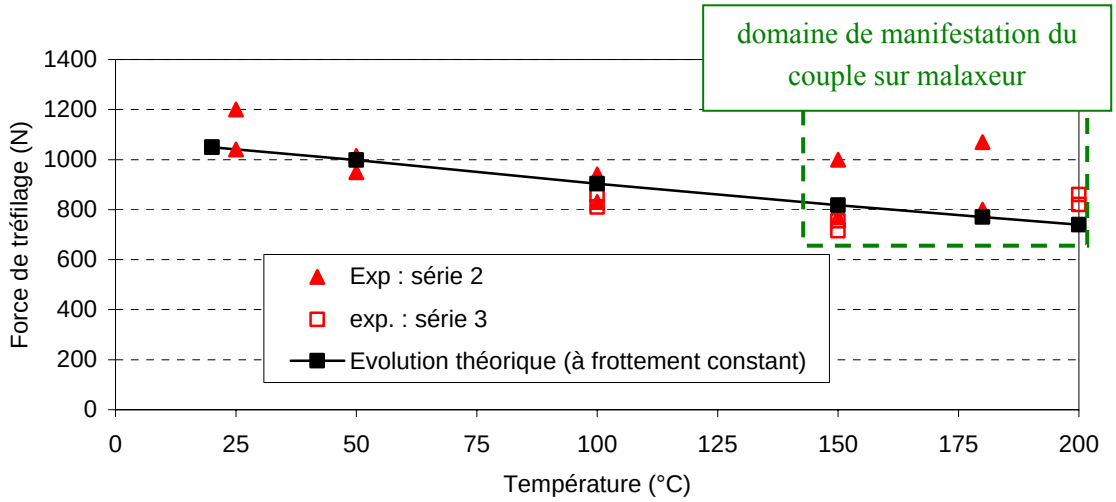


Figure 39 : Evolution de la force de tréfilage en fonction de la température pour le savon XCa35 : Comparaison entre résultats expérimentaux et prévision théorique
[Banc de traction Dartec (séries 2 et 3) - savon XCa35 - u=50 mm/s - Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85 mm/ 2α=10°]

3.3.4 Conclusion sur les essais de tréfilage "basses vitesses"

Nous sommes parvenus à établir quelques liens entre les faibles poids de couche, la fluctuation de la force et l'observation de bouchons, toutefois la corrélation avec les résultats issus des autres techniques est plus délicate.

Comme nous l'avons mentionné à plusieurs reprises, les mesures de force conduisent à des dispersions qui nous empêchent de conclure franchement sur le comportement de ces savons. Nous retiendrons toutefois les tendances suivantes :

• aux basses températures (T≤100°C), les savons ne présentent pas de sensibilité marquée à la vitesse et à la température : ils adopteraient donc un comportement de corps plastiques,

• aux températures plus élevées (100°C<T<200°C), leur comportement dans la filière évolue : ils passent d'abord par un état pâteux qui est favorable à un tassement du savon et deviennent ensuite durs tels des corps frittés, mais friables. Ils se trouvent alors à l'état de bouchons ce qui conduit à observer des signaux de force très perturbés et une chute du poids de couche. Ce phénomène est toutefois aléatoire et loin d'être systématique et une réflexion doit être menée pour en comprendre les origines.

D'une manière générale, nous devons rester prudents quant à l'interprétation de ces résultats sur le plan rhéologique. En effet, nous avons constaté une dégradation du frottement lorsque la température augmente, mais celle-ci peut s'expliquer par des phénomènes ayant lieu en amont ou bien dans le cône

de travail de la filière. Cela signifierait alors que nos mesures traduisent simultanément une évolution des propriétés rhéologiques intrinsèques aux lubrifiants, mais également une altération de l'entraînement du savon de par la présence des bouchons, induits par une augmentation excessive de la température du savonnier.

4 SYNTHESE DES RESULTATS

La figure 40 résume les résultats obtenus pour les trois savons de tréfilage industriels pour l'ensemble des techniques de caractérisation.

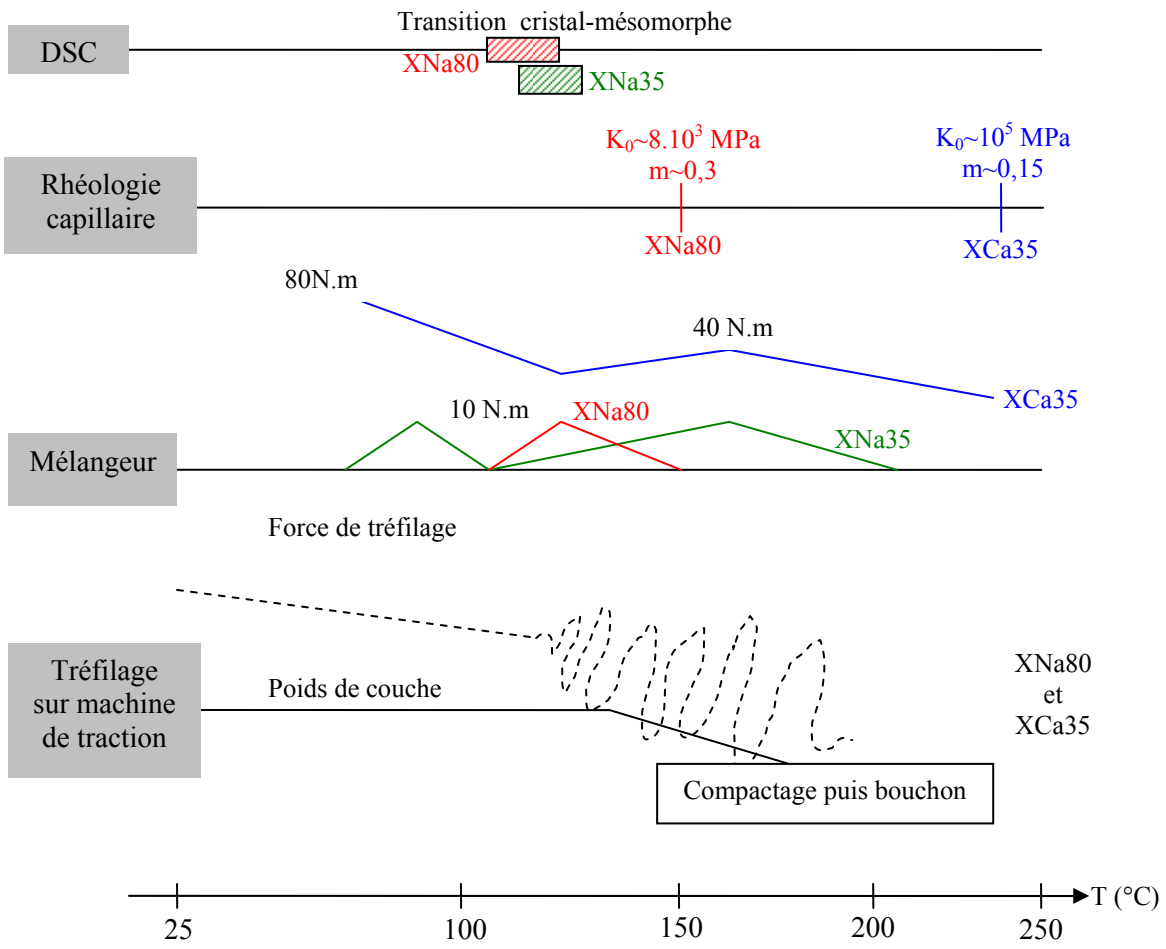


Figure 40 : Schéma des tendances obtenues lors de la caractérisation des savons de tréfilage industriels XNa80, XNa35 et XCa35

CHAPITRE 5

TREFILAGE EXPERIMENTAL : INFLUENCE DES PARAMETRES RELATIFS AU SAVON ET AU PROCEDE SUR LA LUBRIFICATION

L'objectif de ce chapitre est de présenter les résultats des essais de tréfilage mis en œuvre, en grande partie, sur des tréfileuses-pilotes au Centre de Recherches d'Ugine. Les équipements et les techniques de caractérisation auxquels nous faisons allusion ont été décrits dans le chapitre 2. Après un préambule consacré au revêtement de surface et à sa répartition sur le fil, nous décrivons l'influence d'un certain nombre de paramètres sur la qualité de la lubrification c'est-à-dire sur les poids de couche, contraintes de tréfilage et températures de filière. Nous traitons ainsi :

• l'influence de la vitesse,

• l'influence de paramètres relatifs au savon : composition, granulométrie,

• l'influence de paramètres relatifs au procédé : fil (état de surface, propriétés mécaniques) et filière (angle de travail, état de surface, utilisation d'un dispositif de mise en pression).

Un tableau récapitulatif de toutes les conditions expérimentales explorées est donné en annexe A5-1.

Dans une dernière partie, nous faisons une synthèse des principales conclusions que nous avons dégagées en insistant sur les problèmes de reproductibilités et les sources d'incertitudes potentielles qui rendent nos interprétations délicates.

Sommaire du chapitre

1 Préambule sur le revêtement salin 128
1.1 Variabilité de recouvrement du fil par le dépôt salin 128
1.2 Influence du revêtement salin lors d'une opération de tréfilage monopasse 130
1.2.1 Tréfilage sans savon 130
1.2.2 Tréfilage sans revêtement de surface 131
1.2.3 Vieillissement du revêtement salin et conséquence sur le déroulement du tréfilage 132
2 Influence de la vitesse sur la qualité de la lubrification 133
3 Influence des paramètres relatifs au savon sur la qualité de la lubrification 136
3.1 Composition 136
3.1.1 Performances des savons de référence 136
3.1.2 Effet de la teneur en matière grasse 137
3.1.3 Formulations sodiques fortement chargées 139
3.2 Granulométrie 141
4 Influence des paramètres relatifs au procédé sur la qualité de la lubrification 144
4.1 Le fil 144
4.1.1 Etat de surface du fil 144
4.1.2 Propriétés mécaniques du fil 146
4.2 La filière 148
4.2.1 Angle de filière 148
4.2.2 Etat de surface de la filière 150
4.2.3 Utilisation d'un dispositif de mise en pression 151
5 Synthèse des essais de tréfilage 154
5.1 Impact des conditions de tréfilage sur le poids de couche 154
5.2 Impact des conditions de tréfilage sur les contraintes et températures 155
5.3 Contribution du revêtement salin 155
5.4 Pertinence des résultats et problèmes de reproductibilité 157

1 PREAMBULE SUR LE REVETEMENT SALIN

Nous avons évoqué dans le chapitre 2 le dépôt salin qui est utilisé pour créer une rugosité de surface artificielle destinée à améliorer l'entraînement du savon. Nous avons montré comment la mesure du poids de couche et la microscopie électronique à balayage permettent de caractériser la quantité de revêtement présent et sa répartition sur le fil. Nous avons insisté sur le fait que la qualité de ce revêtement, déposé au trempé (fil-machine) ou au défilé (fil tréfilé en reprise) avant chaque campagne d'essais, est difficilement contrôlable et reproductible. Nous mettons en évidence les variabilités de recouvrement que nous avons constatées au cours des séries d'essais et nous présentons des essais de tréfilage peu conventionnels réalisés avec du fil nu et revêtu qui ont pour but d'étudier le comportement d'un tel revêtement lors d'une opération de tréfilage.

1.1 Variabilité de recouvrement du fil par le dépôt salin

Nous avons reporté dans le tableau 1 l'ensemble des mesures de poids de revêtement effectuées sur le fil avant tréfilage (diamètres 2,2mm et 5,5 mm). Les mesures sont triplées voire quadruplées à chaque fois (à l'exception de la première série) et sont réalisées à partir d'une masse de fil de l'ordre de 100 g (soit une longueur approximative de 3 mètres). Les dispersions sur ces mesures varient entre 1 et 15%. Nous notons que les épaisseurs les plus élevées sont atteintes avec le fil-machine ce qui doit probablement être dû sa rugosité importante et au fait que le procédé de revêtement est différent : le fil-machine étant revêtu "au trempé" et le fil 2,2mm "au défilé".

Série d'essais	Poids de dépôt salin initial (g/m²)	
	Fil $2R_e$=2,2mm (revêtu au défilé)	Fil $2R_e$=5,5 mm (revêtu au trempé)
1	1,8	-
2	5,7	4,4
3	2	4,2
4	3,9	8,2
5	4,5	-
6	2,1	-
7 (tréfileuse industrielle)	-	9,5

Tableau 1 : Poids de revêtement salin mesurés avant tréfilage sur l'ensemble des lots d'acier inoxydable utilisés pour nos essais (mesures réalisées par dissolution de la couche superficielle et pesée)

Nous avons complété ces mesures de poids de couche par des observations MEB (annexe A5-2). L'examen de ces images permet de constater que la répartition du dépôt salin n'est pas uniforme : elle peut varier d'une opération de dépôt à l'autre (figure 1), mais aussi sur une même couronne (figure 2).

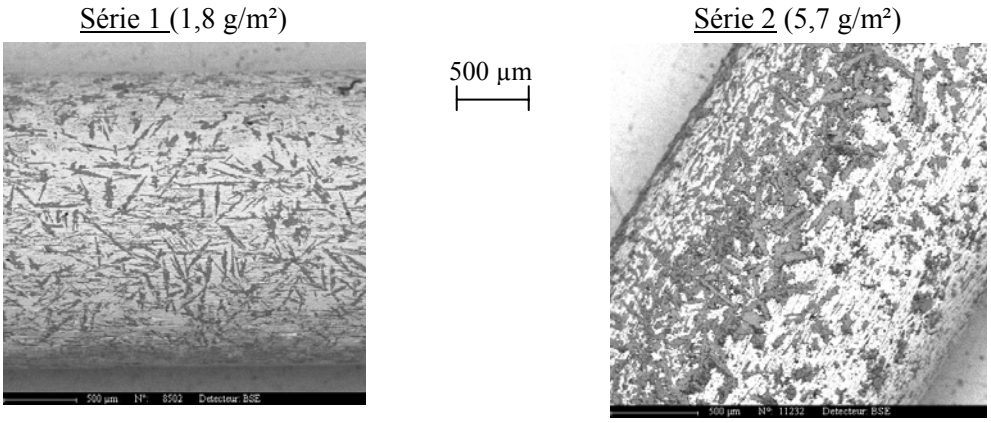


Figure 1 : Répartition du revêtement salin sur le fil avant tréfilage : images MEB de deux échantillons revêtus à des périodes différentes (série 1 et 2)
- Zones claires : métal - zones grisées : revêtement -
[Acier AISI 304 Cu - $2R_e$=2,2mm]

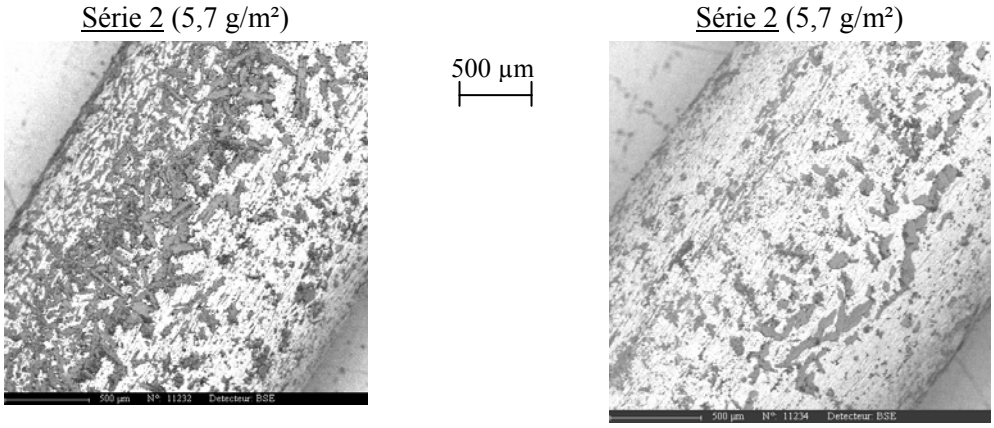


Figure 2 : Répartition du revêtement sur le fil avant tréfilage : images MEB de la surface d'échantillons prélevés sur une même couronne
[Acier AISI 304 Cu - $2R_e$=2,2mm]

Le même constat peut être fait pour le fil-machine ($2R_e$=5,5mm) qui peut présenter lui-aussi un recouvrement non homogène (figure 3).

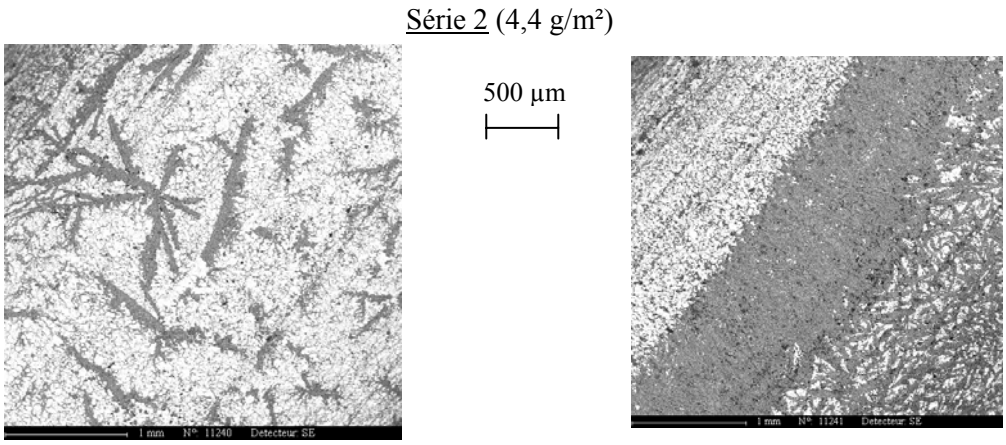


Figure 3 : Répartition du revêtement sur le fil-machine avant tréfilage : images MEB de la surface d'échantillons prélevés sur une même couronne
[Acier AISI 304 Cu - $2R_e$=5,5 mm]

1.2 Influence du revêtement salin lors d'une opération de tréfilage monopasse

Le revêtement salin est usuellement déposé sur le fil pour accentuer la rugosité et améliorer ainsi l'entraînement du savon. Pour étudier son comportement lors de son passage dans la filière, nous avons procédé à des essais de tréfilage dans nos propres conditions c'est-à-dire sur machine monopasse, et nous avons mesuré les poids de couche résiduelle, la contrainte de tréfilage et la température de filière. Nous avons envisagé deux cas de tréfilage :

• sans revêtement de surface avec savon,

• avec revêtement mais sans savon.

Pour nos comparaisons, nous présentons systématiquement un cas de référence.

1.2.1 Tréfilage sans savon

Nous avons procédé à des essais de tréfilage avec du fil recuit $2R_e$=2,2mm uniquement revêtu de dépôt salin afin d'étudier le pouvoir lubrifiant et protecteur de ce dernier en l'absence de savon. Les évolutions du poids de couche et de la contrainte de tréfilage sont présentées sur la figure 4. A titre de comparaison, nous mentionnons les résultats obtenus avec les savons dans des conditions de tréfilage identiques. Nous ne disposons pas, pour cet essai, des valeurs des échauffements de filière.

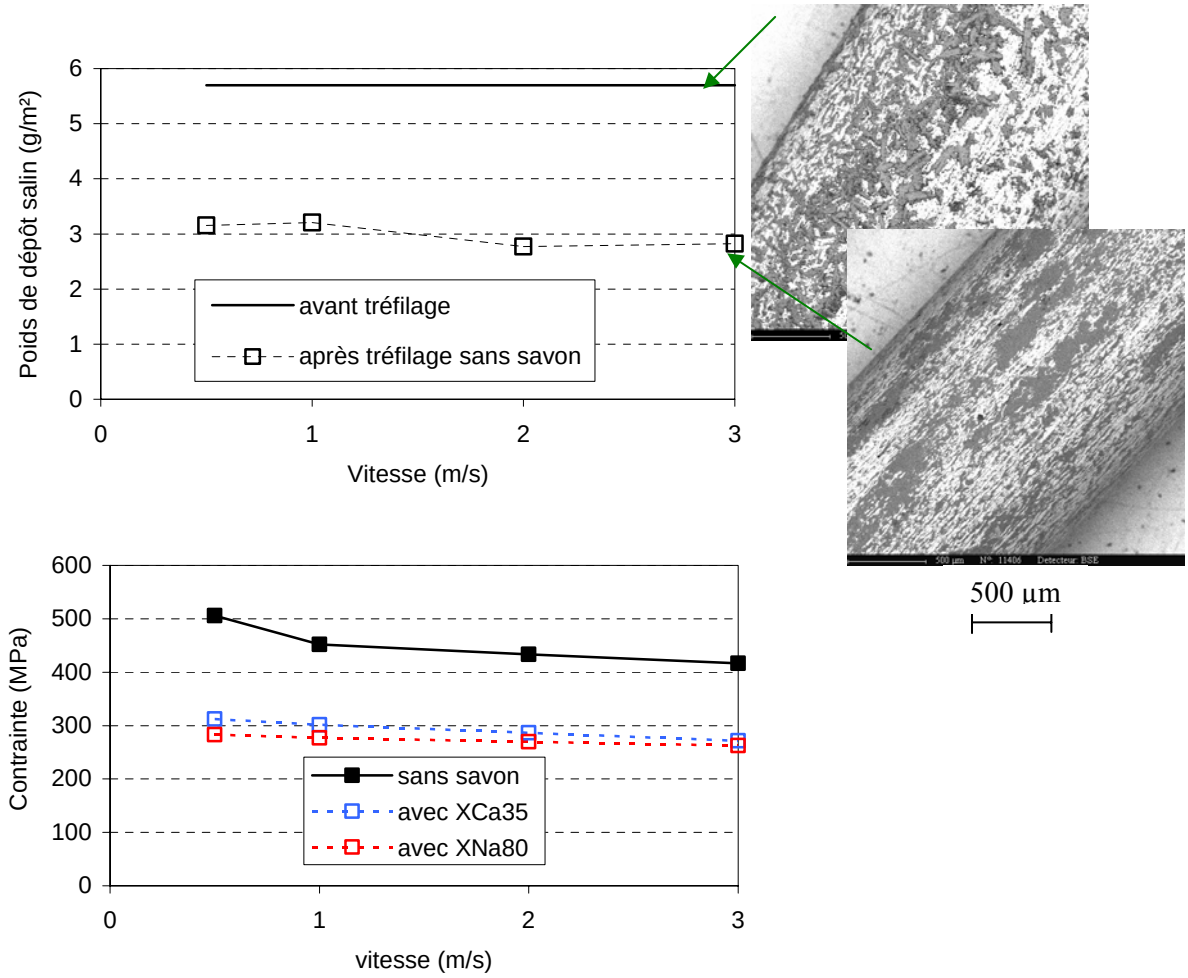


Figure 4 : Tréfilage avec et sans savon : Mesure du poids de couche résiduel total, de la contrainte de tréfilage et observations MEB de la surface des fils
[Tréfileuse Marshall - u=0,5-3m/s - Acier AISI 304 Cu, $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm /2α=16°]

Ces résultats nous apprennent que le passage du fil, simplement revêtu de dépôt salin, dans la filière se caractérise par :

• une diminution assez importante du poids surfacique de revêtement salin (~2,5 à 3 g/m² soit environ 50% du poids initial) qui traduit une perte de revêtement au cours du tréfilage puisque, dans l'hypothèse de conservation totale, nous prédisons une baisse de 16% du poids initial causée par le simple allongement du fil (cf chapitre 2). Toutefois, nous ne constatons pas de rayures,

• un changement de morphologie du dépôt : l'observation de la surface des fils tréfilés au MEB montre que celui-ci ne se présente plus sous forme de cristaux, mais qu'il est étalé et "lissé",

• une contrainte de tréfilage élevée qui est environ 30% supérieure à celle obtenue lors du tréfilage avec savon. Nous notons également qu'elle diminue de 500 à 400 MPa lorsque la vitesse croît de 0,5 à 3 m/s.

Ces constatations nous permettent de confirmer le caractère "frottant", mais aussi protecteur du dépôt salin [76] puisque le fil ne présente pas de rayures.

1.2.2 Tréfilage sans revêtement de surface

Nous présentons sur la figure 5 les résultats issus du tréfilage de fil-machine $2R_e$=5,5 mm non revêtu au préalable de dépôt salin.

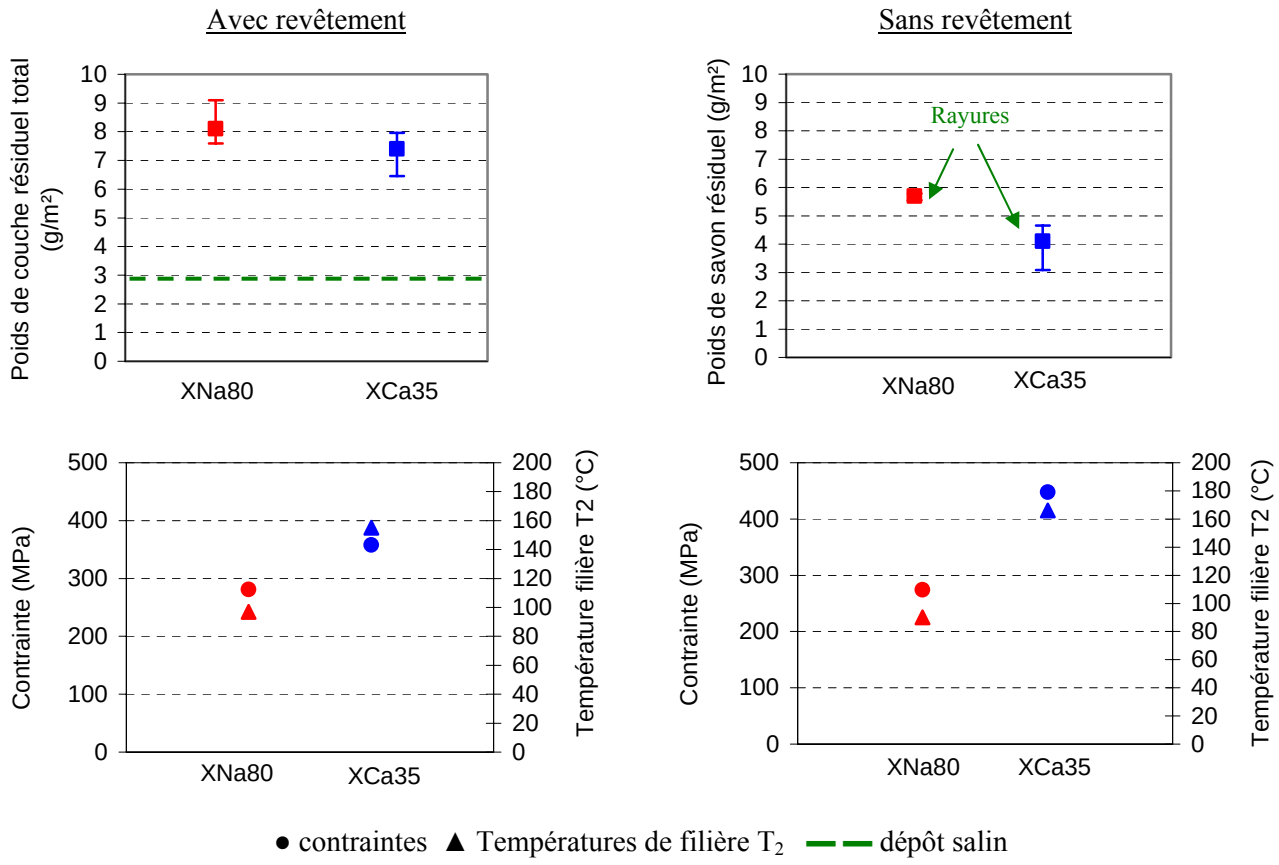


Figure 5 : Tréfilage de fil-machine avec/sans revêtement salin : Mesure du poids de couche résiduel total, de la contrainte et de la température de filière T_2
[Tréfileuse Marshal - u=1m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=5,5mm - Filière $2R_s$=4,62mm/2α=16° - Température eau de refroidissement= 18°C]

Pour comparer les performances entre les essais en terme d'entraînement du savon, nous calculons les poids de savon résiduel de manière à s'affranchir du poids de revêtement initial. Ce poids de savon, comme défini dans le chapitre 2, correspond à la différence entre le poids de couche total mesuré et le poids de revêtement résiduel estimé. Nous procédons à cette estimation, car elle permet de se faire une idée de l'influence d'un paramètre sur l'alimentation en savon. Elle est bien sûr discutable, car elle est basée sur l'hypothèse que le revêtement est conservé en totalité après passage dans la filière. De plus, nous pensons qu'elle n'est réellement valable que lorsque les poids initiaux de revêtement des essais comparés sont voisins. Dans le cas contraire, il est possible que la différence de recouvrement par le dépôt salin interfère avec le paramètre que nous pensions être d'ordre un. Les interprétations ne sont alors plus aussi triviales.

Nous constatons que l'absence de revêtement salin sur le fil :
• n'a pas d'incidence sur le poids du savon sodique XNa80 et entraîne une légère diminution de celui du savon calcique XCa35 (~ 1g/m² soit une diminution d'épaisseur inférieure à 1µm). Le fil présente toutefois quelques rayures,
• conduit à des contraintes de tréfilage et à des échauffements de filière qui sont comparables à celle obtenues avec revêtement salin. Etant donné que ces paramètres sont révélateurs du frottement, nous pouvons conclure que, malgré la différence constatée au niveau des épaisseurs totales de couche, le niveau de frottement est le même. En d'autres termes, dans cette gamme d'épaisseurs, la présence de revêtement réputé "frottant", n'affecte a priori pas le frottement.

Dans tous les cas, la corrélation poids de couche/contrainte/échauffement est cohérente avec les concepts de la lubrification, c'est-à-dire que le savon sodique XNa80 qui donne des poids de couche, et donc des épaisseurs, supérieurs conduit aux efforts et échauffements les plus bas.

D'une manière générale, et dans nos conditions d'essais, les résultats en terme de poids de couche, contraintes et températures que nous avons obtenus, en l'absence de revêtement salin, sont encourageants. La présence de rayures est quant à elle rédhibitoire pour le bon déroulement du tréfilage. Il s'avèrerait toutefois intéressant de renouveler ces essais pour confirmer qu'elles sont bien liées à l'absence de revêtement et non pas à la qualité du fil.

Sur le plan industriel, supprimer le revêtement salin serait source de profits pour les tréfileurs. Il permettrait de s'affranchir d'une étape de préparation du fil et d'installations lourdes et coûteuses. L'idée ne doit donc pas être abandonnée, mais revue de manière à l'améliorer et la rendre applicable sur gamme industrielle : utilisation de filière-pression, utilisation de savon sous forme de revêtement solide, …

1.2.3 Vieillissement du revêtement salin et conséquence sur le déroulement du tréfilage

Nous avons mis en œuvre des essais de tréfilage en utilisant du fil $2R_e$=2,2mm recouvert d'un dépôt salin de 6 mois d'âge (fil issu d'une précédente campagne d'essai et stocké proprement) et nous les avons comparés aux résultats obtenus avec ce même fil, 6 mois auparavant. Les mesures du poids de revêtement salin réalisées sur ce fil à 6 mois d'intervalle donnent des valeurs semblables, de l'ordre de 1,6 g/m². Les essais de tréfilage se sont déroulés dans les conditions de référence, avec le savon XCa35 comme lubrifiant, et les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 2.

Série d'essais	Poids de revêtement avant tréfilage (g/m²)	Poids de couche total après tréfilage (g/m²)	Poids de savon XCa35 "seul" (g/m²)	Contrainte de tréfilage (MPa)	Echauffement ΔT_2 (°C)
Dépôt salin (âge 0)	1,6	1,6	0,2	387 ?	96
Dépôt salin (âge 6 mois)	1,7	1,9	0,4	301	90

Tableau 2 : Effet du vieillissement du revêtement salin sur le poids de couche résiduel, la contrainte et l'échauffement
[Tréfileuse Marshal - u=1m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16° Savon calcique XCa35 - Température eau de refroidissement=18°C]

Nous constatons que, malgré le vieillissement du dépôt salin, les performances en terme de poids de savon résiduel et d' échauffements sont comparables. Nous devons toutefois rester très prudents car les poids sur lesquels nous nous basons sont faibles et peu significatifs.

2 INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA QUALITE DE LA LUBRIFICATION

Nous rappelons sur la figure 6 les vitesses de tréfilage accessibles avec les différents dispositifs utilisés au cours de cette étude.

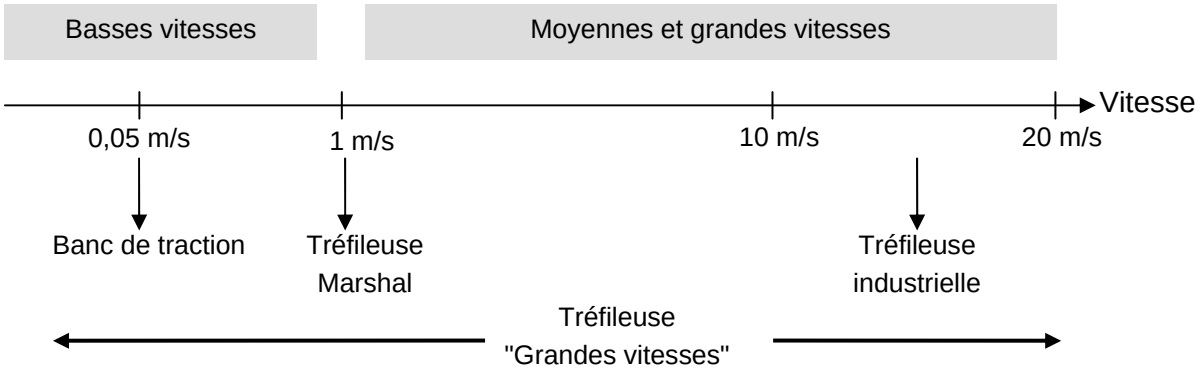


Figure 6 : Domaines de vitesses relatifs aux différents équipements de tréfilage

Aux basses vitesses, sur machine de traction, nous avons montré que la vitesse a peu d'influence sur le poids de couche résiduel de savon (cf chapitre 4). Afin d'obtenir des résultats sur une gamme de vitesses plus étendue, nous avons mis en œuvre des essais sur la tréfileuse mono passe "grandes vitesses". Cette machine-pilote présente l'avantage de tréfiler une longueur de fil plus importante (ce qui permet de faire des mesures plus représentatives du régime établi) et de travailler avec la même filière tant que les conditions ne se dégradent pas.
Nous avons testé les deux savons de référence mais la mise en œuvre de ces essais nécessitant une quantité de fil importante, nous n'avons pu aller jusqu'à 20 m/s qu'avec le savon XNa80. Pour cette raison et pour ne pas alourdir le texte, nous ne présentons dans ce texte que les résultats relatifs à ce savon. Les résultats concernant le savon XCa35 (traité en annexe A5-5) présentent toutefois des similitudes.

L'influence de la vitesse sur les poids de couche, contraintes de tréfilage et températures de filière est présentée sur la figure 7. Les observations MEB qui illustrent la répartition de la couche superficielle sur le fil ainsi que la topographie (rugosité) de celui-ci sont présentées sur les figures 8 et 9.

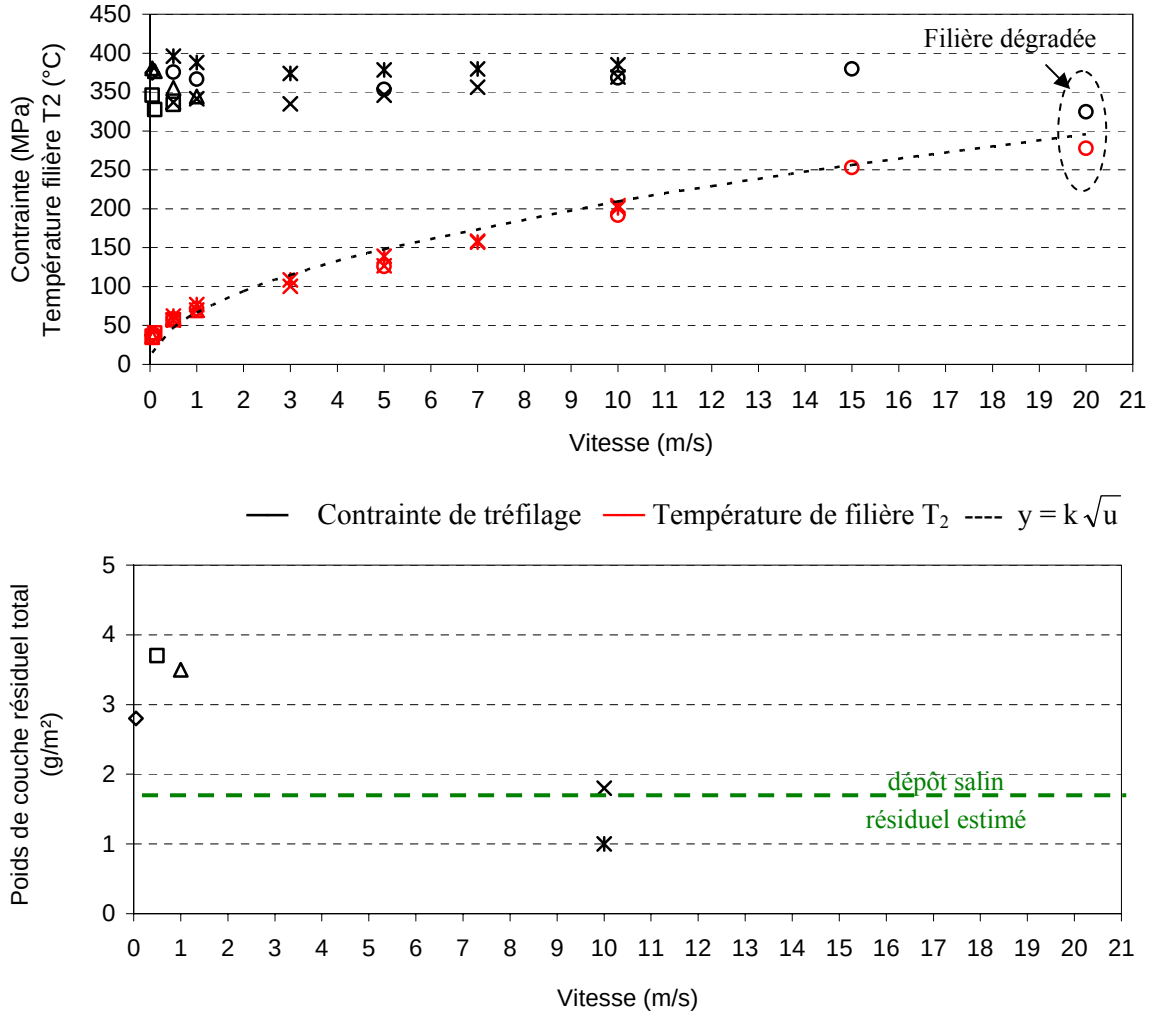


Figure 7 : Influence de la vitesse sur les performances du savon sodique XNa80 en terme de contrainte, température de filière et poids de couche résiduel total (chaque symbole représente une série d'essais)

[Tréfileuse Grandes vitesses - u=0-20 m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16°- Température eau de refroidissement=18-20°C]

Ces résultats mettent en évidence :

• une reproductibilité satisfaisante des mesures au fil des essais et une très faible dispersion des poids de couche,

• une quasi-insensibilité de la force de tréfilage à la vitesse ce qui traduirait un frottement constant,

• une forte dépendance des échauffements et des poids de couche à la vitesse de tréfilage. Cette dernière est responsable de la hausse des températures (augmentation de l'énergie dissipée par cisaillement), qui suit une évolution en $\sqrt{v}$, et de la chute des épaisseurs résiduelles de savon qui est supposé rhéologiquement thermo-dépendant. Par manque de points, nous ne sommes pas en mesure de décrire avec précision l'allure de la décroissance du poids de couche c'est-à-dire la vitesse à partir de laquelle s'amorce la diminution du poids de couche,

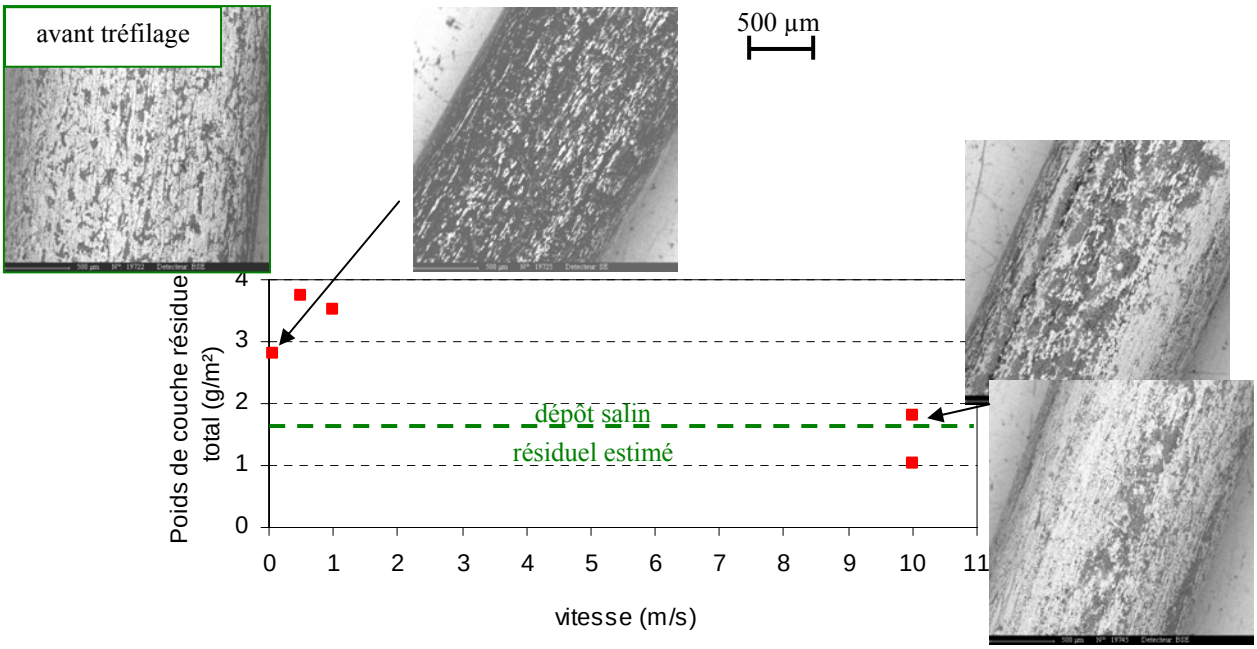


Figure 8 : Influence de la vitesse sur la répartition du savon et du révêtement salin dans le cas du savon XNa80 : Observations MEB du fil brut de tréfilage en mode électrons rétrodiffusés (contraste de composition chimique)

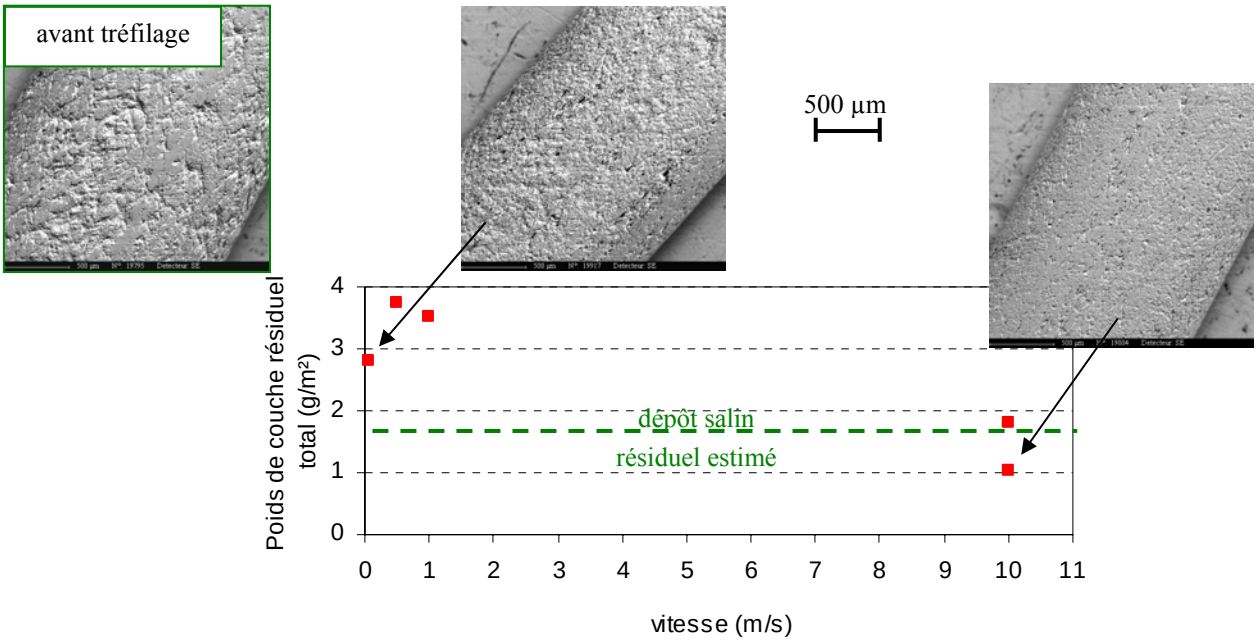


Figure 9 : Influence de la vitesse sur l'évolution de la topographie de surface du fil dans le cas du savon XNa80 : Observations MEB du fil nettoyé en mode électrons secondaires (contraste de topographie)

• une dégradation des conditions de travail du lubrifiant aux vitesses élevées. A 10 m/s, le poids de couche est faible et ce point est confirmé par les observations MEB qui montrent que le recouvrement du fil par le savon a bien diminué, la couche superficielle résiduelle étant alors en grande partie

constituée du revêtement salin (analyses EDS). La surface du fil est également de moins en moins perturbée et tend à être "lissée" (rugosité très faible liée à la formation de plateaux de plus en plus nombreux). L'absence de rayures suggère que le dépôt salin conserve un rôle protecteur et peut pallier certaines insuffisances lorsque le savon est très mal entraîné. A 20 m/s, les températures mesurées atteignent 300°C. Un examen de la filière en fin d'essai permet de constater l'apparition de rayures sur le cône de travail et l'élargissement du diamètre du fil de 7 à 8 centièmes de millimètres.

3 INFLUENCE DES PARAMETRES RELATIFS AU SAVON SUR LA QUALITE DE LA LUBRIFICATION

3.1 Composition

3.1.1 Performances des savons de référence

Nous avons déjà vu qu'aux faibles vitesses, inférieures à 0,1 m/s, les deux savons de référence XNa80 et XCa35 conduisent à des poids de couche différents, le calcique permettant d'obtenir les plus élevés (cf chapitre 4). Nous avons donc mis en œuvre des essais de tréfilage sur une plage de vitesses plus étendue (tréfileuse "grandes vitesses"), c'est-à-dire entre 0,05 et 10 m/s, afin de vérifier la tendance obtenue (figure 10).

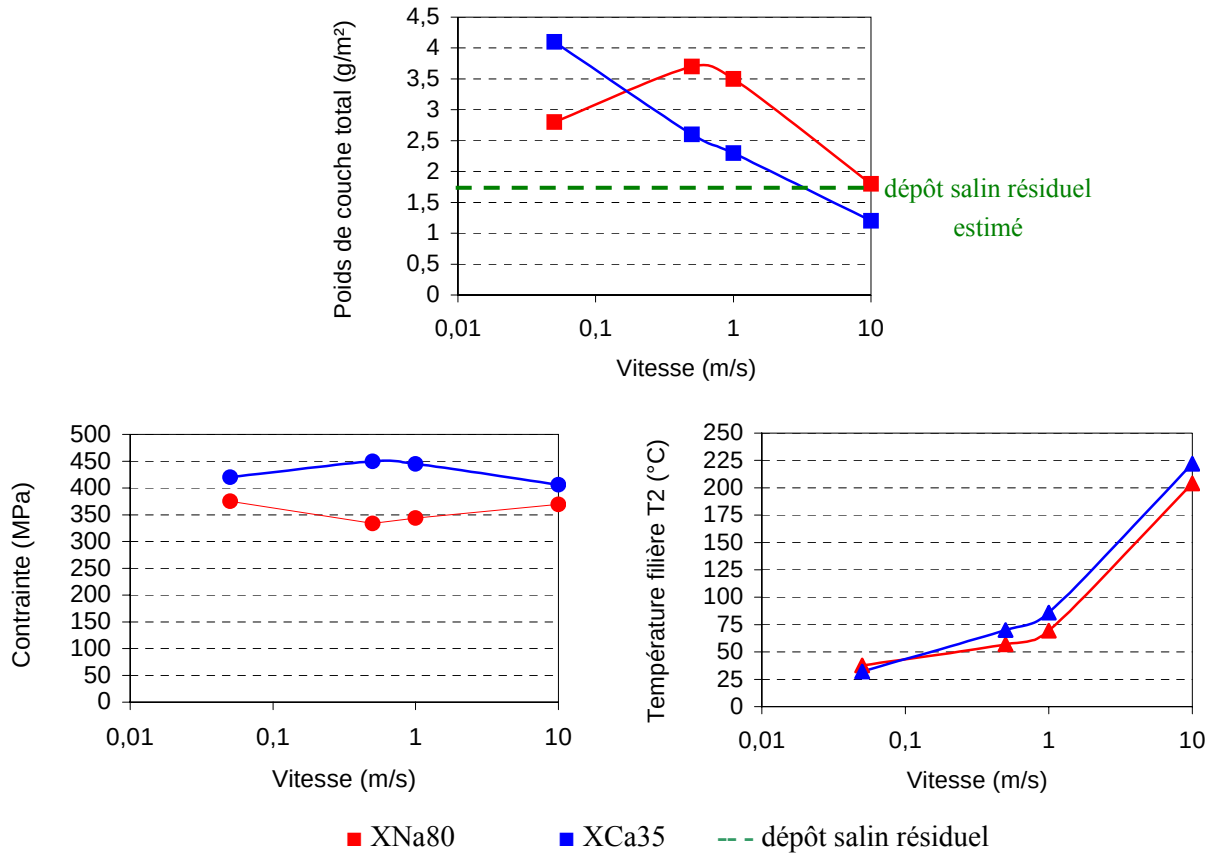


Figure 10 : Influence de la formulation du savon (savons de référence XNa80 et XCa35) sur le poids de couche résiduel total, la contrainte de tréfilage et la température de filière
[Tréfileuse Grandes vitesses - u=0,05-10 m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=2,2mm revêtu - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16° - Eau de refroidissement : 18-20°C]

Les résultats appellent les commentaires suivants :

• à 0,05 m/s, le savon calcique XCa35 conduit à un poids de savon résiduel plus important que le savon sodique XNa80. A partir des masses volumiques des deux lubrifiant, nous estimons que les épaisseurs résiduelles de savon (hors dépôt salin) sont de l'ordre de 1,5µm pour XCa35 et 1µm pour XNa80 ce qui les rend comparables : cette tendance est en bon accord avec les essais réalisés sur machine de traction. A cette vitesse, les échauffements des deux savons sont faibles et voisins,

• pour les vitesses comprises entre 0,5 et 10 m/s, c'est le savon sodique XNa80 qui est le plus performant (conformément aux résultats obtenus sur la tréfileuse Marshall) et ce, malgré la baisse des poids de couche qui fait suite à l'augmentation de la vitesse : il conduit aux épaisseurs les plus importantes et aux contraintes et températures les plus faibles. Dans ce cas, la corrélation entre les trois paramètres est cohérente avec la théorie de film épais,

• sur toute la gamme de vitesses, le savon calcique conduit aux contraintes les plus élevées. Aux basses vitesses, les valeurs obtenues sont en bon accord avec celles mesurées sur machine de traction; toutefois, à 1m/s, elles sont légèrement supérieures à celles mesurées sur la tréfileuse Marshall et nous paraissent, par conséquent, plus réalistes.

Dans ces conditions d'essais, le savon sodique présente les meilleures performances vis-à-vis des paramètres étudiés. Or, nous savons de la pratique industrielle, que ce sont les savons calciques, fortement chargés, qui sont utilisés dans les premières passes (1 m/s) et sont supposés bien "charger" le fil. Ces résultats paraissent a priori contradictoires, mais peuvent s'expliquer par le fait que les conditions de tréfilage sont différentes suivant que nous considérions une gamme industrielle ou de laboratoire. En effet, une première passe de tréfilage industriel utilise du fil-machine qui est plus rugueux (Ra~2,5-3 µm contre Ra~1,5µm pour le fil $2R_e$=2,2mm) et donc probablement plus revêtu de dépôt salin que celui que nous tréfilons en laboratoire. En conclusion, les conditions d'entrainement du savon paraissent plus sévères dans un cas que dans l'autre et peuvent justifier le fait que des lubrifiants de formulations différentes soient utilisés.

3.1.2 Effet de la teneur en matière grasse

Nous avons testé les performances de savons "purs", c'est-à-dire composés uniquement de matière grasse, à savoir XCa100 et XNa100 (figure 11). Les résultats montrent que :

• les savons calciques conduisent à des poids de couche très proches du poids de revêtement résiduel estimé, ce qui laisse présager des épaisseurs de savons résiduelles très faibles. Dans ce cas, la conversion du poids de couche en épaisseur n'a pas de réel sens physique compte tenu de la très faible quantité de savon entraînée. Au contraire, les savons sodiques génèrent des poids de couche plus significatifs,

• compte tenu de leurs épaisseurs non négligeables, les savons sodiques conduisent à des contraintes et températures de filière, qui sont équivalentes en l'absence ou présence de charges, et qui sont inférieures à celles obtenues avec les savons calciques dont les poids de savon résiduels sont très faibles.

Dans le cas du savon calcique pur XCa100, les contraintes et températures de filière très élevées ainsi que la très faible quantité de savon entrainée suggèrent que les conditions de contact sont en grande partie imposées par le revêtement salin. En effet, d'après la figure 4 de ce chapitre, le tréfilage du fil revêtu sans savon conduit à une contrainte voisine de 450-500 MPa. Dans le cas du savon calcique

chargé XCa35, dont la quantité de savon entrainée est elle-aussi très faible mais légèrement plus élevée que celle relative à XCa100, les conditions de contact sont élevées mais moins critiques : l'effet du revêtement se fait donc toujours sentir mais la présence de charges semble améliorer la situation.
En ce qui concerne les savons sodiques, la présence d'une couche superficielle significative serait nettement favorable à l'amélioration des conditions de tréfilage.

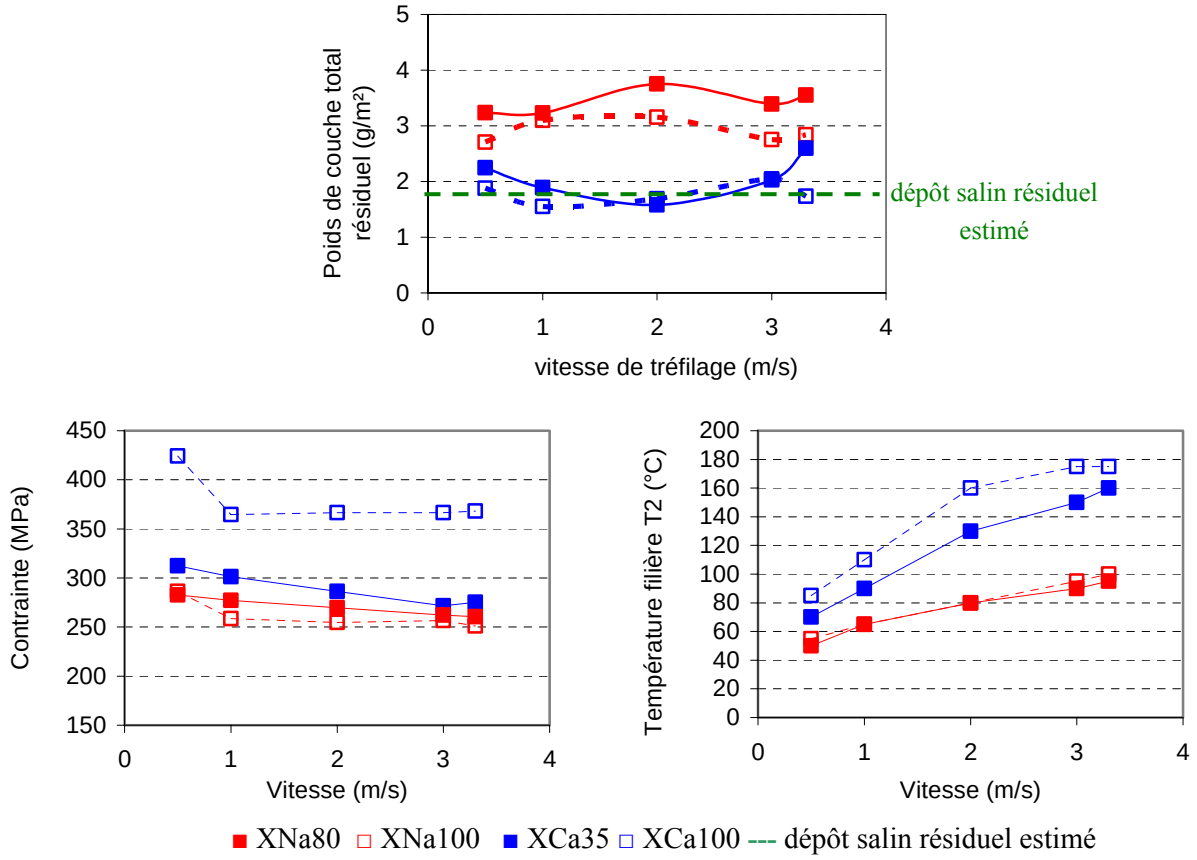


Figure 11 : Influence de la teneur en matière grasse sur le poids de couche résiduel total , la contrainte de tréfilage et la température de filière
[Tréfileuse Grandes vitesses - u=0,5-3,3 m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=2,2mm revêtu - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16° - Eau de refroidissement : 18°C]

Ces résultats soulignent l'intérêt d'estimer le poids de revêtement résiduel et de le comparer aux poids de couche totaux :
• si le revêtement est majoritaire, il conditionne en grande partie les conditions de contact (contraintes et températures élevées). Néanmoins, en présence de savon chargé, les conditions s'améliorent,
• si le poids de savon est significatif, c'est le lubrifiant qui impose le niveau de frottement (l'épaisseur et la nature du savon peut entrer en ligne de compte) ce qui contribue à améliorer les conditions de tréfilage.

D'autre part, les différences de poids de couche constatées entre savons sodiques et calciques suggèrent que l'entraînement du savon n'est pas purement un effet géométrique indépendant de la nature du savon (piégeage du lubrifiant dans les infractuosités crées par le revêtement salin). Ce point sera rediscuté au §5.3.

3.1.3 Formulations sodiques fortement chargées

A partir de ces constats et de la pratique des tréfileurs, Condat a élaboré de nouveaux savons sodiques fortement chargés (tableau 3). Leur formulation est basée sur celle du savon XNa80 et la modification porte sur la teneur en charge qui est nettement augmentée de manière à atteindre le niveau de charge contenu dans un savon calcique (~65% en masse). La nature de la charge est également modifiée : le carbonate de calcium ainsi que des aluminosilicates, qui possèdent de bonnes conductivités thermiques, sont utilisés pour permettre une meilleure évacuation de la chaleur par le savon et une meilleure tenue en température. Le savon de base de cette 2e génération a pour codification XNa35. D'autres lubrifiants ont été fabriqués avec des additifs particuliers type graphite ou extrême-pression.

XNa35	XNa35-B	XNa35-D	XNa35-EP	XNa35-GR
Carbonate de calcium	Baintonite (alumino-silicate)	Diatomite (alumino-silicate)	Carbonate de calcium + composé phosphoré (additif extrême-pression)	Carbonate de calcium + graphite (additif extrême-pression)

Tableau 3 : Nature des charges contenues dans les savons sodiques fortement chargés type XNa35 (35% de matières grasses + 65% de charges)

Nous présentons sur la figure 12 l'impact de ces compositions sur les poids de couche et températures de filière. Nous ne présentons pas les contraintes de tréfilage, non mesurées suite à un problème de mesures lié au capteur piézoélectrique.

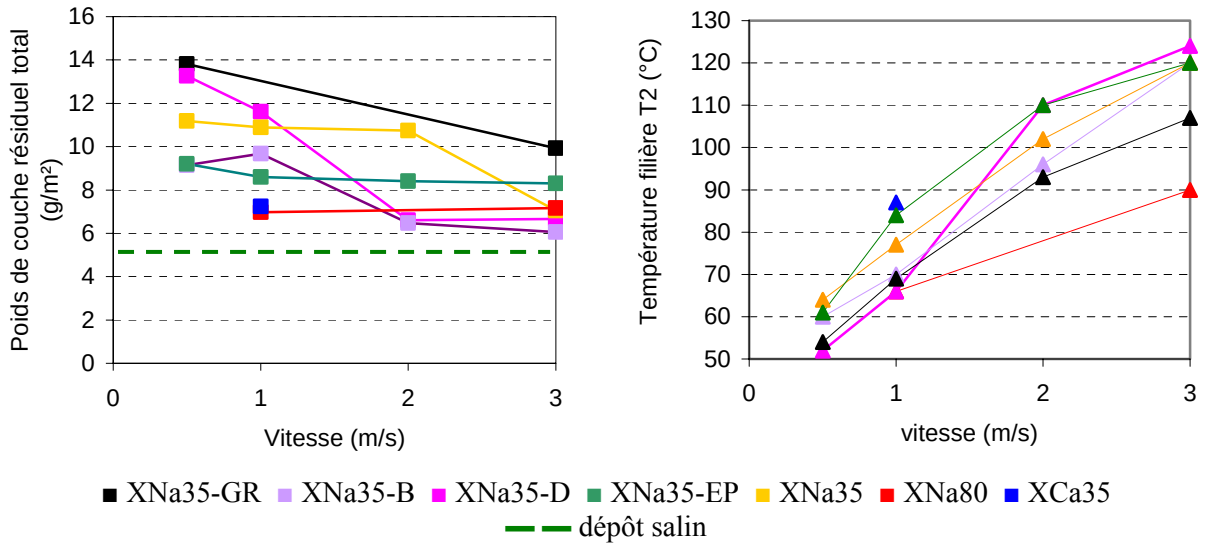


Figure 12 : Influence de la composition du savon sur le poids de couche résiduel total et la température de filière
[Tréfileuse Marshal - u=1m/s - Acier AISI304 Cu, $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16° - Eau de refroidissement : 18°C]

Les résultats montrent que :

• à 1 m/s, les formulations sodiques très chargées conduisent à des poids de couche résiduels plus élevés que la formulation de référence XNa80. Les valeurs les plus élevées sont obtenues avec le savon XNa35-GR. Un calcul rapide tenant compte des masses volumiques permet de vérifier que ces

forts poids de couche correspondent bien à des épaisseurs résiduelles plus élevées ou au moins équivalentes,

• la vitesse est défavorable pour la plupart des formulations, car son augmentation s'accompagne de la chute des poids de savon résiduels. Ainsi, à 3 m/s, toutes les valeurs sont voisines, exceptées celles relatives à XNa35-EP et XNa35-GR qui sont plus élevées. Les savons XNa80 et XNa35-EP sont les seuls lubrifiants ayant un comportement différent : leurs poids de couche résiduels sont quasi-constants entre 1 et 3 m/s. Les observations MEB de la surface des fils tréfilés confirment ces mesures (annexe A5-3) dans la mesure où la proportion de zones claires, caractéristiques de zones quasi-nues, augmente à 3 m/s,

• les températures de filière T_2 augmentent lorsque la vitesse s'accroît. Sur toute la gamme de vitesse, le savon sodique peu chargé XNa80 conduit aux valeurs les plus faibles contrairement aux autres formulations, plus chargées, pour lesquelles les échauffements atteints sont, jusqu'à 30°C, plus élevés.

Les résultats obtenus avec les savons sodiques fortement chargés permettent de conclure qu'une teneur en charge élevée est favorable à l'obtention d'un film épais, mais dans une gamme de vitesse limitée. A l'exception de XNa35-EP, qui contient un additif extrême-pression supposé stabiliser la formulation aux températures élevées, tous les savons perdent leurs performances, en terme d'épaisseurs, sous l'effet de la vitesse. Ce phénomène pourrait s'expliquer par la rhéologie de ces savons. En effet, si nous partons de l'hypothèse que leur fort taux de charge les rapproche du savon calcique XCa35, alors nous pouvons imaginer, qu'à l'état mésomorphe, ils possèdent un indice de pseudoplasticité m faible et que leur consistance décroît quand la température augmente : leur comportement serait donc a priori plus thermoplastique que viscoplastique, et donc peu favorable à la formation d'un film épais lorsque la vitesse augmente.

De plus, ces savons conduisent à des échauffements importants, probablement liés à leur teneur en charge. La comparaison entre les savons XNa35 d'une part, et XNa35-B et XNa35-D d'autre part, ne permet pas de mettre en évidence un impact significatif de la nature de la charge sur les effets thermiques. A poids de couche égaux (à 3m/s par exemple), nous aurions pu nous attendre à ce que les savons XNa35-B et D conduisent à des échauffements de filière bien différents de ceux relatifs à XNa35, de par la présence de charges supposées évacuer la chaleur plus rapidement vers la filière, mais les températures mesurées sont comparables. D'une manière générale, il est difficile de conclure, car les épaisseurs constatées sont différentes, ce qui rend la comparaison délicate et hasardeuse.

Nous pouvons donc conclure que l'échauffement du fil n'est pas la simple conséquence de l'épaisseur du film résiduel, mais qu'il dépend également de la teneur en charge du savon et de sa nature. Afin d'éviter tout échauffement excessif, il s'agira donc de trouver un compromis entre une épaisseur passante suffisante pour éviter tout contact entre le fil et la filière et une teneur en charge limitée ou bien une nature de charges n'engendrant pas de frottement excessif.

Bien que ces savons aient révélé des performances intéressantes sur un équipement de laboratoire, il convient de souligner qu'ils pourraient ne pas convenir en milieu industriel. En effet, ils occasionnent des poussières (particulièrement le savon XNa35-GR qui contient du graphite) et nécessitent probablement un nettoyage poussé en fin de chaîne de par les épaisseurs qu'ils génèrent. Ce point n'est pas à négliger suivant les applications auxquelles est destiné le fil après tréfilage.

Pour information, nous ajoutons qu'une seconde génération de savons sodiques fortement chargés a été proposée par CONDAT et testée sur la tréfileuse Marshall lors d'une autre série d'essais, dans des conditions identiques (annexe A5-5). Leurs formulations ont été mises au point en modifiant la teneur en matières grasses, la nature des additifs (agents d'adhérence) et la granulométrie. Ces produits n'ont malheureusement pas confirmé les hautes performances de la 1e génération, leurs poids de couche restant tous très proches de ceux des savons de référence, voire inférieurs. Ils conduisent à des contraintes de tréfilage et des échauffements compris entre ceux du savon sodique XNa80 et du savon calcique XCa35.

3.2 Granulométrie

La granulométrie d'un savon est très importante puisqu'elle va conditionner l'entraînement de celui-ci par le fil. D'après les fournisseurs de lubrifiants, un savon fin peut s'avérer très performant au cours du tréfilage mais il présente l'inconvénient de favoriser l'effet tunnel, c'est-à-dire que le passage du fil va tasser le savon dans l'entrée de la filière, en amont du cone de travail, et laisser un vide autour du métal, appauvrissant ainsi l'alimentation en lubrifiant. Au contraire, si la granulométrie du savon est trop grossière, les grains seront mal entraînés par le fil et auront peu de chance de s'intercaler entre celui-ci et la filière surtout si l'angle de travail est petit. D'une manière générale, la granulométrie va conditionner les possibilités d'écoulement du savon sous sa forme granulaire et l'alimentation de la filière.
Pour préciser l'influence de ce paramètre, nous avons procédé à des essais de tréfilage en utilisant des savons à granulométrie contrôlée. Pour cela, les savons commerciaux XNa80 et XCa35 ont été tamisés de manière à obtenir des coupes granulométriques bien précises. La quantité dont nous avons disposé ne permettant pas d'alimenter le savonnier de la tréfileuse monopasse Marshal, nous avons mis en oeuvre ces essais aux basses vitesses sur machine de traction (cf chapitre 1). Le détail des coupes utilisées est donné dans le tableau 4.

Référence des coupes	Gr_1	Gr_2	Gr_3	Gr_4	Gr_5	Gr_6
Granulométrie (mm)	<0,125	0,125-0,25	0,25-0,5	0,5-1	1-2	>2

Tableau 4 : Coupes granulométriques utilisées pour les essais de tréfilage "basses vitesses"

Nous illustrons sur la figure 13 l'influence de la granulométrie sur le poids de couche résiduel et sur la force de tréfilage (voir aussi annexe A5-4) pour les deux savons XNa80 et XCa35. A titre de comparaison, nous mentionnons les résultats obtenus avec les coupes standards c'est-à-dire correspondant aux produits commerciaux tels qu'ils sont usuellement utilisés (tamisage grossier lors du processus de fabrication).

Les résultats obtenus montrent que :
• le savon calcique XCa35 industriel conduit à un poids de savon résiduel plus important que le savon sodique XNa80 (jusqu'à 4,5 g/m² pour XCa35 contre 2,5 g/m² pour XNa80), conformément à ce que nous avions présentés dans le chapitre 4. Toutefois, étant donné que les fils ayant servi aux essais n'ont pas été revêtus dans le même bain, ils possèdent des poids de revêtement initiaux très différents qui

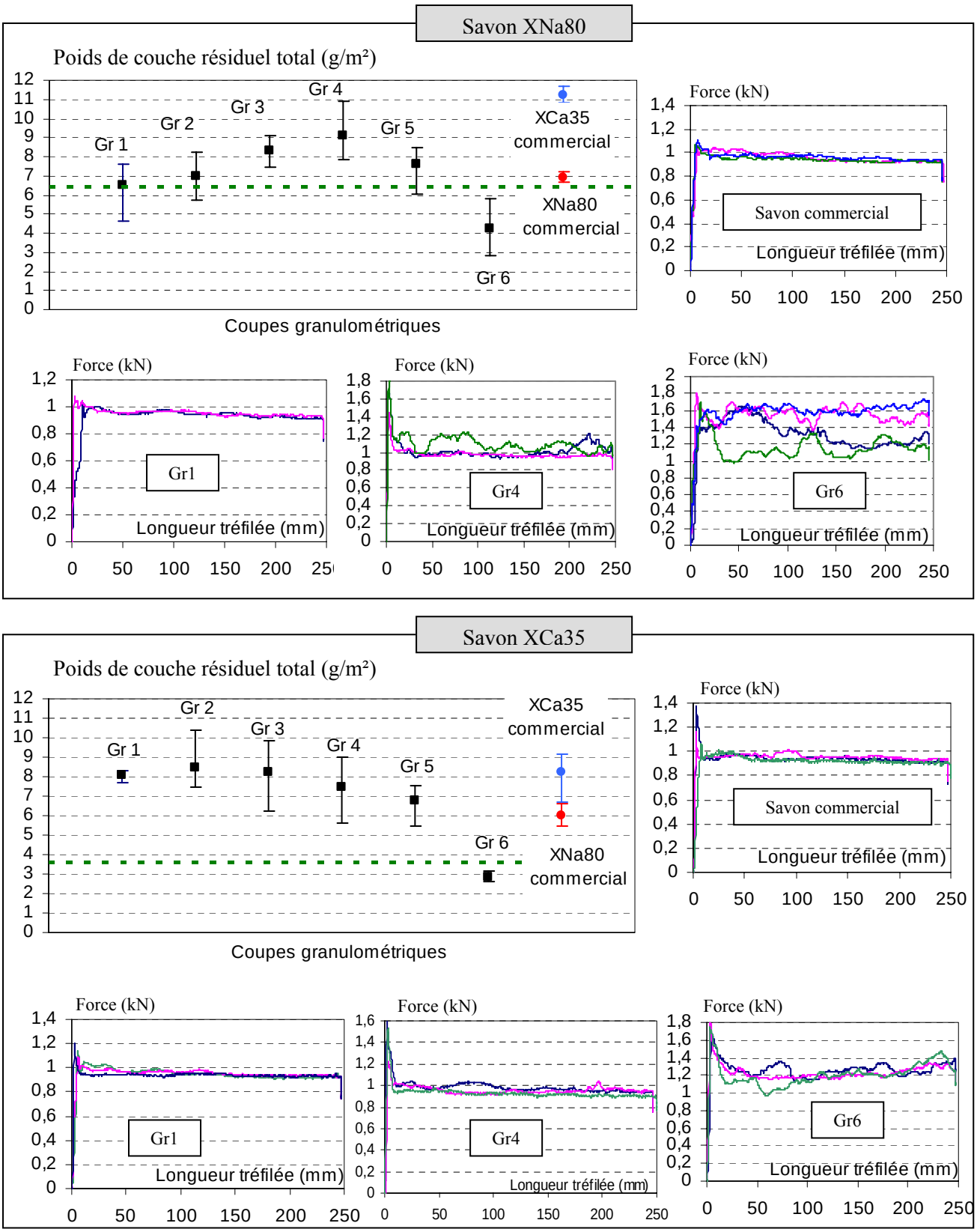


Figure 13 : Evolution du poids de couche résiduel total et de la force de tréfilage en fonction de la granulométrie pour les savons XNa80 et XCa35
[Machine de traction DARTEC - u=25 mm/s - acier AISI 304CU revêtu de dépôt salin - $2R_e$=2,2mm - filière $2R_s$=1,85mm - 2α=16°]

font que les couches superficielles résiduelles sont comparables en terme d'épaisseurs, mais diffèrent de par leur composition (rapport $\frac{\text{dépôt salin}}{\text{poids total}}$ variable),

• les performances des deux savons sont plus ou moins liées à leur granulométrie. Ainsi, les poids de savon calcique XCa35 entrainés par le fil ne dépendent que très peu de sa granulométrie, exception faite pour la coupe la plus grossière Gr_6 qui se caractérise par un poids de savon résiduel insignifiant. De plus, aucune des coupes ne donne des résultats meilleurs que ceux obtenus avec le savon commercial. Au contraire, les poids de couche relatifs au savon sodique XNa80 semblent plus sensibles à la taille des grains de savon. Trois coupes granulométriques (Gr_3, Gr_4 et Gr_5, comprises entre 0,25 et 2 mm) conduisent ainsi à des poids de couche résiduels supérieurs à ceux du savon commercial. Nous devons toutefois rester prudents, car les épaisseurs résiduelles que nous considérons pour ce savon sont très faibles et leur pertinence discutable,

• dans tous les cas, la coupe granulométrique la plus grossière (Gr_6>2mm) conduit à des épaisseurs résiduelles très faibles. En effet, le poids de lubrifiant résiduel, dans ce cas, est inférieur à celui attendu pour le revêtement seul. Cela peut s'expliquer par le fait que les grains de poudre alimentent de manière discontinue le cône de la filière (et en faible quantité vu leur taille) et que du revêtement est arraché lors du passage dans la filière,

• la coupe granulométrique la plus petite (Gr_1<0,125mm) conduit à des épaisseurs très faibles uniquement dans le cas du savon sodique XNa80. Il est possible que cela soit la conséquence de l'effet tunnel évoqué précédemment,

• les forces de tréfilage sont sensibles à la coupe granulométrique : elles sont stables pour les coupes les plus fines, puis augmentent et deviennent fluctuantes pour les coupes plus grossières. Les graphiques Force=f(longueur tréfilée) se caractérisent par un pic relatif au début de l'essai dont l'amplitude varie. Les tailles granulométriques critiques, c'est-à-dire les coupes au-delà desquelles la force n'est plus stable, et l'amplitude des oscillations du signal sont fonctions du savon. Elles sont tout particulièrement précoces et marquées pour le savon sodique XNa80 : dès la coupe Gr_4, pourtant caractérisée par le poids de savon résiduel le plus élevé, la force se met à fluctuer.

Ces fluctuations peuvent s'expliquer par deux phénomènes :

• un entraînement irrégulier des grains de savon qui se produit lorsque les grains sont trop gros. Dans ce cas, le poids de savon résiduel est faible et la force, élevée, caractérise un frottement filière-dépôt salin. Nous pensons que cette explication convient dans le cas de la coupe Gr_6,

• un fil revêtu d'une couche superficielle très riche en dépôt salin qui pourrait engendrer une alternance de contacts filière-savon et filière-dépôt salin qui justifierait les fluctuations précoces. C'est l'explication que nous donnons pour justifier les résultats relatifs à XNa80 (poids de couche non négligeables, mais force élevée et fluctuante).

En conclusion, nous retiendrons que dans le cas du savon calcique, il n'y a pas intérêt à utiliser une coupe granulométrique particulière, le savon non tamisé commercial donnant les meilleures performances. Dans le cas du savon sodique, nous avons montré qu'il existe trois coupes granulométriques qui donnent des résultats plus intéressants que le savon commercial mais qui conduisent à des mesures de force très bruitées : d'après nos seuls résultats, nous ne savons pas si elles sont dues à la taille des grains ou bien à un poids de revêtement excessif. Des essais

complémentaires, avec de nouveaux brins, permettraient de vérifier ce point et de tester la reproductibilité de ces résultats.

Du fait de la différence de granulométrie entre la matière grasse et les charges, il s'avèrerait également instructif de vérifier que le tamisage des savons n'a pas perturbé la composition initiale du savon commercial.

Les tendances que nous avons pu extraire de la littérature [53], [52] ne permettent pas de trancher nettement sur l'effet de la granulométrie sur les poids de couche. Les travaux de Brison, qui traitent du tréfilage d'acier phosphaté $2R_e$= 1,19mm à 2 m/s avec un savon calcique (60% de chaux), montrent que la quantité de savon entraînée (savonnier pesable) est une fonction linéaire de la taille des grains. Plus proche de nos conditions de tréfilage, Dolzhanskii met en œuvre des essais à 0,2 m/s avec un savon sodique tamisé et conclut que l'épaisseur résiduelle de savon ne dépend pas de sa granulométrie. Cette dispersion dans les résultats montre la difficulté d'exploiter de tels essais et d'interpréter des mesures d'épaisseurs surtout lorsqu'elles sont faibles. Dans notre cas, la mise en œuvre d'essais de tréfilage sur machine de traction nous fait également nous interroger sur leur pertinence puisque nous ne tréfilons que de faibles longueurs de fil (250 mm au plus). De plus, l'extrapolation de nos résultats à une machine industrielle est délicate puisque dans un cas, le savonnier est vertical (machine de traction) et dans l'autre, il est horizontal (tréfileuse) : cela n'est sans doute pas sans conséquence sur l'écoulement de la poudre dans le savonnier.

4 INFLUENCE DES PARAMETRES RELATIFS AU PROCEDE SUR LA QUALITE DE LA LUBRIFICATION

4.1 Le fil

4.1.1 Etat de surface du fil

Afin d'étudier l'effet de la rugosité du fil sur les performances en tréfilage, nous avons tréfilé du fil-machine $2R_e$=5,5mm (Ra~3 µm) et nous avons comparé les résultats à ceux obtenus avec du fil $2R_e$=2,2mm recuit (Ra~1,5-2 µm). Nous supposerons dans une première approximation que les propriétés mécaniques des deux fils sont comparables. Les deux fils sont revêtus de dépôt salin dont les poids initiaux diffèrent de 2 g/m² environ. Nous avons utilisé deux filières adaptées à ces diamètres de fil et assurant la même réduction de 30%. Les résultats obtenus à 1 m/s sur la tréfileuse Marshal sont présentés sur la figure 14.

Conformément à nos précédents résultats, lors du tréfilage avec le fil-machine, le savon sodique XNa80 genère des épaisseurs de film plus importantes que le savon calcique XCa35. Il conduit aux valeurs de contraintes et de températures les plus faibles. Avec le savon XCa35, nous constatons la présence de rayures longitudinales sur le fil-machine après tréfilage et ce, malgré les épaisseurs de savon significatives.

Dans ces conditions d'essai, les résultats montrent que la rugosité serait favorable à un meilleur entraînement du savon . Nous notons ainsi un gain de 2 g/m² sur le poids de savon résiduel, pour nos deux formulations de référence. Toutefois, les contraintes et échauffements sont plus élevés que ceux obtenus dans les conditions de référence (fil $2R_e$=2,2mm) : les écarts sur les contraintes ne sont que de 50 MPa pour les deux savons, mais ils atteignent 40 à 90 °C pour les échauffements. Le savon

calcique XCa35 est particulièrement concerné puisqu'il atteint 170-180°C ce qui le place dans des conditions sévères de lubrification.

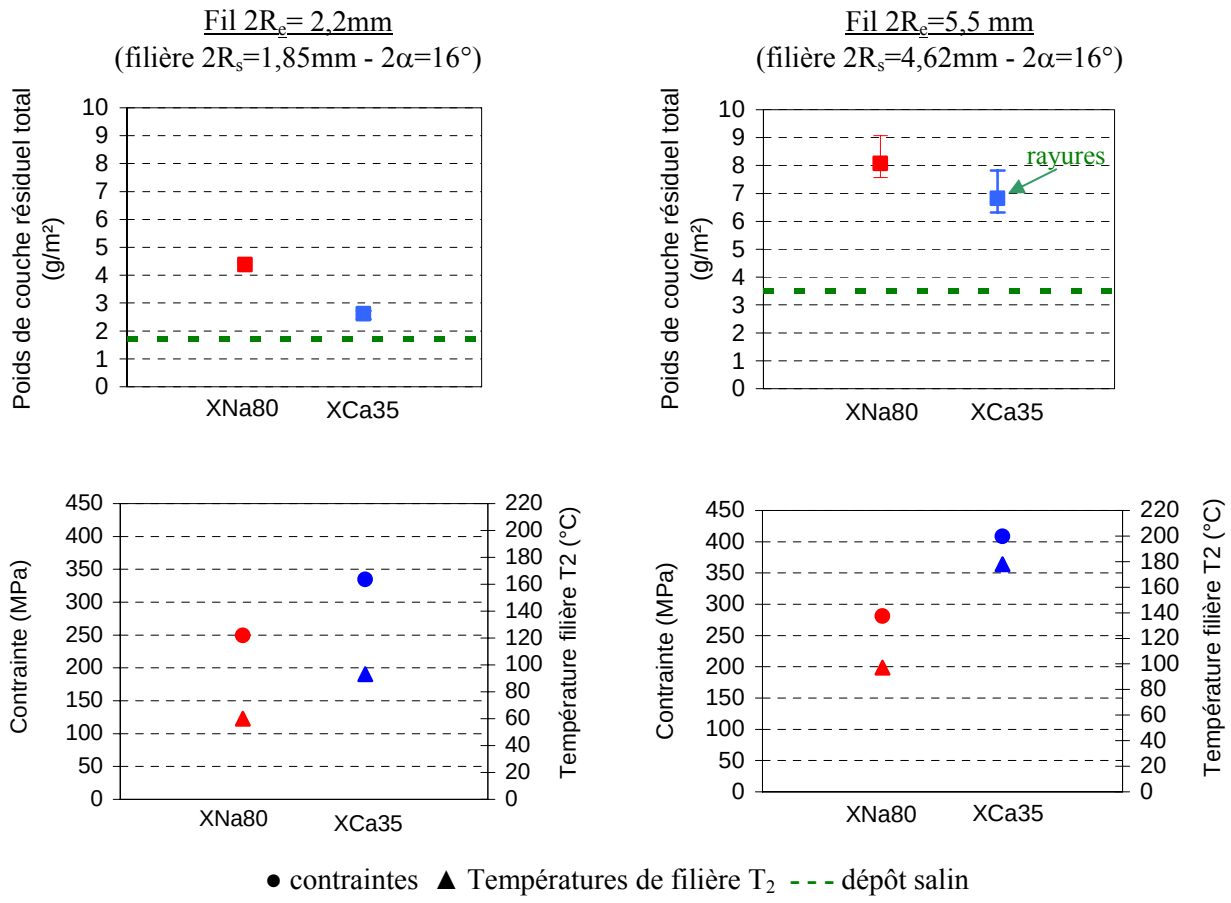


Figure 14 : Influence de l'état de surface du fil sur le poids de couche résiduel total, la contrainte de tréfilage et la température de filière
[Tréfileuse Marshal - u=1 m/s - Acier AISI 304 Cu revêtu, fil de référence : $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm /2α=16°, fil-machine : $2R_e$=5,5 mm - Filière $2R_s$=4,62 mm /2α=16° - Température eau de refroidissement = 18°C]

L'effet de la rugosité sur les poids de couche que nous constatons expérimentalement est cohérent avec nos prévisions puisque les infractuosités de surface qu'elle occasionne permettent "d'accrocher" le savon et de constituer des réservoirs de lubrifiant favorables à un poids de couche élevé. Les travaux de Dolzhanskii[52] et Brison[53] indiquent ainsi que l'épaisseur du film augmente proportionnellement à la rugosité initiale du fil. A ce titre, nous pouvons également faire référence à la pratique industrielle : dans le cas d'une gamme 5,5mm → 1 mm, sur machines multipasses, la première passe est souvent caractérisée par un fort poids de couche résiduel qui est très important puisqu'il constitue un capital-lubrifiant qui doit permettre de passer toutes les filières sans encombre (cf chapitre 2).

Au vu des épaisseurs formées, nous pouvions nous attendre à mesurer des températures et contraintes de tréfilage plus faibles, caractéristiques d'un bas niveau de frottement. En fait, au-delà du poids de couche, nous devons également prendre en compte le fait que :

• la température est sensible à la longueur de frottement entre les antagonistes dans la zone de travail de la filière. Les deux filières que nous avons utilisées possèdent des caractéristiques géométriques

différentes qui génèrent une longueur de contact $l_c = \frac{R_e - R_s}{\sin \alpha}$ d'environ 4,7 mm pour le fil-machine et ~ 2 mm pour le fil tréfilé en reprise,

• la température et la contrainte dépendent de la composition de la couche superficielle. Dans le cas que nous présentons, les lubrifiants ont des compositions chimiques équivalentes, mais la teneur en dépôt salin varie. En effet, la différence de poids de revêtement salin initial est d'environ 2 g/m², le fil-machine étant le plus revêtu. Or, nous avons montré que celui-ci impose un frottement élevé ce qui peut contribuer à exacerber la force et la température de tréfilage.

D'après nos résultats, il s'avère que l'épaisseur de la couche superficielle n'a pas un effet prédominant puisque malgré le gain apporté par la rugosité du fil-machine, les contraintes et surtout les échauffements de filières sont bien plus élevés que dans nos conditions de référence.

Nous devons souligner que le gain constaté avec du fil-machine plus rugueux ne s'est pas confirmé pour toutes les séries d'essais. Nous avons placé les résultats d'une autre campagne en annexe A5-5. Ils indiquent que les mesures de poids de couche obtenues avec du fil-machine rugueux ne sont pas très différentes de celles obtenues avec le fil $2R_e$=2,2mm tréfilé en reprise. Même les savons sodiques fortement chargés qui se sont avérés performants dans nos conditions standards n'améliorent pas les résultats. Par contre, aucune rayure n'est constatée.

Dans nos conditions d'essais et d'après ces résultats, la rugosité serait favorable à un meilleur entraînement du savon XNa80, n'aurait pas d'impact marqué sur la formulation très chargée XNa35 et sur le savon calcique XCa35, et serait défavorable au savon XNa35-GR qui est en effet loin de présenter les performances que nous avions constatées avec le fil de référence. Le calcul des épaisseurs, à partir des masses volumiques, conduit à observer que les lubrifiants XNa80 et XNa35 sont équivalents, mais que le savon XNa35-GR conduit à un film plus fin.

Ces résultats suggèreraient donc que l'effet de la rugosité sur l'entrainement du savon n'est pas trivial et qu'il dépend de la nature du savon.

4.1.2 Propriétés mécaniques du fil

L'influence de la dureté du fil a été étudiée en tréfilant dans des conditions identiques, sur la tréfileuse Marshal, deux nuances différentes d'acier inoxydables austénitiques : la nuance AISI304 CU et la nuance AISI301 qui sont caractérisées par des limites d'élasticité $R_{e\ 0,2\%}$ respectives de 250 MPa et 400 MPa. Les poids de couche et contraintes de tréfilage mesurés sont présentés sur la figure 15. Les observations MEB sont placées en annexe A5-3. Nous précisons que le poids initial de dépôt salin présent sur les fils est variable d'une nuance à l'autre (l'écart est estimé à 2 g/m² environ) ce qui rend les comparaisons délicates surtout si la quantité de savon entraînée y est sensible. Nous avons donc raisonné dans un premier temps à partir des poids de savon résiduels, c'est-à-dire en retranchant le poids de dépôt salin estimé après une passe de tréfilage, au poids de couche total.

Le savon sodique XNa80 conduit à des poids de savon résiduels comparables quelle que soit la nuance tréfilée (~ 2g/m²). En ce qui concerne le savon calcique XCa35, les chiffres indiquent que le poids de savon résiduel estimé diminue d'environ 1 g/m² lorsque la dureté augmente. Ce point est confirmé par les observations MEB (annexe A5-3) relatives au savon calcique qui laissent apparaître une surface

peu revêtue contrairement au savon sodique. Compte tenu de la remarque formulée plus haut au sujet de la différence de poids de revêtement salin initial, la question se pose de savoir si ces résultats sont imputables à la dureté du fil, à la différence de poids de revêtement salin et au fait que le savon calcique y soit sensible, ou bien à des imprécisions sur la mesure?

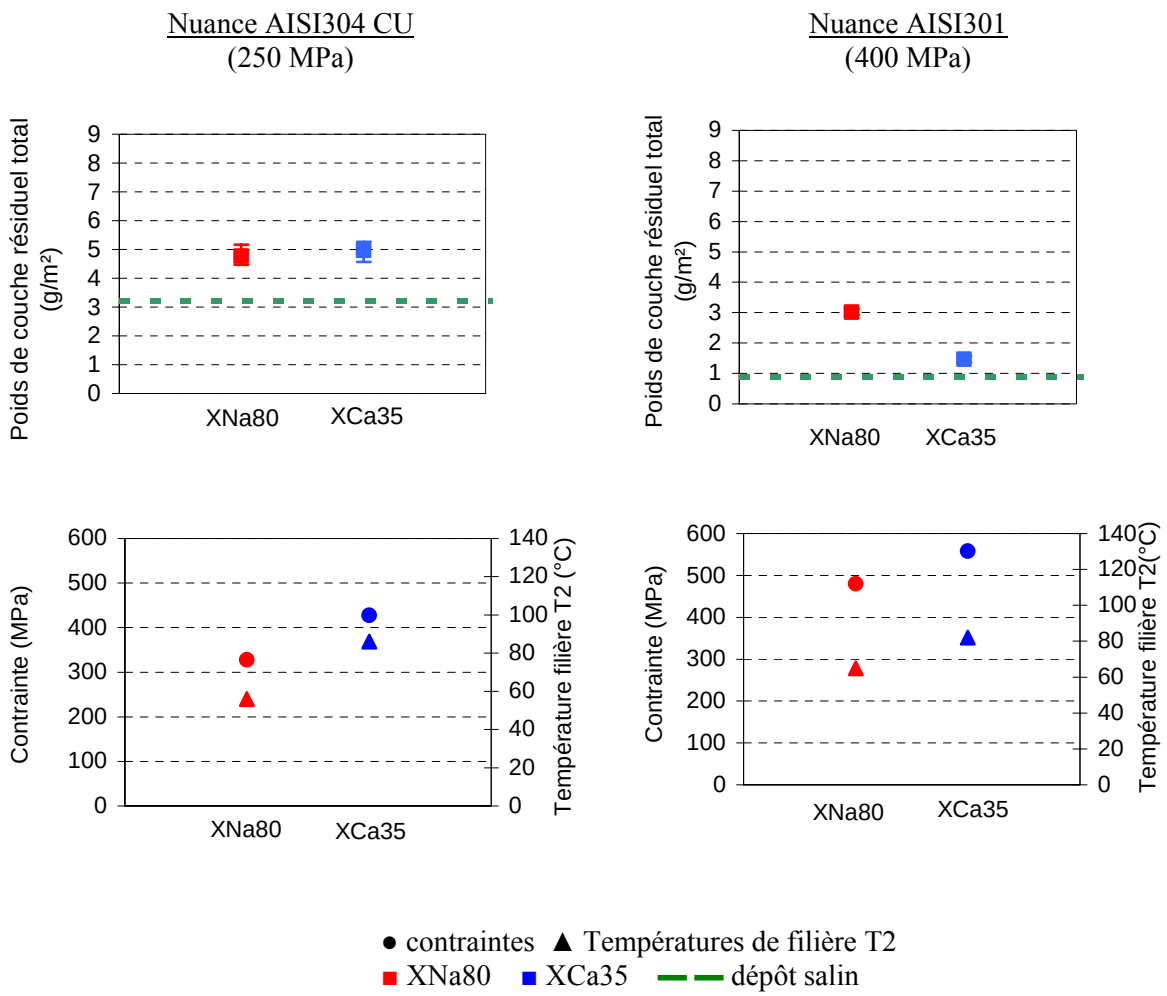


Figure 15 : Influence de la dureté du fil sur le poids de couche résiduel total, la contrainte de tréfilage et la température de filière
[Tréfileuse Marshal - u=1 m/s - Acier revêtu $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm 2α=16° - Température eau de refroidissement = 18°C]

D'après les concepts de la lubrification hydrodynamique, l'effet de la contrainte d'écoulement sur l'épaisseur passante dépend de la rhéologie des savons [34] : si sa consistance est indépendante de la pression, alors l'épaisseur de lubrifiant attendue est inversement proportionnelle à la contrainte d'écoulement du fil; à l'inverse, la piézodépendance fait disparaître l'influence de la dureté du fil. Cela suggère que, d'après nos résultats, le savon calcique se caractériserait par une rhéologie indépendante de la pression alors que le savon sodique XNa80 serait piézodépendant. Cela serait cohérent avec sa teneur élevée en matières grasses.

Les contraintes de tréfilage s'avèrent nettement supérieures lors du tréfilage de la nuance plus dure. Elles semblent être la conséquence directe de l'augmentation des propriétés mécaniques de cette

nuance dont la déformation nécessite plus d'effort. Bien que nous ne disposions pas de données rhéologiques précises relatives à la nuance 301, nous estimons que sa contrainte d'écoulement est environ 50% plus importante que celle de la nuance 304 (dans la gamme 0-30% de déformation). Les contraintes mesurées pour cette nuance n'ayant pas doublé, cela sous-entend que les cissions de frottement sont voisines (dans le cas contraire, elles auraient évolué proportionnellement à la contrainte d'écoulement) : il semblerait que le frottement soit abaissé grâce à des épaisseurs de couche superficielle convenables. Ce point est confirmé par les températures de filière très proches qui suggèrent un frottement comparable.

4.2 La filière

4.2.1 Angle de filière

Nous avons tréfilé, sur le dispositif Marshal, du fil $2R_e$=2,2mm avec une filière d'angle 10° et nous avons comparé les résultats à ceux obtenus avec la filière 16° (figure 16). Trois savons ont été testés, les deux formulations de référence ainsi qu'un savon sodique fortement chargé, XNa35-GR, qui s'était révélé performant dans une précédente campagne. Il ressort que :

• une diminution de l'angle de la filière entraine une remontée des poids de savon pour les deux savons sodiques XNa80 et XNa35-GR entre 1 et 2m/s : les observations MEB sont en bon accord et révèlent dans le cas du savon XNa35-GR un fil très chargé (annexe A5-3). Au-delà, à 3 m/s, les poids de couche sont voisins : la chute est particulièrement marquée pour le savon sodique fortement chargé. Par contre, aucun gain n'est noté pour le savon calcique XCa35 sur toute la gamme de vitesse,

• les températures de filière augmentent continûment lorsque la vitesse croît, mais leur progression est plus rapide dans le cas où la filière 10° est utilisée. A 1 m/s, elle conduit à des échauffements légèrement supérieurs pour XNa35-GR et XCa35, celui du savon sodique XNa80 restant inchangé par rapport aux conditions de référence . A 3 m/s, les deux savons sodiques conduisent à des températures comprises entre 105 et 120°C soit environ 15°C de plus que dans notre configuration de référence. Nous ne disposons pas des données relatives au savon calcique XCa35 à cette vitesse, mais l'extrapolation que nous pouvons faire d'après les points dont nous disposons laisse penser que ce savon conduit à des échauffements bien plus élevés que les savons sodiques conformément à nos précédents résultats.

Nous ne présentons pas les mesures de contraintes de tréfilage puisque nous avons quelques doutes quant au bon fonctionnement du capteur qui a été utilisé lors de cette campagne d'essais.

En ce qui concerne les forts poids de savons sodiques relevés, la tendance est conforme avec la pratique (voir chapitre 1, résultats de Dolzhanskii) et la théorie ainsi qu'avec nos résultats d'essais de tréfilage sur machine de traction (voir chapitre 4). En effet, selon la théorie plastohydrodynamique, l'épaisseur varie en $1/\tan\alpha$. Quant au savon calcique XCa35, il nous est difficile de conclure, d'après ces seuls résultats, sur les origines possibles de cette différence de comportement. Nous pouvons néanmoins avancer que sa granulométrie, plus grossière que celle du savon XNa80, n'est pas compatible avec un angle si faible et de ce fait, pénalise l'entraînement du lubrifiant par le fil. En ce qui concerne la chute des épaisseurs, l'effet défavorable de la vitesse est particulièrement marqué pour la formulation très chargée, ce qui est en bon accord avec les résultats présentés sur la figure 9.

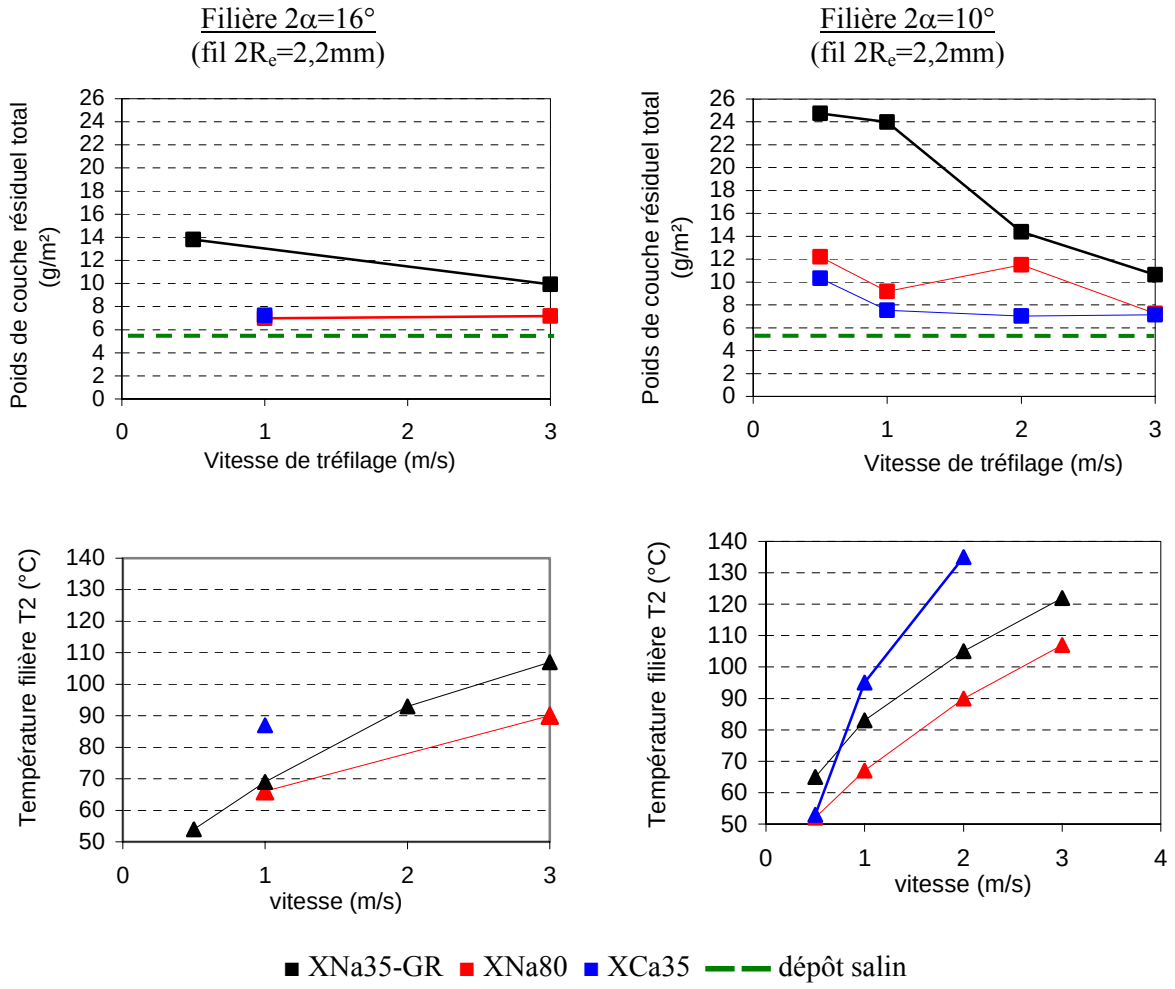


Figure 16 : Influence de la diminution de l'angle sur le poids de couche résiduel total, la contrainte de tréfilage et la température de filière
[Tréfileuse Marshal - u=0,5-3m/s - Acier AISI 304 Cu revêtu, $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm /2α=10 et 16°]

Le fait que, pour un même savon, nous notions des échauffements plus importants avec la filière 10°, à 3 m/s, peut s'expliquer par la réduction de l'angle de la filière : en effet, la zone de contact entre le fil et la filière est augmentée ce qui accentue l'énergie dissipée par frottement et donc l'échauffement superficiel du fil. Toutefois, le classement constaté indique que cette explication n'est pas la seule à considérer puisque le savon sodique très chargé XNa35-GR, qui donne des poids de couche élevés qui devraient se traduire par un frottement plus faible, conduit à des échauffements plus élevés que le savon sodique XNa80. La présence d'une quantité de charges importante serait donc une contribution supplémentaire au frottement.
Enfin, soulignons que le savon sodique de référence XNa80 conduit à 1 m/s à des températures voisines quel que soit l'angle de filière. Dans ce cas, le gain apportée par la diminution de l'angle sur l'épaisseur du film de savon pourrait être suffisamment important pour abaisser le frottement et compenser ainsi la hausse du frottement liée à l'augmentation de la longueur de contact fil-filière.

Ces résultats montrent que l'interprétation des mesures de températures n'est pas triviale et que le frottement dont elles découlent résulte de plusieurs contributions : la longueur de contact (liée à la

géométrie de la filière), l'épaisseur du film et le caractère frottant des charges.

Nous avons mis en œuvre une autre campagne d'essais avec le savon XNa80 pour vérifier ces résultats (annexe A5-5). Malgré nos précautions pour reproduire des conditions opératoires identiques, nous n'avons pas obtenu les résultats escomptés : aucun gain de poids de couche n'a été constaté.

4.2.2 Etat de surface de la filière

Nous avons réalisé des essais sur la tréfileuse Marshal en utilisant des filières ayant des états de surface différents :

• une filière polie : Ra=0,02µm et R_{max}=0,12µm (filière de référence),

• une filière non polie : Ra=0,4µm et R_{max}=2,8µm.

Les mesures de poids de couche et de contraintes de tréfilage sont présentées sur la figure 17. Nous ne disposons pas des valeurs des échauffements relatifs à la filière non polie, car celle-ci n'était pas percée.

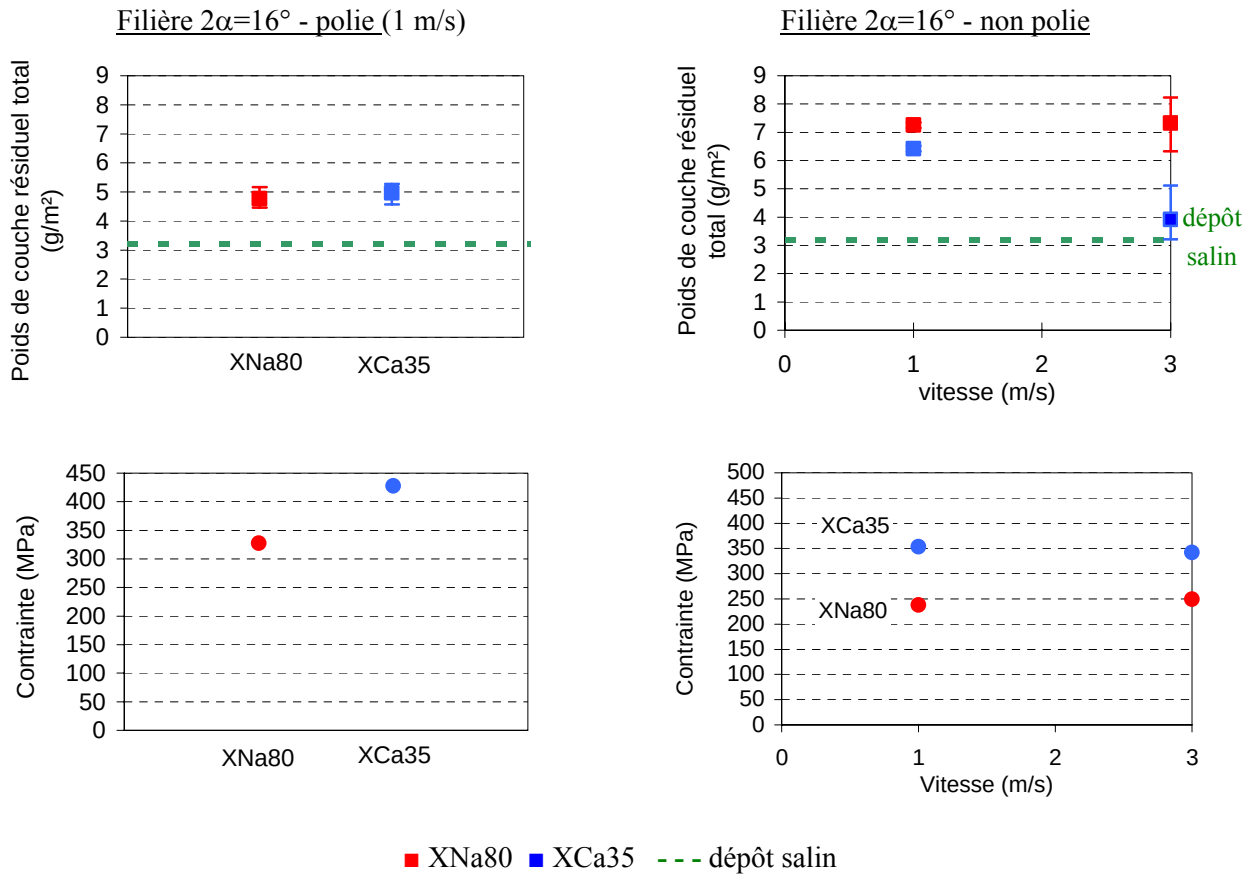


Figure 17 : Influence de l'état de surface de la filière sur le poids de couche résiduel total et la contrainte de tréfilage
[Tréfileuse Marshal - u=0,5-3m/s - Acier AISI 304 Cu, $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm /2α=16°]

A 1m/s, nous notons un gain de poids de couche pour les deux savons : l'effet est toutefois plus marqué pour le savon sodique XNa80 (2,5 g/m² contre 1,5 g/m² pour XCa35). Les contraintes de

tréfilage sont elles-aussi abaissées par rapport aux conditions de référence. L'augmentation de la vitesse est sans influence sur les performances du savon sodique, mais est défavorable au savon calcique : son poids de couche chute de 2,5 g/m².
Sur le plan industriel, tréfiler avec ce type de filière serait rentable au tréfileur, car cela lui permettrait de s'affranchir des coûts et du délai d'usinage du noyau en carbure brut. Toutefois, même si les résultats sont encourageants et sont valables dans nos conditions d'essais, il convient de vérifier s'ils se confirment sur banc industriel. En effet, si la vitesse augmente et que la quantité de fil s'accroît, la filière sera davantage sollicitée et sa rugosité va évoluer. Sur le long terme, les performances soulignées risquent donc d'être moindres.

4.2.3 Utilisation d'un dispositif de mise en pression

Le principe de la préfilière a été développé par Christopherson et Naylor pour le tréfilage avec huile, puis a été appliqué aux savons par Tattersall. L'avantage d'un tel dispositif est de mettre le savon en pression bien en amont de la zone de travail et favoriser ainsi la formation d'un film de lubrifiant épais et homogène. De tels dispositifs sont largement utilisés dans l'industrie; ils permettent de s'affranchir des difficultés d'alimentation en savon qui peuvent se produire sur certaines passes lorsque le fil est de moins en moins rugueux et de plus en plus dur à cause de l'écrouissage. Nous avons donc mis en place des essais, sur la tréfileuse mono passe Marshal, avec du fil $2R_e$=2,2mm et du fil-machine $2R_e$=5,5mm pour confirmer l'apport d'une filière-pression et juger de ses performances en terme de poids de couche et de contraintes de tréfilage.

Le dispositif se compose de deux noyaux de carbure de tungstène (figure 18) :
• le premier est un canon cylindrique sans cônicité de longueur L_{FP}, qui assure la mise en pression grâce au jeu radial h_{FP} qui existe entre le fil et la paroi,
• le second est le noyau d'une filière classique d'angle α, qui va assurer la réduction.
Ces deux noyaux sont placés tels quels dans un porte-filière adapté, sans monture en acier, de manière à assurer une bonne étanchéité entre les deux parties soumises à une pression importante lors du tréfilage. Le porte-filière n'étant pas percé, nous n'avons pas pu mesurer de températures de filière.

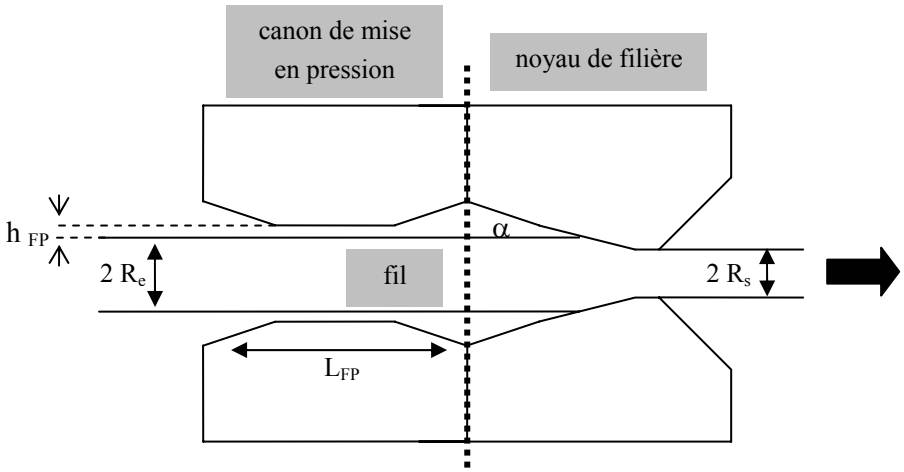


Figure 18 : Schéma du dispositif de filière-pression utilisé

La figure 19 présente les résultats des essais de tréfilage relatifs au fil $2R_e$=2,2mm. Ils confirment le fait que le savon sodique XNa80 est plus performant que le savon calcique XCa35, et montrent que :

• en présence du dispositif de mise en pression, les épaisseurs sont plus importantes que dans les conditions standards (+3g/m² de gain pour XNa et +1,5g/m² pour XCa). Cela est en bon accord avec les observations visuelles de ces fils qui étaient bien recouverts de savon et ce, de manière homogène,
• pour le savon XNa80, les valeurs de contraintes de tréfilage sont identiques avec ou sans préfilière (250 MPa). Cela signifie que la contribution de la préfilière (contre-traction ou frottement supplémentaire) qui aurait dû accroître la valeur de contrainte est compensée par une baisse du frottement. Cette baisse du frottement peut être la conséquence du gain de poids de couche résiduelle de 3 g/m² que nous avons relevé avec la préfilière,
• la contrainte relative au savon XCa35, avec une préfilière, est supérieure de 100 MPa à celle obtenue sans préfilière malgré le gain de poids de couche entraînée : dans ce cas, il semblerait que ce soit le terme de contre-traction lié à la préfilière qui l'emporte sur le frottement dans la filière, le savon étant très chargé.

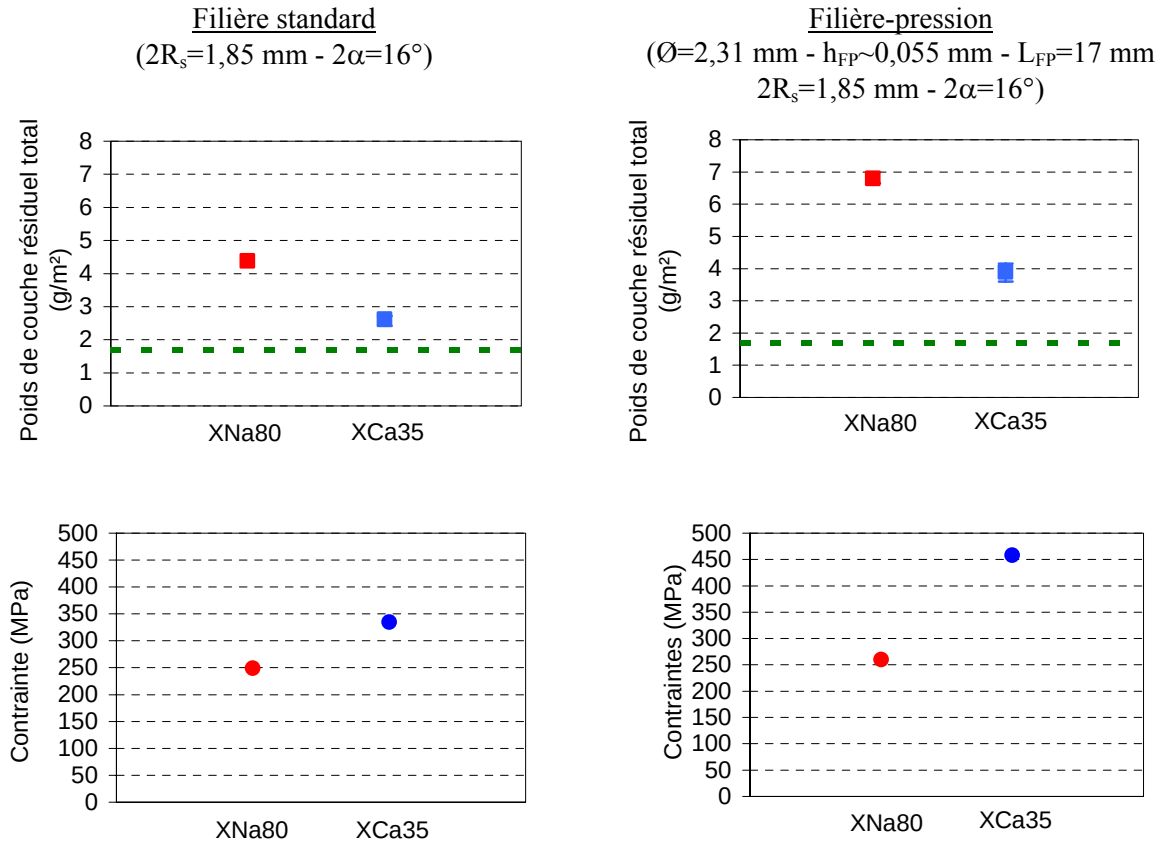


Figure 19 : Influence du dispositif de mise en pression sur le poids de couche résiduel total et la contrainte
[Tréfileuse Marshal - u=1 m/s - Acier AISI 304 Cu, $2R_e$=2,2 mm revêtu]

La figure 20 présente les résultats relatifs au tréfilage du fil-machine $2R_e$=5,5 mm. Nous avons également reporté sur le graphique les essais réalisés avec un accessoire utilisé dans certaines tréfileries, à savoir une pince applicatrice. Cet instrument est placé dans le savonnier et a pour rôle de plaquer, par pressions successives, le savon sur le fil ce qui est censé garantir une alimentation régulière en savon.

Dans le cas où la préfilière est utilisée :

• Le gain de poids de couche est de 1,5 g/m² pour le savon sodique XNa80. Toutefois, aucun effet n'est constaté pour le savon calcique XCa35,

• les contraintes mesurées sont globalement égales à 300 MPa. Pour le savon XNa80, la contrainte est du même ordre de grandeur que celle mesurée sans préfilière : le gain en poids de couche entraîne une baisse de frottement qui semble compenser l'augmentation liée à la contre-traction générée dans le canon de mise en pression. Or, pour le savon XCa35, nous constatons que les valeurs obtenues avec préfilière sont inférieures à celles obtenues sans mise en pression : cela est surprenant puisqu'à poids de couche comparable, la contrainte devrait être plus élevée étant donnée la contre-traction liée à la préfilière. Il est toutefois possible que la préfilière ait contribué à une meilleure répartition du savon sur le fil et que cela se soit répercuté sur les contraintes,

• lorsque la pince applicatrice est utilisée, nous obtenons des améliorations significatives des épaisseurs qui traduisent le bon accrochage des savons sur le fil. Dans ce cas, le gain est de +4g/m² pour les deux savons (par rapport au montage sans préfilière). L'utilisation de la pince n'augmente pas de manière significative la force de tréfilage.

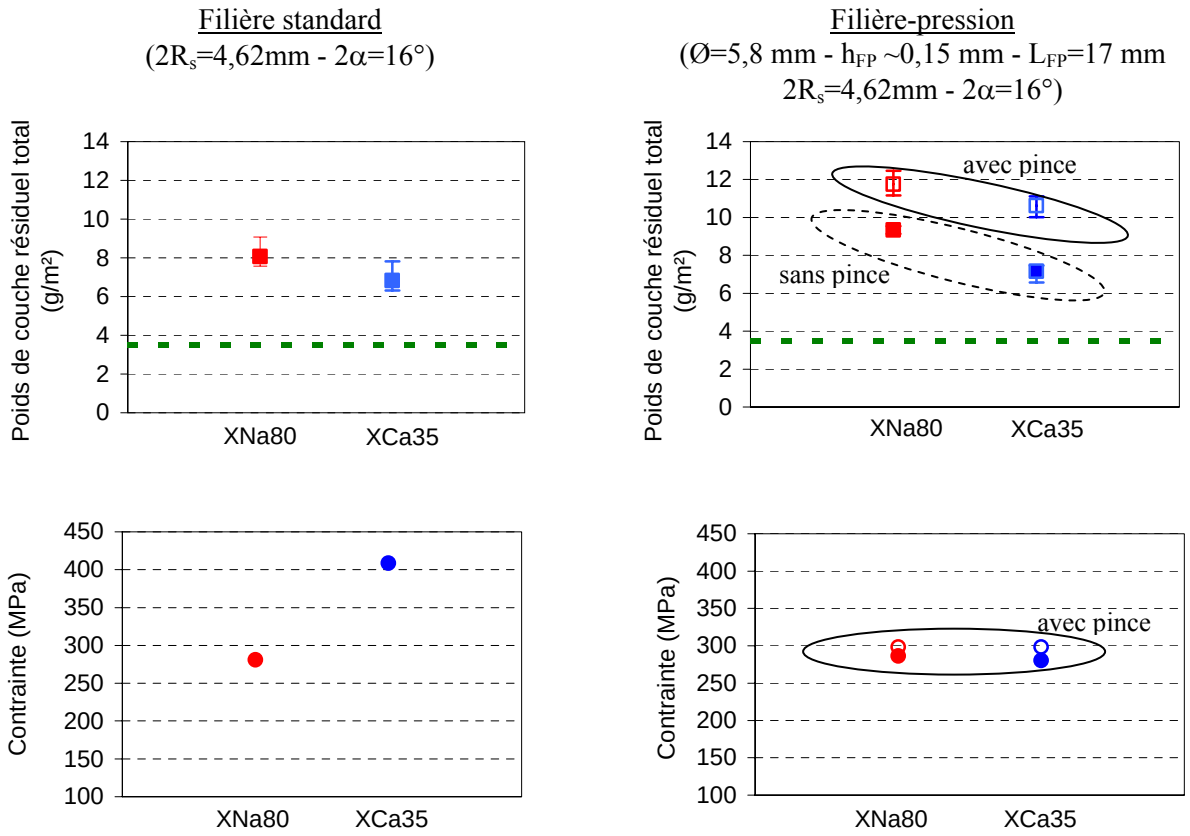


Figure 20 : Influence du dispositif de mise en pression sur le poids de couche résiduel total et la contrainte : comparaison avec/sans préfilière lors du tréfilage du fil-machine 5,5 mm [Tréfileuse Marshal - u=1 m/s - Acier AISI 304 Cu, $2R_e$=5,5 mm, revêtu]

Une autre campagne d'essais nous a permis de confirmer l'apport de la filière-pression dans un cas particulier où le fil n'était pas revêtu de dépôt salin (annexe A5-5). Les mesures de poids de couche et contraintes de tréfilage montrent que les poids de savon résiduels sont importants malgré l'absence de

revêtement (4,5 g/m² pour XNa80 et 3 g/m² pour XCa35). Aucune rayure n'a été constatée et les faibles contraintes mesurées sont bien corrélées aux épaisseurs résiduelles constatées.

5 SYNTHESE DES ESSAIS DE TREFILAGE

Nous nous proposons de revenir sur les conclusions importantes que nous avons pu tirer de ces essais. Bien que les interprétations soient quelquefois délicates et certains résultats peu reproductibles, nous avons dégagé quelques tendances concernant l'impact des différents paramètres étudiés sur la qualité de la lubrification.

5.1 Impact des conditions de tréfilage sur le poids de couche

Nous avons montré que le poids de couche résiduel dépend fortement de la composition du savon de tréfilage. Parmi les savons que nous avons étudiés, les savons sodiques se sont avérés être plus performants que le savon calcique. Ils le sont d'autant plus qu'ils contiennent une quantité de charges importante (savons type XNa35).

Les épaisseurs résiduelles de savon sont également sensibles à d'autres paramètres de tréfilage liés à la granulométrie du savon ou au procédé lui-même (vitesse, filière, qualité et propriétés du fil à tréfiler). Nous avons résumé dans les tableaux 5 et 6 les résultats relatifs aux deux savons de référence XNa80 et XCa35 obtenus dans nos conditions d'essais pour les deux diamètres de fil. Nous avons considéré qu'une variation du poids de couche de 1 g/m² constituait une preuve de sensibilité significative.

	Granulométrie du savon	Vitesse de tréfilage		angle de filière	Filière-pression	Rugosité filière	Diamètre/ Rugosité du fil (fil 5,5mm)	Dureté du fil
		v<3 m/s	v>3 m/s					
Savon sodique XNa80	O +	N	O --	O +	O ++	O ++	O +	N
Savon calcique XCa35	N	N	O --	N	O +	O +	O +	O -

Tableau 5 : Sensibilité du poids de savon résiduel aux conditions de tréfilage pour le fil 2,2 mm (O : sensible - N : non sensible - les signes (+) et (-) traduisent un gain ou une chute des épaisseurs résiduelles)

Il ressort clairement que :

• les deux savons sont très sensibles aux conditions de tréfilage. Toutefois, lorsque les conditions sont favorables, le savon sodique conduit généralement à des gains d'épaisseurs bien plus importants que le savon calcique (filière-pression avec/sans pince applicatrice, filière non polie),

• ils ne sont pas forcément sensibles aux mêmes paramètres : la granulométrie est par exemple importante pour le savon sodique alors que le savon calcique n'y semble pas, ou beaucoup moins, sensible. C'est l'inverse pour la dureté du fil.

	Vitesse de tréfilage	Filière-pression	
	v~0,5 à 1 m/s	sans pince	avec pince
Savon sodique XNa80	O -	O +	O ++
Savon calcique XCa35	N	N	O ++

Tableau 6 : Sensibilité du poids de savon résiduel aux conditions de tréfilage pour le fil 5,5 mm (O : sensible - N : non sensible - les signes (+) et (-) traduisent un gain ou une chute des épaisseurs résiduelles)

5.2 Impact des conditions de tréfilage sur les contraintes et températures

Nous avons essayé d'expliquer, dans la mesure du possible et moyennant quelques hypothèses, les valeurs obtenues pour ces deux grandeurs et leurs corrélations avec les poids de couche. Nous avons ainsi constaté que le savon calcique XCa35 conduit, dans la plupart des cas, aux contraintes et échauffements les plus élevés et s'oppose ainsi au savon sodique XNa80 qui présente les performances inverses, nettement plus favorables. Nous avons parlé dans ces cas-là de corrélation conforme au concept de film épais dans le sens où une couche de lubrifiant épaisse se traduit par une force de tréfilage et un échauffement limités.

Dans d'autres circonstances, nous n'avons pas observé une telle corrélation et nous supposons que cela peut s'expliquer par le fait que l'épaisseur du film n'est pas la seule grandeur conditionnant le frottement. Nous avons ainsi constaté que d'autres paramètre peuvent se combiner et de ce fait, rendre les interprétations des mesures expérimentales non triviales. Ces contributions peuvent être :

• l'épaisseur de la couche : un gain d'épaisseur contribue à diminuer le frottement,

• la composition du film superficiel : une teneur en charges élevée tend à exacerber le frottement (cas des formulations sodiques très chargées type XNa35 et du savon calcique XCa35). Nous suspectons également le fait qu'une proportion de dépôt salin trop importante dans la couche ait un effet similaire,

• la longueur de contact entre le fil et la filière,

• la présence d'un dispositif de mise en pression qui va générer une contre-traction en amont de la zone de travail, c'est-à-dire un effort supplémentaire qui sera également fonction de la composition de la couche superficielle.

Nous n'avons pas pu, d'après nos seuls résultats, mettre en évidence la capacité à évacuer la chaleur de certaines charges utilisées pour certains savons sodiques fortement chargés (XNa35-B et XNa35-D). En effet, ils conduisent à des échauffements différents, mais nous ne savons pas si cela n'est imputable qu'à la nature des charges, étant donné que d'autres paramètres varient en parallèle (poids de savon résiduel, poids de revêtement).

5.3 Contribution du revêtement salin

Le but de ce travail n'étant pas, à l'origine, de traiter le cas du revêtement et son importance lors du tréfilage, nous nous sommes plutôt focalisés sur l'impact de paramètres liés au savon et au procédé sur

la qualité de la lubrification. Très vite, nous avons rencontré des problèmes de reproductibilité, lors de certaines mesures, que nous imputons en grande partie au revêtement de surface, paramètre dont nous ne contrôlons pas la qualité d'une campagne à l'autre (poids initial, répartition) et dont nous savons qu'il conduit à des variabilités de recouvrement du fil à tréfiler.

Nous savons que, lorsqu'il est utilisé seul, il tend à se "tartiner" sur le fil et assure ainsi un rôle de protection anti-grippage, mais qu'il génère en contre partie, un frottement important.

Par contre, nous ne maîtrisons pas son comportement lorsqu'il est combiné au savon. Quel est l'impact du poids de revêtement initial sur le poids de savon entraîné? Quel est l'impact du rapport "poids de revêtement/poids total" sur le frottement, et par conséquent sur les mesures de contraintes et de températures?

Ce sont autant de questions dont les réponses pourraient, nous le pensons, expliquer certaines des tendances et dispersions observées. Par manque de temps et parce que cela est relativement contraignant à mettre en oeuvre, nous n'avons pas pu réaliser d'essais de tréfilage en veillant à contrôler le poids de revêtement salin initial. Par contre, nous avons considéré qu'au travers de l'ensemble des séries de tréfilage, nous avions eu des poids de revêtement variables auxquels nous pouvions associer des poids de savon résiduels estimés. Nous avons ainsi reporté sur la figure 21 l'évolution du poids de savon résiduel en fonction du poids de revêtement initial (conditions de tréfilage de référence, fil 2,2mm et 5,5 mm).

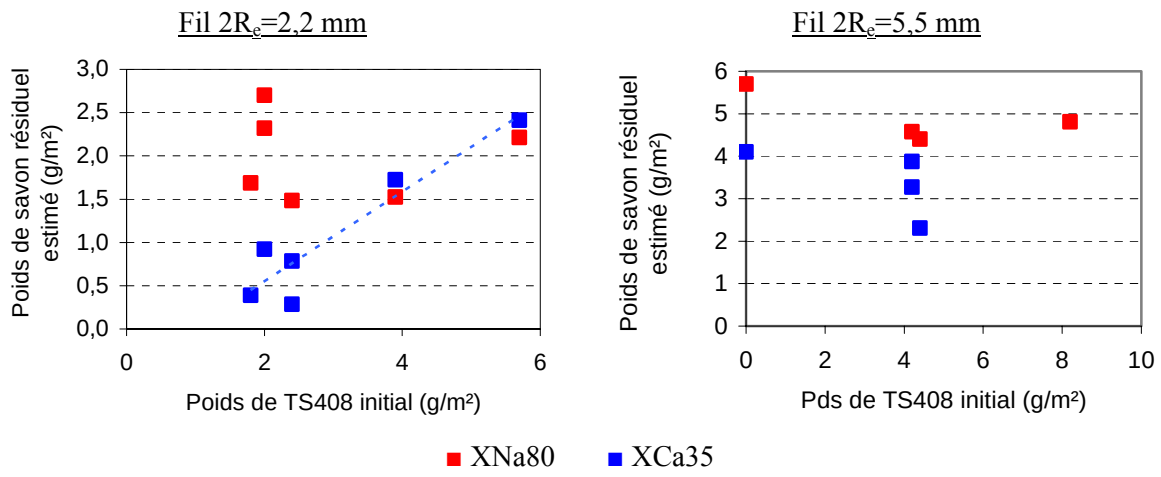


Figure 21 : Quantité de savon entrainée en fonction du poids de revêtement salin initial (toutes campagnes d'essais confondues - u=1m/s - filière 2Rs=1,85mm ou 4,62mm/2α=16°)

Ces résultats confirment que le rôle du revêtement dans l'entraînement du savon n'est pas neutre. En effet, nous constatons les points suivants :

• d'une manière générale, pour les deux diamètres de fil, à poids de dépôt salin fixé, les poids de savon résiduels estimés sont proches (aux incertitudes de mesures près),

• pour les deux diamètres de fil, le savon sodique est a priori quasi-insensible au poids de revêtement initial : les poids de savon résiduels constituent un nuage de points de valeurs voisines,

• pour le fil 2,2mm, le poids de savon calcique entraîné présenterait une dépendance linéaire au poids de revêtement initial. Avec le fil 5,5 mm, il est difficile de conclure, compte tenu du peu de points dont nous disposons. Les poids de savon résiduels sont toutefois plus importants que dans le cas du petit fil.

Ces résultats suggèrent que les savons ont des comportements bien distincts : l'épaisseur passante de savon XNa80 serait due à l'effet hydrodynamique alors que celle du savon calcique XCa35 s'expliquerait par le piégeage des cristaux entre les ilôts de revêtement, qui ne couvrent qu'une fraction de la surface du fil, et dans les rugosités de ce dernier.

La corrélation de ces résultats avec les différentes interprétations proposées pour comprendre les essais de tréfilage suggère que les remarques que nous avons formulées au sujet de la sensibilité du savon sodique aux différents paramètres sont justifiées : en effet, étant donné que ce dernier ne dépend à priori pas de la quantité de dépôt salin, toute variation de son poids de couche faisant suite à un changement de paramètres propres au procédé lui est dûe.

5.4 Pertinence des résultats et problèmes de reproductibilité

Toute la difficulté de notre travail expérimental réside essentiellement dans l'interprétation de mesures qui sont sujettes à dispersions et à une assez mauvaise reproductibilité et que nous n'avons pas pu forcément confirmer, de par la lourdeur de certains essais. Grâce à l'utilisation d'un état de référence, nous avons toutefois extrait des tendances, souvent au moyen d'hypothèses assez fortes, pour avancer dans la compréhension des mécanismes de lubrification mais certaines explications sont discutables. Nous tenions donc à faire un point sur les origines possibles des problèmes rencontrés de manière à ce que, lors d'un travail ultérieur, la plus grande attention soit portée sur ceux-ci.

Nous avons ainsi recensé les sources d'incertitudes possibles suivantes :

• les poids de couche : même si les dispersions dues à la mesure ont été, le plus souvent chiffrées (barres d'erreurs), les valeurs que nous utilisons ne sont que des moyennes. Elles sont alors très discutables puisque nous avons vu que le recouvrement du fil par le film superficiel était loin d'être continu et uniforme,

• la mesure de température : nous avons montré que cette mesure est fiable lorsque les thermocouples ne sont pas trop manipulés et extraits de la filière et que le porte-filière est toujours le même. Sur une même tréfileuse, il est donc possible de comparer les températures obtenues. Par contre, le passage à un autre dispositif nécessite de prendre plus de précaution car si le porte-filière est différent, l'efficacité du refroidissement en sera affectée et cela aura des répercussions sur la température relevée,

• les contraintes de tréfilage : nous avons déjà souligné les problèmes de mesures liées aux capteurs et à leur sensibilité,

• l'interprétation des images MEB : au cours de ce travail, nous avons ainsi constaté dans quelques cas que les observations MEB retenues n'étaient pas en bon accord avec les poids de couche. En fait, il s'avère que la corrélation est très satisfaisante pour des recouvrements extrêmes (fil peu couvert ou au contraire très chargé), mais plus variable pour des recouvrements intermédiaires. Nous insistons donc sur le fait que celle-ci est délicate et qu'elle doit être faite à partir de plusieurs clichés ce qui exige de consacrer un temps non négligeable à la caractérisation. En effet, la surface des fils n'est pas uniformément revêtue et suivant la résolution et la taille d'analyse choisie, le cliché peut ne pas être très représentatif.

CHAPITRE 6

ANALYSE THEORIQUE DE LA LUBRIFICATION DU TREFILAGE : PREVISIONS DES EPAISSEURS PASSANTES

D'après ce que nous avons appris, les savons adopteraient :

• aux basses vitesses, un comportement plastique caractérisé en cisaillement simple par une cission τ peu sensible à la température et à la vitesse de déformation,

• aux vitesses plus élevées (pour $T>T_t$, où T_t est la température de passage en phases mésomorphes), un comportement viscoplastique caractérisé par une loi puissance faisant intervenir une consistance et un indice de pseudoplasticité m.

Notre objectif est donc de prédire l'épaisseur de savon qui est entraînée par le fil lors d'une opération de tréfilage suivant que le lubrifiant adopte un comportement plastique ou viscoplastique. Nous décrivons d'abord les équations d'écoulement d'un film viscoplastique mince, utiles à la modélisation, et nous formalisons ensuite l'expression de l'épaisseur de lubrifiant en traitant le cas viscoplastique, puis plastique. Nous négligeons dans un premier temps les effets thermiques, puis nous les estimons à partir de l'analyse isotherme. Nous procédons à quelques applications numériques en interprétant les mesures de poids de couche relatives aux essais de tréfilage et nous les discutons.

Sommaire du chapitre

1 Mise en données du problème 160
2 Expression de l'épaisseur passante 161
2.1 Cas viscoplastique isotherme 161
2.2 Cas plastique 163
3 Prise en compte des effets thermiques (cas viscoplastique) 164
4 Discussions 166
4.1 Influence des conditions aux parois : cas d'une cission nulle sur la filière 166
4.2 Comparaison avec un modèle pseudo-newtonien 166
5 Application du modèle 167
5.1 Cas plastique 167
5.1.1 Essais de tréfilage basses vitesses 167
5.1.2 Essai de piégeage 168
5.2 Cas viscoplastique 169
5.2.1 Recalage par rapport à un modèle pseudo-newtonien 169
5.2.2 Application du modèle viscoplastique aux essais de tréfilage "moyennes vitesses" 170
6 Conclusion 173

Par souci de clarté, nous ne présentons pas tous les calculs dans le corps de texte. Nous renvoyons en annexe les calculs intermédiaires et ne reprenons que les relations essentielles afin de les commenter.

1 MISE EN DONNEES DU PROBLEME

Nous nous intéressons à la zone d'entrée du film où le gradient de pression dp/dx est positif et s'annule au début de la zone de déformation plastique (figure 1).

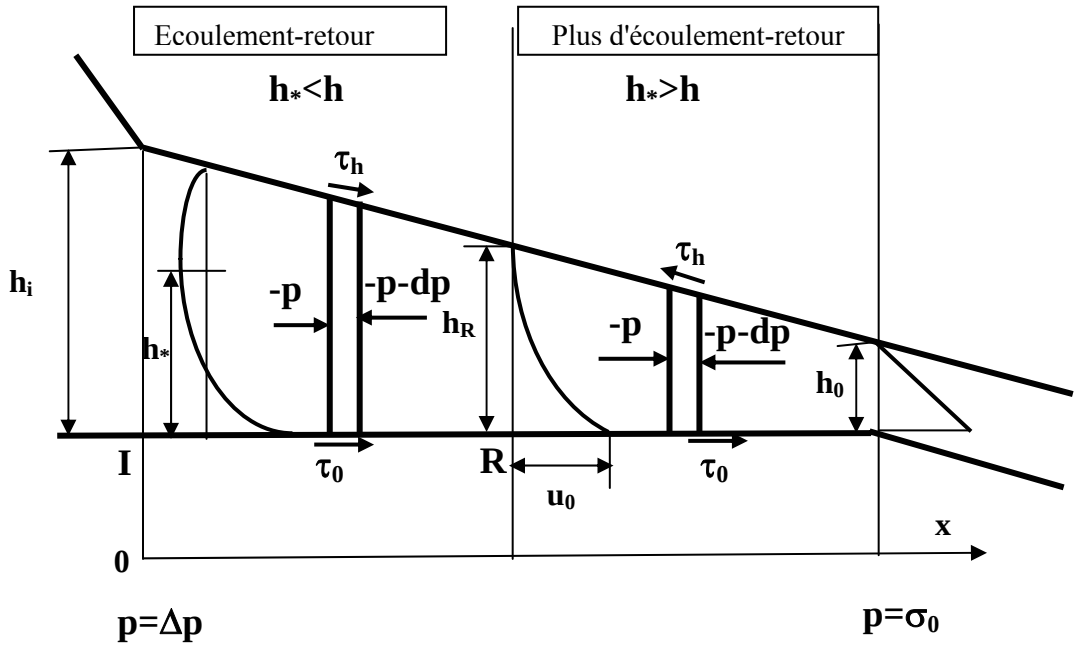


Figure 1 : Equilibre mécanique d'une tranche de lubrifiant et champ de vitesse dans un convergent de filière

Nous utilisons les notations suivantes :
- h est l'épaisseur (selon Oy) du film de lubrifiant qui s'intercale entre le fil et la filière,
- h_i et h_0 sont respectivement les épaisseurs en entrée de filière et au col de pression (où s'amorce la déformation plastique) et h_0 est reliée à l'épaisseur résiduelle de lubrifiant h_{res} (mesurée par dissolution et pesée) par l'expression $h_0 \approx 2h_r\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$,
- u la vitesse (selon Ox) et u_0 la vitesse initiale du fil,
- p la pression (conditions aux limites sur figure 1),
- τ_{xy} la cission selon la facette de normale Oy .

Nous formulons les hypothèses que :
• le film adhère parfaitement aux parois, point qui sera rediscuté par la suite, ce qui assure la continuité des vitesses,
• sa cission et sa consistance sont indépendants de la pression

Ce qui fixe nos conditions aux limites :
• Côté fil : u (y=0)=u_0 et τ_{xy} (y=0)=τ_0,

• Côté filière : u (y=h)=0 et τ_{xy} (y=h)=τ_h
• En entrée de filière p=Δp (où ΔP représente la pression engendrée par une éventuelle préfilière), et au col de pression p=σ_0

Nous envisageons également qu'il puisse exister un écoulement-retour du lubrifiant lorsque h>h_R (figure 1). Pour traduire cela et simplifier le formalisme des calculs, nous introduisons une grandeur auxiliaire h* qui représente l'ordonnée où le gradient de vitesse est nul. Ainsi :
• h* < h si h>h_R
• h*>h si h<h_R. Dans ce cas, l'épaisseur est trop faible pour qu'il y ait un écoulement-retour. La grandeur h* n'a donc plus vraiment de sens physique puisque cela revient à dire que h* se situe dans le noyau de la filière c'est-à-dire en dehors du film de lubrifiant.

Côté filière, dans la première partie de l'entrefer, la cission s'oppose à l'écoulement-retour du lubrifiant et de ce fait, est de même signe que celle qui se manifeste côté fil, et qui est imposée par le sens de tréfilage. L'effet des cissions sur le gradient de pression est alors cumulatif. Au-delà, lorsque h diminue et en l'absence d'écoulement-retour, la cission côté filière change de signe et son effet s'oppose à celui de la cission générée côté fil.

2 EXPRESSION DE L'EPAISSEUR PASSANTE

2.1 Cas viscoplastique isotherme

L'équilibre mécanique permet d'exprimer la cission τ_{xy} selon :

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \tag{1}$$

La loi de comportement d'un corps viscoplastique est définie selon :

$$\tau_{xy} = K\left|\frac{\partial u}{\partial y}\right|^{m-1}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) \tag{2}$$

Où K est la consistance et m l'indice de pseudoplasticité.

L'équation d'équilibre d'un film mince viscoplastique en cisaillement plan se traduit alors par :

$$\frac{dp}{dx} = \varepsilon_y \frac{\partial}{\partial y}\left(K\left(\varepsilon_y \frac{\partial u}{\partial y}\right)^m\right) \quad \varepsilon_y = \begin{cases} -1 & y \le h_* \\ 1 & y \ge h_* \end{cases} \quad \frac{\partial u}{\partial y}(y = h_*) = 0 \tag{3}$$

Une double intégration du gradient de pression permet d'exprimer le champ de vitesse suivant que y≥h* ou y≤h*. L'intégration de u permet ensuite d'obtenir le débit défini par :

$$Q = u_0 \frac{h_0}{2} = \int_0^h u\, dy \tag{4}$$

Nous disposons alors d'un jeu d'équations fondamental dans lequel interviennent des fonctions auxiliaires H=h*/h, F(H) et G(H) qui permettent de s'affranchir de h* et de ce fait permettent de simplifier le formalisme :

$$\begin{cases} \dfrac{G(H)}{F(H)} = (1+2m)\left(\dfrac{h-h_0/2}{h}\right) \\ dp = K\left(u_0\dfrac{1+m}{m}\right)^m \dfrac{dx}{h^{m+1}F(H)^m} \end{cases} \tag{5}$$

La première équation définit la grandeur auxiliaire H en fonction de l'épaisseur h. Elle permet, en particulier, de déterminer l'épaisseur h_R où se termine l'écoulement-retour :

$$h_R = h_0\left(1+\frac{1}{2m}\right) \tag{6}$$

La seconde équation, après intégration, donne l'expression du gradient de pression.

Dans le convergent d'angle α de la filière, nous avons l'équation géométrique :

$$dx = -dh\cot an\alpha \tag{7}$$

Moyennant quelques calculs, le report de cette expression dans le jeu d'équations (5) permet, après intégration, d'expliciter l'épaisseur h_0 selon :

$$h_0 = 2u_0\left(S(m,Y_i)\frac{K\cot an\alpha}{\sigma_0-\Delta p}\right)^{\frac{1}{m}} \tag{8}$$

$S(m,Y_i)$ est un facteur défini numériquement.

L'épaisseur réduite en entrée de filière Y_i est de la forme :

$$Y_i = 1-\frac{h_0}{2h_i}$$

Dans le cas où $h_i >> h_0$, $S(m,Y_i \sim 1)$ est défini par la relation suivante :

$$S(m,1) = \exp\left(3{,}9442 - 11{,}998m + 21{,}838m^2 - 20{,}921m^3 + 7{,}5454m^4\right) \text{ pour } 0{,}1 \le m \le 1$$

Le tableau 1 en présente quelques valeurs caractéristiques.

Indice de viscoplasticité m	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
$S(m, Y_i)$	18,9	9,6	6,0	4,4	3,5	2,9	2,4	2,0	1,7	1,5

Tableau 1 : Valeurs du facteur numérique S(m,1) caractérisant l'épaisseur passante d'un corps viscoplastique en conditions isothermes et pour $h_i >> h_0$

On aboutit donc à un paradoxe apparent : quel que soit m positif, l'épaisseur augmente proportionnellement à la vitesse, comme pour un corps newtonien ; la différence majeure est que l'épaisseur est plus sensible à l'angle de la filière, à la consistance du lubrifiant et à la contrainte d'écoulement plastique du fil (1/m >1).

Lorsqu'une préfilière est utilisée (schéma figure 2), il est nécessaire de prendre en compte la pression engendrée par ce dispositif. La condition aux limites Δp en entrée de filière est alors :

$$\Delta p = R(m)\frac{K\,u_0^m L}{h_p^{m+1}} \tag{9}$$

où R(m) est un facteur numérique tel que : R(m) =2,0552+2,7855m+1,12m² (tableau 2).

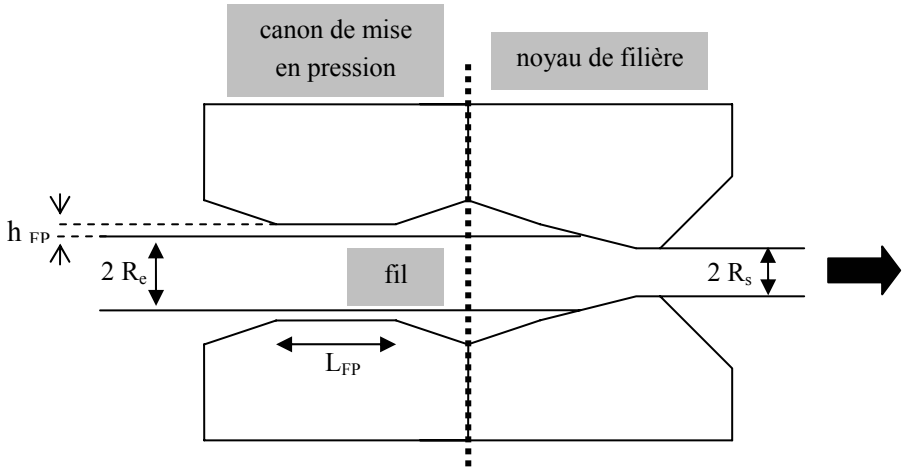


Figure 2 : Schéma d'une filière-pression placée en amont de la filière de travail et notations utilisées

Indice de viscoplasticité m	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
R(m)	2,3	2,6	3	3,3	3,7	4,1	4,5	5	5,5	6

Tableau 2 : Valeurs du facteur numérique R(m) caractérisant la pression engendrée par la préfilière en régime isotherme et pour $h_0 << h_{FP}$

Il est donc clair que la détermination de l'épaisseur passante nécessite de connaître avec précision la loi rhéologique du lubrifiant valable pour $T>T_0$ (domaine mésomorphe).

Le cas plastique, défini par m=0, est quant à lui, singulier et ne correspond pas à un passage à la limite de cette solution puisque, pour un corps plastique, l'épaisseur passante est a priori indépendante de la vitesse. Il est donc nécessaire de traiter ce cas à part en reprenant l'analyse mécanique adaptée (cf §3).

Remarque : L'application de ce modèle sous la forme donnée par (8) sous-entend que l'épaisseur d'entrée h_i est très grande devant h_0. Les mesures réalisées à partir des profils de filière montrent que cette condition est bien remplie :

- h_i~300 µm pour une filière $2R_s$=1,85 mm - α=8° - réduction 30%
- h_i~200 µm pour une filière $2R_s$=1,85 mm - α=5° - réduction 30%

2.2 Cas plastique

Le gradient de pression est de la forme (cf figure 1) :

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \frac{\tau_0 + \varepsilon_h \tau_h}{h} \quad \text{avec } \varepsilon_h = \begin{cases} +1 \text{ (si écoulement - retour)} \\ -1 \text{ (sans écoulement - retour)} \end{cases} \tag{10}$$

L'intégration de ce gradient, moyennant l'équation géométrique (7) et l'introduction d'une cission effective τ_{eff} , donne :

$$h_o = h_i \exp\left(-\left(\tan\alpha\left(\frac{\sigma_0 - \Delta p}{\tau_{ef}}\right)\right)\right) \qquad (11)$$

Cette cission effective est une grandeur qui englobe les contributions des deux cissions τ_0 et τ_h et qui permet de s'affranchir de la connaissance de l'épaisseur h_R , bien définie pour un corps viscoplastique (cf relation 6), mais incertaine pour le cas plastique.

Il apparaît, sur cette formule le caractère doublement singulier du cas plastique :

• l'épaisseur passante dépend explicitement de l'épaisseur d'entrée h_i et lui est proportionnelle (si τ_{ef} est constante). Dans le cas viscoplastique, l'épaisseur passante est également fonction croissante de h_i, via la fonction S, mais tend vers une valeur finie lorsque h_i tend vers l'infini,

• la dépendance vis-à-vis de la contrainte d'écoulement et de l'angle de la filière est très forte, puisque de type exponentiel et non plus de type puissance.

3 PRISE EN COMPTE DES EFFETS THERMIQUES (CAS VISCOPLASTIQUE)

Nous avons négligé, dans une première approximation, l'effet de la température sur la consistance du savon et par conséquent sur l'épaisseur passante du film. Pour prendre en compte le fait que la rhéologie du lubrifiant est thermodépendante, nous posons que la consistance du film est une fonction exponentielle décroissante de la température telle que :

$$K = K(T) = K_0 \exp(-\delta(T - T_t)) \qquad (12)$$

Où δ est le terme de sensibilité à la température. D'après [5], δ~0,01 °K^{-1}.

L'équation de la chaleur dans un film mince en cisaillement s'écrit, en appelant k_s, ρ_s et C_s la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur massique du savon :

$$\underbrace{\rho_s C_s u \frac{\partial T}{\partial x}}_{\text{convection}} = \underbrace{k_s \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}}_{\text{conduction}} + \underbrace{\dot{W}(y)}_{\text{puissance dissipée par cisaillement}} \qquad (13)$$

Où la puissance dissipée par cisaillement est définie par :

• $\dot{W} = \varepsilon_y K\left(\varepsilon_y \frac{\partial u}{\partial y}\right)^m \left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)$ dans le cas viscoplastique (14)

En régime de conduction pure, la température moyenne du savon dû au cisaillement est de la forme :

• Si la filière est adiabatique et le fil à la température T_0 :

$$\Delta \exp(\Delta) = BrJ_1(H) \quad \text{avec } J_1(H) = \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m}\left(\frac{I_1(H)}{2} - I_3(H)\right)$$

• Si le fil et la filière sont à une température imposée (respectivement T_0 et T_1):

$$(\Delta - \Delta_1)\exp(\Delta) = BrJ_2(H) \quad \text{avec } J_2(H) = \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m}\left(\frac{I_2(H)}{2} - I_3(H)\right) \qquad (15)$$

Où : - Br est le nombre de Brinckman adimensionnel défini par $Br = \dfrac{\delta K_0 h^{1-m} u_0^{1+m}}{k_s}$ (16)

- $\Delta = \delta(\overline{T} - T_0)$ et $\Delta_1 = \delta(T_1 - T_0)$
- k_s est la conductivité thermique du savon telle que k_s~0,1 W/m.s [5]

Le nombre de Brinckman qui caractérise l'effet de l'échauffement du lubrifiant sur sa consistance augmente avec la vitesse (effet prévu) et l'épaisseur du film (effet inexistant dans le cas newtonien où m=1).

Au col de pression où $h=h_0$, la puissance dissipée est uniforme quel que soit m. Dans ce cas, les intégrales I_1, I_2 et I_3 sont proportionnelles à 1, 1/2 et 1/6. Un calcul rapide permet alors d'estimer simplement les effets thermiques générés par le cisaillement. En considérant une consistance apparente $(K_0)_{app}$ du savon qui prendrait en compte les effets thermiques, une bonne approximation de l'échauffement ΔT est donnée par :

• Si la filière est adiabatique : $\Delta T \approx \dfrac{Br}{3\delta}$ où $Br = \dfrac{\delta (K_0)_{app} h^{1-m} u_0^{1+m}}{k_s}$ (17)

• Si la filière a une température imposée : $\Delta T \approx \dfrac{Br}{12\delta}$

Dans l'entrefer de la filière, et en considérant un régime où interviennent la convection (liée au déplacement du fil et à sa vitesse u_0) et la conduction par échange avec les parois (liée en grande partie à l'épaisseur du film de lubrifiant et aux températures des antagonistes), l'équation de la chaleur donne l'évolution de la température moyenne du film de savon viscoplastique.

• Si la filière est adiabatique :

$$\frac{hQ}{a_s}\frac{\partial(\delta\overline{T})}{\partial x} = -\left(\frac{\delta(\overline{T} - T_0)}{1/2 - I_3(H)/I_1(H)}\right) + \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m} BrI_1(H)\exp(-\delta(\overline{T} - T_0))$$

• Si la filière a une température imposée : (18)

$$\frac{hQ}{a_s}\frac{\partial(\delta\overline{T})}{\partial x} = -\left(\frac{\delta(\overline{T} - (T_0 + T_1)/2)}{(I_2(H)/2 - I_3(H))/I_1(H)}\right) + \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m} BrI_1(H)\exp(-\delta(\overline{T} - T_0))$$

Où a_s est la diffusivité thermique du savon définie par $a_s = \frac{k_s}{\rho_s C_s}$

4 DISCUSSIONS

4.1 Influence des conditions aux parois : cas d'une cission nulle sur la filière

Comme nous avons observé un effet de la rugosité de la filière sur l'épaisseur résiduelle, il est intéressant d'estimer l'épaisseur passante en changeant les conditions côté filière et en envisageant le cas où la cission côté filière est nulle (savon "glissant"). Les calculs placés en annexe montrent que l'épaisseur passante est de la forme :

$$h_0 = u_0\left(2+\frac{1}{m}\right)\left(\frac{K\cot an\alpha}{\sigma_0-\Delta p}K(m)\right)^{\frac{1}{m}} \qquad (19)$$

Où K(m) est un facteur numérique dont les valeurs caractéristiques sont présentées dans le tableau 3.

m	1	0,5	0,3	0,1
K(m)	0,5	1,5	2,6	4,8

Tableau 3 : Valeurs du facteur K(m) caractérisantl'épaisseur passante dans le cas viscoplastique isotherme lorsque la cission côté filière est nulle

La comparaison avec le cas adhérent (cf relation 8) montre que h_0 est plus faible. Il faut noter en outre que l'épaisseur résiduelle vaut alors :

$h_r = h_0 R_s / R_e$

alors que dans le cas adhésif, on a :

$h_r = h_0 R_s / (2R_e)$

4.2 Comparaison avec un modèle pseudo-newtonien

Dans le cas newtonien, le gradient de pression est de la forme :

$$\frac{dp}{dx} = 6\eta u_0\left(\frac{h-h_0}{h^3}\right)$$

L'idée est de définir, dans chaque tranche de l'écoulement du savon, une vitesse de cisaillement $\bar{\dot{\gamma}}$ et une viscosité $\bar{\eta} = K\bar{\dot{\gamma}}^{m-1}$ moyennes. Les calculs placés en annexe montrent alors que l'épaisseur passante de savon est de la forme :

$$h_0 = u_0\left(\frac{6K\cot an\alpha}{\sigma_0-\Delta p}L(m)\right)^{\frac{1}{m}} \qquad (20)$$

Où L(m) prend les valeurs présentées dans le tableau 4.

m	1	0,7	0,5	0,3	0,1
L(m)	0,5	0,758	1,0748	1,648	2,805

Tableau 4 : Facteur L(m) caractérisant l'épaisseur passante dans le modèle pseudo newtonien

5 APPLICATION DU MODELE

Compte tenu des résultats des chapitres 4 et 5, les expressions d'épaisseur passante établies pour le cas plastique et viscoplastique ont été respectivement appliquées aux essais basses vitesses (~0,05m/s) et moyennes vitesses (~1 m/s) en vue d'interpréter les épaisseurs résiduelles mesurées par poids de couche. Nous avons considéré pour ces applications l'épaisseur résiduelle de savon (poids de couche résiduel total-poids de revêtement salin estimé) ainsi que la relation la liant à l'épaisseur au col : $h_0 \approx 2h_r\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$

Nous n'avons traité que le cas isotherme et n'avons pas pris pas en compte l'équation de la chaleur. Le formalisme est toutefois présenté en annexe A6.

5.1 Cas plastique

La relation (11) stipule que l'épaisseur passante est reliée à la cission effective qui ne nous est pas connue. Nous avons envisagé de l'estimer par deux moyens :

• un calcul indirect de τ_{eff} à partir de l'épaisseur résiduelle de savon obtenue par mesure du poids de couche lors des essais de tréfilage sur machine de traction,

• un essai de piégeage du lubrifiant entre deux tôles métalliques.

5.1.1 Essais de tréfilage basses vitesses

Les essais de tréfilage "basses vitesses", réalisés à l'ambiante, montrent que les savons adoptent un comportement plastique dans la mesure où les poids de couche résiduels sont quasi-insensibles à la vitesse et à la température. Nous avons donc exploité les données expérimentales issues des essais sur machine de traction (25-50 mm/s) pour estimer les cissions effectives à l'aide de la relation (11).

Nous avons porté dans les tableaux 5 et 6 tous les poids de savon résiduel mesurés (poids total-poids résiduel de dépôt salin estimé) pour chaque savon, en considérant les deux angles de filières α=5° et 8°. Les valeurs de h_i ont été déterminées d'après les profils de filière.

Les cissions ainsi déduites sont comprises entre 6 et 10 MPa ce qui est un ordre de grandeur raisonnable [5]. Le savon calcique conduit à des valeurs globalement plus élevées, mais les écarts restent faibles.

Pour préciser cette interprétation et vérifier l'ordre de grandeur obtenu, nous avons mis en œuvre des essais de piégeage complémentaires de manière à comparer les estimations de cission. Ces essais sont restés infructueux, mais nous les évoquons malgré tout pour mémoire.

	Filière	Poids de savon résiduel (g/m²)	Poids de dépôt salin initial (g/m²)	Epaisseur de savon résiduelle estimée (µm)	Cission effective	h_i/h_0
Cas 1	8	1,8	2,6	1,6	**8**	77
Cas 2	8	0,5	5,6	0,5	**6**	278
Cas 3	8	2,4	4,3	2,2	**9**	58
Cas 4	8	0,5	7,6	0,5	**6**	278
Cas 5	5	2,3	5,6	2,1	**6**	50
Cas 6	5	1,2	6,3	1	**5**	101
Cas 7	5	5,2	5	4,7	**7**	25

Tableau 5 : Estimation de la cission effective τ_{ef} pour le savon XNa80
[Filière 8° : h_i~0,3mm - Filière 5° : h_i~0,2mm - ρ_s~1,1 g/m²]

	Filière	Poids de savon résiduel (g/m²)	Poids de dépôt salin initial (g/m²)	Epaisseur de savon résiduelle estimée (µm)	Cission effective	h_i/h_0
Cas 1	8	2,7	2,6	1,8	**8**	70
Cas 2	8	4,3	5,6	2,9	**9**	44
Cas 3	8	4,8	4,3	3,2	**10**	39
Cas 4	8	4,9	7,6	3,3	**10**	39
Cas 5	5	5	5,6	3,3	**6**	32
Cas 6	5	4,9	5	3,3	**6**	32

Tableau 6 : Estimation de la cission effective τ_{ef} pour le savon XCa35
[Filière 8° : h_i~0,3mm - Filière 5° : h_i~0,2mm - ρ_s ~1,5 g/m²]

5.1.2 Essai de piégeage

Sur le plan théorique, l'essai de piégeage consiste à placer du lubrifiant entre deux tôles et à écraser l'ensemble [77]. Lorsque la contrainte exercée sur les tôles est supérieure à la contrainte d'écoulement du métal σ_0, les tôles se déforment plastiquement et la présence de lubrifiant engendre l'apparition d'une cavité dans laquelle ce dernier est piégé. Les dimensions de la cavité sont alors directement reliées à la rhéologie du lubrifiant et particulièrement à son comportement aux parois (figure 3). Un calcul basé sur la méthode des tranches stipule que l'épaisseur moyenne h est reliée à la cission selon :

$$h \approx \frac{2\,\tau\,a}{\sigma_0} \qquad (21)$$

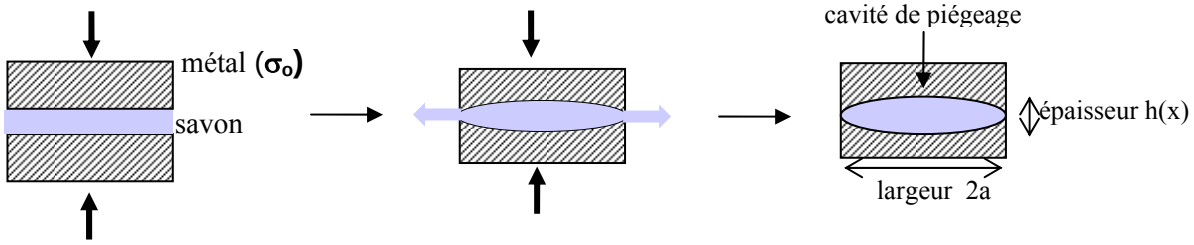


Figure 3 : Principe de l'essai de piégeage de savon entre deux tôles métalliques

L'essai de piégeage présente l'avantage de lever l'indétermination sur les conditions de cisaillement aux parois : le lubrifiant étant chassé du contact dans des conditions de symétrie entre les deux parois, les cissions s'exerçant sur une tranche sont égales.

Sur le plan expérimental, nous avons utilisé des tôles métalliques de nuance AISI304, très proche de celle que nous tréfilons. Ces tôles possèdant une rugosité bien plus faible que celle de nos fils (Ra~0,15 µm), une partie du lot a été décapée par attaque chimique de manière à accentuer la rugosité (Ra~0,3 µm). Nous avons également revêtu certaines d'entre elles par immersion dans un bain de revêtement salin industriel de manière à prendre en compte l'effet du revêtement sur la cission et être ainsi le plus représentatif possible de nos conditions de tréfilage. Le recouvrement des tôles par le dépôt salin n'était toutefois pas aussi satisfaisant que celui des fils (plaques assez irrégulières).
Pour le piégeage, nous avons écrasé les tôles par bipoinçonnement en appliquant une contrainte de l'ordre de 500 MPa. A ce niveau de contrainte, les poinçons laissent une empreinte visible sur les tôles ce qui traduit une déformation plastique du métal effective.
Après écrasement, l'échantillon est tronçonné, puis enrobé de manière à être poli (figure 4). L'examen de la surface par microscopie optique permet de visualiser la zone de piégeage et de mesurer ses dimensions caractéristiques h et a (figure 3).

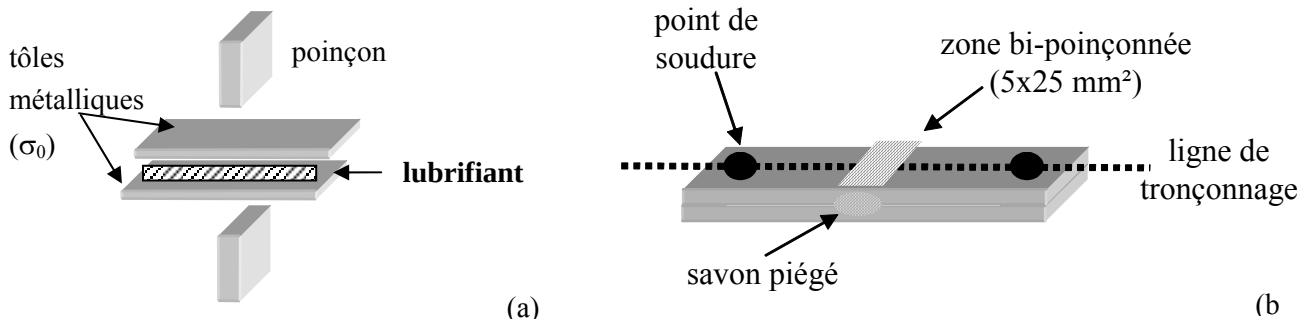


Figure 4 : Essai de piégeage de lubrifiant par bipoinçonnement de tôles métalliques
(a) bipoinçonnement (b) préparation de l'échantillon

Malheureusement, nous avons rencontré des difficultés expérimentales liées au bipoinçonnement et à la découpe des échantillons, qui ne nous ont pas permis de récupérer des profils de cavités exploitables pour valider notre approche et estimer ainsi les cissions.
Nous pensons que ces problèmes expérimentaux pourraient être contournés en adoptant une autre géométrie, de type cylindrique, qui permettrait une mise en œuvre moins délicate.

5.2 Cas viscoplastique

5.2.1 Recalage par rapport à un modèle pseudo-newtonien

Pour vérifier la pertinence de notre modèle viscoplastique isotherme, nous avons comparé les estimations d'épaisseurs passantes déduites du modèle viscoplastique (cf relation 8) et de l'analyse pseudo-newtonienne (cf relation 20). Les données expérimentales que nous avons utilisées sont celles des essais de Tattersall (cf chapitre 1) :

- pour le fil : σ_0=700.10^6 Pa
- pour la filière : α=5°

• u_0 = 0,05 m/s (pour limiter les effets thermiques)

Par ailleurs, nous avons utilisé les caractéristiques calculées par Montmitonnet qui conduisent à un bon accord avec les résultats de Tattersall [5]:
• pour le savon en phase mésomorphe : m=0,3 - K_0=2,5.10^5 Pa.s^{0,3} - δ=0,01 K^{-1} - k_s=0,1W/m.K,

Ainsi, la comparaison des épaisseurs passantes obtenues avec ces deux modèles donne :
• modèle viscoplastique isotherme : h_0~ 0,4 µm,
• modèle pseudo newtonien : h_0~ 1,1 µm

L'ordre de grandeur de l'épaisseur passante est raisonnable (film de quelques microns). Les résultats montrent que l'approche pseudo-newtonienne la surestime.

5.2.2 Essais de tréfilage "moyennes vitesses"

5.2.2.1 Conditions de tréfilage standards

L'application du modèle viscoplastique aux essais de tréfilage de référence à 1 m/s, sans préfilière, nécessite de formuler l'hypothèse que, dans nos conditions d'essais, le savon est viscoplastique. Le fait que le savon est initialement un corps plastique est négligé. Cette approximation peut se justifier par deux raisons [78] :
• la zone de mise en pression de la filière est chauffée par rétroconduction de la chaleur générée par la déformation plastique du fil et le frottement le long de la zone de contact,
• le savon est violemment compacté, puis cisaillé à l'entrée de la filière ce qui l'échauffe de manière suffisamment importante pour qu'il passe de l'état plastique à l'état visqueux.

Compte tenu des remarques formulées à la fin du chapitre 5 au sujet du comportement des savons vis-à-vis du revêtement, nous avons considéré que, dans cette gamme de vitesses :
• le savon calcique XCa35 ne permet pas de faire des applications puisque l'épaisseur passante à laquelle il conduit dépend essentiellement du revêtement salin. L'entraînement se ferait par raclage et piégeage du savon dans les infractuosités créées par le dépôt salin ainsi que dans la rugosité du métal (figure 5). Ce résultat avec cohérent qualitativement avec nos mesures rhéologiques qui fournissent pour ce savon un indice de viscoplasticité m~0,1. Sa consistance est telle que les épaisseurs générées sont en général faible,
• au contraire, le savon sodique XNa80 est davantage sensible aux conditions expérimentales ce qui suggère que l'épaisseur de savon résiduelle à laquelle il conduit résulterait de l'effet hydrodynamique. A priori, il se prête donc bien aux applications numériques que nous souhaitons faire.

L'utilisation des données rhéologiques obtenues sur le rhéomètre capillaire conduit à l'estimation d'une épaisseur passante qui n'a pas de sens physique (~10^{-4} µm) et qui confirme les doutes que nous avions formulés lors de l'interprétation des résultats liés à cet essai, tout particulièrement sur la faible consistance estimée. Etant donné que nous ne possédons pas d'autres valeurs, nous avons procédé à une analyse inverse du problème. A partir de l'épaisseur moyenne résiduelle h_r du savon XNa80 relevée au cours de nos essais, nous avons estimé l'épaisseur passante h_0 et nous avons ensuite calculé,

au moyen du modèle isotherme, la consistance apparente $(K_0)_{app}$ qui conduirait à l'épaisseur fixée, et qui engloberait l'impact des effets thermiques sur la consistance.

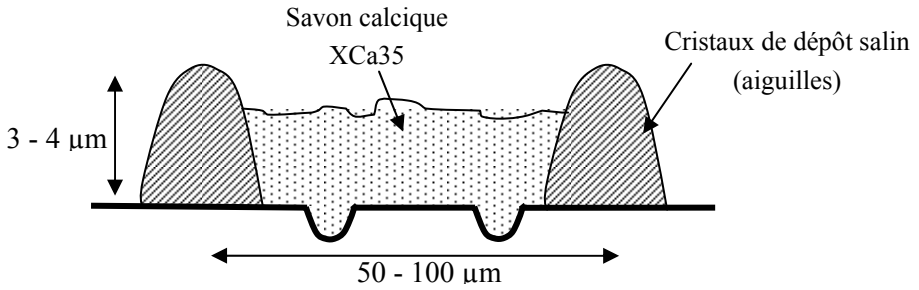


Figure 5 : Schématisation du phénomène de raclage du savon calcique par le dépôt salin et de son piégeage dans les infractuosités du fil

Nous avons fixé h_r=2µm à 1 m/s, soit h_0=5µm, et nous avons considéré les caractéristiques suivantes :
- pour le savon : m=0,3 - δ=0,01 K^{-1} - conductivité thermique k_s=0,1W/m.K,
- pour le fil : σ_0=250.10^6 Pa

Le calcul donne alors $(K_0)_{app}$~1,2.10^5 Pa.$s^{0,3}$. L'ordre de grandeur est en bon accord avec la valeur de consistance utilisée par Montmitonnet.

A cette vitesse de tréfilage, il est nécessaire d'estimer les effets thermiques afin de prendre en compte l'éventuelle influence qu'ils peuvent avoir sur la consistance. Le calcul du nombre de Brinckman donne Br~2,34 et permet d'estimer l'échauffement généré au col de pression. En effet, d'après la relation (17), nous avons :

$20°C < \Delta T = \frac{Br}{\chi\delta} < 77°C$ suivant les conditions thermiques imposées par les parois

(où χ définit les échanges thermiques avec la filière, adiabatique ou de température imposée).

L'échauffement au col de pression serait donc a priori insuffisant pour que le savon adopte un comportement viscoplastique. Il est toutefois probable que le passage en phases mésomorphes ait lieu bien en amont du col de pression, car l'épaisseur du film de lubrifiant est alors plus élevée et conduit à des échauffements supérieurs.

5.2.2.2 Autres conditions de tréfilage

• Diminution de l'angle de filière

Nous avons utilisé la consistance apparente déterminée ci-dessus et nous avons estimé, grâce au modèle viscoplastique isotherme, l'épaisseur résiduelle attendue lorsque l'angle de filière diminue, et nous avons ensuite comparé ces valeurs aux mesures d'épaisseurs résiduelles obtenues lors de nos essais de tréfilage.

Condition de tréfilage		Epaisseur résiduelle h_r Epaisseur passante h_0	
		Expérimental	Modèle
Angle	5°	$h_r \sim 4$ µm **$h_0 \sim 9{,}5$ µm**	$h_r \sim 10$ µm **$h_0 \sim 24$ µm**
	8° *(référence)*	*$h_r \sim 2$ µm* ***$h_0 \sim 5$ µm***	*$h_r \sim 2$ µm* ***$h_0 \sim 5$ µm***

Tableau 7 : Application du modèle viscoplastique isotherme aux essais de tréfilage "moyennes vitesses" avec angle de filière diminué (K_0=1,2.10^4 Pa.s^{0,3})

Le modèle conduit à une épaisseur passante bien supérieure à celle observée. Cela pourrait traduire le fait que l'augmentation de h_0 augmente le nombre de Brinckman et par conséquent les échauffements. Dans ce cas, l'analyse isotherme est a priori insuffisante et un calcul plus précis est nécessaire, prenant en compte les effets thermiques et leur effet sur la consistance.

• Utilisation d'un système de mise en pression

L'application du modèle dans ce cas est délicate car nous ne connaissons pas avec précision la longueur L_{FP} sur laquelle le jeu radial h_{FP}~60µm est constant : nous l'estimons d'après le profil à environ 5 mm. D'après ces caractéristiques, la pression générée à l'intérieur de la filière-pression serait très importante (~220 MPa). L'application du modèle conduit à une épaisseur h_0 de l'ordre du mm qui n'a pas de sens. Cela suggère que dans cette configuration, les effets thermiques ne sont plus négligeables et que l'analyse isotherme est alors insuffisante.

• Filière non polie

Les résultats expérimentaux montrent que la rugosité de la filière augmente les épaisseurs de savon résiduelles. Cela suggère que l'épaisseur passante de lubrifiant dépend des conditions de contact aux parois côté filière. Nous avons utilisé les analyses correspondant à une adhésion parfaite (cf relation 8) et à un contact "glissant" (cf relation 19) afin d'interpréter les mesures d'épaisseurs obtenues avec une filière rugueuse et une filière polie (filière de référence). Le calcul des consistances apparentes pour chaque cas donne :

• pour la filière polie ou cas "glissant" (h_r~ 2µm - h_0~ 2,4µm) : $(K_0)_{app}$~ 1,7.10^5 Pa.s^{0,3} (cas pessimiste)

• pour la filière non polie ou cas d'adhésion parfaite (h_r~ 4µm - h_0~ 9,5µm) : $(K_0)_{app}$~ 1,45.10^5 Pa.s^{0,3} (cas optimiste)

Les consistances obtenues sont proches quel que soit le modèle utilisé ce qui confirme l'ordre de grandeur estimé. Le fait d'avoir considéré jusqu'à présent une adhésion parfaite à la filière ne nous a pas induit en erreur et constitue donc une bonne approximation.

6 CONCLUSION

La modélisation développée, basée sur l'analyse théorique de l'écoulement du savon, permet d'expliciter l'épaisseur passante de lubrifiant qui s'intercale entre le fil et la filière au cours d'une opération de tréfilage. Deux expressions ont été proposés pour traiter le cas où le savon est plastique (d'après nos essais de tréfilage, aux basses vitesses) ou bien viscoplastique (moyennes vitesses de tréfilage) :

• dans le cas viscoplastique isotherme, l'épaisseur de savon passante augmente proportionnellement à la vitesse et est fortement dépendante de l'angle de la filière, de la consistance du lubrifiant et de la contrainte d'écoulement plastique du fil (sensibilité en 1/m). Il est nécessaire de connaître avec précision les propriétés rhéologiques du savon,

• le cas plastique isotherme est, quant à lui, singulier puisqu'il ne s'obtient pas par simple passage à la limite du cas viscoplastique généralisé. Nous montrons alors que l'expression de l'épaisseur passante dépend explicitement de l'épaisseur d'entrée h_i et est fortement sensible à la contrainte d'écoulement et à l'angle de la filière (dépendance en exponentielle). Cette expression fait toutefois intervenir la cission effective du savon τ_{eff} qui doit être estimée avant toute application.

Compte tenu des échauffements générés au cours du tréfilage, les effets thermiques et leur incidence sur le comportement du savon ne peuvent être négligés. Ils sont estimés avec le nombre adimensionnel de Brinckman.

Nous vérifions la pertinence du modèle en utilisant les mesures de poids de couche réalisées au cours des essais de tréfilage :

• A partir des essais "basses vitesses" (50 mm/s) et du modèle "plastique", nous estimons les cissions effectives des savons qui sont de l'ordre de 5-10 MPa pour les deux formulations de référence XNa80 et XCa35.

• Le cas viscoplastique isotherme est validé en se recalant sur un modèle pseudo-newtonien (basé sur les estimations de consistance de Montmitonnet et sur les expériences de Tattersall, 1961). Nous l'appliquons ensuite à nos essais de tréfilage "moyennes vitesses" afin de comparer ces estimations aux mesures de poids de savon résiduel. Dans le cas du savon sodique XNa80, l'utilisation de la valeur de la consistance K_0 issue du Rhéoplast conduit à une estimation erronée de l'épaisseur passante et confirme le caractère peu fiable de nos mesures de rhéométrie capillaire. Par calcul indirect, moyennant la connaissance de l'épaisseur résiduelle de savon, nous corrigeons l'estimation de la consistance apparente et proposons une valeur dont l'ordre de grandeur, $(K_0)_{app}$~10^5Pa.s^{0,3},est finalement en bon accord avec les données de Montmitonnet. Le choix des conditions de contact entre le savon et la filière est également discuté grâce aux résultats obtenus avec la filière rugueuse.

Dans le cas du savon calcique XCa35, le faible indice de pseudoplasticité m expliquerait que l'effet hydrodynamique associé soit faible. Cette défaillance serait toutefois compensée par le piégeage.

Ces applications permettent de vérifier la pertinence de ce modèle viscoplastique, qui peut toutefois être raffiné par la prise en compte de l'équation de la chaleur et la résolution couplée avec l'équation donnant le gradient de pression. Une connaissance précise des caractéristiques rhéologiques est fortement souhaitée pour approcher au mieux l'épaisseur passante.

CONCLUSION GENERALE PERSPECTIVES

1 APPROCHE DU PROBLEME

Notre approche est basée en grande partie sur la mise en œuvre et l'analyse d'essais de tréfilage sur tréfileuse mono passe pilote instrumentée, mais également sur la caractérisation des savons secs. Elle nous a ainsi permis :

• d'obtenir un grand nombre de données expérimentales permettant de modéliser "qualitativement" les mécanismes de lubrification du tréfilage d'un acier inoxydable, revêtu de dépôt salin, par les savons métalliques. L'originalité réside dans ***la multiplication des mesures quasi-systématiques*** : poids de couche superficielle, force de tréfilage, température de filière et observations MEB de la surface des fils avant et après tréfilage.

• d'analyser, au moyen d'outils théoriques, ces résultats expérimentaux afin d'étudier les conditions de travail du lubrifiant. Cet aspect méthodologique est d'autant plus intéressant qu'il peut être transposé, moyennant quelques améliorations et adaptations, à d'autres cas de tréfilage.

2 BILAN RELATIF A LA COMPREHENSION DES MECANISMES DE LUBRIFICATION : APPROCHE QUALITATIVE

L'essentiel de ce travail a porté sur la mise en œuvre d'un grand nombre de campagnes de tréfilage sur différents équipements de laboratoire instrumentés. Les dispersions obtenues sur les mesures faites au cours des différentes campagnes montrent que la mise en œuvre de tels essais est délicate et ce, malgré le soin apporté à reproduire des conditions identiques. Les variabilités s'expliquent en partie par la sensibilité du procédé aux conditions opératoires (qualité du fil, caractéristiques de la filière, état de conservation du savon) et par les variabilités des techniques de mesure (pertes possibles de revêtement lors des manipulations du fil, positionnement du thermocouple dans la filière, type de capteur utilisé et raideur). Il est donc primordial de multiplier les moyens de mesures pour être très critique vis-à-vis des résultats obtenus et pour les interpréter. Grâce à cette démarche et à l'***utilisation d'un état de référence*** (fil de diamètre 2,2mm revêtu- réduction 30% - filière $2\alpha=16°$ - v=1 m/s), les grandes tendances relatives à la qualité de la lubrification ont pu être dégagées.

2.1 Généralités

Dans nos conditions d'essais, lors du tréfilage avec des savons secs, les poids de couche résiduelle (revêtement salin+savon) sont en moyenne de l'ordre de quelques g/m² (soit quelques µm). L'état de surface des fils tréfilés n'est pas uniforme et son recouvrement est hétérogène. Les observations MEB, couplées aux analyses EDS de surface, mettent en évidence l'existence de trois zones distinctes : le métal quasi-nu (résidus éventuels de films très minces d'épaisseur inférieure au micromètre), le revêtement et le savon (le plus souvent mélangé à du revêtement). Lors du passage du fil dans la filière, ***le régime de lubrification peut donc être qualifié de mixte***.

La force de tréfilage dépend de paramètres tels que la composition de la couche superficielle (présence de charges dans le savon, quantité de revêtement salin), la géométrie de la filière (longueur de contact fil-filière). Par contre, elle ne présente qu'une faible sensibilité à la vitesse de tréfilage.

Les échauffements mesurés dans la filière sont fortement dépendants de la vitesse de tréfilage : nous avons vérifié que la température suit une évolution en $\sqrt{v}$, ce qui confirme le caractère critique de la vitesse. Ils présentent également une sensibilité aux paramètres cités ci-dessus pour la force de tréfilage.

Les savons de tréfilage de référence, à savoir XNa80 et XCa35, présentent quant à eux des comportements rhéologiques et tribologiques bien distincts. Le lien entre ces propriétés et leurs performances en tréfilage n'est toutefois pas trivial.

2.2 Le revêtement salin

Utilisé pour créer une rugosité artificielle sur le fil et améliorer ainsi l'accrochage du savon dans le savonnier, le revêtement salin a été appliqué sur le fil par deux méthodes: au défilé (en continu - cas du fil 2,2mm) ou au trempé (par immersion de bobines de fil 5,5mm). Sur l'ensemble des campagnes, nous avons constaté que:

• sur le fil, avant tréfilage, il se présente sous forme de cristaux allongés, ou aiguilles, qui ne recouvrent qu'une petite partie de la surface du fil (une estimation rapide donne un recouvrement de 25 à 40%),

• son poids de couche initial et sa répartition sur le fil sont variables. D'une campagne à l'autre, ce paramètre modifie la qualité du fil initial et est susceptible de modifier les conditions de lubrification,

• ***le rôle du revêtement salin n'est pas neutre sur le plan tribologique*** puisque :

- les mesures de force et de températures de filière peuvent être influencées par la présence de revêtement salin en fonction de sa quantité initiale et probablement du rapport "poids de dépôt salin/poids de couche total". Cela est dû en grande partie à son pouvoir frottant élevé,

- il peut conditionner la quantité de savon entraînée. Les résultats obtenus dans nos conditions standards montrent que le comportement du savon calcique XCa35 se révèle sensible au poids de revêtement initial : par un effet de piégeage dans les rugosités relatives au revêtement salin et au fil, son épaisseur passante augmente avec le poids de revêtement salin. Au contraire, les épaisseurs résiduelles de savon sodique XNa80 sont a priori indépendantes de la quantité de revêtement salin et ne résulteraient que du seul effet hydrodynamique,

• en cas d'entraînement insuffisant de savon, le dépôt salin protègerait le fil en retardant l'apparition de rayures. Toutefois son absence n'est a priori pas systématiquement préjudiciable au bon déroulement de l'opération de tréfilage.

2.3 Optimisation des conditions de tréfilage

Grâce à l'ensemble des essais de tréfilage mis en œuvre durant l'étude et à leur comparaison à un état de référence, nous avons pu évaluer l'influence d'un certain nombre de paramètres sur la qualité de la lubrification et en particulier sur les poids de couche résiduels. Nous confirmons ainsi :

• ***l'effet défavorable de la vitesse***. En effet, entre 0,5 et 10 m/s, les poids de couche diminuent ; à 10 m/s, ils sont équivalents au poids de dépôt salin résiduel,
• ***les effets favorables*** d'un faible angle de filière, d'un dispositif de mise en pression et d'un fil rugueux et peu dur.

Par ailleurs, des résultats "nouveaux" montrent l'intérêt d'utiliser :
• ***des savons sodiques très chargés (type XNa35),***
• ***une filière non polie, très rugueuse***.

Le choix du critère "poids de couche résiduel" comme déterminant pour le bon déroulement d'une opération est évidemment discutable. En effet, un film très épais est certes rassurant pour le tréfileur, mais peut ne pas être souhaitable par l'utilisateur final suivant l'application à laquelle est dédié le fil et l'état de surface qu'elle requiert. Les différents cas présentés dans cette étude nous incitent à penser qu'il n'est pas nécessaire d'avoir un fort poids de couche pour éviter l'apparition des rayures.

3 CARACTERISATION DES SAVONS DE TREFILAGE

Les résultats issus des différentes techniques de caractérisation utilisées, qu'il s'agisse de la DSC, de la rhéologie capillaire, du malaxeur et du tréfilage "basses vitesses", montrent combien l'étude de ces corps est délicate, tout particulièrement lorsqu'ils sont chargés (enthalpogramme non exploitable du savon XCa35 et problèmes d'extrusion en rhéologie capillaire). L'interprétation des résultats n'est jamais triviale et souvent perturbée. Les essais de tréfilage en sont l'exemple : nous souhaitions à l'origine étudier l'impact de la température sur la rhéologie du savon et donc sur les poids de couche, mais la formation de "bouchons" en amont du cône de travail de la filière a perturbé l'analyse que nous pouvions en faire.
Les essais sur malaxeur conduisent à des observations intéressantes et ont l'avantage de fournir une signature pour chaque savon. Des investigations supplémentaires, consistant à prélever des échantillons en cours d'essais, s'avèrent toutefois nécessaires pour une meilleure compréhension des phénomènes. En effet, la difficulté à interpréter les données du malaxeur réside dans le fait que les variations du couple de mélange peuvent traduire à la fois une évolution rhéologique intrinsèque aux phases mésomorphes, mais également un état de densification de la poudre (prise en masse suite à une modification des propriétés de surface des cristaux avec la température)

Globalement, dans leur mise en œuvre actuelle, ces techniques ne nous aident que très partiellement à comprendre le comportement des savons et leurs performances durant le tréfilage.

4 APPORT DE LA MODELISATION POUR LA COMPREHENSION DES PHENOMENES

4.1 Analyse des conditions de travail du fil et du lubrifiant

L'application du modèle thermomécanique élémentaire à l'interprétation des mesures de contraintes de tréfilage et de températures de filière nous a permis d'estimer, dans nos conditions d'essais, les valeurs du travail de déformation plastique W_{pl}, du facteur thermique β' et des cissions de frottement τ tels que:
• W_{pl}~240 MPa.

Cette valeur serait assez peu sensible au diamètre du fil et à la vitesse (pour 0,5<u<10m/s),
• β'~3-4.
Cela suggère que l'échauffement du fil au point le plus chaud, et par conséquent la température de travail du savon, peut être très élevé(e) (jusqu'à 400°C environ, à 1 m/s). L'échauffement est toutefois très localisé et n'est maintenu que pendant un temps très court puisque le refroidissement de la filière et le contact avec l'air en sortie de filière le font diminuer très vite. Nous pouvons donc penser que, dans ces conditions de "flash thermique", le savon n'est pas systématiquement dégradé ce qui expliquerait que l'opération se déroule bien.
• Les cissions dépendraient de la composition des savons et sont comprises entre 15 et 45 MPa (soit une gamme de coefficient de frottement de Tresca voisine de $0{,}04<\overline{m}<0{,}12$). L'ordre général serait le suivant: $\tau_{XNa80}<\tau_{XNa35}<\tau_{XCa35}$.

L'utilisation de la simulation numérique, moyennant l'introduction de lois rhéologiques de l'acier, a permis de vérifier que les ordres de grandeurs de W_{pl} et des cissions (traduites en coefficient de frottement de Tresca) étaient corrects. La concordance pourrait être améliorée en affinant la loi rhéologique utilisée, la loi issu de l'essai de masse tombante ayant tendance à surestimer les propriétés mécaniques. Par contre, nous n'avons qu'ébauché la simulation numérique des effets thermiques dans la filière. Par conséquent, la valeur expérimentale du facteur β' n'a pas pu être confirmée.

4.2 Analyse de l'écoulement du savon: application à la détermination des épaisseurs passantes

Compte tenu du fait que l'épaisseur passante est un paramètre déterminant dans l'étude de la lubrification du tréfilage, nous avons développé une analyse théorique de l'écoulement du film de lubrifiant dans l'entrefer de la filière. Ca modèle présente l'avantage d'expliciter, dans le cas isotherme, ***l'expression de l'épaisseur passante s'intercalant entre le fil et la filière suivant que le savon soit viscoplastique (grandes vitesses) ou plastique (basses vitesses).***
• dans le cas viscoplastique, la dépendance à la contrainte d'écoulement σ_0, à l'angle de filière α et à la consistance du savon K_0 est très forte puisqu'elle s'exprime en 1/m. Le paradoxe est que l'épaisseur est directement proportionnelle à la vitesse (analogue au cas newtonien),
• dans le cas plastique, qui constitue un cas singulier car ne découlant pas du passage à la limite du cas viscoplastique généralisé, la dépendance à σ_0, α et K_0 est de type exponentiel. L'épaisseur reste directement proportionnelle à l'épaisseur h_i (écart entre le fil et la filière en entrée d'outil).

Etant donné que les effets thermiques ne peuvent être négligés, nous les avons ensuite estimés pour étudier leur effet sur les épaisseurs passantes dans le cas viscoplastique :
• le nombre de Brinckman traduisant l'effet de l'échauffement du lubrifiant sur sa consistance a été défini : il est directement relié à la vitesse (puissance 1+m) et à l'épaisseur (puissance 1-m),
• l'échauffements moyen du film de lubrifiant au col de pression a été explicité en tenant compte de deux conditions aux limites différentes suivant que la filière soit adiabatique ou de température imposée,

Les premières applications proposées concernent le cas d'un film lubrifiant viscoplastique isotherme. Un recalage par rapport à un modèle pseudo-newtonien est proposé : l'utilisation des données de Montmitonnet, basées sur les résultats de Tattersall, permet de vérifier que l'ordre de grandeur du film

de lubrifiant est pertinent. L'application du modèle viscoplastique à nos essais de tréfilage de laboratoire réalisés avec le savon sodique XNa80, moyennant l'utilisation de la rhéologie déterminée par rhéologie capillaire, est toutefois infructueuse ce qui suggère que nos mesures de consistance sont peu fiables (ce que nous soupçonnions à l'origine). Nous corrigeons donc ce problème en calculant, par méthode inverse, la consistance apparente du savon sodique et obtenons $(K_0)_{app}$~$1,2.10^5$ $Pa.s^{0,3}$.

Ce modèle nous permet également d'interpréter les essais de tréfilage réalisés sur les tréfileuses-pilotes. L'influence sur les poids de couche des différents paramètres a pu être confirmée par cette approche théorique. Toutefois, certains écarts constatés entre les prévisions et l'expérience suggèrent que l'analyse isotherme utilisée en première approximation est insuffisante lorsque les films de savon sont trop épais, et qu'il est nécessaire de prendre en compte l'équation de la chaleur pour affiner l'analyse.

5 EXTRAPOLATION AU TREFILAGE INDUSTRIEL

Notre hypothèse de base est que la formation du film de lubrifiant se fait essentiellement sur la première passe. La lubrification des passes suivantes serait en premier lieu assurée par le revêtement résiduel formé en première passe, les savonniers suivants n'assureraient qu'un rôle d'appoint local et limité.

Tout au long du texte, nous présentons comment les méthodes ou analyses appliquées au dispositif monopasse peuvent être transposées à l'étude du tréfilage industriel. Pour cela, nous considérons une campagne de tréfilage réalisée sur un dispositif industriel de 12 filières à Imphy (réduction du diamètre de l'acier inoxydable de 5,5 mm à 1 mm).

• grâce aux techniques de caractérisation, nous décrivons l'évolution du poids de couche résiduel et de l'état de surface du fil avec la vitesse, sur l'ensemble des passes. Le fait que la première passe est déterminante est ainsi confirmé,

• grâce au modèle thermomécanique, et moyennant quelques hypothèses, nous estimons les températures atteintes par le fil. Nous montrons que le domaine de température de travail du film de lubrifiant est étendu (de 20 à 600-650°C en dernière passe, à 16 m/s),

• grâce aux essais de tréfilage sur tréfileuse-pilote, nous dégageons l'influence d'un certain nombre de paramètres sur l'épaisseur passante de savon. Nous confirmons ainsi que la nature du savon est importante et conditionne ses performances : Ainsi, un ***"bon" savon de tréfilage*** correspondrait à une ***formulation sodique avec une forte teneur en charges***, présentant ainsi

- une consistance élevée
- un indice de viscosité élevée
- un caractère piézodépendant.

Ce point s'est a priori confirmé en usine puisque l'emploi de formulations chargées type XNa35 à une gamme industrielle donnerait des résultats intéressants (appréciation qualitative). Toutefois, l'optimisation du procédé, via un bon ajustement des paramètres relatifs au fil, à la filière et au refroidissement nous semble indispensable.

D'une manière générale, la démarche consistant à décomposer le tréfilage multipasses en une opération élémentaire monopasse est plutôt satisfaisante. Malgré les problèmes de représentativité qui peuvent être évoqués, et qui sont dus au fait que ces deux configurations ne conduisent pas à des niveaux de

sollicitation du fil et du lubrifiant comparables, des réponses ont pu être apportées en terme de compréhension et de modélisation du procédé. Des pistes d'améliorations peuvent toutefois être proposées.

6 PERSPECTIVES

6.1 Rôle du revêtement salin

La mise en place d'analyses plus fines du revêtement salin devrait permettre de mieux comprendre son rôle lors du tréfilage. Un dosage sélectif lors de la mesure du poids de couche permettrait d'améliorer l'estimation des épaisseurs résiduelles de savon. Par ailleurs, des obervations MEB plus fines, utilisant une méthode d'analyse d'image permettraient de quantifier la proportion de revêtement présente sur le fil. L'impact du revêtement salin sur la quantité de savon doit être également précisé dans le cas des formulations sodiques très chargées.

6.2 Caractérisation rhéologique des savons

Nous avons montré que la caractérisation des savons de tréfilage est délicate. Toutefois, sa connaissance est indispensable pour identifier précisément les paramètres rhéologiques qui nourrissent ensuite le modèle de lubrification ou bien expliquent les performances des savons lors du tréfilage.

• Pour la DSC, les améliorations à apporter seraient :

- multiplier les cycles de chauffage/cristallisation de manière à visualiser les évolutions des thermogrammes et expliquer l'origine des pics,
- déshydrater les savons pour s'affranchir des pics caractéristiques de la présence d'eau et simplifier ainsi les thermogrammes,
- procéder à des mesures par diffraction des rayons X pour confirmer les phases en présence relative à chaque transition visualisée sur les thermogrammes.

• Pour la rhéologie capillaire, il s'agirait de reprendre les mesures en utilisant des capillaires striés ou légèrement convergents permettant de s'affranchir des problèmes de glissement aux parois.

• Pour le malaxeur, il s'avèrerait instructif de multiplier les prélèvements au cours de l'essai pour observer l'état du produit (poudre ou corps continu). Ces prélèvements pourraient avoir lieu pour des températures bien particulières : aux sommets des pics et dans les "vallées". Dans notre cas, nous n'avons récupéré que les échantillons portés à 250 °C : ils sont pris en masse ce qui traduit le fait que la dernière manifestation du couple observée correspond bien à l'état mésomorphe. Toutefois, nous ne pouvons pas justifier le (ou les) pic(s) précédent(s) sans avoir fait de prélèvement.

• Pour les essais basses vitesses réalisés entre 20 et 200°C, une amélioration consisterait à réduire la zone de chauffage au convergent de la filière de manière à éviter, dans la mesure du possible, la formation de bouchons de savon qui pénalisent la lubrification.

Enfin, dans le but de préciser le rôle de la pression sur le comportement des lubrifiants (piézodépendance), il nous paraît opportun de reprendre les essais de piégeage "haute pression" par bipoinçonnement en utilisant une géométrie plus commode, axisymétrique par exemple.

6.3 Modélisation

A l'issue de ce travail, il nous manque des précisions sur l'aspect thermique et notamment :

• confirmer/infirmer la valeur du facteur β' liant la température mesurée dans la filière à l'échauffement maximal du fil (et donc la température de travail du film de lubrifiant). Pour cela, il faudrait reprendre la simulation numérique en procédant à des calculs thermiques séparés et alternés dans le fil et la filière. Outre l'estimation de β', cela nous permettrait également de préciser l'amplitude de l'échauffement généré dans le convergent de la filière par rétroconduction de la chaleur et vérifier son impact sur la température du savon, et donc sa rhéologie, dans cette zone,

• affiner le modèle thermomécanique de manière à expliquer l'effet d'une variation de la cission interfaciale sur l'échauffement résultant et voir si cela justifie la non-linéarité observée dans quelques cas.

En ce qui concerne la prévision des épaisseurs passantes, il faudrait améliorer la prise en compte des effets thermiques en couplant la résolution du modèle viscoplastique et l'équation de la chaleur.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] LAVERROUX, M. Mise en forme des aciers inoxydables par tréfilage. *La revue de métallurgie CIT* , 1993, p.1293-1302

[2] SIMONNET, G. Tréfilage de l'acier M645, In Traité des matériaux métalliques, Techniques de l'Ingénieur, 1996, p.2-11

[3] BONZEL, M. *Le tréfilage de l'acier*. DUNOD, 1958, 253 p.

[4] DUBOURG, J. La lubrification dans les opérations de tréfilage et d'étirage des aciers. In *: La lubrification industrielle, Tome 2*. Editions Technib, Publications de l'Institut Français du Pétrole, p. 405-420, 1984

[5] MONTMITONNET, Pierre. *Contribution à l'étude de la lubrification par les savons en tréfilage*. Thèse de Docteur Ingénieur en Propriétés Mécaniques des Matériaux, Sophia Antipolis, ENSMP, 1983, 138 p.

[6] MEIGNAN, P. Contribution des traitements de surface et des lubrifiants dans une démarche de qualité en tréfilage. *Fils, Tubes, Bandes, Tréfilés*. 1990, p.19-22

[7] DUBAR, L. BRICOUT, JP. WIERRE, C. MEIGNAN, P. New surface processes for cold forging of steels. *Surface and coatings Technology* (102), 1998, 159-167

[8] SACHS, G. Plasticity problems in metals. *Transactions of the Faraday Society*, vol.24, 1928,p.84-92

[9] WISTREICH, J.G. Investigation of the mechanics of wire drawing. *Proc. Inst. Mech. Eng*., 169, 1955, p.654-678

[10] JOHNSON, R.W. and ROWE, G.W. J. Inst.Met., vol.96, 1968, p.97

[11] AVITZUR, B. Analysis of wire drawing and extrusion through conical dies of small angle cone. J. of Eng. Ind., 1963, p.89

[12] FELDER, E. Evaluation of the influence of redundant work and friction in wire drawing. Annals of the CIRP.25,1, 1976

[13] SCHEY, J. A. *Tribology in metalworking: Friction, lubrication and wear*. Ed American society for metals, 1983, 736p.

[14] DIXIT, U.S. and DIXIT, P.M. An analysis of the steady state wire drawing of strain hardening materials. *J. of Materials Proc. Techn*., vol.47, 1995, p.201-229

[15] CHEN, C.C.; OH, S.I. and KOBAYASHI, S. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing. *J. of Eng. for Industry*, vol.101, 1979, p.23-44

[16] VALBERG, H. and WANHEIM, T. Finite element analysis as a tool for the investigation of the mechanics of wire drawing. *Int. J. of materials and product technology*, vol.13, n°3-6, 1998, p.234-265

[17] MONTMITONNET,P. Cours "Mise en forme des métaux : Tréfilage", Séminaire CEMEF, 2002

[18] LUIS, C.J., LEON, J and LURI, R. Comparison between finite element method and analytical methods for studying wire drawing processes. *Journal of materials Processing Technology*, à paraître.

[19] CHEVALIER, L. Prediction of defects in metal forming: application to wire drawing. *J. of Mat. Proc. Tech*., vol.32, 1992, p.145-153

[20] SHINOHARA, T. and YOSHIDA, K. Deformation analysis of surface crack in rolling and wire drawing. *JSME International Journal*, vol.48, n°4, p.335-340, 2005

[21] DUBOIS, A., LAZZAROTTO, L., DUBAR, L. and OUDIN, J. A multi-step lubricant evaluation strategy for wire drawing-extrusion-cold heading sequence. *Wear*, 2002, 249, 951-961

[22] DUBAR, L., DUBOIS, A. and DUBAR, M. Friction and wear phenomena in cold metal forming: an integrated approach. Proceedings of ICTMP, 2004

[23] RANGER, A.E. An electrical analogue for estimating die temperature fiels during wire drawing. *Wire production*, May 1957, p.5-15

[24] FELDER, E et LE FLOCH, A.. Measurement of thermomechanical conditions in wire drawing dies. *Annals of the CIRP*, vol.25/1, 1976

[25] NEIMARLIJA, N. Experimental testing and numerical simulation of temperature field in dies for dry steel wiredrawing. *Wire J. Int*., vol.21, n°1, 1988, p.74-82

[26] SIEBEL, E. and KOBITZSCH, R. Temperature increase in material in wire drawing. *Stahl und Eisen*, vol.63, 1943, p.110

[27] BAQUE, P. Mise en forme des métaux. Dunod, Paris, 1974

[28] ALTAN, T. Heat generation and temperatures in wire and rod drawing. *Wire Journal*, vol.3, 1970, p.54-59

[29] SNIDLE, R.W. Contribution of the theory of frictional heating and the distribution of temperature in wires and strips during drawing. *Wear*, vol.44 (2), 1977, p.279-294

[30] KEMP, I.P. , POLLARD, G. and BRAMLEY, A.N. Temperature distributions in the high speed drawing of high strength steel wire. *Int. J. Mech. SCI.*, vol.27, n°11-12, 1985, p.803-811

[31] LUCCA, D.A. and WRIGHT, R.N. Heating effects in the drawing of wire and strip under hydrodynamic lubrication conditions. *J. of Manuf. Sc. and Engineering*, vol.118, 1996, p.628-638

[32] FLANDERS, N.A. and ALEXANDER, E.M. Analysis of wire temperatures and power requirements on multipass drawing productivity. *Wire Journal International*, p.60-64, 1979

[33] KIM, Y.S and KIM, D.H. Development of the isothermal pass schedule program in a continuous high carbon steel wire drawing process considering the temperature drop. *Metal forming 2000, Pietrzyk et al (eds)*, 2000, p. 579-584

[34] MONTMITONNET,P. Cours "Tribologie", Séminaire CEMEF, 2002

[35] FELDER, E. Lubrification des surfaces lors de la mise en forme. *Techniques de l'ingénieur, Traîté Matériaux métalliques*. M597, 1992, p 2-30

[36] BANCOURT, H. Saponification J5 810, In Traité Génie des Procédés, Techniques de l'Ingénieur, 1991, p.1-6

[37] MULLER, P et al. Lubrication technologies in wire drawing. *Wire World Int*., vol.27,1985, p.8-11

[38] EICKEMEYER, J.and VOGEL, H.-R. and REICHERT, J. and REHM, M. Metal drawing by means of solid soap films. *Journal of materials processing technology*, 1996, 61, 250-253.

[39] KRYMSKI, M. and MARR, L.M. Magnetically applying drawing lubricant. *Wire and Cable Technology International*, vol.27, 1999, p.63-65

[40] PERRON, R. et MADELMONT, C. Données récentes en physicochimie des savons alcalins. *Revue Française des corps gras*, 20e année, n°5, Mai 1973, p.261-268

[41] MADELMONT, C. Le savon, cet inconnu. *Découverte*, Mars 1972, p.32-39

[42] GALLOT, B. Etude comparative de la structure des savons des métaux alcalins en fonction de la nature et de l'état des groupes polaires. *Peintures, pigments et vernis*, vol.41, n°12, 1965.

[43] SKOULIOS, A. et GALLOT, B. Structure des savons alcalins. *Kolloid- Zeitschrift und Zeitschrift für polymere*, band 213, heft 1-2, 1966, p.143-150

[44] VOLD, R.D, GRANDINE, J.D. et VOLD, M.J. Polymorphic transformations of calcium stearate and calcium stearate monohydrate. *J. of Colloïd Science*, vol.3, 1948, p.339-361

[45] VOLD, R.D. The polymorphism and transitions of anhydrous and hydrous sodium stearate. *Journal of Physical Chemistry*, vol.49, n°1, 1945, p.315-327

[46] DELAMARE, F., MEIGNAN, P. et MONTMITONNET,P. *La lubrification par les savons métalliques. Etude des transitions de phases et de la rhéologie des phases mésomorphes*. Centre de Mise en Forme des Matériaux, Ecole des Mines de Paris, France, Compte-rendu final d'une étude financée par la DDSTI, Janvier 1985, 76 p.

[47] MONTMITONNET, P. et MONASSE, B. *Expertise de savons de tréfilage par DSC*. Centre de Mise en Forme des Matériaux, Ecole des Mines de Paris, France, Rapport d'une étude demandée par Condat, Décembre 1996.

[48] GARNIER, P., GREGOIRE, P., MONTMITONNET, P. and DELAMARE, F. Polymorphism of crystalline phases of calcium stearate. *Journal of Materials Science*, vol.23, 1988, p.3225-3231

[49] BRISON, M. MONTMITONNET, P. MEIGNAN, P. DELAMARE, F. *Elaboration rationnelle d'un lubrifiant solide pour le tréfilage*. Centre d'Etude et de Mise en forme des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris. Rapport final DGRST, Mai 1980, 29 p.

[50] FARRENQ, P. *Optimisation de la fabrication de savon de tréfilage en procédé Batch*. Ecole des Mines de Paris, Centre d'Etude et de Mise en Forme des Matériaux, rapport Mastere "Matériaux et Mise en Forme", 1998, 21p.

[51] WYBO, J.L ; BRISON, M. et DELAMARE, F. *La lubrification par les savons métalliques en tréfilage*. Centre de Mise en Forme des Matériaux, Ecole des Mines de Paris, France, rapport n°6, 1977, 64p.

[52] DOLZHANSKIY, AM, DRUYAN, V.M. and GOLJA, M. Technological lubricants research in wire drawing process. Metalurgija, vol.40, 2001, p.5-11

[53] BRISON, M. DELAMARE, F. *Etude de la lubrification par les savons en tréfilage*. Centre d'Etude et de Mise en Forme des Matériaux. Rapport final n°7, octobre 1978, 117p

[54] CHRISTOPHERSON, D.G. NAYLOR, H. Promotion of fluid lubrication in wire drawing. *Proc. Instn. Mech. Eng*., 169, 1955, p.643-653

[55] WISTREICH, J.G. Proceedings of a conference on lubrication and wear. *Inst. mech. eng., London*, 1957

[56] TATTERSALL, G.H. Hydrodynamic lubrication in wire drawing. *Journ. Mech. Eng. Sci.*, vol.3, n°4, 1961, p.378-393

[57] MONTMITONNET, Pierre. *Elaboration rationnelle d'un lubrifiant solide pour le tréfilage*. Compte-rendu de fin d'étude, Sophia Antipolis, ENSMP, janvier 1983, 157 p.
[58] FELDER, E. BREINLINGER, G. *Comportement thermovisqueux des savons de tréfilage*. In: 4e North American Metal Working Research Conference, Colombus (USA), Mai 1976
[59] WRIGHT, R.N. Characterizing microsurface quality. *Metal progress*, vol.114, n°3, 1978, p.49-56
[60] NAKAMURA, Y. KAWAKAMI, H. MATSHUSHITA, T. and SAWADA, H. An evaluation of lubrication in wire drawing. *Wire Journal*, vol.13, n°6, June 1980, p. 54-58
[61] FELDER, Cours "Mise en forme des métaux : Présentation des procédés et des méthodes d'approche - rhéologie et essais rhéologiques", Séminaire CEMEF, 2002
[62] FRANCOIS, D. Essais mécaniques des métaux: détermination des lois de comportement. *Techniques de l'ingénieur, Traîté Matériaux métalliques*. M120, p 1-28
[63] CUNAT, P.J. Aciers inoxydables : Propriétés. Résistance à la corrosion. *Techniques de l'ingénieur, Traité Matériaux Métalliques*, M4541, 2000, p.1-31
[64] COL, A. Emboutissage des toles. *Techniques de l'ingénieur, Traité Matériaux Métalliques*, M3180, 2002, p.1-20
[65] MANTEL, M. et VACHEY, C. Caractérisations rhéologiques et tribologiques des matériaux métalliques pour le formage à grande vitesse. *Techniques de l'ingénieur, Traîté Mise en forme des métaux et Fonderie*. M3025, 2006
[66] LEVRAU, C., FELDER, E., MANTEL, M. et TRUONG DINH, N. Une méthode d'identification de la rhéologie du métal et du lubrifiant lors du tréfilage. *Actes du Colloque du Groupe Français de Rhéologie*, Nice, 2005, p.323-326
[67] FELDER, E. Effet thermique de la mise en forme: Théorie et phénomènes volumiques. *Techniques de l'ingénieur, Traîté Matériaux métalliques*. M3012, 2001
[68] FELDER, E. Effet thermique de la mise en forme: Phénomènes superficiels et modélisation. *Techniques de l'ingénieur, Traîté Matériaux métalliques*. M3013, 2001
[69] MONTMITONNET,P. Cours "Approches scientifiques des procédés de mise en forme des métaux", Séminaire CEMEF, 2002
[70] WEAST. Handbook of physics and chemistry, 64th edition, 1983-84
[71] AVENAS, P., AGASSANT, J.F. et SERGENT, J.P. La mise en forme des matières plastiques. Ed Tech. Doc. Lavoisier, Paris. 1982
[72] FARRENQ, P. *Etude d'une réaction de saponification*. Ecole des Mines de Paris, Centre d'Etude et de Mise en Forme des Matériaux, rapport Mastere "Matériaux et Mise en Forme", 1998, 29p.
[73] WYBO, J.L. DELAMARE, F. *Lubrifiants de tréfilage: savons métalliques et émulsions*. Centre de Mise en Forme des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris. Rapport n°5 Rhône-Poulenc/Armines, février 1976, 108p.
[74] BOUSMINA, M. Determination of shear rate and viscosity from batch mixer data. *Journal of Rheology*, vol.43, n°2, 1999, p.415-433
[75] BROUILLET-FOURMANN, S. *Intéraction eau-amidon dans la semoule de maïs. Influence sur la mise en œuvre par extrusion pour des application en emballage*. Thèse de doctorat en spécialité Matériaux polymères et composites. St Etienne, Université J. Monnet, 2002
[76] MAHIEU, L. Etude du revêtement salin VICAFIL TS408 de Condat. *Note technique interne Ugitech*, 63 p, 2002

[77] FRASCATI, F. *Etude et modélisation du comportement des émaux lors du matriçage finition des aubes en alliage de titane.* Thèse de Docteur en Sciences et Génie des Matériaux, ENSMP, 2003, 165p.
[78] MONTMITONNET, P. BRISON, M. and DELAMARE, F. Metallic soap lubrication in wire drawing : a thermopseudoplastic model. *Wear*, vol.77, 1982, p. 315-328

PRINCIPALES NOTATIONS UTILISEES

a_1	Paramètre utilisé dans le modèle thermomécanique
b_1	Paramètre utilisé dans le modèle thermomécanique
a	Diffusivité thermique du fil telle que $a = k/\rho C$
a_F	Diffusivité thermique de la filière
a_s	Diffusivité thermique du savon
b	Effusivité thermique du fil telle que $b=\sqrt{k\rho C}$
C	Capacité calorifique du fil
C_S	Capacité calorifique du savon
D	Diamètre du capillaire (rhéologie capillaire)
$F_{z,e}$	Force de contre-traction exercée par le pantin de régulation
$F_{z,s}$	Force axiale de tréfilage
h	Epaisseur passante de lubrifiant s'intercalant entre le fil et la filière dans la zone de déformation
h_c	Epaisseur au col de pression
h_{FP}	Jeu radial entre le fil et la filière-pression
h_r	Epaisseur de savon résiduelle (estimée à partir du poids de couche résiduel)
k	Conductivité thermique du fil
k_s	Conductivité thermique du savon
K(T)	Consistance du savon dans la loi rhéologique pseudoplastique (état mésomorphe)
K_0	Consistance de base du savon dans la loi rhéologique pseudoplastique
K_F	Conductivité thermique de la filière
L	Longueur du capillaire (rhéologie capillaire) / Longueur de contact fil-filière (modèle)
L_0	Longueur utile de l'échantillon en traction (essai de traction)
L_M	Distance entre mors (essai de traction)
L_p	Longueur de portée de la filière de tréfilage
L_{PF}	Longueur de préfilière
m	Indice de pseudoplasticité de la loi rhéologique (état mésomorphe)
$\overline{m}$	Coefficient de frottement de Tresca
M	Couple de mélange mesuré par le mélangeur
n	Indice d'écrouissage de la loi rhéologique de l'acier
N	Vitesse de rotation des vis du mélangeur
P_c	Poids de couche superficielle
Q	Débit de savon
r	Réduction de section du fil
R_e	Rayon du fil en entrée de filière
R_s	Rayon du fil en sortie de filière
$\overline{T}$	Température moyenne du film de lubrifiant
T_F	Température de la filière (imposée par l'eau de refroidissement)
T_i	Température initiale du fil
T_t	Température de transition cristal-mésomorphe

$\overline{T}_s$	Température superficielle moyenne du fil
T_1, T_2	Températures mesurées par les thermocouples implantés dans la filière percée
u	Vitesse de tréfilage
V_p	Vitesse du piston d'injection du rhéomètre capillaire
W_{pl}	Travail de déformation plastique du fil

α	½ angle de filière
$\alpha(u)$	Facteur correctif utilisé dans le modèle thermomécanique pour exprimer la quantité de chaleur entraînée par le fil au cours du tréfilage
β	Facteur de sensibilité de la rhéologie du fil à la température
δ	Coefficient de sensibilité de la rhéologie du savon à la température
ΔP	Perte de charge mesurée lors de l'extrusion en rhéologie capillaire
ΔT_d	Echauffement superficiel du fil lié à la déformation plastique
ΔT_f	Echauffement superficiel du fil lié au frottement
ΔT_s	Echauffement superficiel du fil lié au tréfilage
ε	Déformation du fil en tréfilage
ε_0	Déformation nominale de la loi rhéologique de l'acier
ε_p	Déformation plastique rémanente (essais de traction)
$\dot{\gamma}$	Vitesse de cisaillement
$\dot{\gamma}_{\text{apparente}}$	Vitesse de cisaillement calculée pour un corps newtonien
$\dot{\gamma}_{\text{corrigée}}$	Vitesse de cisaillement corrigée (Rabinovitch) pour prendre en compte la pseudoplasticité du corps
η	Viscosité du savon
λ	Allongement du fil tel
μ	Coefficient de frottement de Coulomb
ϕ	Flux de chaleur superficiel
ϕ_F	Flux de chaleur extrait par la filière
Ψ	Travail redondant lié aux hétérogénéités de déformation dans la zone de travail
ρ	Masse volumique du fil
ρ_s	Masse volumique du savon
$\overline{\sigma}_0$	Contrainte d'écoulement moyenne du fil
σ_0	Contrainte d'écoulement du fil dans le domaine plastique (loi rhéologique)
$\sigma_{z,e}$	Contre-traction
$\sigma_{z,s}$	Contrainte de tréfilage
τ	Cission de frottement (critère de Tresca : $\tau = \frac{\overline{m}.\overline{\sigma}_0}{\sqrt{3}}$)

SOMMAIRE DES ANNEXES

Annexe au chapitre 2
A2 : Effet de la contretraction sur la mesure de force ……... 1

Annexe au chapitre 3
A3-1. Essais de traction : complément …….. 4
A3-2. Modèle thermomécanique : application aux essais de tréfilage …….. 5

Annexe au chapitre 4
A4-1. DSC : thermogrammes des charges minérales …… 13
A4-2. Rhéologie capillaire : traitement des données et résultats annexes ……. 14
A4-3. Tréfilage basses vitesses : influence de la vitesse sur la force …… 18
A4-4. Tréfilage basses vitesses : influence de l'angle de filière sur la force ……. 21
A4-5. Tréfilage basses vitesses : influence de la température sur le poids de couche …….. 23
A4-6. Tréfilage basses vitesses : influence de la température sur la force …… 25

Annexe au chapitre 5
A5-1. Tableau récapitulatif des essais de tréfilage …… 29
A5-2. Variabilités de recouvrement par le revêtement de surface : observations MEB 30
A5-3. Observations MEB de la surface des fils tréfilés
- Tréfilage sans revêtement salin 33
- Influence de la composition du savon 34
- Influence de l'angle de filière 35
- Influence de la dureté du fil 36

A5-4. Influence de la granulométrie sur la force de tréfilage 37
A5-5. Essais de tréfilage complémentaires
- Influence de la vitesse sur le comportement du savon XCa35 40
- Influence de la composition des savons 42
- Influence de la rugosité du fil 43
- Influence de l'angle de filière 44
- Influence de la filière-pression 45

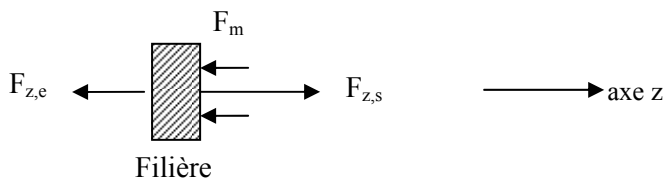
Annexe au chapitre 6
A6. Analyse de la lubrification du tréfilage : analyse complète 46

ANNEXE A2

INFLUENCE DE LA CONTRE-TRACTION

Modèle mécanique

En présence d'un dispositif de contre-traction, le bilan des forces s'exerçant sur la filière peut être schématisé par:



Où $F_{z,e}$ est la force de contre-traction assurée par le pantin de régulation (comprises entre 20 et 500N),

$F_{z,s}$ est la force de tréfilage,

F_m est la force mesurée par le capteur (et qui s'oppose au déplacement de la filière).

Si $F_{z,e}=0$ alors $F_{z,s}=F_m$

Si $F_{z,e}\neq 0$ alors $F_{z,s}=F_m+F_{z,e}$

Selon la méthode des tranches, la contrainte de tréfilage est de la forme:

$$\sigma_{z,s} = \sigma_{z,e} + \sigma_o \ln\lambda\left(\psi + \frac{\overline{m}\cot\alpha}{\sqrt{3}}\right)$$

La force de tréfilage s'écrit alors:

$$F_{z,s} = \sigma_{z,e}\,\pi R_s^2 + \boxed{\sigma_o \ln\lambda\left(\psi + \frac{\overline{m}\cot\alpha}{\sqrt{3}}\right)\pi R_s^2}$$

Force de tréfilage effective F_{tref}^{eff} *(si contretraction nulle)*

En posant $\sigma_{z,e} = \dfrac{F_{z,e}}{\pi R_e^2}$, nous avons:

$$F_{z,s} = F_{z,e}\frac{1}{\lambda} + F_{z,s}^{eff}$$

La force mesurée au niveau de la filière s'écrit quant à elle:

$$F_m = F_{z,s} - F_{z,e} = \frac{F_{z,e}}{\lambda} + F_{z,s}^{eff} - F_{z,e} = F_{z,e}\left(\frac{1}{\lambda} - 1\right) + F_{z,s}^{eff}$$

Comme $\lambda>1$ alors $\left(\dfrac{1}{\lambda} - 1\right) < 0$ ce qui signifie, qu'à frottement constant, la force mesurée décroît lorsqu'une contre-traction est exercée. Dans nos conditions d'essais de référence, le facteur de décroissance est de l'ordre de $0{,}3.F_{z,e}$.

Essais de tréfilage (avec contretraction régulée)

Les conditions d'essais sont les suivantes:

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
" Grandes vitesses"	$2R_e$=2,2mm	$2R_s$=1,85mm 2α=16°	XNa80	0,5 m/s

Les figures A2-1.1 et A2-1.2 illustrent les évolutions de la force mesurée et de la température de filière (mesures brutes) en fonction de la contre-traction appliquée sur le pantin de régulation. La figure A2-1.3 présente l'évolution des valeurs moyennes (mesures traitées).

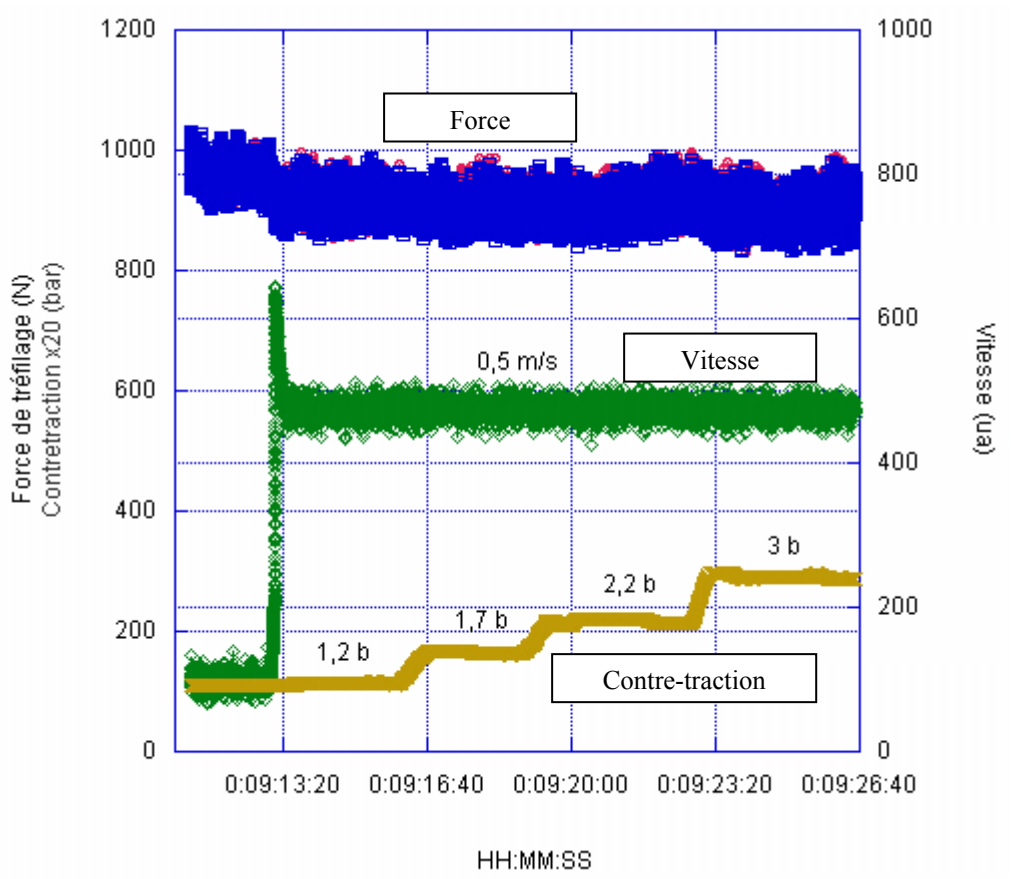


Figure A2-1.1 : Influence de la contre-traction sur la force mesurée
(1 bar de contre-traction~100N)

Ces résultats indiquent que lorsque la contre-traction augmente:

• la force moyenne mesurée reste quasi-constante. Compte tenu du modèle mécanique, ce résultat suggère que les conditions de dégradent dans la filière (à frottement constant, une décroissance de l'ordre de 100 N serait attendue pour la valeur de contre-traction la plus élevée),

• les températures de filière augmentent légèrement. Cet accroissement (~3-4°C) semble directement lié à la contre-traction puisque toute augmentation de celle-ci se traduit par un décrochement (à la hausse) des mesures de températures. Ce point confirmerait l'exacerbation du frottement lorsque la contretraction augmente.

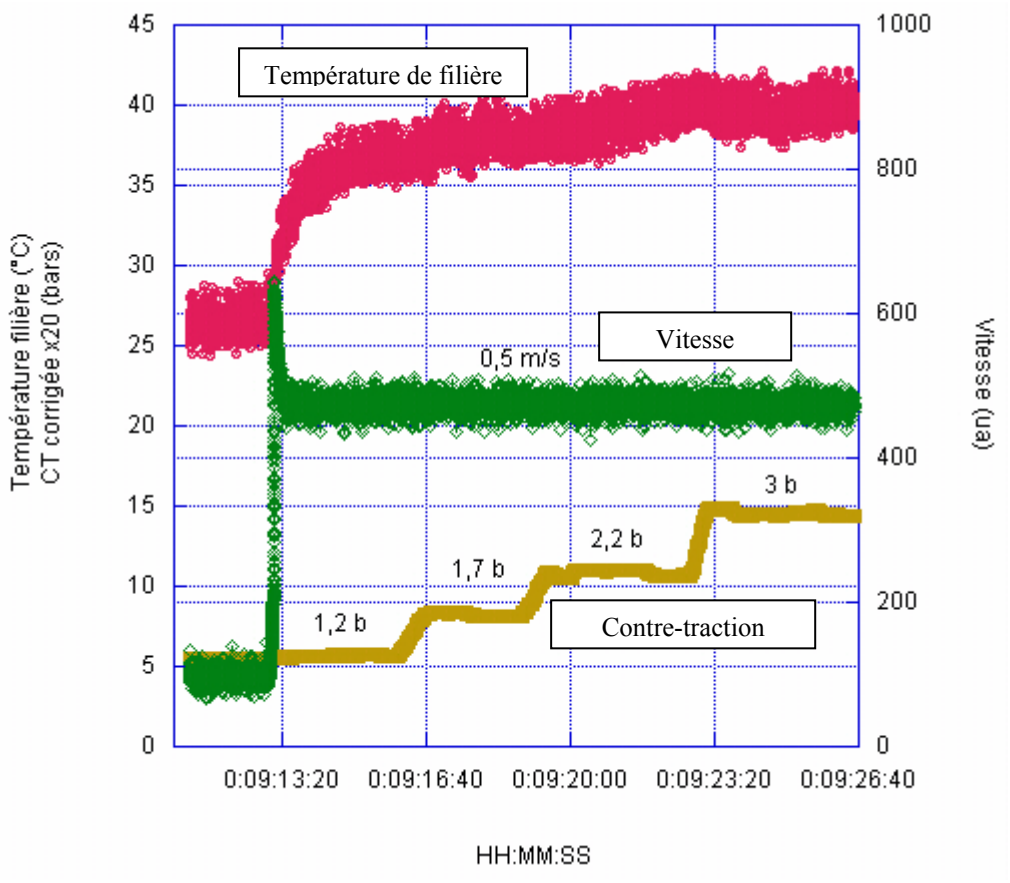


Figure A2-1.2 : Influence de la contre-traction sur la température de filière (valeurs brutes)

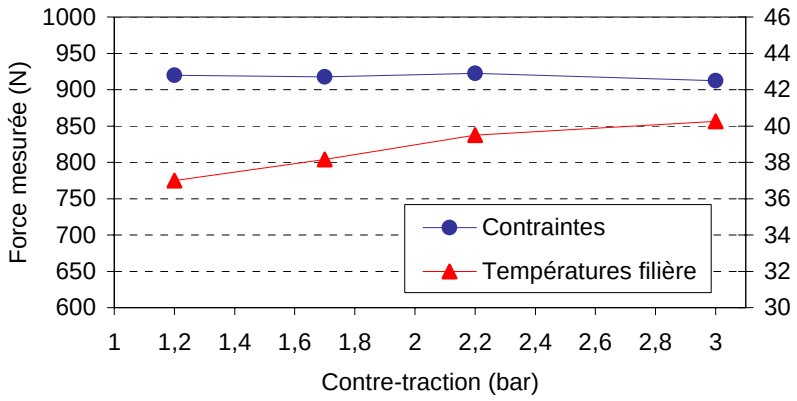


Figure A2-1.3: Influence de la contre-traction sur la force de tréfilage et température de filière moyennes (mesures traitées)

ANNEXE A3-1

ESSAIS DE TRACTION - COMPLEMENT

Nous avons déterminé une autre loi rhéologique qui se superpose mieux aux résultats de traction dans le domaine étudié mais qui surestime les contraintes aux fortes défomations (σ=874MPa pour ε=0,346). L'identification des paramètres a été faite par ajustement progressif. Nous obtenons:

$\sigma_0 = 1895(\varepsilon+0{,}028)^{0{,}483}\, e^{-0{,}001T}$ [pour T=25-150°C - $0<\varepsilon<0{,}12$ - $\dot{\varepsilon} = 10^{-2}\ s^{-1}$]

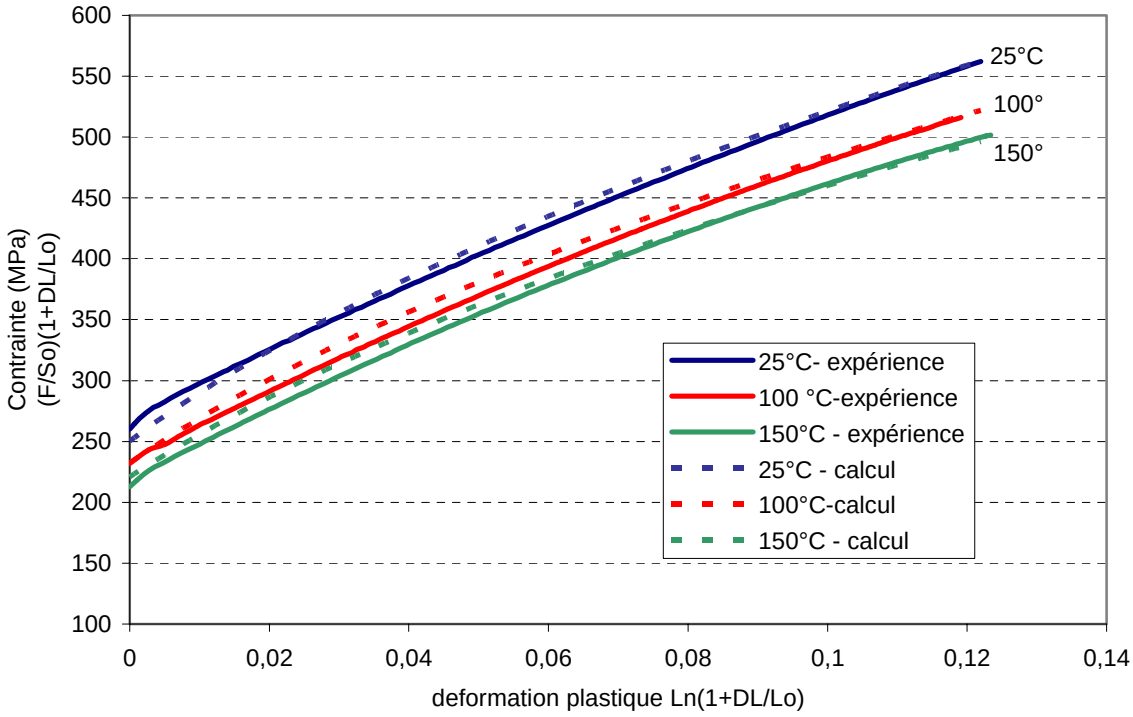


Figure A3-1.1: Evolution de la contrainte en fonction de la déformation plastique pour l'acier AISI304-Cu déterminée par essai de traction sur la gamme 25-150°C [v=1mm/s - extensomètre L_0 =10mm - L_M=100 mm]

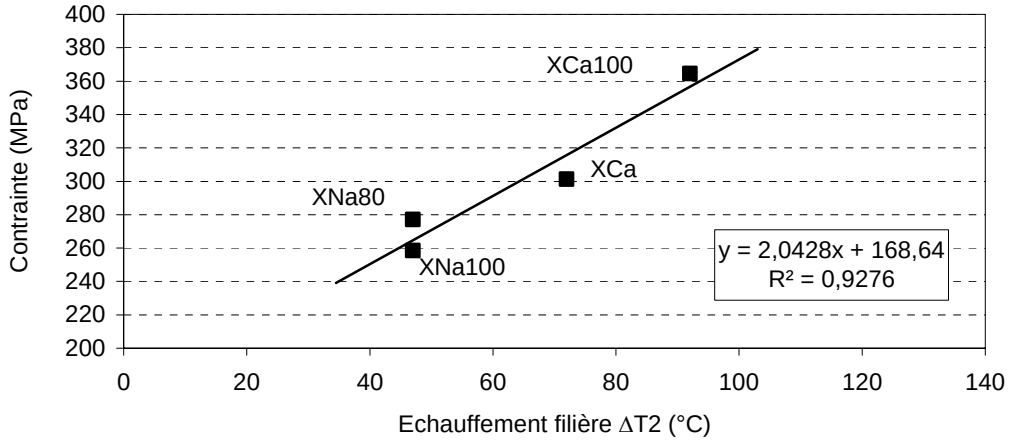
ANNEXE A3-2

MODELE THERMOMECANIQUE - APPLICATION AUX ESSAIS DE TREFILAGE

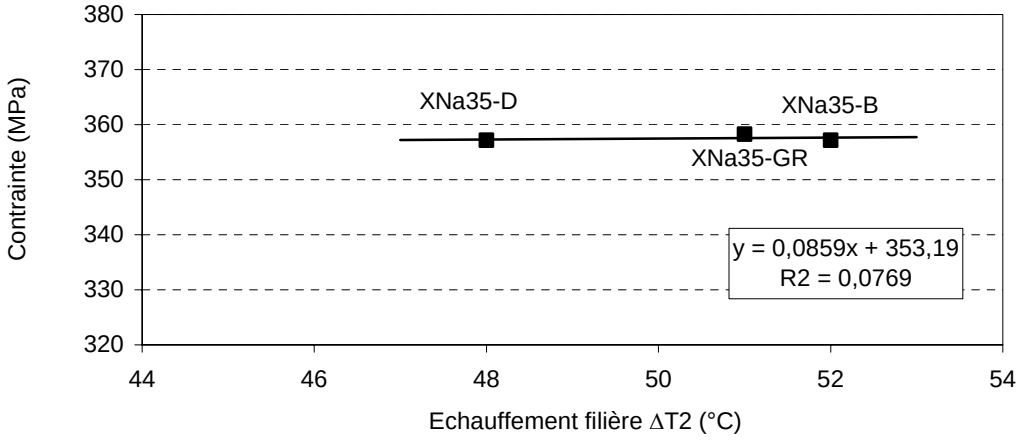
Essais de tréfilage dans les conditions standards
[1 m/s - Filière $2R_s$=1,85mm / 2α=16°]

Les graphiques donnant l'évolution de la contrainte de tréfilage en fonction de l'échauffement de filière, pour chaque série de tréfilage réalisée dans les conditions standards, sont présentés sur la figure A3-2.1.

Série 1



Série 2



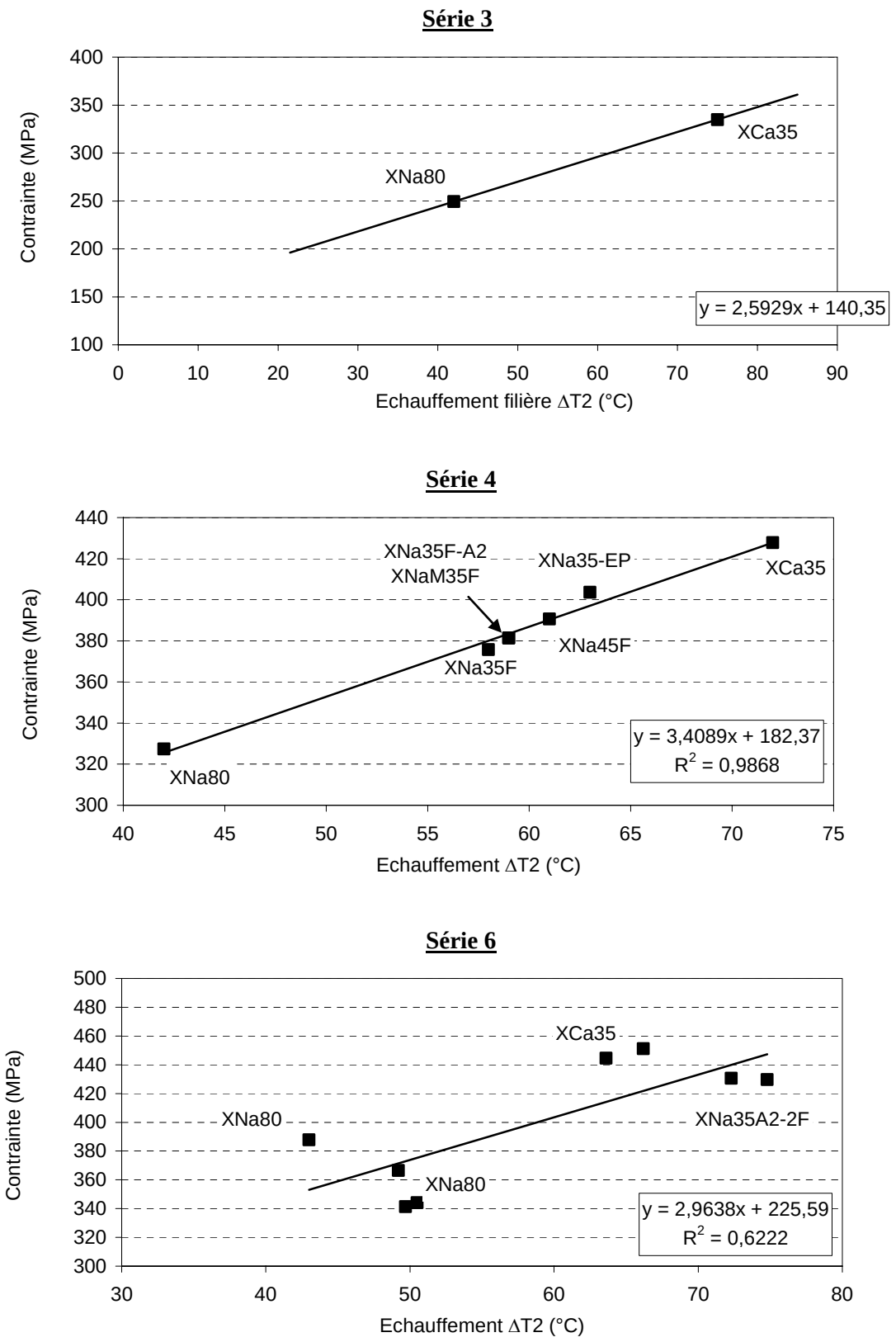


Figure A3-2.1: Evolution de la contrainte en fonction de l'échauffement mesuré dans la filière pour différentes séries d'essais de tréfilage réalisées dans les conditions standards [Fil $2R_e$=2,2mm - Filière $2R_s$=1,85mm-16° - divers lubrifiants - v=1m/s]

L'ensemble des valeurs de W_{pl} et β' estimées d'après ces graphiques est récapitulé dans le tableau A3-2.1

Série d'essais	Tréfileuse	Savons	Travail de déformation plastique W_{pl} (MPa)	Facteur d'équivalence thermique β'	Remarques
1	Marshall	XNa100, XCa100 XNa80, XCa35	212	2,5	Alignement des points correct
2	Marshall	XNa35-D, XNa35-B XNa35-GR	-	-	Performances très proches. Il manque des données sur les savons de référence.
3	Marshall	XNa80, XCa35	(176)	(3,2)	Nombre de points insuffisants. Valeurs de contraintes faibles?
4	Marshall	XNa80, XCa35, XNa35-F, XNa35-FA2 XNa35MF, XNa35-EP XNa45-F	230	4,1	Alignement des points correct
5	Marshall	XNa80-XCa35-XNa35	(224)	(6,3)	Valeurs de températures douteuses.
6	Tréfileuse "grandes vitesses"	XNa80-XCa35-XNa35F-A2	283	3,6	Alignement des points peu satisfaisant

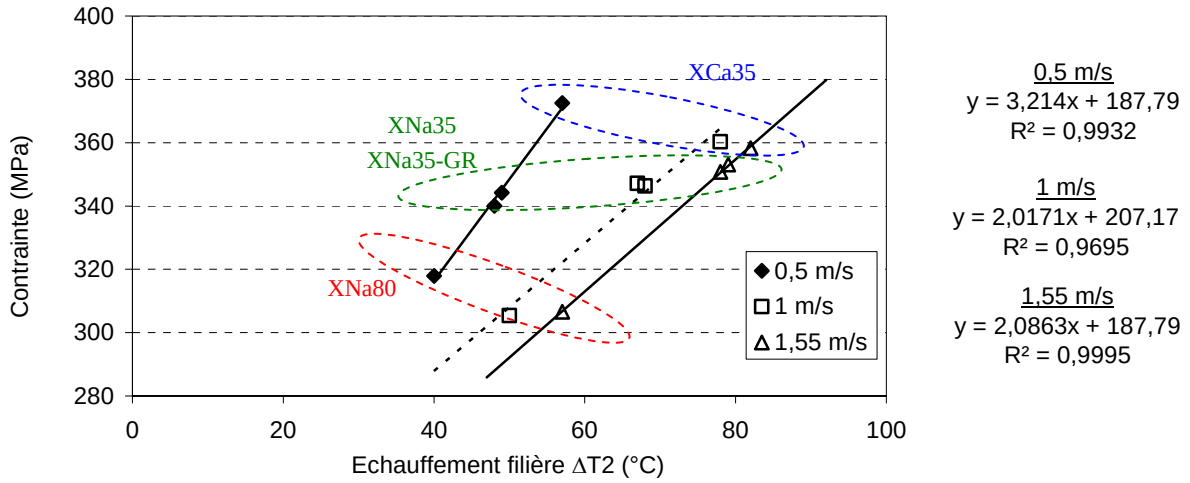
Tableau A3-2.1 : Valeurs du travail de déformation plastique et du facteur β' obtenues sur l'ensemble des séries de tréfilage (conditions de référence)

Essais de tréfilage hors conditions de référence

Les graphiques donnant l'évolution de la contrainte de tréfilage en fonction de l'échauffement de filière, pour chaque série de tréfilage réalisée dans les conditions autres que standards, sont présentés ci-après. Nous avons distingué trois cas : l'effet du diamètre du fil, de la vitesse et de l'angle de filière.

Influence du diamètre du fil (fil-machine $2R_e$=5,5mm)

Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Marshall (série 2)	5,5 mm	4,62 mm / 16°	XNa80, XCa35 XNa35-B, XNa35-GR	0,5 à 1,55



Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Marshall (série 3)	5,5 mm	4,62 mm / 16°	XNa80, XCa35 XNa35-EP	1

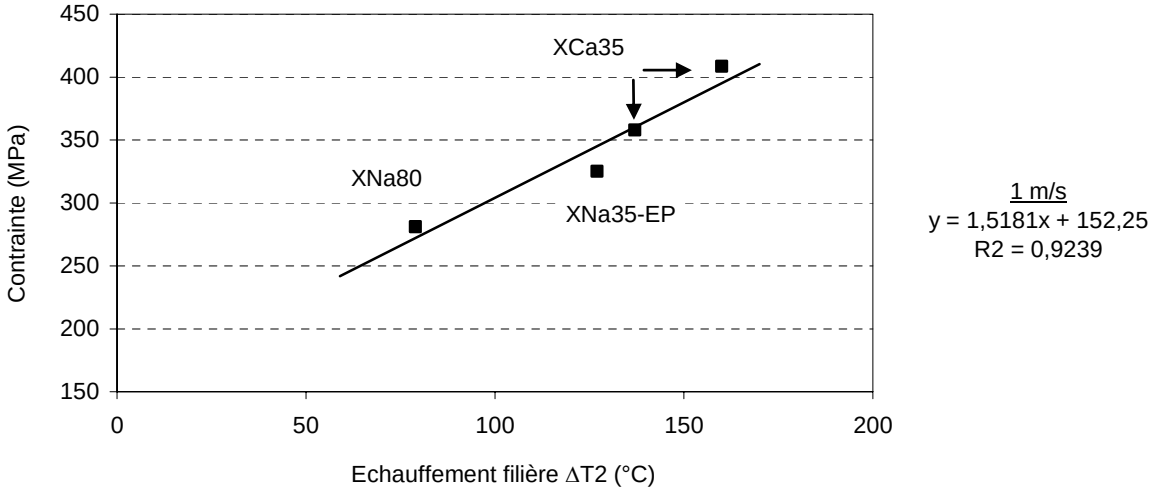


Figure A3-2.2: Evolution de la contrainte en fonction de l'échauffement mesuré dans la filière pour différentes séries d'essais de tréfilage réalisées hors conditions standards
[Fil $2R_e$=5,5mm - Filière $2R_s$=4,62 mm-16° - divers lubrifiants - v=0,5-1,55m/s]

Le tableau A3.2.b présente les valeurs de W_{pl} et β' estimées d'après les essais de tréfilage réalisés avec le fil-machine.

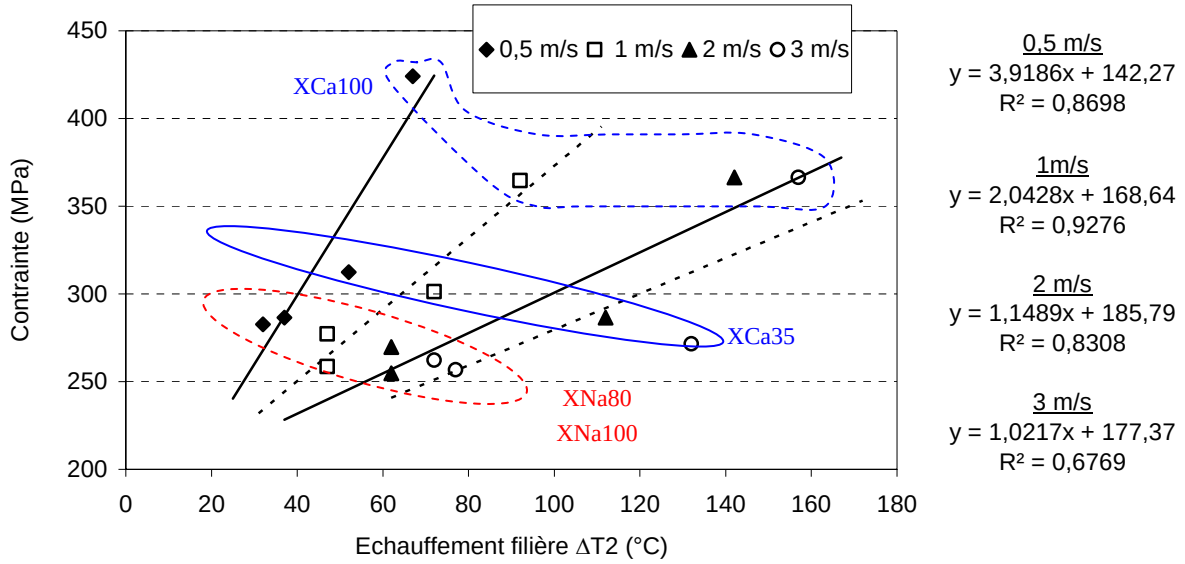
Vitesse	Tréfileuse	Savons	Travail de déformation plastique W_{pl} (MPa)	Facteur d'équivalence thermique β'	Remarques
0,5	Marshall (série 2)	XNa80, XCa35 XNa35-B, XNa35-GR	228	4,5	Alignement des points correct
1	Marshall (série 2)	XNa80, XCa35 XNa35-B, XNa35-GR	234	4,5	Alignement des points correct
	Marshall (série 3)	XNa80, XCa35 XNa35-EP	(170)	3,4	Valeur de W_{pl} basse?
1,55	Marshall (série 2)	XNa80, XCa35 XNa35-B, XNa35-GR	206	(6)	Alignement des points correct. Valeur de β' élevée?

Tableau A3-2.2 : Valeurs du travail de déformation plastique et du facteur β' obtenues pour le fil 5,5mm

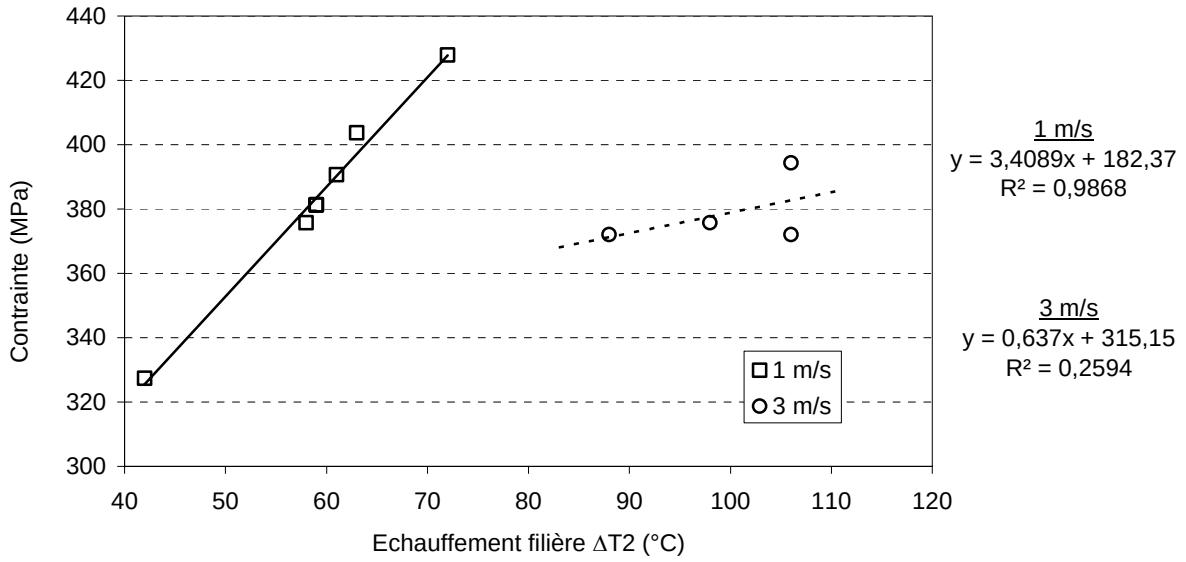
Effet de la vitesse (fil $2R_e$=2,2mm)

Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Marshall (série 1)	2,2 mm	1,85mm / 16°	XNa100, XCa100 XNa80, XCa35	0,5 à 3

Série 1



Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Marshall (série 4)	2,2 mm	1,85mm / 16°	XNa35-F, XNa35MF, XNa45-F, XNa35-A2F	3



Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Grandes vitesses (série 6)	2,2 mm	1,85mm / 16°	XNa80, XCa35 XNa35A2-2F	0,5 à 10 m/s

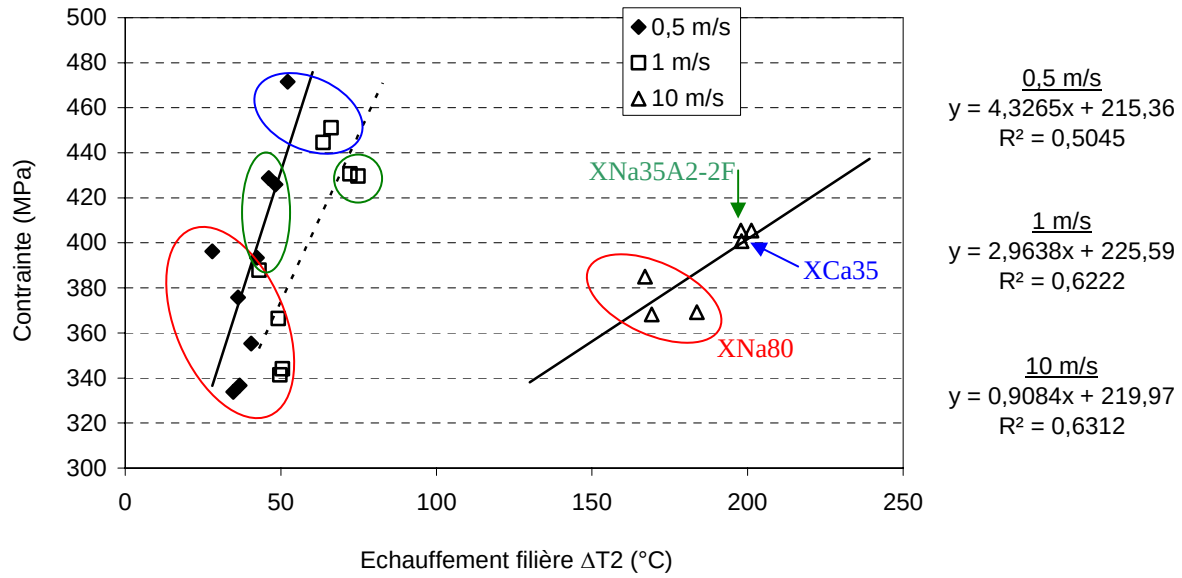


Figure A3-2.3: Evolution de la contrainte en fonction de l'échauffement mesuré dans la filière pour différentes séries d'essais de tréfilage réalisées hors conditions standards
[Fil $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm-16° - divers lubrifiants - v=0,5-10 m/s]

Le tableau A3-2.3 présente les valeurs de W_{pl} et β' estimées d'après les essais de tréfilage réalisés avec du fil $2R_e$=2,2mm à différentes vitesses.

Vitesse	Tréfileuse	Savons	Travail de déformation plastique W_{pl} (MPa)	Facteur d'équivalence thermique β'	Remarques
0,5	Marshall (série 1)	XNa80, XCa35 XNa100, XCa100	213	2,9	Alignement des points correct
	"Grandes vitesses"	XNa80, XCa35 XNa35-A2-2F	(322)	3,2	Alignement des points discutable. Valeur de W_{pl} élevée?
1	Marshall (série 1)	XNa80, XCa35 XNa100, XCa100	212	2,5	Alignement des points correct
	Marshall (série 4)	XNa35-F, XNa35MF, XNa45-F, XNa35-A2F	233	4,0	Alignement des points correct
	"Grandes vitesses"	XNa80, XCa35 XNa35-A2-2F	283	3,6	Alignement des points discutable
3	Marshall (série 1)	XNa80, XCa35 XNa100, XCa100	(197)	(2,2)	Alignement des points discutable
	Marshall (série 4)	XNa35-F, XNa35MF, XNa45-F, XNa35-A2F	(283)	(3,6)	Mauvais alignement des points. Savons aux performances très proches.
10	"Grandes vitesses"	XNa80, XCa35 XNa35-A2-2F	230	4,6	Alignement des points discutable

Tableau A3-2.3 : Valeurs du travail de déformation plastique et du facteur β' obtenues sur l'ensemble des séries de tréfilage pour le fil 2,2mm (v=0,5-10 m/s)

Effet de l'angle de filière

Tréfileuse	Diamètre du fil en entrée (mm)	Filière R_s en mm, 2α en °	Savon	Vitesse (m/s)
Marshall (série 2)	2,2 mm	1,85mm / 10°	XNa80, XCa35 XNa35-GR	0,5 à 2

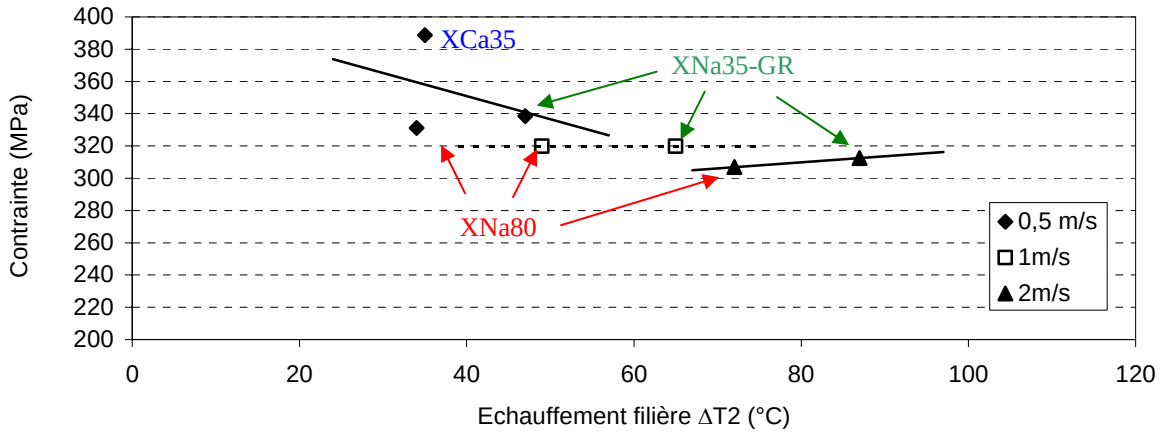


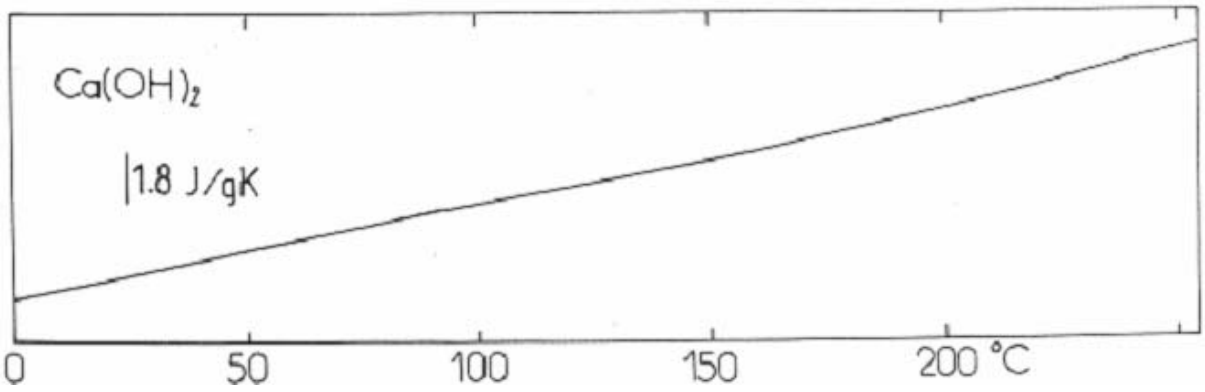
Figure A3-2.4: Evolution de la contrainte en fonction de l'échauffement mesuré dans la filière pour différentes séries d'essais de tréfilage réalisées hors conditions standards [Fil $2R_e$=2,2 mm - Filière $2R_s$=1,85 mm-10° - divers lubrifiants - v=0,5-2 m/s]

Les points expérimentaux issus de cette campagne d'essais montrent que la contrainte de tréfilage est quasi-indépendante de la température. Nous ne pouvons pas estimer de valeurs de W_{pl} et β'.

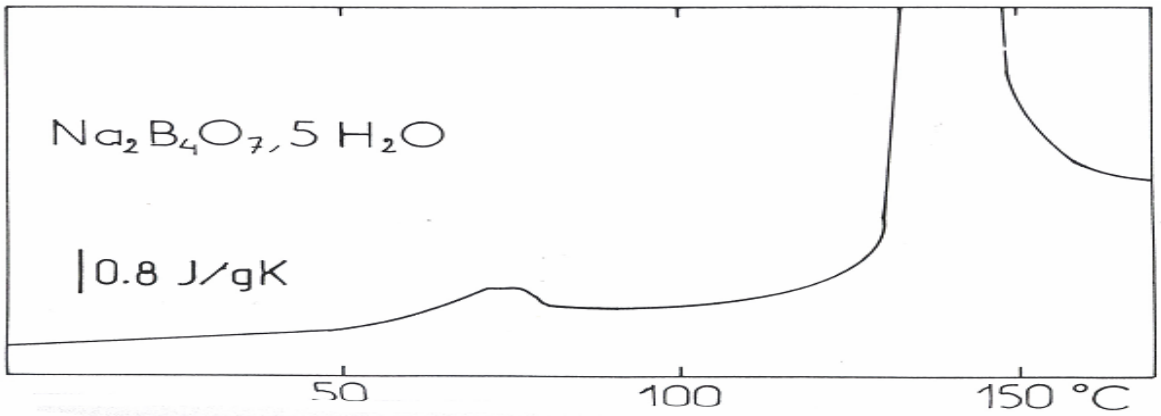
ANNEXE A4 -1

DSC : THERMOGRAMMES DES CHARGES MINERALES [47]

Chaux



Borax



Carbonate de calcium

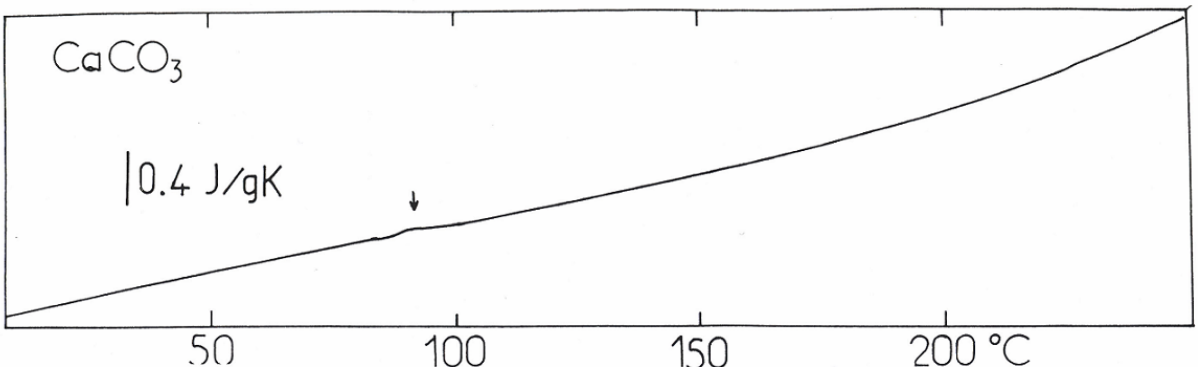


Figure A4-1.1 : Enthalpogrammes des charges minérales présentes dans les savons industriels [47]
(Vitesse de chauffage: 10°C/min)

ANNEXE A4-2

RHEOLOGIE CAPILLAIRE

Traitement des données [71]

Hypothèses de base

Les analyses proposées ci-après sont valables dans le cas où les hypothèses suivantes sont respectées :
- Contact collant à la paroi,
- Produit homogène,
- Ecoulement stationnaire et isotherme,
- Viscosité indépendante de la pression.

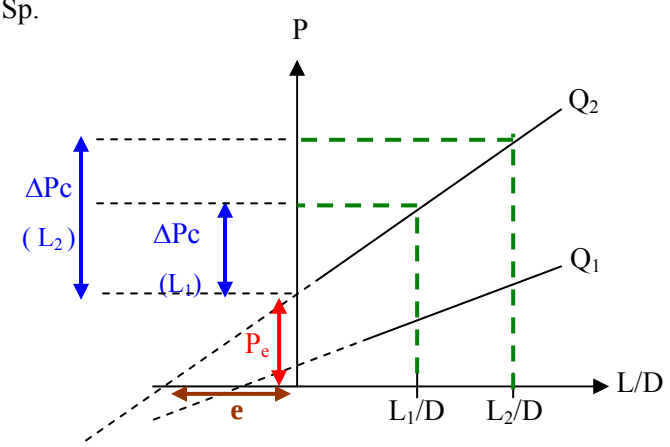
Contrainte de cisaillement

Les deux dernières conditions sont satisfaites (c'est-à-dire que l'effet de la pression et de l'échauffement sont négligeables)si les valeurs de perte de charge sont limitées à 100 bars. En faisant le bilan des forces sur un élément de matière, nous avons :

$$\tau = \frac{R \,.\, \Delta P}{2L}$$

Le capteur de pression mesure la perte de charge dans le tube P_c à laquelle s'additionne la pression d'entrée P_e (perte de charge provoquée par la réduction de section entre le réservoir et la filière). Pour déterminer séparément la pression d'entrée et la perte de charge dans le capillaire, il convient d'utiliser plusieurs filières de même géométrie d'entrée mais de longueurs différentes. On reporte ensuite sur un graphe la pression mesurée pour chaque débit (ou vitesse de piston Vp) pour des rapports L/D différents (figure A4-2.1).

On rappelle que Q = Vp x Sp.



- Figure A4-2.1 : Courbes de Bagley -

Les points expérimentaux doivent être alignés. On obtient alors la courbe de Bagley dont l'analyse permet d'identifier une longueur fictive e qui génère une perte de charge égale à la pression d'entrée. Il devient alors possible de calculer les cissions à la paroi τ indépendantes de la géométrie de filière telles que :

$$\tau = \frac{\Delta P}{2\left(\frac{L}{R} + e\right)} \quad \text{où } \Delta P = P_{entrée} + P_c = \Delta P_{mesurée}$$

Ou encore :

$$\tau = \frac{\Delta P_c}{2\left(\frac{L}{R}\right)}$$

ΔP_c équivaut aussi à $\Delta P_{mes\ (L/D\ qcq)} - \Delta P_{mes\ (L/D=0)}$.

Remarque : Un mauvais alignement des points expérimentaux peut traduire un non-respect des hypothèses décrites en tête de ce paragraphe. Il peut s'agir d'une dépendance de la viscosité à la pression ou à la température (autoéchauffement).

Si la linéarité est respectée, la connaissance de la pente des droites permet de calculer τ. En effet, un calcul rapide montre que τ = 1/4 pente.

Expérimentalement, cette analyse ne sera valable que si la pression d'entrée et la cission sont fonctions croissantes du débit. De plus, compte tenu de l'incertitude de mesure des capteurs de pression, il convient de multiplier les mesures de pression pour un même rapport L/R jusqu'à superposition des courbes (signe de reproductibilité).

<u>Vitesse de cisaillement</u>

L'étude de l'écoulement de Poiseuille dans un tube montre que le cisaillement est hétérogène dans le capillaire : il est maximal à la paroi, nul sur l'axe de symétrie. Dans le cas d'un corps newtonien (viscosité constante), on définit ainsi un taux de cisaillement apparent $\dot{\gamma}_{app}$ tel que:

$$\dot{\gamma}_{app} = \frac{4Q}{\pi R^3}$$

En fait, si le matériau répond à une loi puissance (pseudoplastique) du type $\tau = K\dot{\gamma}^m$ alors il faut apporter une correction dite de Rabinovitch pour calculer le taux de cisaillement réel $\dot{\gamma}$ selon :

$$\dot{\gamma} = \frac{3m+1}{4m}\dot{\gamma}_{app}$$

D'après $\tau = K\dot{\gamma}^m$, nous pouvons également écrire que :

$$\tau = K\left(\frac{3m+1}{4m}\dot{\gamma}_{app}\right)^m$$

Donc

$$Ln\tau = LnK + mLn(\frac{3m+1}{4m}) + mLn\dot{\gamma}_{app}$$

Le tracé de Log τ = f (Ln $\dot{\gamma}_{app}$) permet de calculer m (pente de la droite) et K, la consistance (d'après l'ordonnée à l'origine).

<u>Viscosité</u>

La viscosité η peut être calculée à partir du rapport : $\eta = \frac{\tau(\dot{\gamma})}{\dot{\gamma}}$

Résultats obtenus avec XNa80 sur le rhéomètre capillaire

Courbes P=f(Vp) pour les différents rapports L/D (D=2mm) à T=150°C

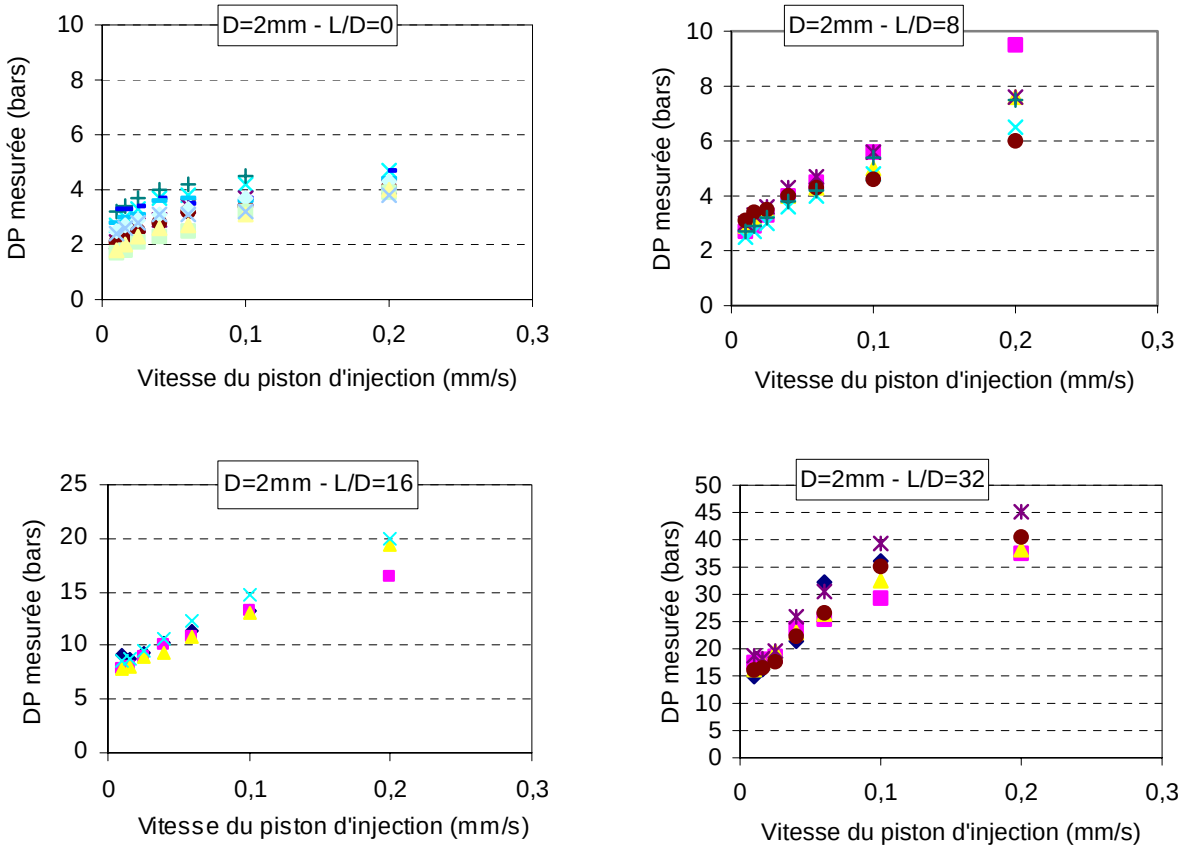


Figure A4-2.2 : Courbes P=f(Vp) pour les différents rapports L/D (D=2mm) à T=150°C

Courbes de Bagley à T=150°C

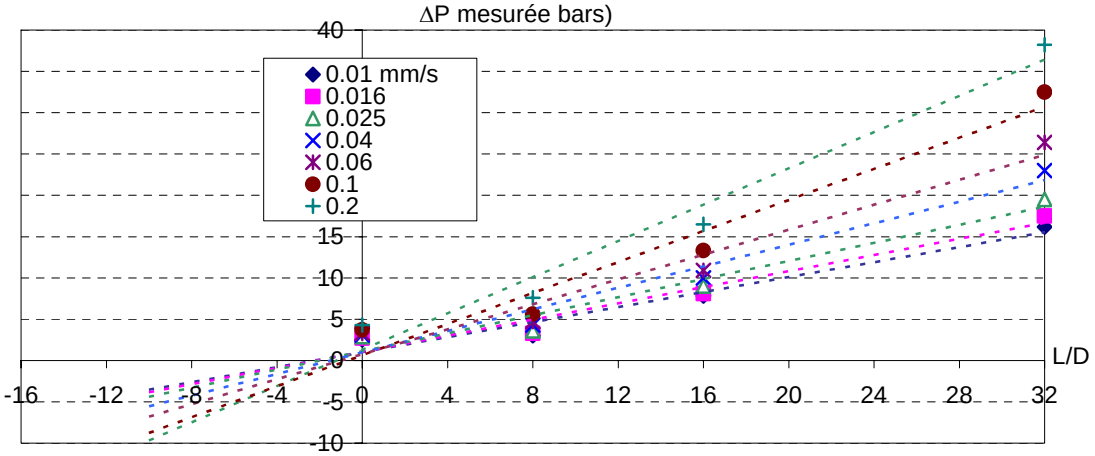


Figure A4-2.3 : Courbes de Bagley (D=2mm) à T=150°C

Résultats obtenus avec XCa35 sur le rhéomètre capillaire

Courbes P=f(Vp) pour les différents rapports L/D (D=4mm) à T=240°C

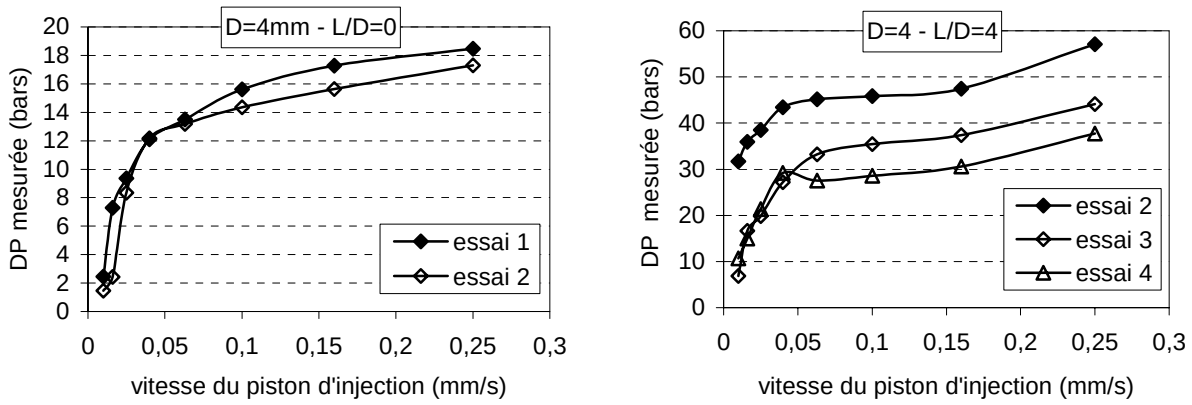


Figure A4-2.4 : Courbes P=f(Vp) pour les différents rapports L/D (D=2mm) à T=240°C

Courbes de Bagley à T=240°C

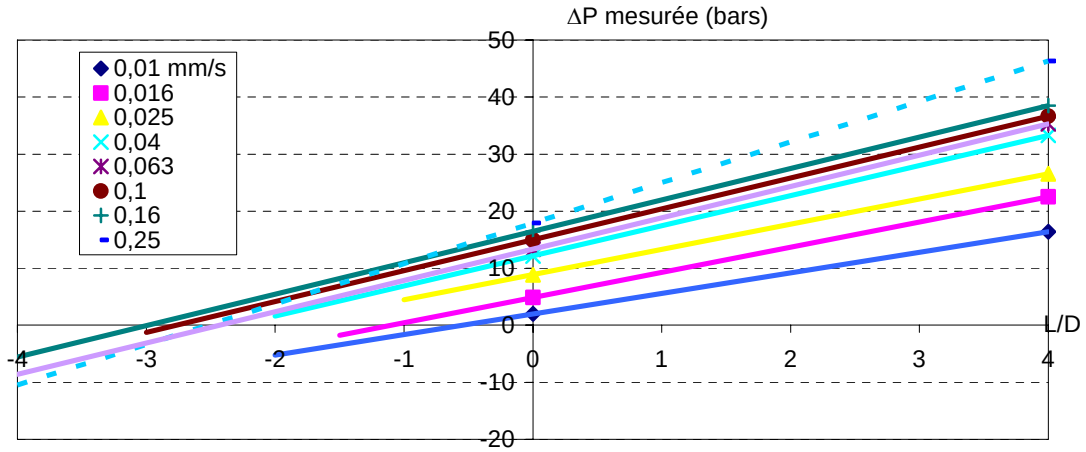


Figure A4-2.5 : Courbes de Bagley (D=4mm) à T=240°C

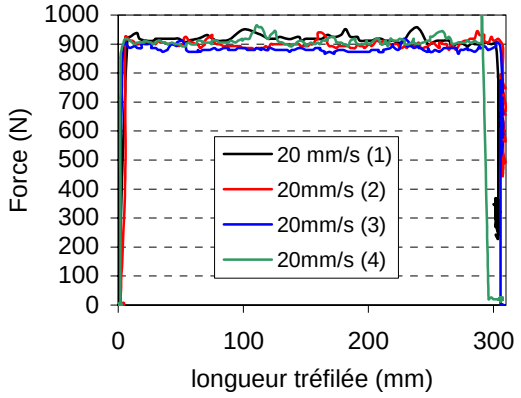
ANNEXE A4 -3

TREFILAGE "BASSES VITESSES"
INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA FORCE

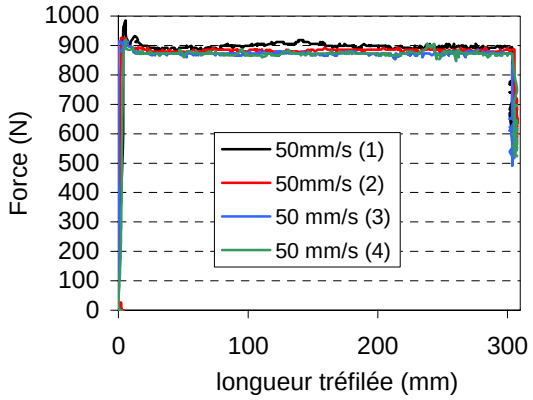
Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Machine de traction Zwick	$2R_e$=2,2 mm revêtu	$2R_s$=1,85 mm 2α=16° (réduction 30%)	XNa80 XCa35	20-150 mm/s

Savon XNa80

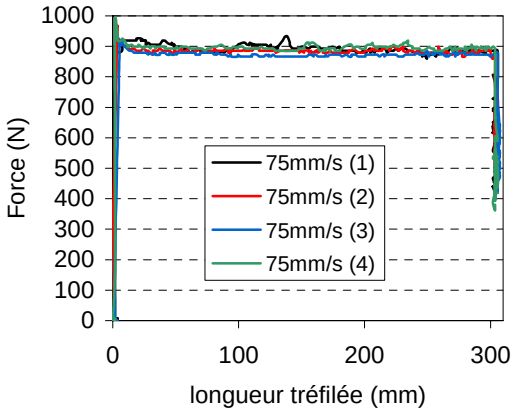
20 mm/s



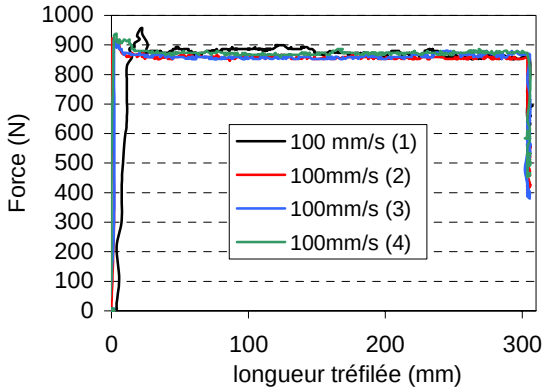
50 mm/s



75 mm/s



100 mm/s



XNa80 - 150 mm/s

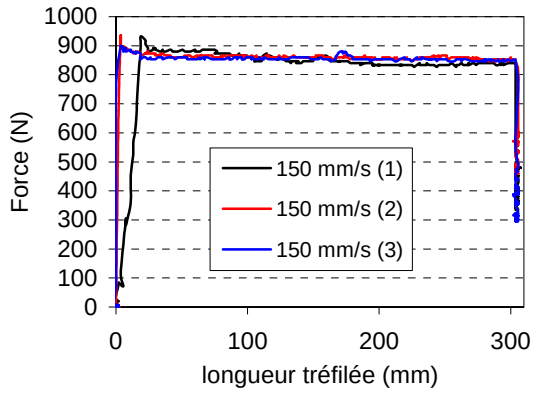
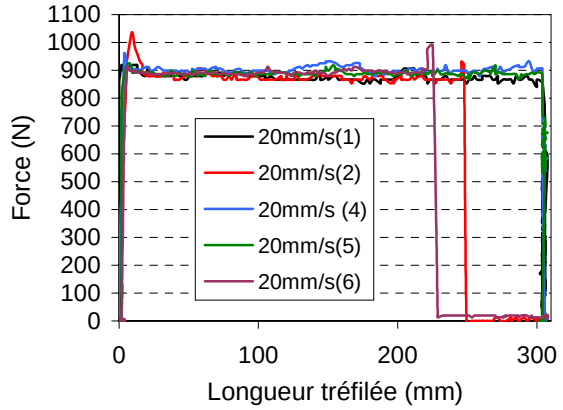


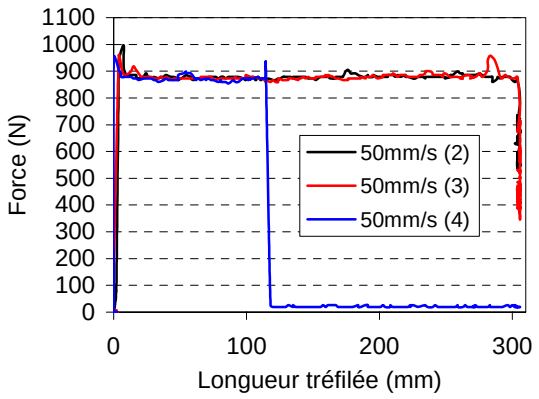
Figure A4-3.1 : Influence de la vitesse sur la force de tréfilage pour le savon XNa80

Savon XCa35

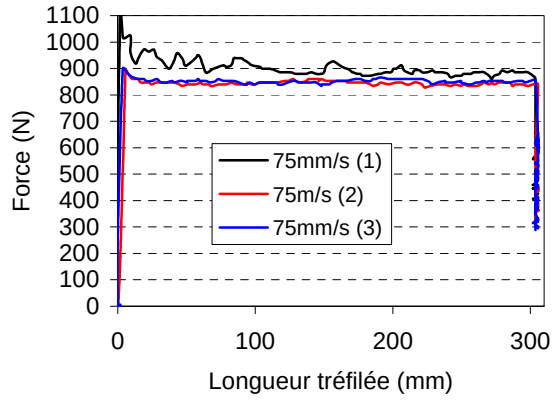
20 mm/s



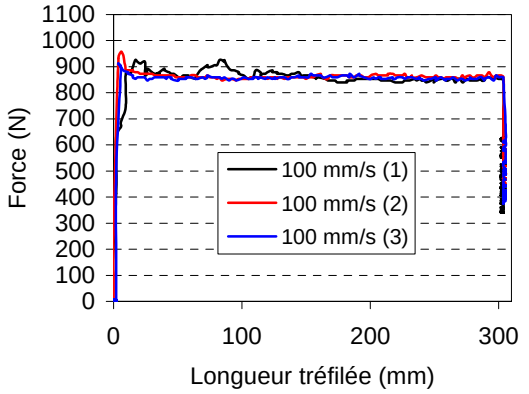
50 mm/s



75 mm/s



100 mm/s



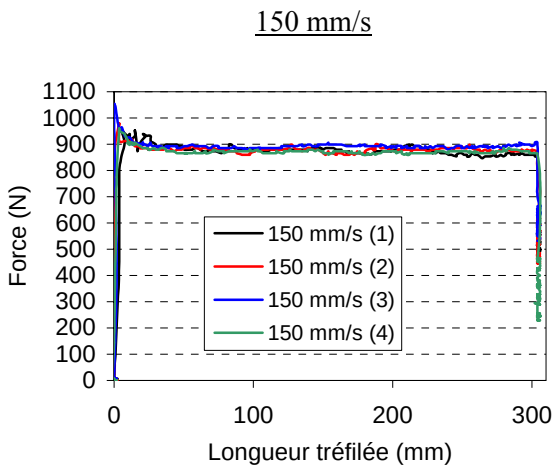


Figure A4-3.2 : Influence de la vitesse sur la force de tréfilage pour le savon XCa35

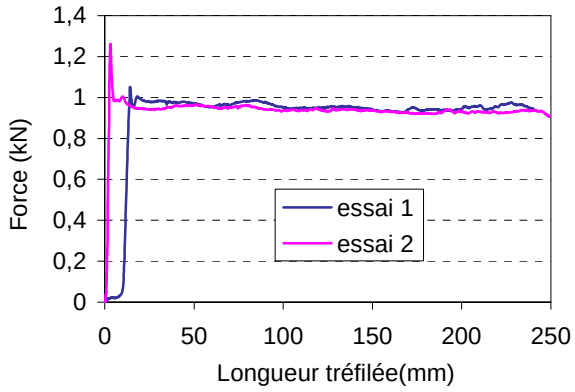
ANNEXE A4 - 4

TREFILAGE "BASSES VITESSES"
INFLUENCE DE L'ANGLE DE FILIERE SUR LA FORCE

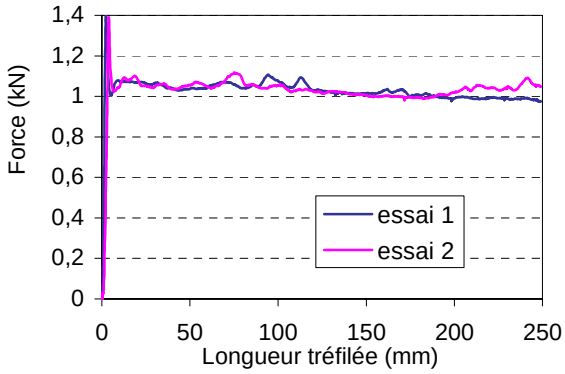
Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Température	Vitesse
Machine de traction Dartec	$2R_e$=2,2 mm revêtu	$2R_s$=1,85 mm 2α=10 - 16° (réduction 30%)	XNa80	25-180°C	50 mm/s

Savon XNa80
25°C

Filière α=8°

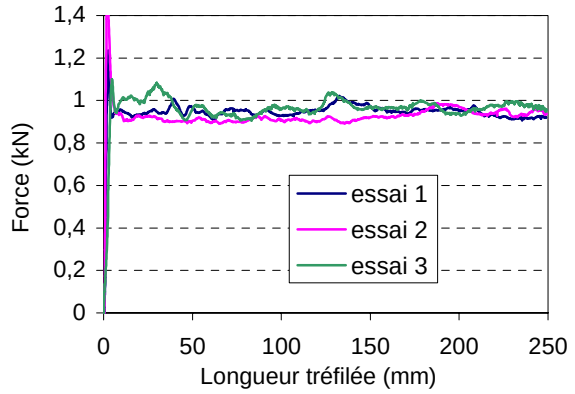


Filière α=5°

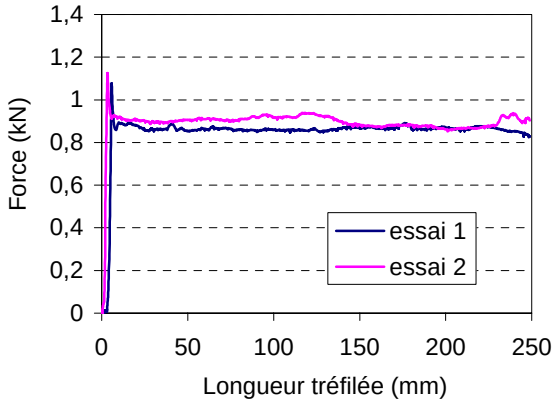


Savon XNa80
50°C

Filière α=8°

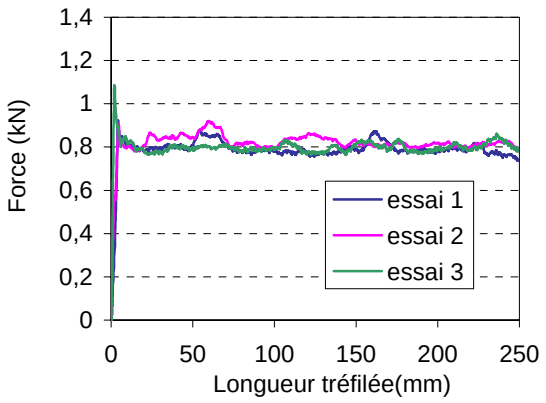


Filière α=5°

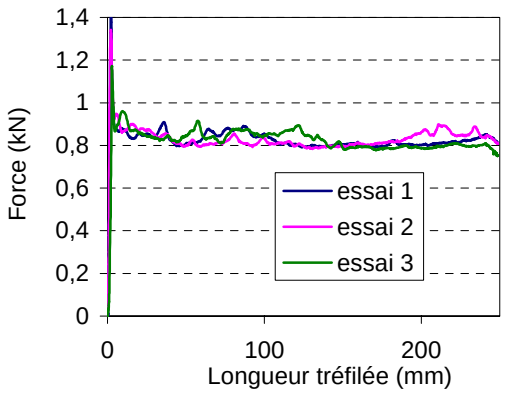


Savon XNa80
100°C

Filière α=8°

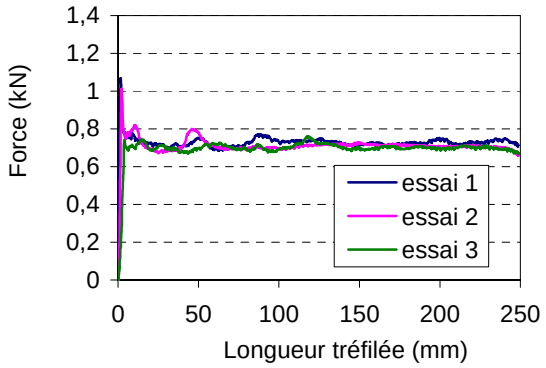


Filière α=5°

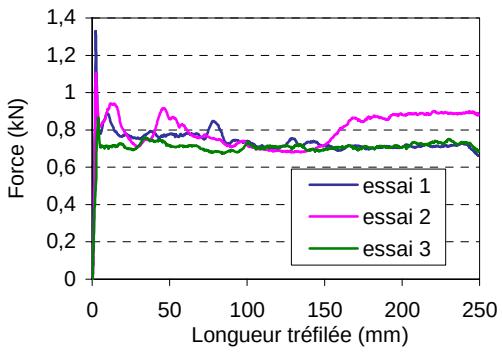


Savon XNa80
150°C

Filière α=8°

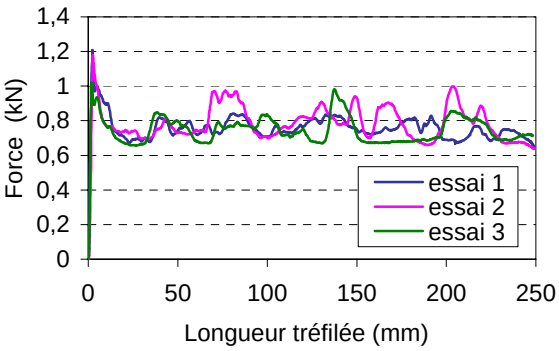


Filière α=5°



Savon XNa80
180°C

Filière α=8°



Filière α=5°

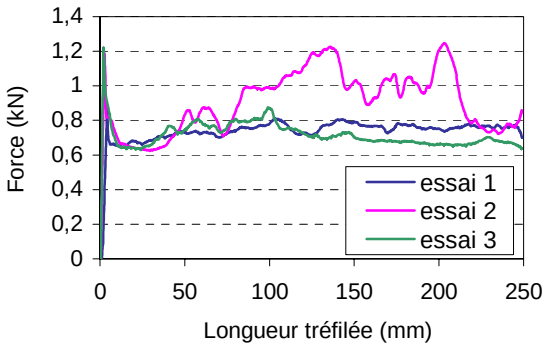


Figure A4-4.1 : Influence de l'angle et de la température sur la force de tréfilage pour le savon XNa80

ANNEXE A4 - 5

TREFILAGE "BASSES VITESSES"
INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LE POIDS DE COUCHE

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Température	Vitesse
Machine de traction Dartec	$2R_e$=2,2 mm revêtu	$2R_s$=1,85 mm 2α=10° (réduction 30%)	XNa80 XCa35	25-200°C	50 mm/s

Le trait en pointillé --- symbolise la quantité de revêtement salin résiduel estimée après tréfilage.

Savon sodique XNa80

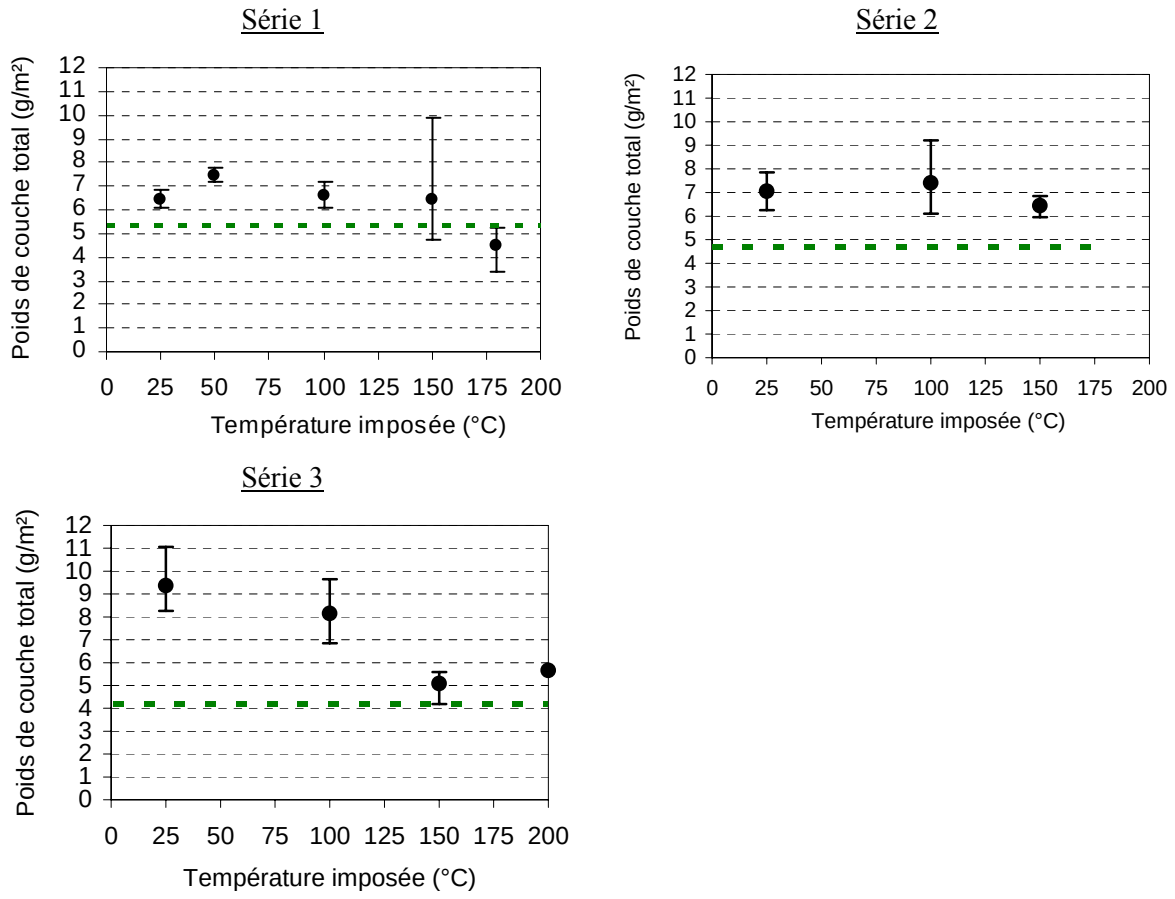


Figure A4-5.1 : Influence de la température sur poids de couche résiduel total pour le savon XNa80

Savon calcique XCa35

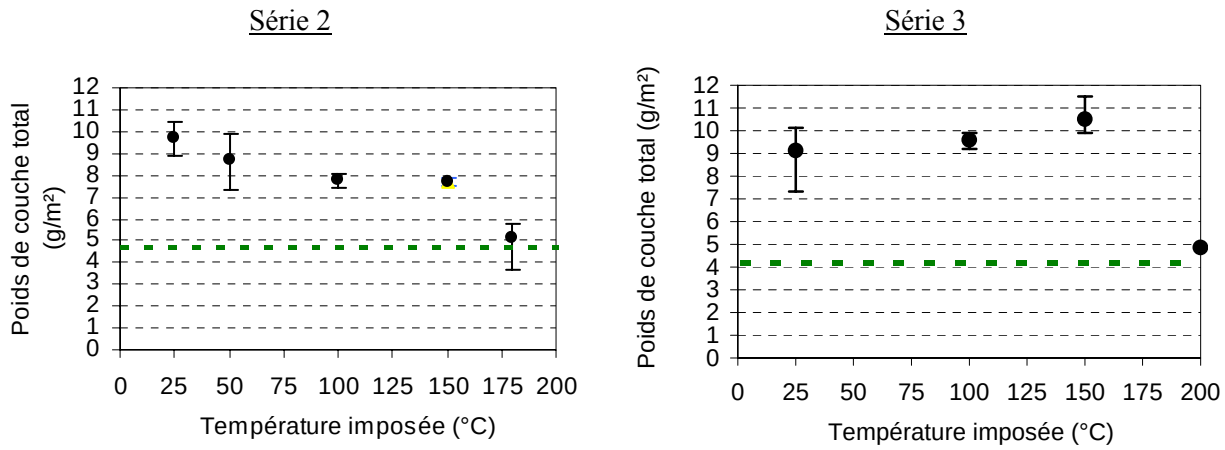


Figure A4-5.2 : Influence de la température sur poids de couche résiduel total pour le savon Ca35

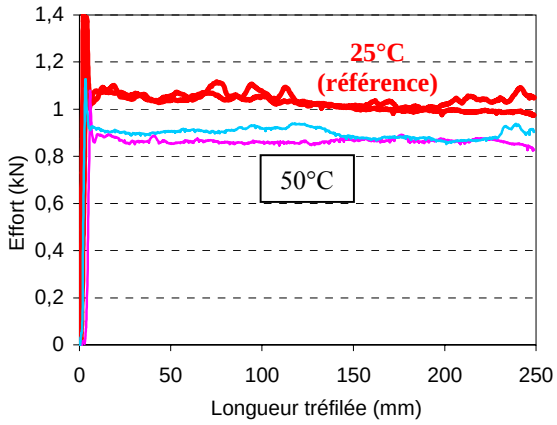
ANNEXE A4 - 6

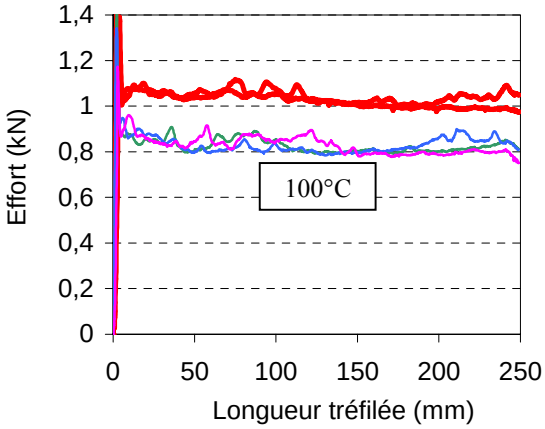
TREFILAGE "BASSES VITESSES"
INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LA FORCE DE TREFILAGE

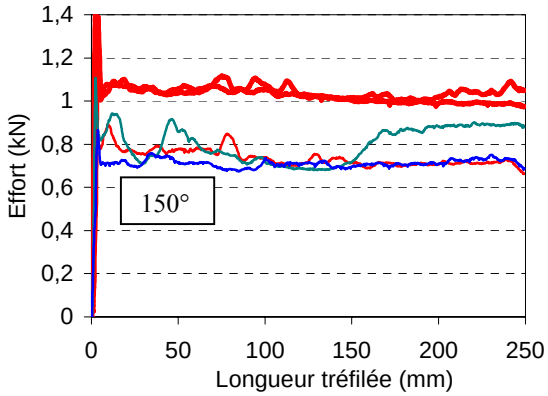
Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Température	Vitesse
Machine de traction Dartec	$2R_e$=2,2 mm revêtu	$2R_s$=1,85 mm 2α=10 ° (réduction 30%)	XNa80 XCa35	25-200°C	50 mm/s

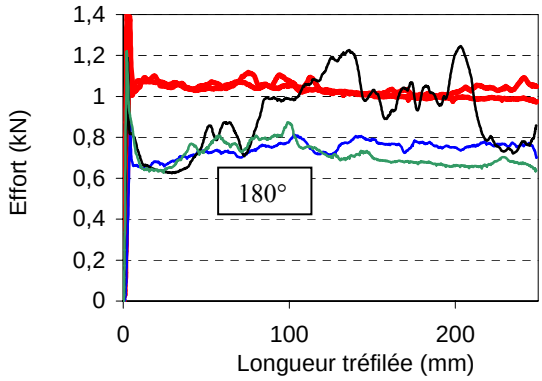
Savon XNa80

Série 1

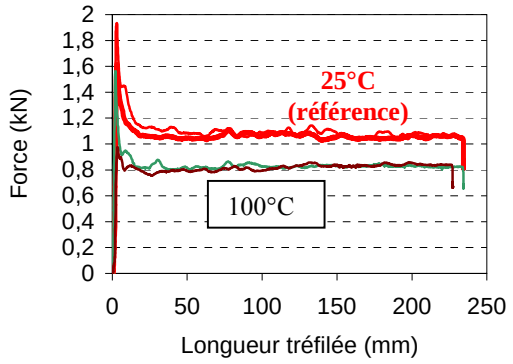


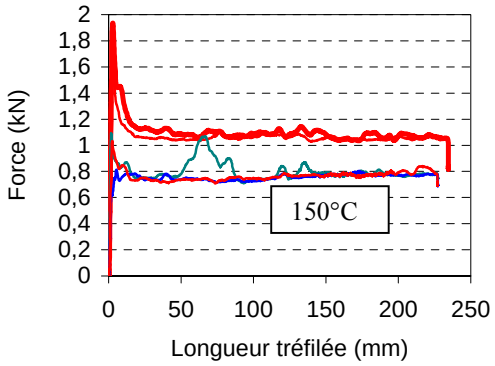




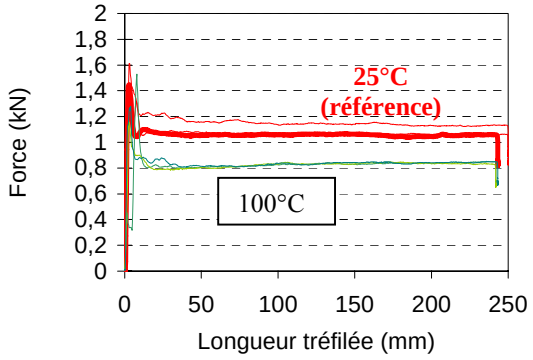


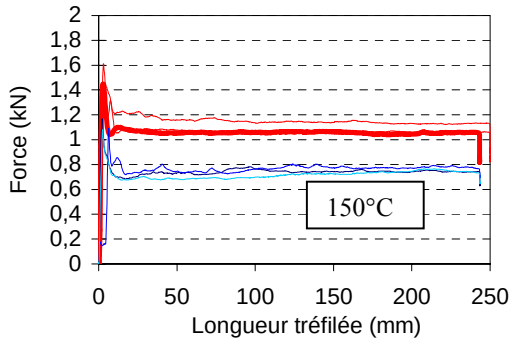
Série 2





Série 3





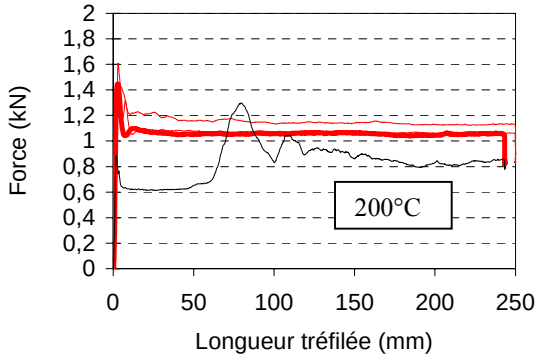
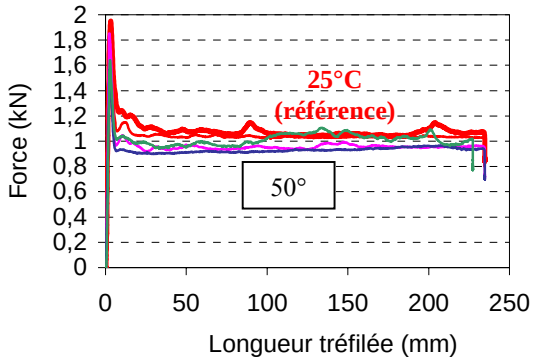
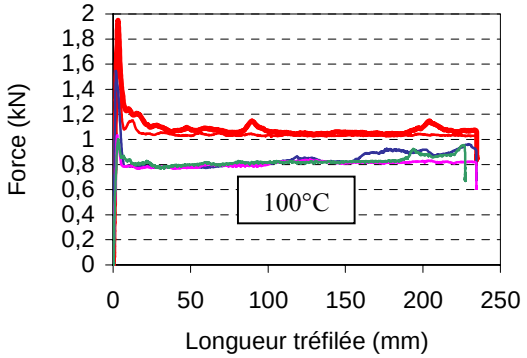


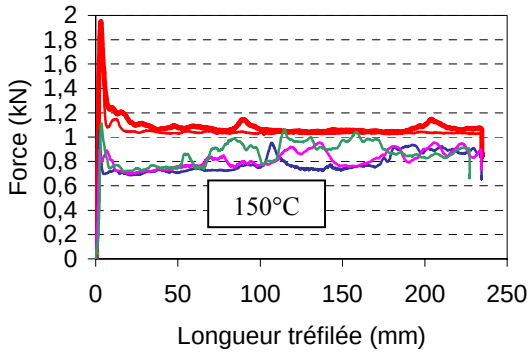
Figure A4-6.1 : Influence de la température sur la force de tréfilage pour le savon XNa80

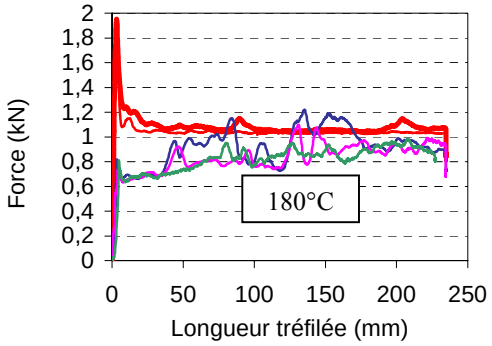
XCa35

Série 2

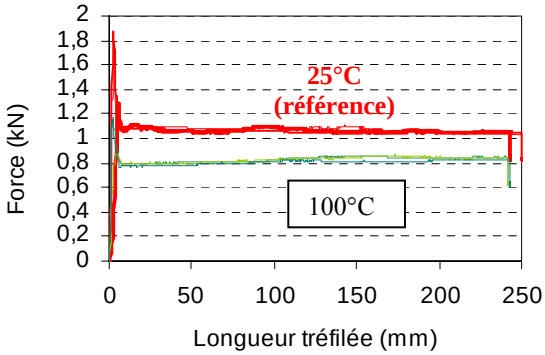


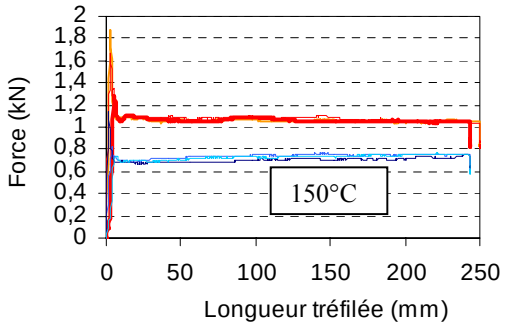






Série 3





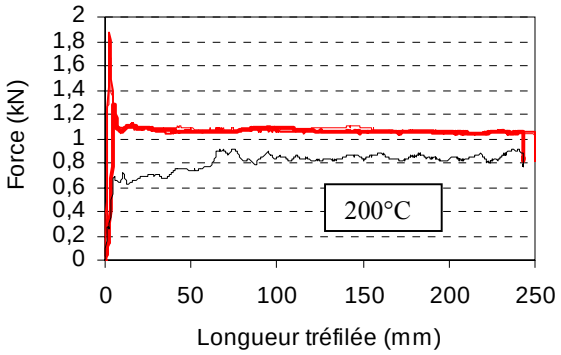


Figure A4-6.2 : Influence de la température sur la force de tréfilage pour le savon XCa35

ANNEXE A5-1

TABLEAU RECAPITULATIF DES ESSAIS DE TREFILAGE DU CHAPITRE 5

Paramètre étudié	Dispositif de tréfilage	Vitesse (m/s)	Fil ($2R_e$ - poids de dépôt initial)	Filière ($2R_s$ - 2α)
Revêtement salin - essai sans savon - sans dépôt salin	Marshal	0,5-3 1	AISI 304 CU 2,2mm 5,5mm	1,85mm- 16° 4,62mm- 16°
Vitesse	Tréfileuse "grandes vitesses"	0,05 - 20	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16°
Composition du savon	Tréfileuse "grandes vitesses"	0,05 - 10	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16°
	Marshal	1 - 3	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16°
Granulométrie	Machine de traction Dartec	0,025	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16°
Etat de surface du fil	Marshal	1	AISI 304 CU 2,2mm (Ra~1,5) + AISI 304 CU 5,5mm (Ra~2,5-3 µm)	1,85mm- 16° + 4,62mm- 16°
Dureté du fil	Marshal	1	AISI 304 CU 2,2mm + AISI 301 2,2mm	1,85mm- 16°
Angle de filière	Marshal	0,5-3	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16° + 1,85mm- 10°
Etat de surface de la filière	Marshal	1	AISI 304 CU 2,2mm	1,85mm- 16° polie + 1,85mm- 16° non polie
Filière-pression - canon: 2,31mm - L_{FP}=17mm - canon: 5,8 mm - L_{FP}=17mm	Marshal	1	AISI 304 CU 2,2mm + AISI 304 CU 5,5mm	1,85mm- 16° (h_{FP}~0,055mm) + 4,62mm- 16° (h_{FP}~0,15 mm)

Tableau A5-1.1: Conditions expérimentales de tréfilage pour les essais figurant dans le chapitre 5

ANNEXE A5-2

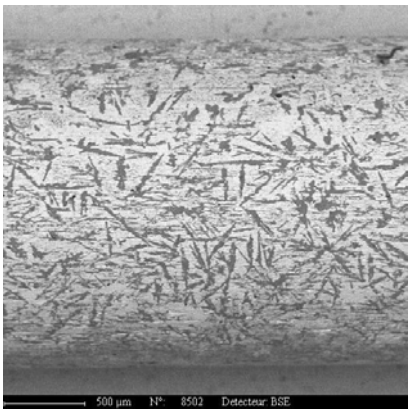
VARIABILITES DE RECOUVREMENT PAR LE REVETEMENT DE SURFACE: OBSERVATIONS MEB

Analyse en mode électrons rétrodiffusés (BSE) : contraste de composition chimique

Zones claires : métal
Zones grisées: revêtement salin

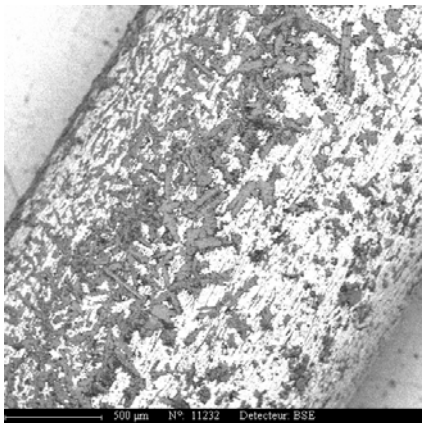
Fil $2R_e$= 2,2 mm

Série 1

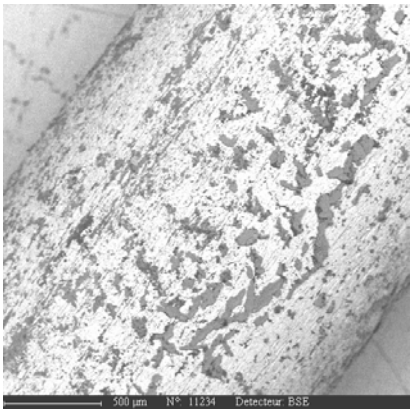


500 µm

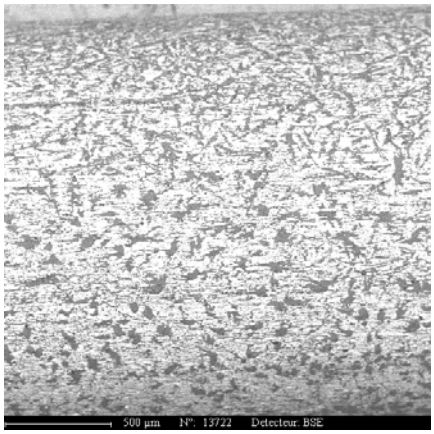
Série 2 (brin 1)



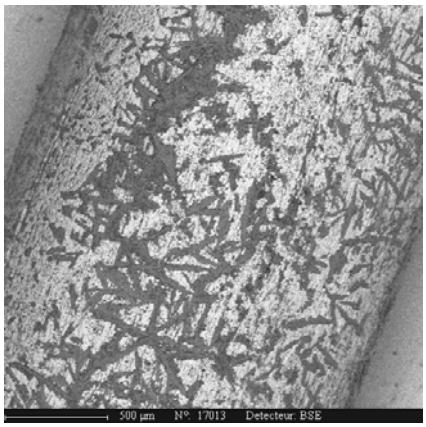
Série 2 (brin 2)



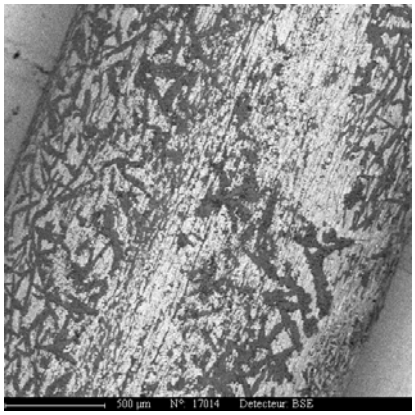
Série 3



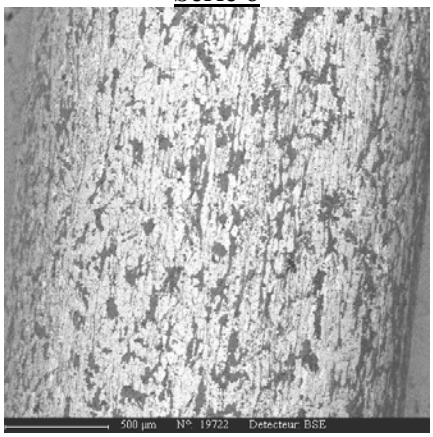
Série 4 (brin 1)



Série 4 (brin 2)



Série 6

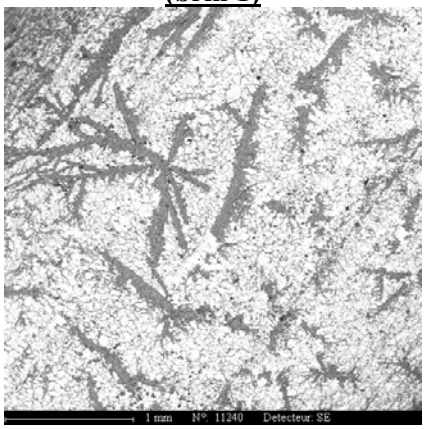


500 µm

Figure A5-2.1: Observations MEB de la surface des fils revêtus avant tréfilage (fil 2,2mm)

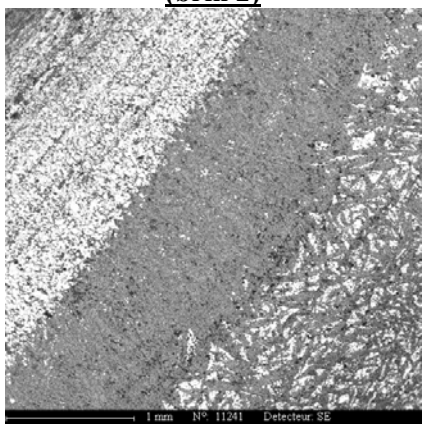
Fil $2R_c$= 5,5 mm (fil-machine décapé)

Série 2 (brin 1)



1 mm

Série 2 (brin 2)



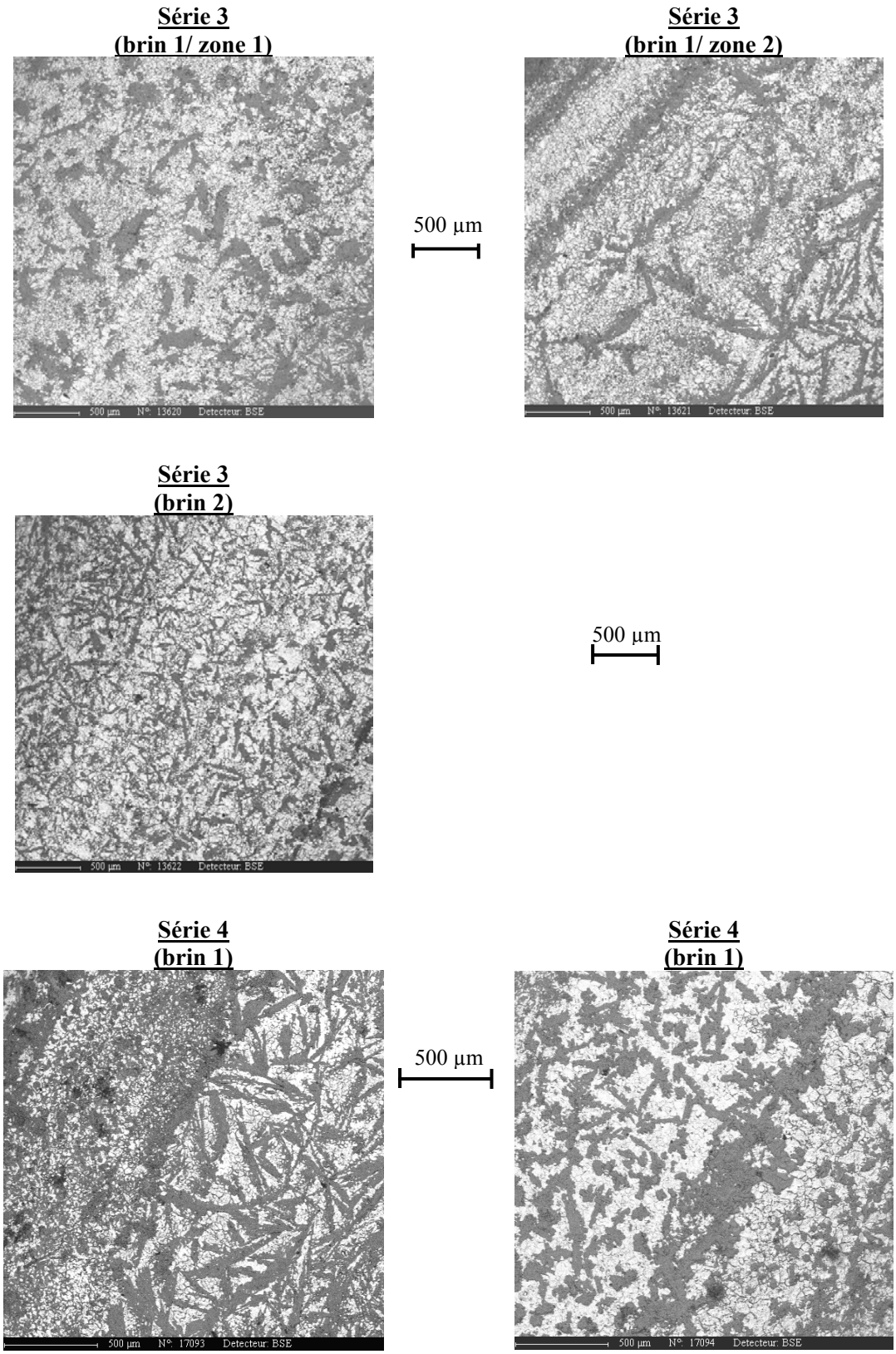


Figure A5-2.2: Observations MEB de la surface des fils revêtus avant tréfilage (fil 5,5 mm)

ANNEXE A5-3

OBSERVATIONS MEB DE LA SURFACE DES FILS TREFILES

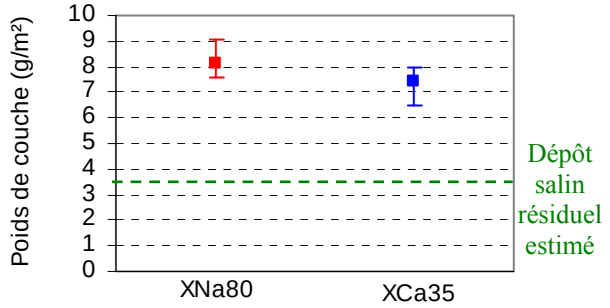
Analyse en mode électrons rétrodiffusés (BSE) : contraste de composition chimique

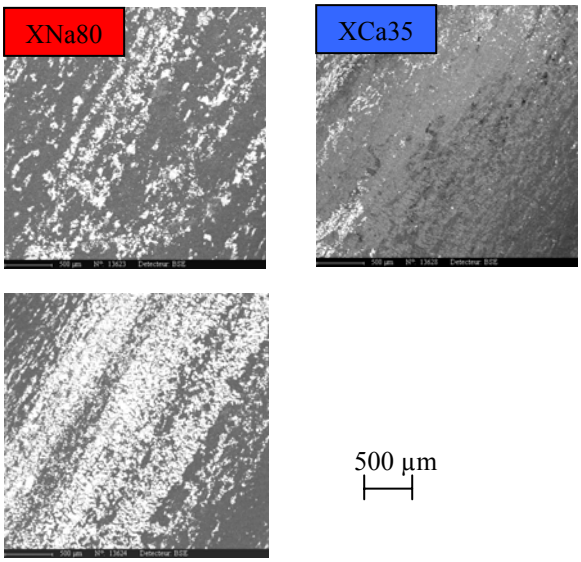
Zones claires : métal
Zones sombres : savon majoritaire ((+ traces de dépôt salin éventuelles)
Zones grisées: revêtement salin (+ traces de savon éventuelles)

Tréfilage sans revêtement salin

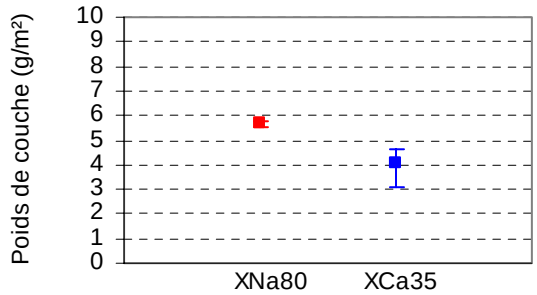
Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Marshall	$2R_e$=5,5 mm avec/sans revêtement	$2R_s$=4,62 mm 2α=16°	XNa80 XCa35	1 m/s

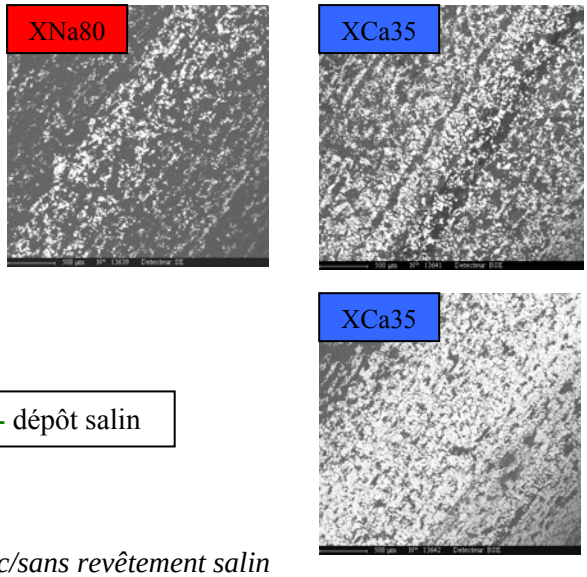
Référence





Sans revêtement salin





■ XNa80 ■ XCa35 --- dépôt salin

Figure A5-3.1: Tréfilage avec/sans revêtement salin

Influence de la composition

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Marshall	$2R_e$=2,2 mm avec/sans revêtement	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XNa80 - XCa35 + formulations chargées	1-3 m/s

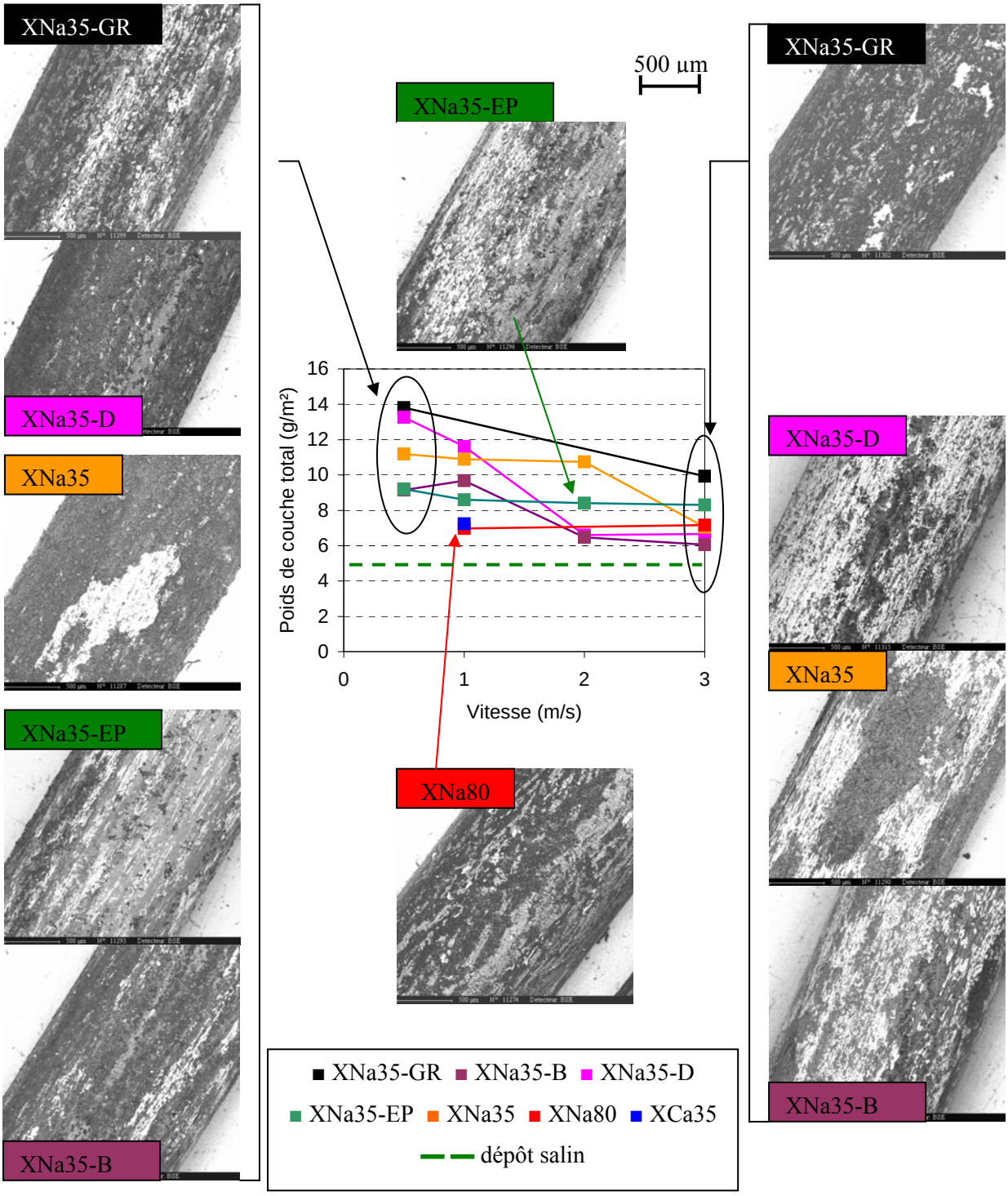
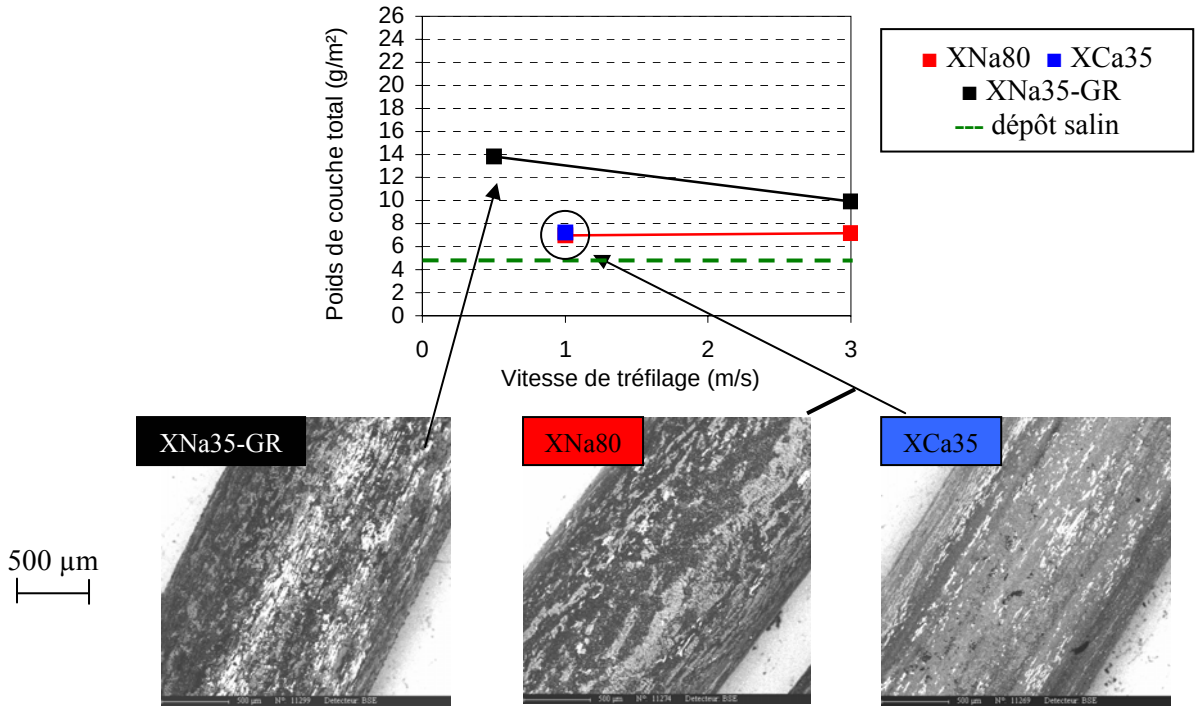


Figure A5-3.2: Tréfilage différentes formulations de savons sodiques très chargés

Influence de l'angle de la filière

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Marshall	$2R_e$=2,2 mm avec/sans revêtement	$2R_s$=1,85 mm 2α=10 et 16°	XNa80 - XCa35 XNa35-GR	1-3 m/s

<u>Référence</u> (angle 16°)



<u>Angle 10°</u>

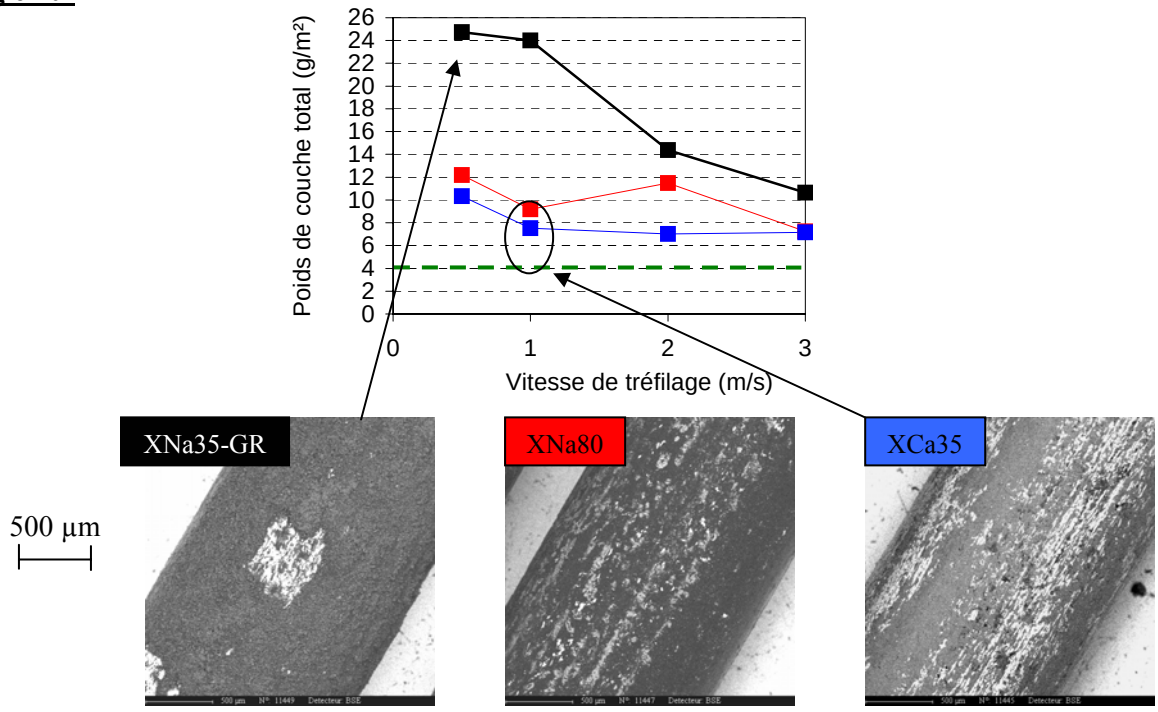


Figure A5-3.3: Influence de l'angle de filière

Influence de la dureté du fil

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Marshall	$2R_e$=2,2 mm revêtu nuance AISI304-CU nuance AISI301	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XNa80 - XCa35	1 m/s

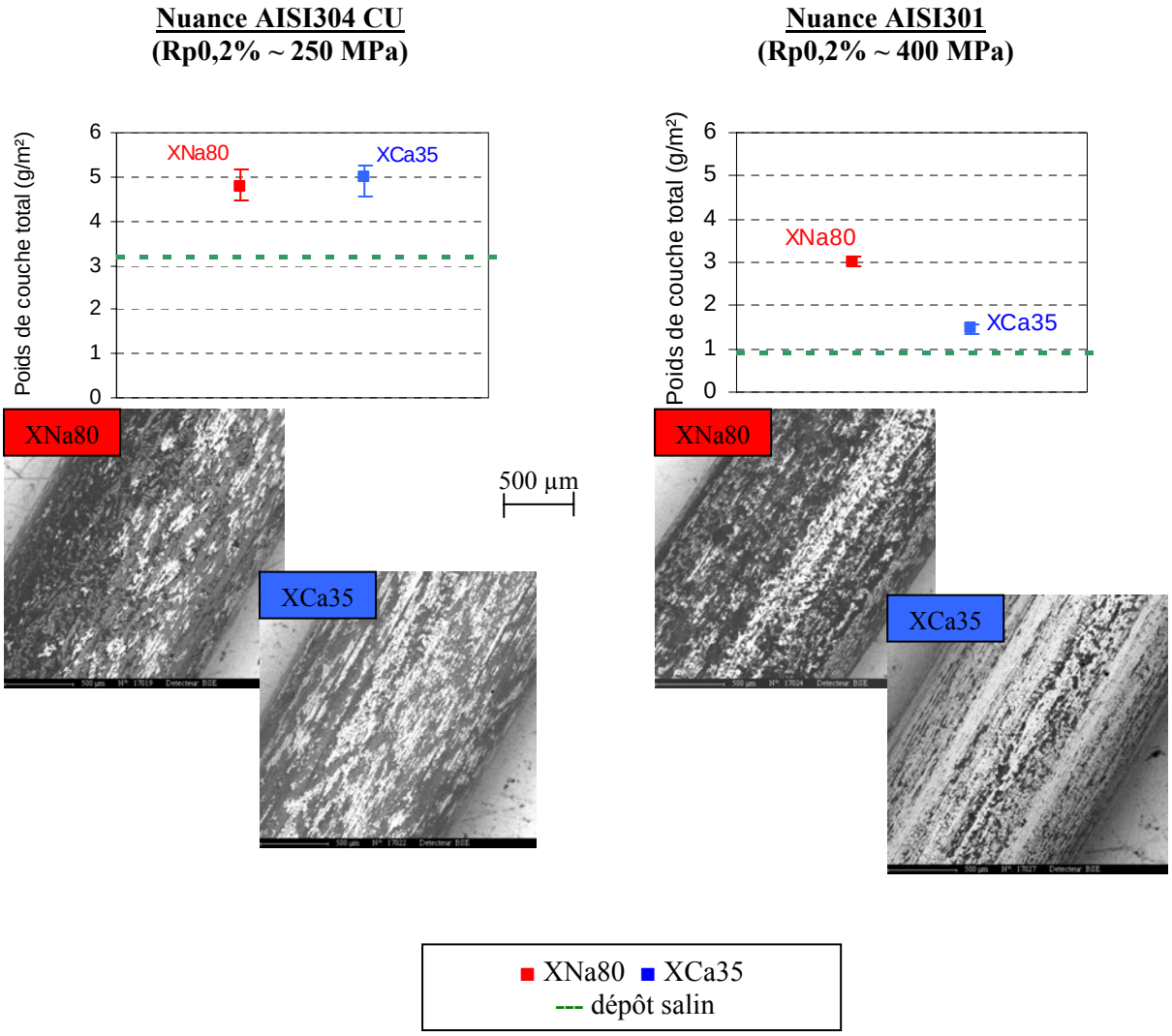


Figure A5-3.4: Influence de la dureté de la filière

ANNEXE A5-4

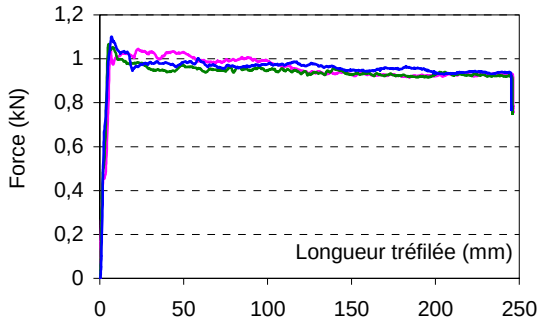
INFLUENCE DE LA GRANULOMETRIE SUR LA FORCE DE TREFILAGE

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Machine de traction Dartec	$2R_e$=2,2 mm revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XNa80 - XCa35	25 mm/s

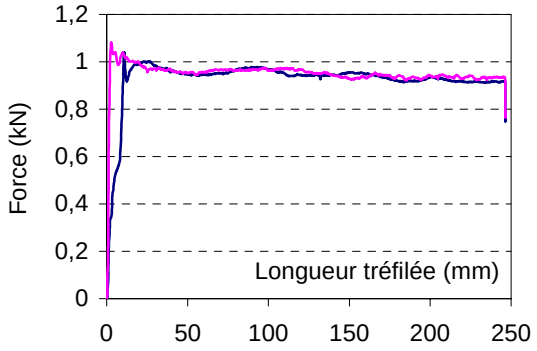
Chaque graphique fait apparaître plusieurs courbes qui correspondent à des essais réalisés dans des conditions identiques.

Savon sodique XNa80

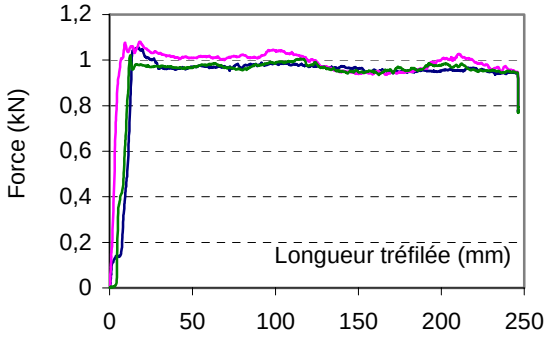
Savon commercial (non tamisé)



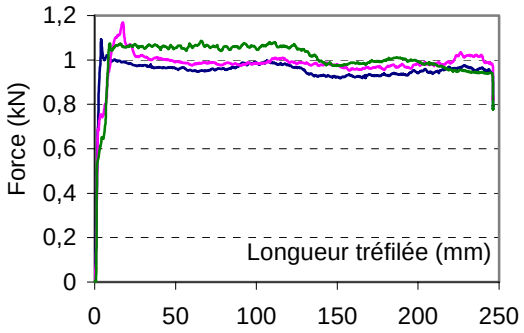
Coupe Gr_1< 0,125 mm



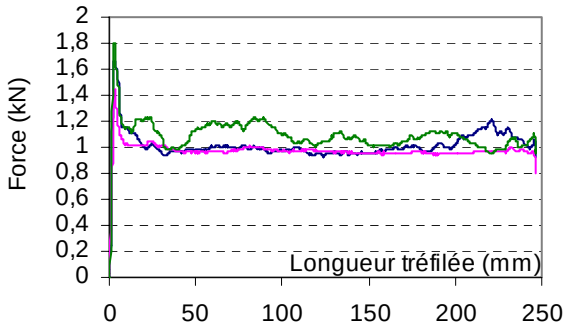
0,125 mm < Gr_2 < 0,25 mm



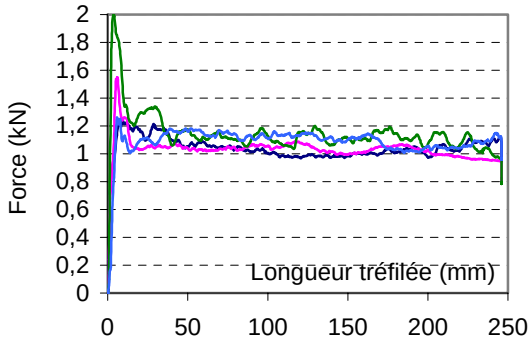
0,25 mm < Gr_3 < 0,5 mm



0,5 mm < Gr_4 < 1 mm



1 mm < Gr_5 < 2 mm



Gr_6 > 2 mm

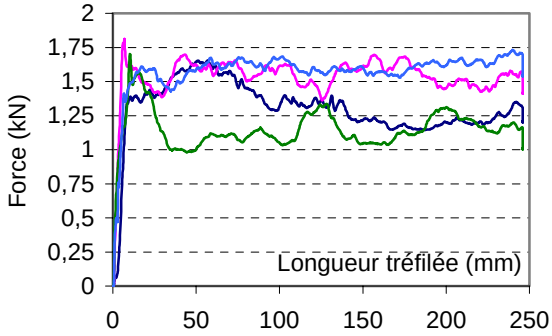
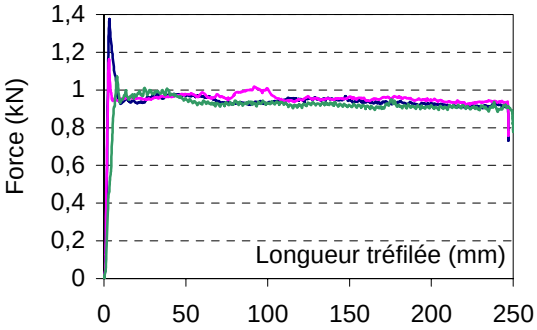


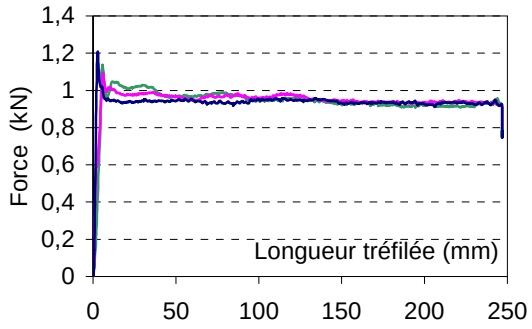
Figure A5-4.1: Influence de la granulométrie du savon XNa80 sur la force de tréfilage

Savon calcique XCa35

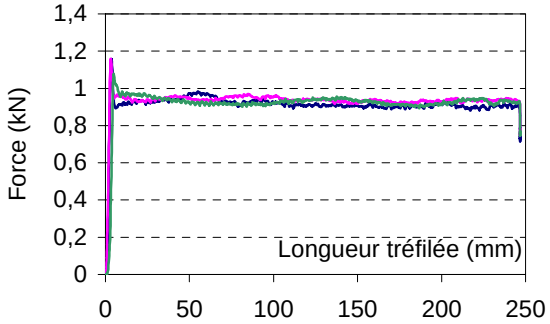
Savon commercial (non tamisé)



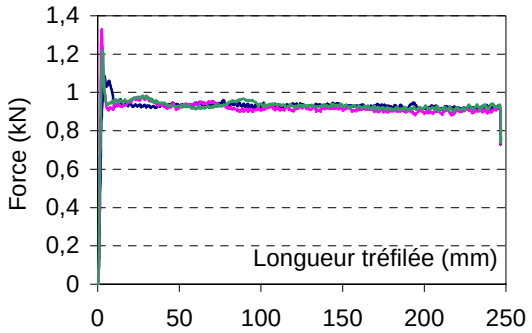
Gr_1 < 0,125 mm



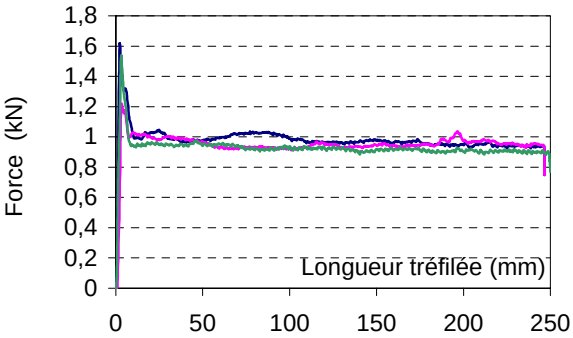
0,125 mm < Gr_2 < 0,250 mm



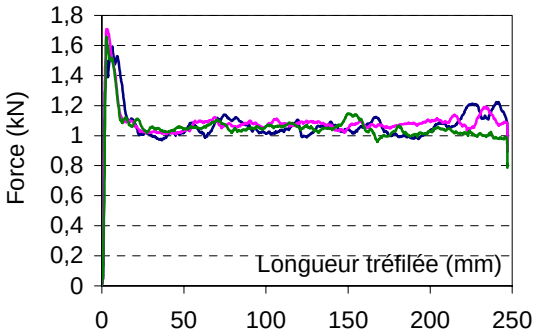
0,250 mm < Gr_3 < 0,5 mm



0,5 mm < Gr_4 < 1 mm



1 mm < Gr_5 < 2 mm



Gr_6 > 2 mm

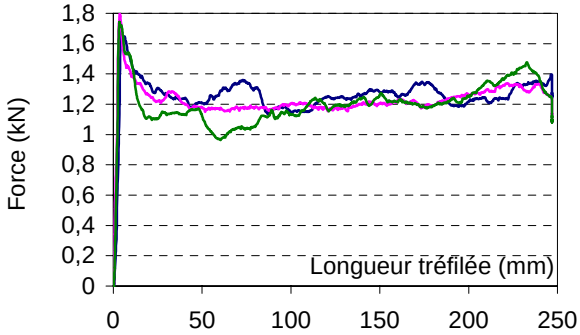


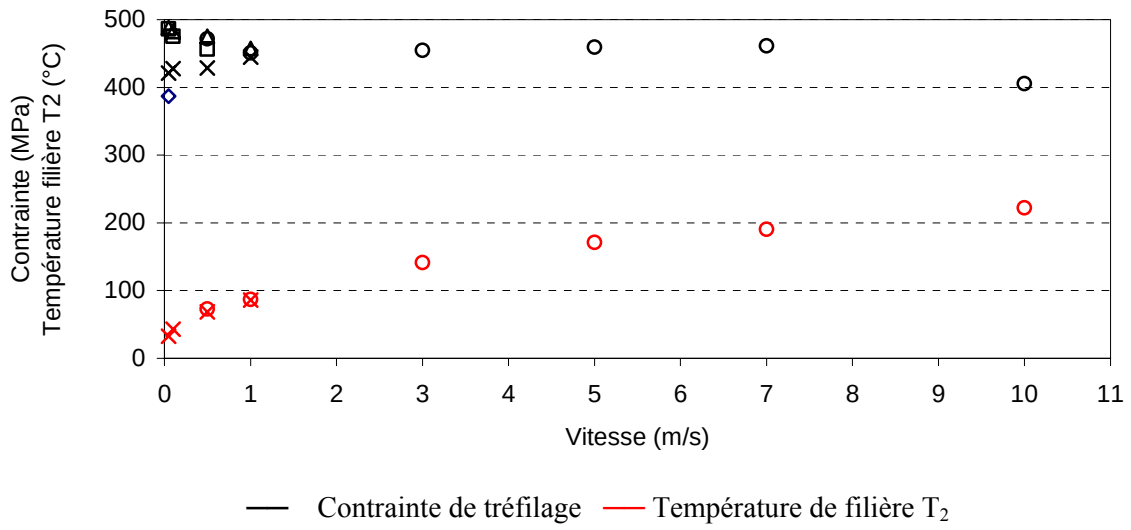
Figure A5-4.2: Influence de la granulométrie du savon XCa35 sur la force de tréfilage

ANNEXE A5-5

ESSAIS DE TREFILAGE COMPLEMENTAIRES

Effet de la vitesse (0-10 m/s)
- cas du savon calcique XCa35 -

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Tréfileuse "grandes vitesses"	$2R_e$=2,2 mm revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XCa35	0,05-10 m/s



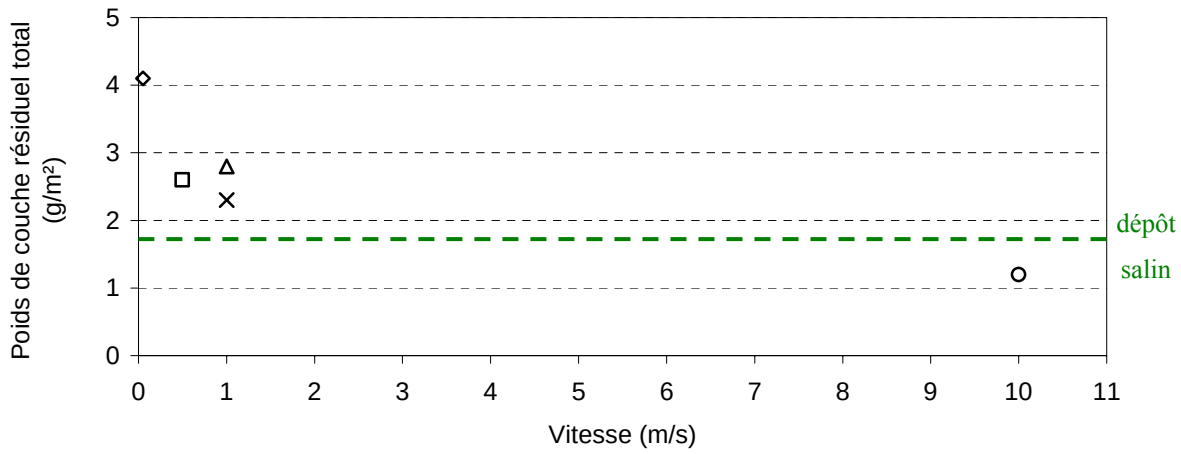


Figure A5-5.1 : Influence de la vitesse sur la mesure de contrainte, température de filière et poids de couche résiduel total pour le savon XCa35
(Température initiale filière/eau de refroidissement=18-20°C)

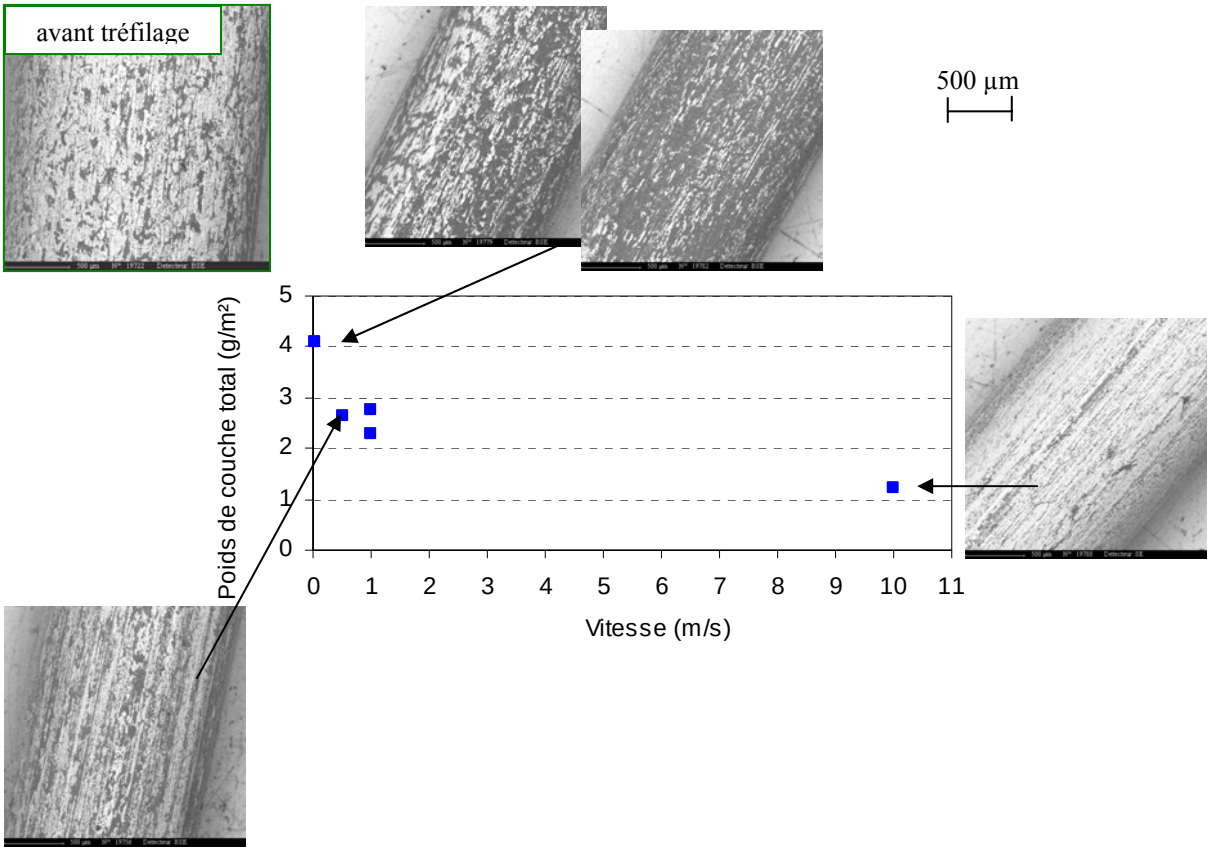


Figure A5-5.2: Observations MEB de la surface des échantillons tréfilés - revêtus - en mode électrons rétrodiffusés (contraste de composition chimique): suivi de la répartition du savon et du révêtement salin

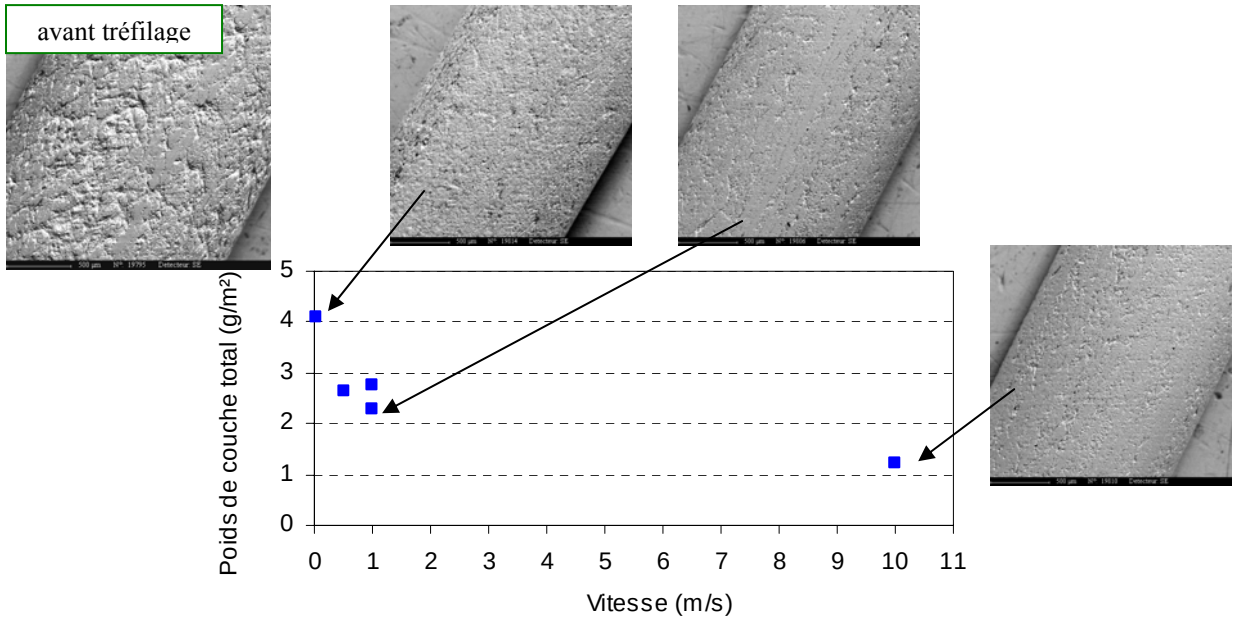
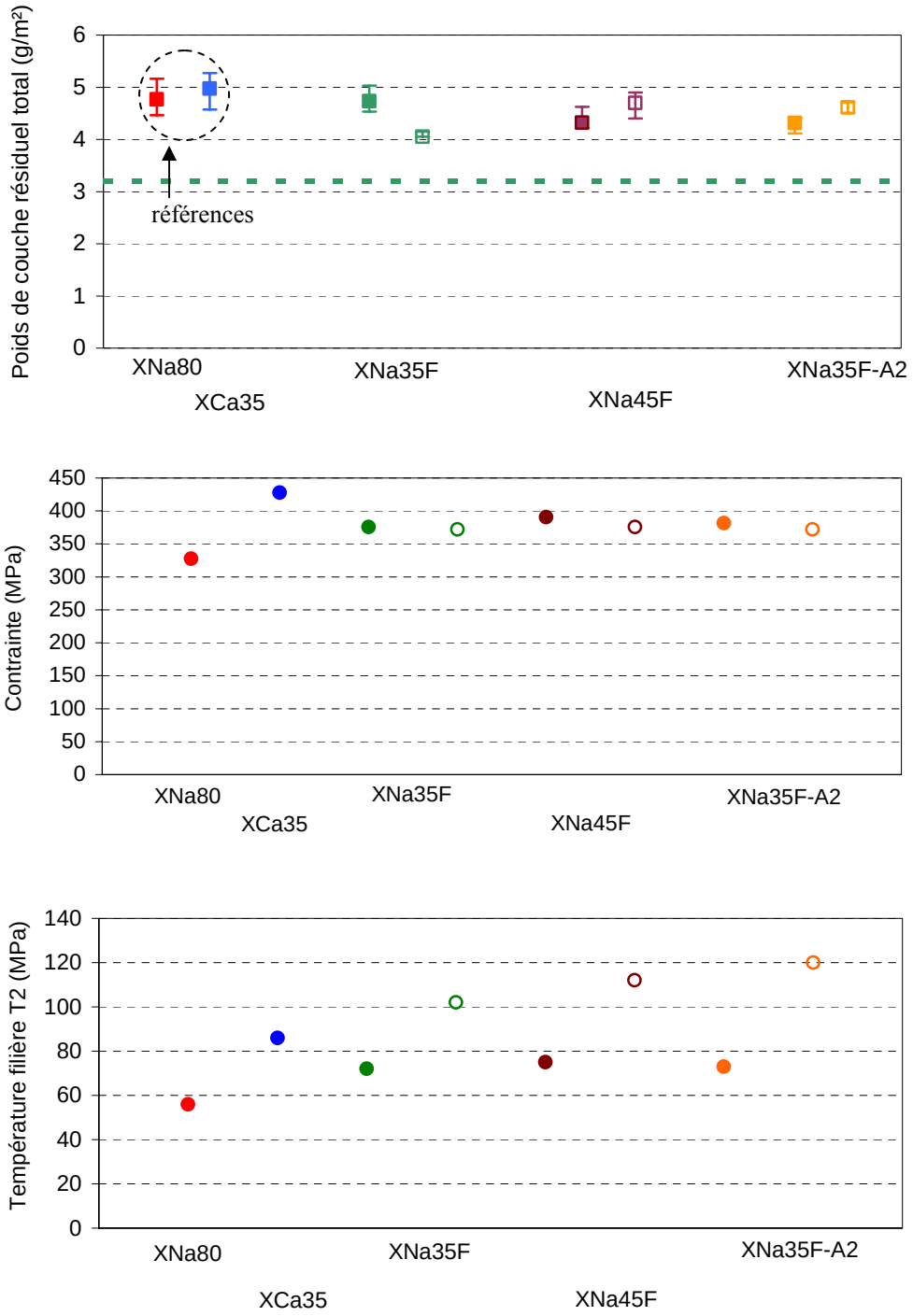


Figure A5-5.3: Observations MEB de la surface des échantillons tréfilés - nettoyés de tout revêtement - en mode électrons secondaires (contraste de topographique): suivi de l'évolution de la rugosité

Effet de la composition des savons
savons sodiques chargés de 2e génération

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Tréfileuse Marshall	$2R_e$=2,2 mm revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XNa80-XCa35 + formulations sodiques très chargées de 2e génération	1 et 3 m/s



Symboles pleins : 1 m/s - symbôles creux : 3 m/s

Figure A5-5.4: Influence de la composition du savon sur la mesure de poids de couche résiduel, la contrainte de tréfilage et la température de filière
(Température initiale filière/eau de refroidissement = 18°C)

Effet de la rugosité du fil
- fil-machine -

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Tréfileuse Marshall	$2R_e$=5,5 mm revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=4,62 mm 2α=16°	XNa80-XCa35 + formulations sodiques très chargées de 1e génération	0,5-1,5 m/s

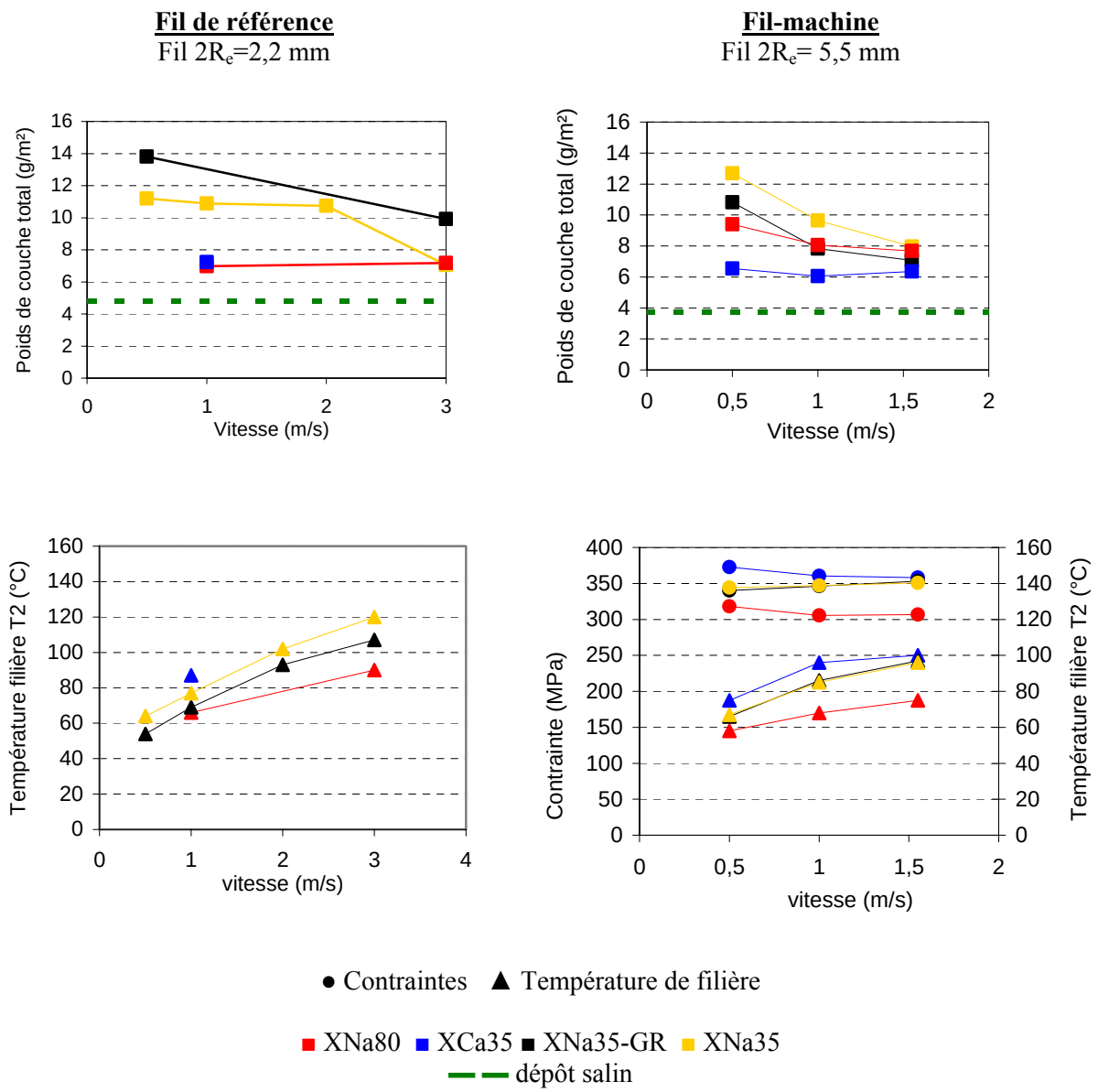


Figure A5-5.5: Influence du diamètre du fil sur la mesure du poids de couche résiduel, la contrainte de tréfilage et la température de filière
(Température initiale filière/eau de refroidissement: 18°C)

Influence de l'angle de filière

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Tréfileuse Marshall	$2R_e$=2,2 mm revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=1,85 mm 2α=16°	XNa80	m/s

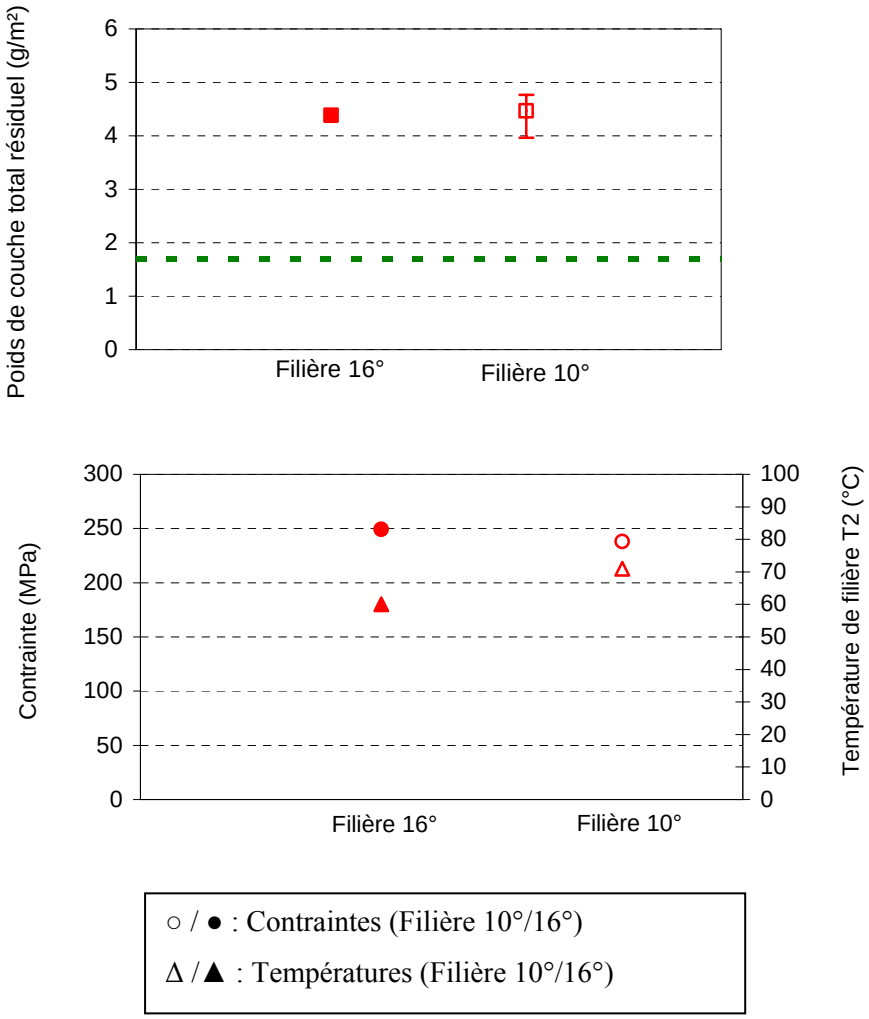


Figure A5-5.6: Influence de l'angle de filière sur la mesure du poids de couche résiduel, la contrainte de tréfilage et la température de filière
(Température initiale filière/eau de refroidissement: 18°C)

Effet de la filière-pression
fil non revêtu

Tréfileuse	Fil	Filière	Savon	Vitesse
Tréfileuse Marshall	$2R_e$=2,2 mm non revêtu nuance AISI304-CU	$2R_s$=1,85 mm 2α=16° + canon de mise en pression Ø=2,31 mm - h_{FP}~0,055mm - L_{FP}=17 mm	XNa80 XCa35	1 m/s

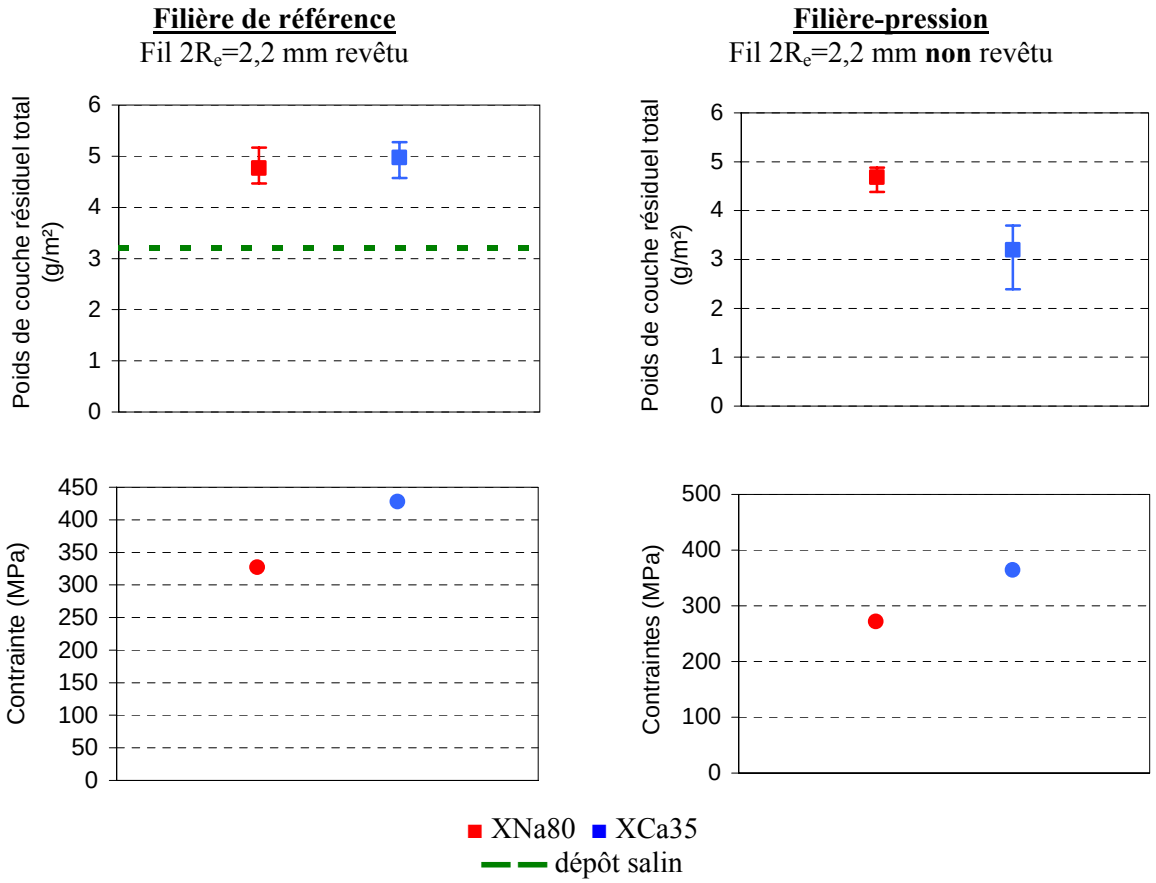


Figure A5-5.7: Influence de la préfilière sur la mesure du poids de couche résiduel et la contrainte de tréfilage

ANNEXE A6

ANALYSE DE LA LUBRIFICATION: DETAILS DES CALCULS

Sommaire

1 Mise en données du problème 46
2 Cas viscoplastique isotherme 47
2.1 Equations d'écoulement 47
2.2 Détermination des épaisseurs passantes (cas viscoplastique isotherme) 50
3 Cas plastique isotherme 54
3.1 Equations d'écoulement 54
3.2 Détermination de l'épaisseur passante (cas plastique isotherme) 55
4 Analyse du tréfilage isotherme avec préfilière 55
4.1 Cas viscoplastique 55
4.2 Cas plastique 57
5 Discussion 57
5.1 Influence des conditions aux parois : cas d'une cission nulle sur la filière 57
5.2 Comparaison avec une approche pseudo-newtonienne 59
6 Prise en compte des effets thermiques 60
6.1 Cas viscoplastique 60
6.1.1 Equation de la chaleur en conduction pure 61
6.1.2 Equation de la chaleur avec convection 63
6.1.3 Résolution de l'équation de la chaleur dans le cas viscoplastique: nombre de Cameron 64
6.2 Cas plastique 66

1 Mise en données du problème

Nous nous intéressons à la zone d'entrée du film où le gradient de pression dp/dx est positif et s'annule au début de la zone de déformation plastique (figure A6-1.1).

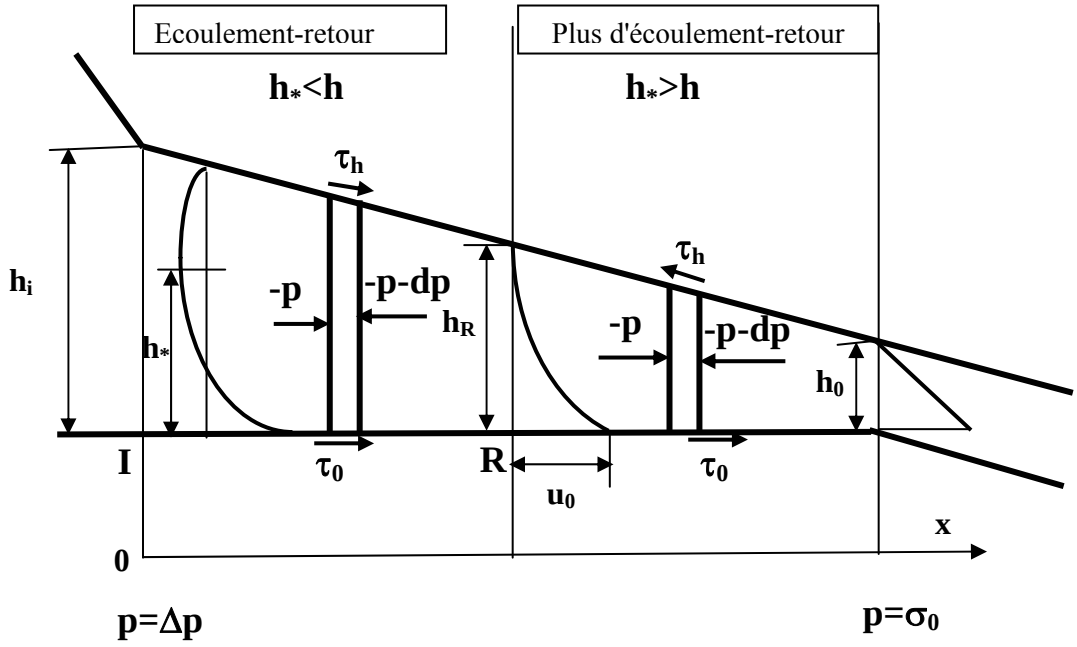


Figure A6-1.1: Equilibre mécanique d'une tranche de lubrifiant et champ de vitesse dans un convergent de filière

Nous utilisons les notations suivantes:
- h est l'épaisseur (selon Oy) du film de lubrifiant qui s'intercale entre le fil et la filière
- h_i et h_0 sont respectivement les épaisseurs en entrée de filière et au col de pression (où s'amorce la déformation plastique)

ho est reliée à ll'épaisseur résiduelle de lubrifiant h_{res} (mesurée par dissolution et pesée) par l'expression $h_0 \approx 2h_r\left(\frac{R_e}{R_s}\right)$

- u la vitesse (selon Ox) et u_0 la vitesse initiale du fil,
- p la pression (conditions aux limites sur figure 1)
- τ_{xy} la cission selon la facette de normale Oy

Nous formulons les hypothèses que:
- le film adhère parfaitement aux parois, point qui sera rediscuté dans le cas plastique, ce qui assure la continuité des vitesses,
- sa cission et sa consistance sont indépendants de la pression

Ce qui fixe nos conditions aux limites:
- Côté fil: u (y=0)=u_0 et τ_{xy} (y=0)=τ_0 (si adhésion parfaite aux parois),
- Côté filière: u (y=h)=0 et τ_{xy} (y=h)=τ_h
- En entrée de filière p=Δp et au col de pression p=σ_0

Nous envisageons également que le lubrifiant circule et qu'il existe un écoulement-retour lorsque $h>h_R$. Pour traduire cela et simplifier le formalisme des calculs, nous introduisons une grandeur auxiliaire h* qui représente l'ordonnée où le gradient de vitesse est nul. Ainsi:

- $h^* < h$ si $h>h_R$
- $h^*>h$ si $h<h_R$. Dans ce cas, l'épaisseur est trop faible pour qu'il y ait un écoulement-retour. La grandeur h* n'a plus vraiment de sens physique puisque cela revient à dire que h* se situe dans le noyau de la filière c'est-à-dire en dehors du film de lubrifiant.

2 Cas viscoplastique isotherme

2.1 Equations d'écoulement

L'équilibre mécanique permet d'exprimer la cission τ_{xy} selon:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \tag{1}$$

La loi de comportement d'un corps viscoplastique est définie selon:

$$\tau_{xy} = K\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)^m \tag{2}$$

Où K est la consistance et m l'indice de pseudoplasticité.

L'équation d'équilibre d'un film mince viscoplastique en cisaillement plan se traduit alors par:

$$\frac{dp}{dx} = \varepsilon_y \frac{\partial}{\partial y}\left(K\left(\varepsilon_y \frac{\partial u}{\partial y}\right)^m\right) \quad \varepsilon_y = \begin{cases} -1 & y \le h_* \\ 1 & y \ge h_* \end{cases} \quad \frac{\partial u}{\partial y}(y = h_*) = 0 \tag{3}$$

Une première intégration donne:

$$K\left(\varepsilon_y \frac{\partial u}{\partial y}\right)^m = \frac{dp}{dx}\left(\frac{y - h_*}{\varepsilon_y}\right) \rightarrow \frac{\partial u}{\partial y} = \varepsilon_y \left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \left(\frac{y - h_*}{\varepsilon_y}\right)^{\frac{1}{m}}$$

Une seconde intégration à partir de la condition aux limites $u(0)=u_0$ donne :

$$\begin{aligned} u(y \le h_*) &= u_0 + \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \left((h_* - y)^{\frac{1}{m}+1} - h_*^{\frac{1}{m}+1}\right) \\ u(y \ge h_*) &= u_0 + \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \left(-h_*^{\frac{1}{m}+1} + (y - h_*)^{\frac{1}{m}+1}\right) \end{aligned} \tag{4}$$

La seconde équation n'est utile que si $h>h_R$. La condition aux limites $u(y=h) = 0$ définit l'inconnue $h^*=hH$:

$$h \geq h^* \rightarrow u_0 + \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}\left(-h_*^{\frac{1}{m}+1} + (h-h_*)^{\frac{1}{m}+1}\right) = 0 \rightarrow$$

$$H = \frac{h_*}{h} \leq 1 \rightarrow \quad \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} h\left(H^{\frac{1}{m}+1} - (1-H)^{\frac{1}{m}+1}\right) = u_0 \qquad (5)$$

Dans le cas où $h<h_R$, on a aussitôt :

$$H = \frac{h_*}{h} \geq 1 \rightarrow \quad \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} h\left(H^{\frac{1}{m}+1} - (H-1)^{\frac{1}{m}+1}\right) = u_0$$

L'expression du gradient de pression est donc dans tous les cas :

$$\left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} h\,F(H) = u_0 \qquad (6)$$

$$\text{avec} \quad F(H) = H^{\frac{1}{m}+1} - |1-H|^{\frac{1}{m}+1}$$

Comme dp/dx>0 et que F(H) est une fonction croissante de H, alors:
F(1/2)=0→ H>1/2.

L'équation de conservation du lubrifiant permet de calculer le débit qui s'obtient par intégration de u :

$$Q = u_0 \frac{h_0}{2} = \int_0^h u\,dy$$

$$H \leq 1 \rightarrow Q = u_0 h + \left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}\left(\frac{m}{1+2m} h_*^{\frac{1}{m}+2} - h_*^{\frac{1}{m}+2}\right)$$

$$+\left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}\left(-h_*^{\frac{1}{m}+1}(h-h_*) + \left(\frac{m}{1+2m}\right)(h-h_*)^{\frac{1}{m}+2}\right)$$

Soit en introduisant H :

$$H \le 1 \rightarrow u_0\left(\frac{h-h_0/2}{h}\right)=\left(\frac{1}{1+2m}\right)\left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}h$$

$$\left((1+m)H^{\frac{1}{m}+2}+(1+2m)H^{\frac{1}{m}+1}(1-H)-m(1-H)^{\frac{1}{m}+2}\right)\rightarrow \tag{7}$$

$$\left(\frac{1}{1+2m}\right)\left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}h\left((1+2m)H^{\frac{1}{m}+1}-mH^{\frac{1}{m}+2}-m(1-H)^{\frac{1}{m}+2}\right)=u_0\left(\frac{h-h_0/2}{h}\right)$$

Dans l'autre cas de figure, H>1, on a :

$$h_* \ge h \rightarrow Q=u_0h+\left(\frac{m}{1+m}\right)\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}\left(\frac{m}{1+2m}\left(h_*^{\frac{1}{m}+2}-(h_*-h)^{\frac{1}{m}+2}\right)-hh_*^{\frac{1}{m}+1}\right)\rightarrow$$

$$\left(\frac{1}{1+2m}\right)\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}h\left((1+2m)H^{\frac{1}{m}+1}-mH^{\frac{1}{m}+2}+m(H-1)^{\frac{1}{m}+2}\right)=u_0\left(\frac{h-h_0/2}{h}\right) \tag{8}$$

Au total, l'équation de conservation du débit s'écrit, en introduisant une autre fonction auxiliaire G(H) :

$$\left(\frac{h}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}h\,G(H)=u_0(1+2m)\left(\frac{h-h_0/2}{h}\right)$$

$$G(H)=(1+2m)H^{\frac{1}{m}+1}-mH^{\frac{1}{m}+2}-m(1-H)\left|1-H\right|^{\frac{1}{m}+1} \tag{9}$$

En combinant (6) et (9), on obtient le système d'équations fondamental :

$$\begin{cases}\dfrac{G(H)}{F(H)}=(1+2m)\left(\dfrac{h-h_0/2}{h}\right)\\[2ex] dp=K\left(u_0\dfrac{1+m}{m}\right)^m\dfrac{dx}{h^{m+1}F(H)^m}\end{cases} \tag{10}$$

La première équation définit H en fonction de l'épaisseur et l'intégration de la seconde donne la variation de pression.

Par la suite, pour simplifier la relation (10) nous utiliserons la variable auxiliaire Y désignant la pression réduite telle que: $Y=1-\dfrac{h_0}{2h}$

Le système d'équations (10) généralise au cas d'un corps viscoplastique l'équation de Reynolds du cas newtonien (m=1 ; K=η) connue sous la forme:

$$dp = 6\eta u_0\left(\frac{h-h_0}{h^3}\right)dx \qquad (11)$$

En effet, dans le cas newtonien (m=1), on voit que, quel que soit H :
F(H)=2H-1 et G(H)=3H-1
Soit:

$$H = \frac{3Y-1}{6Y-3} \quad \text{et} \quad F(H)^{-1}=3(2Y-1)$$

Le report dans l'expression du gradient de pression (10) redonne bien l'équation de Reynolds pour un corps newtonien (11).

On voit aisément que l'épaisseur h_R où se termine l'écoulement retour correspond à h=h* ou encore H=1 soit:

$$\frac{h_R}{h_0} = 1 + \frac{1}{2m} \qquad (12)$$

2.2 Détermination des épaisseurs passantes (cas viscoplastique isotherme)

Dans la filière convergente sous un angle α (Figure 1), nous avons l'équation géométrique:

$$dx = -dh\cot an\alpha \qquad (13)$$

Compte tenu de la définition de Y, nous avons:

$$h = \frac{h_0}{2}\frac{1}{1-Y}$$

Et par conséquent, d'après (13):

$$\begin{cases} h^{-(1+m)} = \left(\frac{h_0}{2}\right)^{-(1+m)}(1-Y)^{1+m} \\ dh = \left(\frac{h_0}{2}\right)(1-Y)^{-2}dY \end{cases} \qquad (14)$$

Le report dans le système (10) donne :

$$\begin{cases} \frac{G(H)}{F(H)} = (1+2m)Y \\ dp = -K\cot an\alpha\left(2\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\frac{u_0}{h_0}\right)\right)^m \frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m}dY \end{cases} \qquad (15)$$

Ce système doit être intégré avec les conditions aux limites (en tenant compte éventuellement de la pression Δp engendrée par la préfilière) :

$$\begin{cases} p = \Delta p \quad \text{pour} \quad Y_i = 1 - \dfrac{h_0}{2h_i} \\ p = \sigma_0 \quad \text{pour} \quad h = h_0 \rightarrow Y_0 = \dfrac{1}{2} \end{cases}$$

$$H \leq 1 \quad \text{pour} \quad Y_i \geq Y \geq Y_R = \left(\frac{1+m}{1+2m}\right) \tag{16}$$

$$H \geq 1 \quad \text{pour} \quad Y_R = \left(\frac{1+m}{1+2m}\right) \geq Y \geq \frac{1}{2}$$

H est une fonction monotone et décroissante de Y, c'est à dire que H croît au fur et à mesure que l'on se rapproche de la zone de déformation ; au début de cette zone, le gradient de pression est nul, et H est infini. Si m n'est pas nul, on a par intégration du gradient de pression :

$$\sigma_0 - \Delta p = K \cot an\alpha \left(2\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\frac{u_0}{h_0}\right)\right)^m \int_{1/2}^{Y_i} \frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m} dY \tag{17}$$

Remarque : Si la consistance n'était pas indépendante de la pression, on aurait :

$$\int_{\Delta p}^{\sigma_0} \frac{dp}{K(p)} = \cot an\alpha \left(2\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\frac{u_0}{h_0}\right)\right)^m \int_{1/2}^{Y_i} \frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m} dY$$

La suite se déroulerait de la même manière.

Dans le cas où K est constante, une résolution par rapport à h_0 donne donc :

$$\begin{cases} h_0 = 2u_0 \left(S(m, Y_i) \dfrac{K \cot an\alpha}{\sigma_0 - \Delta p} \right)^{\frac{1}{m}} \\ S(m, Y_i) = \left(\dfrac{1+m}{m}\right)^m \left(\displaystyle\int_{1/2}^{Y_i} \dfrac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m} dY \right) \end{cases} \tag{18}$$

On aboutit donc à un paradoxe apparent : quel que soit m positif, l'épaisseur augmente proportionnellement à la vitesse, comme pour un corps newtonien ; la différence majeure est que l'épaisseur est plus sensible à l'angle de la filière, à la consistance du lubrifiant et à la contrainte d'écoulement plastique du fil (1/m >1). Le cas m=0 est donc singulier et ne correspond pas à un passage à la limite de cette solution : pour un corps plastique, l'épaisseur passante est a priori indépendante de la vitesse. Le caractère singulier du cas m=0 apparaît encore plus clairement ci-dessous.

Si on peut considérer que Y_i~1, on a une expression explicite de h_0 moyennant le calcul du facteur numérique S(m,1) qui est constant. Dans le cas contraire, l'épaisseur h_0 s'obtient en calculant Y_i avec l'équation implicite :

$$1-Y_i=\frac{u_0}{h_i}\left(\frac{K\cot an\alpha}{\sigma_0-\Delta p}\right)^{\frac{1}{m}}\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\int_{1/2}^{Y_i}\frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m}dY\right)^{\frac{1}{m}} \qquad (19)$$

D'un point de vue pratique, le terme au dénominateur est singulier pour Y=1, mais son intégrale est convergente pour m différent de 0. La première équation (10) permet de calculer numériquement H en fonction de Y, puis la valeur correspondante de $F(H)^{-m}$ que l'on représente analytiquement par la méthode des moindres carrés par un polynôme de Z=1-Y :

$$F(H)^{-m}=\sum_{n=0}^{n=N}a_nZ^n \quad Z=1-Y$$

Ceci permet de réaliser avec précision et sans problème particulier le calcul de $S(m,Y_i)$:

$$S(m,Y_i)=\left(\frac{1+m}{m}\right)^m\left(\int_{1/2}^{Y_i}\frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m}dY\right)=\left(\frac{1+m}{m}\right)^m\left(\int_{1-Y_i}^{1/2}\sum_{n=0}^{n=N}a_nZ^{n+m-1}dZ\right)\rightarrow$$
$$S(m,Y_i)=\left(\frac{1+m}{m}\right)^m\left(\sum_{n=0}^{n=N}\frac{a_n}{n+m}\left(\left(\frac{1}{2}\right)^{n+m}-(1-Y_i)^{n+m}\right)\right) \qquad (20)$$

La figure A6-1.2 donnent pour m=0,85-0,7-0,5-0,3-0,2 et 0,1 l'évolution de F^{-m} avec Z : elles décroissent de manière monotone et s'annulent pour Z=0,5 en présentant une inflexion qui correspond au passage de H à la valeur 1. Le cas m=1 est particulier : c'est la droite décroissant de 3 à 0, d'équation 6.(0,5-Z). Pour m décroissant elles se tassent sur l'axe des ordonnées en tendant vers une distribution ponctuelle. De ce fait, le degré de la régression polynomiale nécessaire augmente pour m décroissant et cette régression devient peu satisfaisante pour m=0,1 : dans ce cas, une fonction du type $\chi\exp(-\zeta Z^2)$ serait sans doute plus satisfaisante, mais on perd le caractère analytique de l'intégration. On voit toutefois sur la figure 5 qu'un polynôme du 6ème degré représente assez bien F^{-m} pour m=0,1. On peut ainsi exprimer S(m,1) en fonction de m par la relation suivante (figure A6-1.3)

$$S(m,1)=\exp\left(3{,}9442-11{,}998m+21{,}838m^2-20{,}921m^3+7{,}5454m^4\right) \qquad (21)$$

Le coefficient numérique S(m,1) est une fonction assez fortement décroissante de m, passant de 1,5 pour m=1 (valeur classique) à 2,38 pour m=0,7 et 6,18 pour m=0,3.

En pratique, l'épaisseur n'est jamais infinie en début de filière et il suffit de tenir compte de sa valeur exacte qui définit Y_i<1 ; le calcul précédent définit la valeur maximale de h_0..

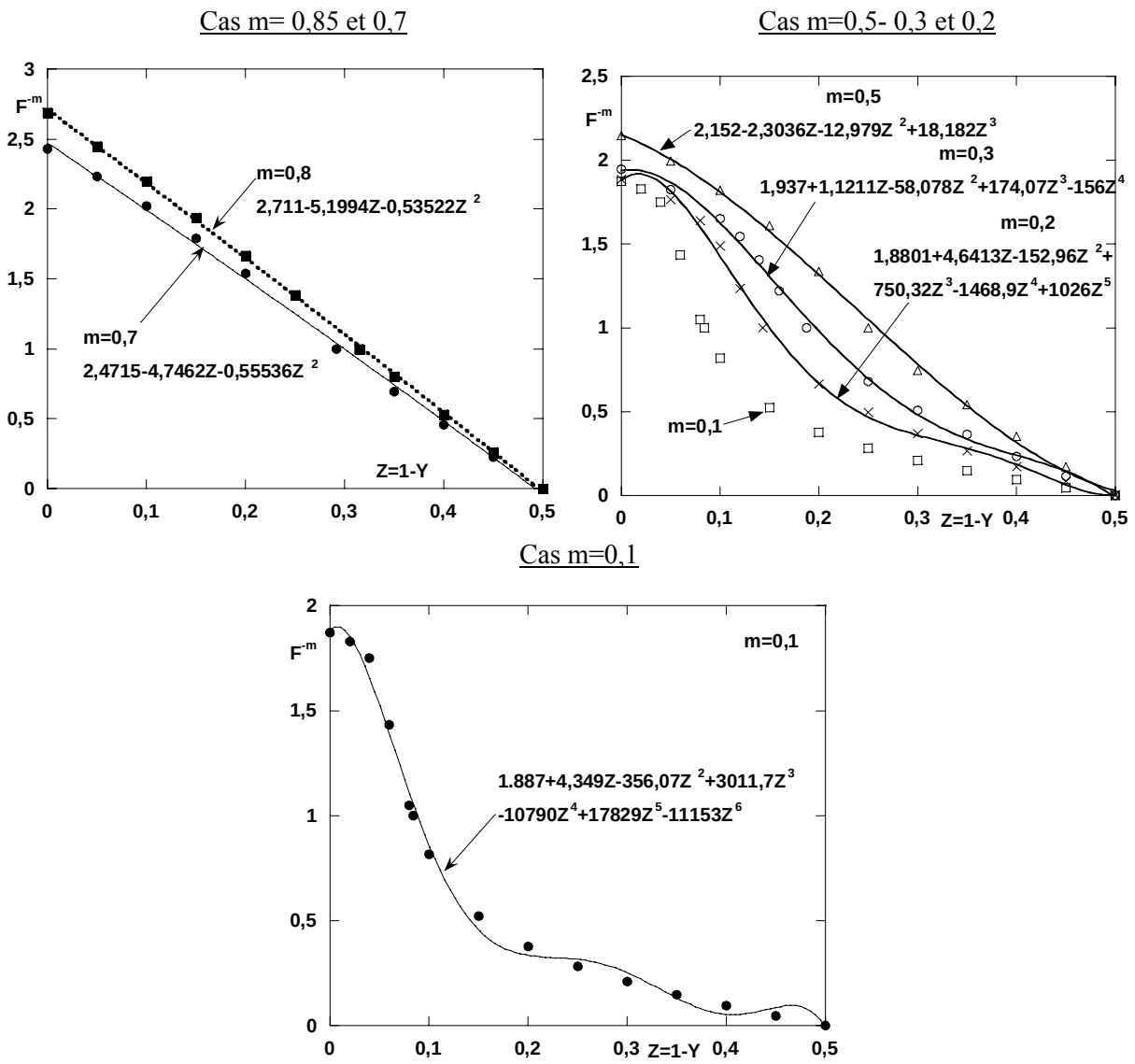


Figure A6-1.2*: Evolution avec Z=1-Y de la fonction F^{-m} caractérisant le gradient de pression dans la filière en conditions isothermes et régression polynomiale pour différentes valeurs de m*

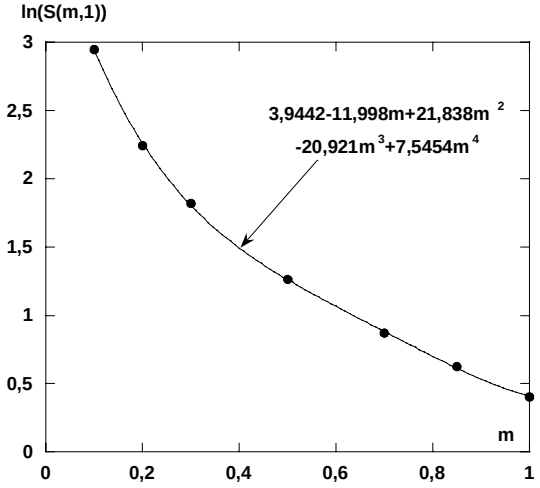


Figure A6-1.3: Evolution avec m de la fonction S(m,1) caractérisant l'épaisseur passante en conditions isothermes..

3 Cas plastique isotherme

3.1 Equations d'écoulement

Le gradient de pression est de la forme:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \frac{\tau_0 + \varepsilon_y \tau_h}{h}$$

L'intégration du gradient de pression moyennant l'équation géométrique (13) et les conditions aux limites (16) donne :

$$\sigma_0 - \Delta p = \cot an\alpha \left((\tau_0 + \tau_h) \ln\left(\frac{h_i}{h_R}\right) + (\tau_0 - \tau_h) \ln\left(\frac{h_R}{h_0}\right) \right)$$

$$= \cot an\alpha \left(\tau_0 \ln\left(\frac{h_i}{h_0}\right) + \tau_h \ln\left(\frac{h_i h_0}{h_R^2}\right) \right)$$

$$= \cot an\alpha \left((\tau_0 + \tau_h) \ln\left(\frac{h_i}{h_0}\right) + 2\tau_h \ln\left(\frac{h_0}{h_R}\right) \right)$$

En introduisant le paramètre $\overline{m}$ qui tient compte des contributions des deux cissions aux parois tel que:

$$\overline{m} = \frac{\tau_h}{\tau_0}$$

Nous obtenons:

$$\sigma_0 - \Delta p = \tau_0 \cot an\alpha \ln\left(\frac{h_i}{h_0}\right) \left((1 + \overline{m}) + 2\overline{m} \frac{\ln(h_0 / h_R)}{\ln(h_i / h_0)} \right)$$

Il apparaît dans cette expression, l'épaisseur h_R qui, dans le cas newtonien, est h_R=3 h_0/2 (d'après (12)), mais qui est très incertaine dans le cas plastique. Nous définissons donc une cission effective τ_{ef} par la formule:

$$\tau_{ef} = \tau_0 \left((1 + \overline{m}) - 2\overline{m} \frac{\ln(h_R / h_0)}{\ln(h_i / h_0)} \right)$$

D'où:

$$\sigma_0 - \Delta p = \tau_{ef} \cot an\alpha \ln\left(\frac{h_i}{h_0}\right)$$

Et:

$$\tau_{ef} = (\sigma_0 - \Delta p) \frac{\tan \alpha}{\ln(h_i / h_0)} \qquad (22)$$

Comme h_R est compris entre h_i et h_0, on en déduit que la cission effective est bornée selon:

$$\tau_{ef}(h_R \to h_i) \le \tau_{ef} \le \tau_{ef}(h_R \to h_0)$$

Soit:

$$(1 - \overline{m})\tau_0 \le \tau_{ef} \le \tau_0 (1 + \overline{m})$$

On voit par ailleurs que si l'écoulement retour s'amorce très près du col de pression, τ_{ef} est proche de sa valeur maximale $\tau_0 (1 + \overline{m})$ et serait peu sensible à h_i.

3.2 Détermination de l'épaisseur passante (cas plastique isotherme)

L'épaisseur s'exprime en fonction de la cission effective par la relation simple :

$$h_o = h_i \exp\left(-\left(\tan\alpha\left(\frac{\sigma_0 - \Delta p}{\tau_{ef}}\right)\right)\right) \qquad (23)$$

On voit apparaître, sur cette formule le caractère doublement singulier du cas plastique:
- l'épaisseur passante dépend explicitement de l'épaisseur d'entrée et lui est proportionnelle si τ_{ef} est constante ; dans le cas viscoplastique, l'épaisseur passante est également fonction croissante de h_i, mais tend vers une valeur finie lorsque h_i tend vers l'infini.
- par ailleurs, la dépendance vis à vis de la contrainte d'écoulement et à l'angle de la filière est très forte, puisque de type exponentiel et non plus de type puissance.

L'apparition dans le calcul de la fonction logarithme n'est pas surprenante, puisque l'on voit apparaître $\ln(h_i/h)$ qui représente la déformation du corps, comme dans toute analyse d'écoulement de corps plastique.

4 Analyse du tréfilage isotherme avec préfilière

Dans le cas où une préfilière est utilisée en amont de la filière de travail, il est nécessaire de prendre en compte la pression Δp générée par celle-ci pour calculer le gradient de pression dans l'entrefer.

4.1 Cas viscoplastique

Dans la préfilière, l'épaisseur h est constante, égale à h_{Fp} (figure A6-1.4).

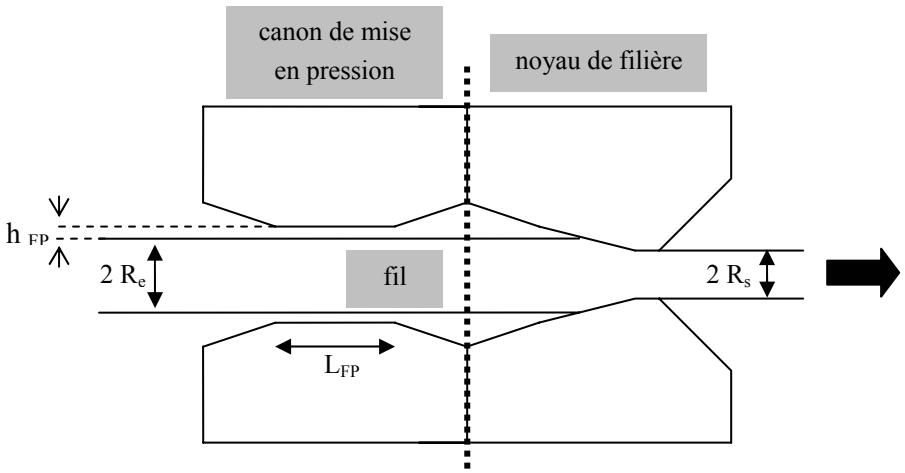


Figure A6-1.4: Grandeurs caractéristiques de la préfilière -

Si l'épaisseur passante $h_0 \ll h_{FP}$ (cas pratique), alors Y ~ 1 et H<1 et les valeurs de H et de la pression à l'extrémité de la préfilière Δp de longueur L sont définies par le système d'équations:

$$\begin{cases} \dfrac{G(H)}{F(H)} = (1+2m) \rightarrow \dfrac{(1+2m)H^{\frac{1}{m}+1} - mH^{\frac{1}{m}+2} - m(1-H)^{\frac{1}{m}+2}}{H^{\frac{1}{m}+1} - (1-H)^{\frac{1}{m}+1}} = 1+2m \\ \Delta p = K\left(u_0 \dfrac{1+m}{m}\right)^m \dfrac{L_{FP}}{h_{FP}^{m+1} F(H)^m} = R(m) \dfrac{K\, u_0^m L_{FP}}{h_{FP}^{m+1}} \\ R(m) = \left(\dfrac{1+m}{m}\right)^m \dfrac{1}{\left(H^{\frac{1}{m}+1} - (1-H)^{\frac{1}{m}+1}\right)^m} \end{cases} \tag{24}$$

La première équation définit de manière implicite H en fonction de m, si bien que Δp est définie par les caractéristiques de la préfilière et du lubrifiant et par un facteur numérique R(m). Dans le cas newtonien, on voit aisément que dans la préfilière H=2/3 et R(1)=6 facteur bien connu. La pression est une fonction puissance d'exposant m de la vitesse. Il est aisé de calculer la valeur de H en fonction de m et d'en déduire la valeur du facteur R(m) (Figure A6-1.5) : Lorsque m diminue de 1 à 0, H diminue de 2/3 à 1/2 et R(m) diminue de 6 à 2. A 2 % près, environ, l'évolution de R(m) peut être représentée par un polynôme du second degré :

$$R(m) \approx 2{,}0552 + 2{,}7855m + 1{,}12m^2 \tag{25}$$

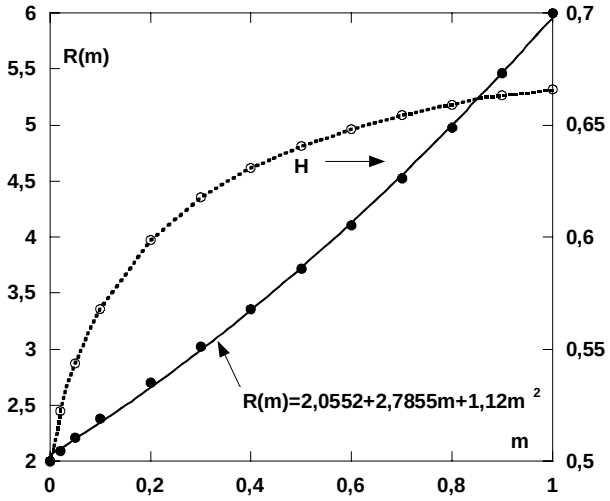


Figure A6-1.5: Evolution avec m de la cote réduite annulant le gradient de pression H et du facteur R(m) caractérisant la pression engendrée par la préfilière en régime isotherme et débit négligeable ($h_0 << h_p$)

4.2 Cas plastique

Contrairement au problème du convergent de la filière,, le cas plastique ($T<T_0$) relatif à la préfilière, s'obtient directement à partir du jeu d'équations (10), par passage à la limite. En effet, d'après (24), en posant que:

$$R(m \to 0) = 2$$

et:

$$\tau = K\left(\frac{u_0}{h}\right)^m$$

Alors, le gradient de pression généré dans la préfilière est défini par:

$$\Delta p = 2\tau \frac{L_{FP}}{h_{FP}} \qquad (26)$$

Remarque: Cette équation s'obtient directement par intégration de l'équation d'équilibre d'une tranche dans un écoulement en cisaillement d'un film mince, en supposant la pression p uniforme dans la tranche (cf §3. de cette annexe).

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \frac{\tau_0 + \varepsilon_y \tau_h}{h} \qquad (27)$$

La formule (26) correspond donc à $\varepsilon_y=1$ (c'est-à-dire pour $y \geq h^*$) et $\tau_0 = \tau_h$; elle suppose ainsi:
- l'existence d'un écoulement retour dans la préfilière (car $\varepsilon_y=1$ correspond à $y \geq h^*$)) pour que la cission à la préfilière soit bien une cission s'opposant au retour du lubrifiant,
- l'égalité des modules des cissions côté fil et filière.

Dans le cas général, on pose :

$$\Delta p = (\tau_0 \pm \tau_h)\frac{L_{FP}}{h_{FP}} = (1 \pm \overline{m})\frac{\tau_0 L_{FP}}{h_{FP}} \qquad \text{pour } T<T_0 \text{ et } 0 \leq \overline{m} \leq 1 \qquad (28)$$

Le revêtement de surface du fil doit en effet garantir une meilleure adhésion du savon, donc assurer une cission côté fil τ_0 plus importante que la cission de frottement du savon sur la filière τ_h. Par contre, on peut s'interroger sur la nature de l'écoulement effectif du savon solide dans la préfilière :
- le signe + correspond à l'existence d'un écoulement retour : selon la formule (12), cela peut être assuré par une faible viscosité du savon et un non-glissement aux parois
- le signe - correspond à la formation d'un écoulement-bouchon dans la préfilière.

5 Discussion

5.1 Influence des conditions aux parois : cas d'une cission nulle sur la filière

Comme nous avons observé un effet de la rugosité de la filière sur l'épaisseur résiduelle, il est intéressant d'estimer l'épaisseur passante en changeant les conditions côté filière. En supposant que la cission est nulle pour y=h, on a donc h*=h pour tout x. Donc le gradient de vitesse vérifie :

$$K\left(-\frac{\partial u}{\partial y}\right)^m = \frac{dp}{dx}(h-y) \rightarrow \frac{\partial u}{\partial y} = -\left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}(h-y)^{\frac{1}{m}}$$

Donc le champ de vitesse vaut :

$$u = u_0 - \left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}}\left(-(h-y)^{\frac{1}{m}+1} + h^{\frac{1}{m}+1}\right)\frac{1}{1+1/m}$$

Le débit vaut (noter que la facteur 2 disparaît) :

$$Q = u_0 h_0 = u_0 h - \left(\frac{1}{K}\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \frac{h^{\frac{1}{m}+2}}{2+1/m}$$

Le gradient de pression vaut donc :

$$\frac{dp}{dx} = K\left(u_0\left(2+\frac{1}{m}\right)\right)^m \left(\frac{h-h_0}{h}\right)^m \frac{1}{h^{1+m}} \quad \text{avec} \quad dx = -\cot\alpha\, dh$$

En posant : $Y = \frac{h-h_0}{h} \rightarrow h = \frac{h_0}{1-Y} \qquad \frac{dh}{h} = \frac{dY}{1-Y}$

$$dp = -K\cot\alpha\left(\frac{u_0}{h_0}\left(2+\frac{1}{m}\right)\right)^m Y^m(1-Y)^{m-1}dY \quad \text{avec} \quad 0 \le Y \le 1$$

Et :

$$h_0 = u_0\left(2+\frac{1}{m}\right)\left(\frac{K\cot\alpha}{\sigma_0}K(m)\right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{avec} \quad K(m) = \int_0^1 Y^m(1-Y)^{m-1}dY \quad \text{(tableau 1)}$$

m	1	0,5	0,3	0,1
K(m)	0,5	1,5	2,6	4,8

Tableau 1 : Valeurs du facteur K(m) caractérisantl'épaisseur passante dans le cas viscoplastique isotherme lorsque la cission côté filière est nulle

La comparaison avec le cas adhérent (cf relation 18) montre que h_0 est plus faible. Il faut noter en outre que l'épaisseur résiduelle vaut alors :

$h_r = h_0 R_s / R_e$

alors que dans le cas adhésif, on a :

$h_r = h_0 R_s / (2R_e)$

5.2 Comparaison avec une approche pseudo-newtonienne

Dans le cas newtonien, on a :

$$\frac{dp}{dx} = 6\eta u_0 \left(\frac{h - h_0}{h^3} \right) = 6\eta u_0 \frac{Y}{h^2}$$

Ici, la grandeur réduite Y est définie par $Y = \frac{h - h_0}{h}$.

L'idée est de définir une vitesse de cisaillement moyenne et une viscosité moyenne par tranches :

$$\bar{\dot{\gamma}} = \frac{1}{h} \int_o^h \left| \frac{\partial u}{\partial y} \right| dy = \begin{cases} \frac{u_0}{h} & \text{si} \quad h^* > h \\ \frac{u_0 - 2u^*}{h} & \text{si} \quad h^* < h \end{cases}$$

$$\bar{\eta} = K \bar{\dot{\gamma}}^{m-1}$$

Le gradient de pression s'écrit :

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{1}{\eta} \frac{dp}{dx} (y - h^*) = \frac{6Yu_0}{h^2} (y - h^*)$$

Donc :

$$u = u_0 + \frac{6Yu_0}{h^2} \left(\frac{y^2}{2} - h^* y \right)$$

h* est obtenue facilement par l'autre conditions aux limites :

$$u(y = h) = 0 \rightarrow h^* = \frac{h}{2} \left(1 + \frac{1}{3Y} \right) \rightarrow h^* < 1 \quad \text{si} \quad Y < \frac{1}{3}$$

Le report dans l'expression de u donne facilement u*

$$\frac{u^*}{u_0} = 1 - \frac{3Yh^{*2}}{h^2} = \frac{-1}{12Y} (1 - 3Y)^2 \rightarrow u_0 - 2u^* = \frac{u_0}{6Y} \left(1 + 9Y^2 \right)$$

Le report dans l'expression du gradient de pression et l'intégration donne finalement

$$h_0 = u_0 \left(\frac{6K \cot \alpha}{\sigma_0} L(m) \right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{avec} \quad L(m) = \int_0^{1/3} Y (1 - Y)^{m-1} dY + \int_{1/3}^{1} Y \left(\frac{(1 - Y)\left(1 + 9Y^2\right)}{6Y} \right)^{m-1} dY$$

Où L(m) est un facteur numérique (tableau 2) :

M	1	0,7	0,5	0,3	0,1
L(m)	0,5	0,758	1,0748	1,648	2,805

Tableau 2 : Facteur L(m) caractérisant l'épaisseur passante dans le modèle pseudo newtonien

La dépendance vis-à-vis des paramètres physiques est évidemment correcte, mais une comparaison rapide montre que cette approche surestime l'épaisseur passante.

6 Prise en compte des effets thermiques

6.1 Cas viscoplastique

On suppose que la consistance du film est une fonction exponentielle décroissante de la température :

$$K = K(T) = K_0 \exp\left(-\delta\left(T - T_t\right)\right) \tag{29}$$

L'analyse mécanique a été faite en supposant la consistance constante à travers l'épaisseur du film. Nous l'utilisons comme solution approchée du cas thermique, en supposant qu'elle est égale à la consistance pour la température moyenne du film $\overline{T}$: K(x)= K($\overline{T}$). La puissance dissipée dans une tranche de film s'écrit, en vertu de (3) :

$$\dot{W} = \varepsilon_y K\left(\varepsilon_y \frac{\partial u}{\partial y}\right)^m \left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) = \frac{1}{K^{1/m}}\left(\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}+1}\left(\frac{y - h_*}{\varepsilon_y}\right)^{\frac{1}{m}+1} \tag{30}$$

L'équation de la chaleur dans un film mince en cisaillement s'écrit, en appelant k_s, ρ_s et c_s la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur massique du lubrifiant :

$$\rho_s c_s u \frac{\partial T}{\partial x} = k_s \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \dot{W}(y) \tag{31}$$

En intégrant à travers l'épaisseur du film, on en déduit une expression approchée de l'évolution de la température moyenne du lubrifiant :

$$\rho_s C_s Q \frac{\partial \overline{T}}{\partial x} = k_s \frac{\partial T}{\partial y}(y = h) - k_s \frac{\partial T}{\partial y}(y = 0) + \int_0^h \dot{W}(y)\,dy \tag{32}$$

Les deux termes de conduction représentent le flux thermique transmis au fil et à la filière par conduction thermique à travers l'épaisseur du film. Nous allons les estimer à partir de la température moyenne du film pour les deux cas possibles de conditions aux limites (filière adiabatique ou filière de température imposée):

- Température de surface du fil donnée: $T(y=0)=T_0$

- Filière adiabatique (F. Ad): $k_s \frac{\partial T}{\partial y}(h) = 0 \rightarrow \rho_s C_s Q \frac{\partial \overline{T}}{\partial x} = -\chi \frac{k_s}{h}\left(\overline{T} - T_0\right) + \int_0^h \dot{W}(y)\,dy$ (33)

- Filière de température imposée (F.T) : $T(h) = T_1 \rightarrow \rho_s C_s Q \frac{\partial \overline{T}}{\partial x} = -\chi' \frac{k_s}{h}\left(\overline{T} - \frac{T_0 + T_1}{2}\right) + \int_0^h \dot{W}(y)\,dy$

χ et χ' sont des facteurs d'évacuation de la température relatifs aux deux conditions aux limites envisagées côté filière. Lorsque les termes de convection sont négligeables, le second membre définit la température moyenne du film. Nous allons analyser le cas limite de la conduction pure pour en déduire une autre expression de la température moyenne et proposer ainsi l'expression des coefficients de transfert thermique χ et χ' déduite par identification.

6.1.1 Equation de la chaleur en conduction pure

Nous considérons donc le cas où la conduction thermique à travers l'épaisseur du film est dominante. L'équation de la chaleur s'écrit alors simplement :

$$-k_s \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \dot{W}(y) \tag{34}$$

On a donc, comme : $T(y=0)=T_0$:

$$\begin{aligned}
&k_s \frac{\partial T}{\partial y}(y_1) = A - \int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \\
&k_s T(y_2) = k_s T_0 + A y_2 - \int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \\
&k_s \bar{T} = k_s T_0 + \frac{A}{2} h - \frac{1}{h} \int_0^h \left(\int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \right) dy_2
\end{aligned} \tag{35}$$

Pour les deux conditions aux limites envisagées, la constante d'intégration A vaut :

$$\begin{aligned}
&\text{F.Ad.:} \quad k_s \frac{\partial T}{\partial y}(h) = 0 \rightarrow A = \int_0^h \dot{W}(y)dy \\
&\text{F.T.:} \, T(h) = T_1 \rightarrow A = \frac{k_s}{h}(T_1 - T_0) + \frac{1}{h} \int_0^h \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1
\end{aligned}$$

(36)

On a donc :

$$\begin{aligned}
&\text{F.Ad.:} \quad \bar{T} = T_0 + \frac{h}{k_s} \left(\frac{1}{2} \int_0^h \dot{W}(y)dy - \frac{1}{h^2} \int_0^h \left(\int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \right) dy_2 \right) \\
&\text{F.T.:} \, \bar{T} = \frac{T_0 + T_1}{2} + \frac{1}{k_s} \left(\frac{1}{2} \int_0^h \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 - \frac{1}{h} \int_0^h \left(\int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \right) dy_2 \right)
\end{aligned} \tag{37}$$

Ces expressions sont bien de la forme envisagée plus haut (33). Pour identifier les facteurs χ et χ', il reste à calculer des intégrales simples, doubles ou triples de $\dot{W}$.

L'intégrale simple est immédiate:

$$\int_0^h \dot{W}dy = \frac{1}{K^{1/m}} \left(\frac{dp}{dx} \right)^{\frac{1}{m}+1} \left(\frac{m}{1+2m} \right) \left(\varepsilon_h \left(\frac{h - h_*}{\varepsilon_h} \right)^{\frac{1}{m}+2} + h_*^{\frac{1}{m}+2} \right) = \frac{h^{\frac{1}{m}+2}}{K^{1/m}} \left(\frac{dp}{dx} \right)^{\frac{1}{m}+1} I_1(H) \tag{38}$$

Avec: $I_1(H) = \left(\frac{m}{1+2m} \right) \left((1-H)\left|1-H\right|^{\frac{1}{m}+1} + H^{\frac{1}{m}+2} \right)$

L'intégrale double s'écrit, en intervertissant l'ordre des intégrations :

$$\int_0^h \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 = \int_0^h \dot{W}(y) \int_y^h dy_1 = \int_0^h (h-y)\dot{W}(y)dy$$

$$= \int_0^h ((h-h^*) + (h^* - y))\dot{W}(y)dy$$

$$= (h-h_*)\int_0^h \dot{W}(y)dy - \int_0^h \varepsilon_y \left(\frac{y-h_*}{\varepsilon_y} \right) \dot{W}(y)dy$$

En utilisant l'expression de l'intégrale simple (38), nous obtenons:

$$\int_0^h \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 = \frac{h^{\frac{1}{m}+3}}{K^{1/m}} \left(\frac{dp}{dx} \right)^{\frac{1}{m}+1} I_2(H) \tag{39}$$

Avec: $I_2(H) = \left(\frac{m(1-H)}{1+2m} \right) \left((1-H)|1-H|^{\frac{1}{m}+1} + H^{\frac{1}{m}+2} \right) - \left(\frac{m}{1+3m} \right) \left(|1-H|^{\frac{1}{m}+3} - H^{\frac{1}{m}+3} \right)$

En utilisant la même approche pour l'intégrale triple, nous avons :

$$\int_0^h \left(\int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \right) dy_2 =$$

$$\int_0^h \left(\int_0^{y_2} \dot{W}(y)(y_2 - y)dy \right) dy_2 = \int_0^h \dot{W}(y) \left(\int_y^h (y_2 - y)dy_2 \right) dy = \int_0^h \dot{W}(y) \frac{(h-y)^2}{2} dy =$$

$$\frac{(h-h_*)^2}{2} \int_0^h \dot{W}(y)dy - (h-h_*)\int_0^h \varepsilon_y \dot{W}(y) \left(\frac{y-h_*}{\varepsilon_y} \right) dy + \frac{1}{2}\int_0^h \dot{W}(y) \left(\frac{y-h_*}{\varepsilon_y} \right)^2 dy$$

Donc :

$$\int_0^h \left(\int_0^{y_2} \left(\int_0^{y_1} \dot{W}(y)dy \right) dy_1 \right) dy_2 = \frac{h^{\frac{1}{m}+4}}{K^{1/m}} \left(\frac{dp}{dx} \right)^{\frac{1}{m}+1} I_3(H)$$

$$I_3(H) = \left(\frac{m(1-H)^2}{2(1+2m)} \right) \left((1-H)|1-H|^{\frac{1}{m}+1} + H^{\frac{1}{m}+2} \right) - \left(\frac{m(1-H)}{1+3m} \right) \left(|1-H|^{\frac{1}{m}+3} - H^{\frac{1}{m}+3} \right) + \tag{40}$$

$$\left(\frac{m}{2(1+4m)} \right) \left((1-H)|1-H|^{\frac{1}{m}+3} + H^{\frac{1}{m}+4} \right)$$

En reportant les expressions des intégrales simple, double et triple dans l'expression (37), nous obtenons la température moyenne du film viscoplastique de lubrifiant $\overline{T}$ pour les deux conditions aux limites envisagées.

- Filière adiabatique (41)

$$\overline{T} = T_0 + \frac{1}{k_s}\frac{h^{\frac{1}{m}+3}}{K^{1/m}}\left(\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}+1}\left(\frac{I_1(H)}{2} - I_3(H)\right)$$

- Filière à température imposée

$$\overline{T} = \frac{T_0 + T_1}{2} + \frac{1}{k_s}\frac{h^{\frac{1}{m}+3}}{K^{1/m}}\left(\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}+1}\left(\frac{I_2(H)}{2} - I_3(H)\right)$$

Le terme $\frac{1}{k}\frac{h^{\frac{1}{m}+3}}{K^{1/m}}\left(\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}+1}$ fixe l'amplitude des effets thermiques. Il peut être réécrit en utilisant l'expression du gradient de pression (10) selon:

$$\frac{1}{k_s}\frac{h^{\frac{1}{m}+3}}{K^{1/m}}\left(\frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}+1} = \frac{Kh^{1-m}}{k_s}\left(\frac{u_0}{F(H)}\left(\frac{1+m}{m}\right)\right)^{1+m}$$

Moyennant l'utilisation de la loi d'évolution de la consistance avec la température (29) et l'introduction du nombre de Brinckman, les expressions de la température moyenne (41) deviennent:

- si la filière est adiabatique:

$$\Delta\exp(\Delta) = BrJ_1(H) \quad J_1(H) = \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m}\left(\frac{I_1(H)}{2} - I_3(H)\right) \tag{42}$$

- si la filière a une température imposée:

$$(\Delta - \Delta_1)\exp(\Delta) = BrJ_2(H) \quad \text{avec } J_2(H) = \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m}\left(\frac{I_2(H)}{2} - I_3(H)\right)$$

Où: $Br = \frac{\delta K_0 h^{1-m} u_0^{1+m}}{k_s}$; $\Delta = \delta(\overline{T} - T_0)$; $\Delta_1 = \delta(T_1 - T_0)$

Le nombre de Brinckman caractérise l'effet de l'échauffement du lubrifiant sur sa consistance. On voit qu'il augmente avec la vitesse (effet prévu) et l'épaisseur du film (effet inexistant dans le cas newtonien où m=1). En particulier, selon le modèle de conduction pure, la température augmente brutalement quand on passe de la préfilière d'entrefer étroit à la filière où l'épaisseur d'entrée est plus grande. Il est donc important de tenir compte de la convection pour « lisser » ces variations brusques non physiques.

6.1.2 Equation de la chaleur avec convection: estimation des coefficients d'échange thermique

En supposant que les coefficients d'échanges thermiques χ et χ' sont identiques en régime thermique mixte (conduction+convection), nous pouvons comparer les expressions (42) obtenues en conduction

pure à celles où interviennent les coefficients de transfert thermique (33). L'égalisation des deux expressions donne:

$$\chi \approx \frac{1}{\frac{1}{2} - \frac{I_3(H)}{I_1(H)}}$$

et

$$\chi' \approx \frac{1}{\left(\frac{I_2(H)}{2} - I_3(H)\right)\frac{1}{I_1(H)}}$$

Les coefficients de transfert χ et χ' sont donc directement liés aux rapports des intégrales simples, doubles ou triple de la puissance dissipée dans une tranche ; on voit aisément qu'ils sont d'autant plus élevés que cette distribution est plus hétérogène, donc que m est faible ou h élevé ; ils sont donc minimaux pour $h=h_0$ où la puissance dissipée est uniforme quel que soit m : dans ce cas I_1, I_2 et I_3 sont proportionnels à 1, ½ et 1/6 et on ne déduit que:

$\chi = 3$ (filière adiabatique)

$\chi'=12$ (filière à température imposée)

Par conséquent, l'évolution de la température moyenne du film de lubrifiant s'écrit:

$$\begin{cases} a = \frac{k}{\rho c} \text{diffusivité thermique} \\ \text{F.Ad.}: \quad \rightarrow \frac{hQ}{a}\frac{\partial(\delta\overline{T})}{\partial x} = -\left(\frac{\delta(\overline{T}-T_0)}{1/2 - I_3(H)/I_1(H)}\right) + \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m} BrI_1(H)\exp\left(-\delta(\overline{T}-T_0)\right) \\ \text{F.T.}: \quad \rightarrow \frac{hQ}{a}\frac{\partial(\delta\overline{T})}{\partial x} = -\left(\frac{\delta(\overline{T}-(T_0+T_1)/2)}{(I_2(H)/2 - I_3(H))/I_1(H)}\right) + \left(\frac{1+m}{mF(H)}\right)^{1+m} BrI_1(H)\exp\left(-\delta(\overline{T}-T_0)\right) \end{cases} \quad (43)$$

6.1.3 Résolution de l'équation de la chaleur dans le cas viscoplastique: nombre de Cameron

La pression engendrée par la préfilière vaut :

$$\Delta p = K_0\left(2\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\frac{u_0}{h_{FP}}\right)\right)^m \frac{1}{(h_{FP}F(H_{FP}))^m}\int_0^{L_{FP}} \exp(-\delta(\overline{T}-T_0))dx$$

$$\text{avec } \frac{G(H_{FP})}{F(H_{FP})} = (1+2m)Y_p \quad Y_{FP} = \frac{h_{FP} - h_0/2}{h_{FP}} \quad (44)$$

Dans la filière, on doit intégrer simultanément l'équation de la chaleur et l'équation donnant le gradient de pression, soit le système :

$$\begin{cases} \frac{G(H)}{F(H)} = (1+2m)Y \\ dp = -K_0 \cot an\alpha\left(2\left(\frac{1+m}{m}\right)\left(\frac{u_0}{h_0}\right)\right)^m \exp(-\delta(\overline{T}-T_0))\frac{(1-Y)^{m-1}}{F(H)^m}dY \end{cases} \quad (45)$$

Ce système doit être intégré avec les conditions aux limites (en tenant compte éventuellement de la pression Δp engendrée par la préfilière) :

$$\begin{cases} p = \Delta p \quad \overline{T} = T_i \quad \text{pour} \quad Y_i = \dfrac{h_i - h_0/2}{h_i} \\ p = \sigma_0 \quad \text{pour} \quad h = h_0 \rightarrow Y_0 = \dfrac{1}{2} \end{cases}$$

$$H \leq 1 \quad \text{pour} \quad Y_i \geq Y \geq \left(\frac{1+m}{1+2m}\right) \tag{46}$$

$$H \geq 1 \quad \text{pour} \quad \left(\frac{1+m}{1+2m}\right) \geq Y \geq \frac{1}{2}$$

En introduisant la longueur de l'écoulement, nous voyons apparaître le nombre de Cameron Ca caractérisant la compétition conduction/ convection ; un Ca fort correspond à un écoulement où la conduction thermique st dominante.

Pour la préfilière, nous avons aussitôt :

$$Ca_{FP} = \frac{\chi a_s L_{FP}}{h_{FP} Q} = \frac{2\chi a_s L_{FP}}{u_0 h_{FP} h_0} \tag{47}$$

Pour le convergent, de longueur $L' = (h_i - h_0)\cot an\alpha$, on doit définir une épaisseur moyenne. La forme de l'équation suggère l'expression suivante :

$$\frac{1}{\overline{h}} = \frac{1}{L'} \int_{h_0}^{h_i} \frac{dx}{h} = \frac{\ln(h_i / h_0)}{h_i - h_0} \tag{48}$$

Et donc, pour le convergent:

$$Ca \approx \frac{2\chi a_s \ln(h_i / h_0) \cot an\alpha}{u_0 h_0}$$

Les applications numériques faites à partir des poids de couche résiduels lors des essais "basses vitesses" (tableaux 3 et 4) montrent que la conduction tend à être dominante dans les cas qui nous intéressent, tout particulièrement dans le cas des préfilières de faible jeu (fil le plus fin).

	Savon XNa80		Savon XCa35	
	Poids de savon résiduel (g/m²)	Nombre de Cameron Ca	Poids de savon résiduel (g/m²)	Nombre de Cameron Ca
Ø2,2 mm	5,5	**42**	2,2	**143**
Ø5,5 mm	5,8	**14**	3,7	**31**

Tableau 3: Ordre de grandeur des poids de couche résiduels de savon pour les tréfilages à 1 m/s avec préfilière et nombre de Cameron
[Fil:2Re=2,2 mm/5,5 mm -Préfilière: L_{FP}=17mm - h_{FP}=0,055 mm(fil 2,2mm) / h_{FP}=0,15 mm (fil 5,5mm) - Filière: 2Rs=1,85mm/4,62mm - angle de filière 8°- Savon: a=0,1 mm²/s - χ=8]

	Savon XNa80		Savon XCa35	
	Poids de savon résiduel (g/m²)	Nombre de Cameron Ca	Poids de savon résiduel (g/m²)	Nombre de Cameron Ca
Cas 1	2,2	**10**	2,4	**9**
Cas 2	2,5	**8**	0,9	**30**
Cas 3	1,6	**15**	1,8	**13**
Cas 4	1,8	**13**	1,2	**21**

Tableau 4: Nombre de Cameron pour les tréfilages à 1 m/s avec filière simple
[Fil:$2R_e$=2,2 mm - Filière: $2R_s$=1,85mm - angle de filière 8°- Savon: a=0,1 mm²/s - χ=8]

6.2 Cas plastique

L'équation de la chaleur s'écrit :

$$\rho_s C_s u \frac{\partial T}{\partial x} = k_s \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \tau_{xy}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) \tag{50}$$

Une intégration à travers l'épaisseur du film et l'expression approchée des flux thermiques extraits aux parois, supposées de température T_0, comme ci-dessus, donnent :

$$\rho_s C_s Q \frac{d\overline{T}}{dx} = -\frac{\chi k_s}{h}\left(\overline{T} - T_0\right) + \int_0^h \tau_{xy}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) dy \tag{51}$$

D'où par intégration par parties :

$$\int_0^h \tau_{xy}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) dy = \left[u\tau_{xy}\right]_0^h - \int_0^h u\left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y}\right) dy = u_0\tau_0 - Q\frac{dp}{dx} \tag{52}$$

Compte tenu de l'expression du gradient de pression (15), on a donc :

$$\rho_s C_s Q \frac{d\overline{T}}{dx} = -\frac{\chi k_s}{h}\left(\overline{T} - T_0\right) + u_0\tau_0 - Q\frac{\left(\tau_0 + \varepsilon_h \tau_h\right)}{h} \tag{53}$$

On simplifie cette équation en normalisant l'échauffement moyen du lubrifiant par l'échauffement caractéristique et en introduisant la diffusivité thermique du lubrifiant a_s :

$$\overline{T} - T_0 = \left(\frac{\tau_0}{\rho_s C_s}\right)\Gamma \quad \rightarrow Q\frac{d\Gamma}{dx} = -\frac{\chi a_s}{h}\Gamma + u_0 - Q\frac{\left(1 + \varepsilon_h \overline{m}\right)}{h} \tag{54}$$

Dans la préfilière, l'intégration de cette équation linéaire est immédiate et donne la température à l'entrée de la filière, sous l'hypothèse d'un comportement purement plastique :

$$\overline{T}(x) = T_0 + \left(\frac{\tau_0}{\rho_s C}\right)\left(\frac{u_0 h_{FP}}{\chi a_s}\right)\left(1-(1\pm\overline{m})\frac{h_0}{2h_{FP}}\right)\left(1-\exp\left(-\frac{2\chi a_s x}{u_0 h_0 h_{FP}}\right)\right)$$

$$\overline{T}_i = \overline{T}(L) \rightarrow T_0 + \left(\frac{\tau_0 u_0 h_{FP}}{\chi k_s}\right)\left(1-(1\pm\overline{m})\frac{h_0}{2h_{FP}}\right) \quad \text{si} \quad Ca_p >> 1 \qquad (55)$$

$$\overline{T}_i \approx T_0 + \left(\frac{\tau_0}{\rho_s C_s}\right)\left(\frac{2L_{FP}}{h_0}\right)\left(1-(1\pm\overline{m})\frac{h_0}{2h_{FP}}\right) \qquad \text{si} \quad Ca_p << 1$$

Cet échauffement augmente constamment avec x et tend vers une limite fixée par la conduction pure et la vitesse si le nombre de Cameron est élevé ; dans le cas contraire (adiabatique) il augmente fortement avec la longueur de la préfilière et quand l'épaisseur passante décroît.

Dans la filière, l'équation s'écrit :

$$Q\tan\alpha\frac{d\Gamma}{dh} = \frac{\chi a_s}{h}\Gamma - u_0 + Q\frac{(1+\varepsilon_h\overline{m})}{h} \qquad (56)$$

On voit qu'une fonction linéaire est solution particulière pour $Q\tan\alpha \neq \chi a$ (le cas particulier s'intègre également sans difficulté, car une solution particulière est la somme d'une constante et de la fonction h*ln*h). On en déduit aisément que la solution, dans le cas général, à l'entrée du convergent est :

$$\overline{T} = T_0 + \left(\frac{\tau_0}{\rho_s C_s}\right)\left(A + B\left(\frac{h}{h_i}\right) + (\Gamma_i - A - B)\left(\frac{h}{h_i}\right)^{\chi a_s \cot an\alpha / Q}\right) \qquad \text{pour } h>h_R. \qquad (57)$$

$$A = -\frac{(1+\overline{m})Q}{\chi a_s} \quad B = \frac{u_0 h_i}{\chi a_s - Q\tan\alpha} \qquad \chi a_s \cot an\alpha / Q \neq 1$$

Lorsque l'échauffement réduit Γ_i n'est pas trop important, on voit que cet échauffement augmente dans un premier temps, passe par un maximum, puis décroît, car la conduction thermique limite de plus ne plus l'échauffement au fur et à mesure que l'épaisseur décroît. Par dérivation et annulation de la dérivée, on obtient facilement l'épaisseur où l'échauffement est maximal dans le convergent :

$$\frac{h_M}{h_i} = \left(\frac{BQ\tan\alpha}{\chi a_s(A+B-\Gamma_i)}\right)^{\frac{1}{\chi a_s \cot an\alpha / Q - 1}} \qquad (58)$$

Compréhension et modélisation des mécanismes de lubrification lors du tréfilage des aciers inoxydables avec des savons secs

Résumé: Le tréfilage à sec est un procédé de mise en forme à froid des métaux où on réduit le diamètre d'un fil, par déformation plastique, en le tirant à travers l'orifice calibré d'une filière, en présence d'un lubrifiant sec pulvérulent, appelé savon, qui est composé de matière grasse et de charges minérales. Les réductions multiples et les vitesses élevées imposent au savon des conditions de travail très sévères : une lubrification non optimisée induit une épaisseur de savon entre fil et filière insuffisante et produit des rayures sur le fil, sa rupture ou une usure rapide des filières. Ce travail étudie les mécanismes de lubrification lors du tréfilage d'un acier inoxydable par des savons industriels de sodium et de calcium. Il est centré sur la mise en œuvre d'essais sur tréfileuse instrumentée monopasse autour desquels ont été développés divers moyens d'investigation expérimentaux et théoriques.

Les mesures de poids de couche, force de tréfilage et températures de filière ainsi que les observations MEB du fil tréfilé brut et nettoyé permettent d'analyser l'influence sur la lubrification des formulations de savon (nature des charges et de la matière grasse) et des paramètres du procédé (vitesse, géométrie et rugosité de filière, revêtement et rugosité du fil). Les résultats obtenus montrent l'intérêt d'utiliser des savons sodiques très chargés. Ils confirment également l'effet favorable d'une rugosité élevée pour le fil et la filière, d'un angle de filière faible, d'une filière-pression et le fait que la vitesse est un paramètre critique. Les essais de caractérisation des savons (DSC, rhéométrie capillaire, malaxage, tréfilage basse vitesse) sont mis en œuvre pour étudier l'évolution de leur comportement avec la température mais le lien entre leurs propriétés physiques et rhéologiques et les performances en tréfilage n'est que très partiellement établi. Un modèle thermomécanique de force et de températures permet, à partir des résultats expérimentaux, d'estimer le travail de déformation plastique du fil, l'échauffement maximal du fil et de la filière et la cission de frottement. Le code de calcul par éléments finis Forge2® est utilisé afin de valider cette approche. Un modèle d'analyse de la lubrification permet d'estimer l'épaisseur du film lubrifiant suivant que celui-ci adopte un comportement plastique (basse température) ou viscoplastique (haute température). Il permet d'interpréter l'influence des paramètres du procédé sur les résultats expérimentaux obtenus. En parallèle, nous montrons comment la méthodologie développée peut être appliquée à l'étude du tréfilage industriel multipasse.

Mots-clés : tréfilage, savon sec, lubrification, température de filière, frottement, modélisation

Understanding and modelling of lubrication mechanisms during stainless steel wire-drawing with dry soaps

Abstract : Dry wire-drawing is a cold metal working process during which one reduces the wire diameter by plastic deformation, by pulling it trough a die, with a powdered lubricant, called soap, which is a mixture of fat matter and mineral additives. Numerous reductions and high speeds lead to hard work conditions for the soap: a non-optimized lubrication induces a soap thickness which is too thin and produces scratches on the wire, wire rupture and increases the die wear. This work is a study of lubrication mechanisms which occur during stainless steel wire drawing with sodium and calcium soaps. It's focused on experiments set on a single wire-drawing device and on the development of methods allowing experimental and theoretical characterization.

Residual weight of soap film, force and die temperature measurements and also drawn wire surface SEM observations allow the analysis of the influence of soap compositions (nature of additives and fat matter) and process parameters (speed, die geometry and roughness, coating and roughness of the wire) on lubrication. Results show the interest of using well-filled sodium soap. They also confirm that high die and wire roughness, a low die angle and a pressure device have positive effects on lubrication contrary to speed which is a critical parameter. Soap characterization (DSC, capillary rheometer, mixer, low-speed wire drawing) is used to study the evolution of the soaps' behaviour with temperature but the link between physical and rheological properties and their performances during process is only partially established. A force and temperature thermomechanical model based on experimental results allows to estimate wire plastic deformation work, die and wire heating and friction shear stresses. The finite-elements code, Forge2®, is used to validate this approach. A lubrication analysis allows to estimate soap film thickness for plastic (low temperature) or viscoplastic (high temperature) behaviour. It allows to interpret the influence of process parameters on results. On another side, one shows how the developed method can be applied to the study of industrial multipass wire drawing.

Key-words : wire drawing, dry soap, lubrication, die temperature, friction, modelling