



HAL
open science

Modélisation de l'étape de façonnage des tuiles en terre cuite

Jérémie Vignes

► **To cite this version:**

Jérémie Vignes. Modélisation de l'étape de façonnage des tuiles en terre cuite. Matériaux. Ecole des Mines d'Albi-Carmaux, 2014. Français. NNT : 2014EMAC0014 . tel-01415330

HAL Id: tel-01415330

<https://theses.hal.science/tel-01415330>

Submitted on 13 Dec 2016

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

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

Université Fédérale



Toulouse Midi-Pyrénées

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

École Nationale Supérieure des Mines d'Albi-Carmaux conjointement avec l'INP Toulouse

Présentée et soutenue par :

Jérémie VIGNES

le vendredi 12 décembre 2014

Titre :

Modélisation de l'étape de façonnage des tuiles en terre cuite

"Thèse confidentielle"

École doctorale et discipline ou spécialité :

ED MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux

Unité de recherche :

Institut Clément Ader, site de l'Ecole des Mines d'Albi-Carmaux

Directeur/trice(s) de Thèse :

Fabrice SCHMIDT

Gilles DUSSERRE

Jury :

Sandrine THUILLIER, Pr., Université de Bretagne Sud, Rapporteur

Luc CHEVALIER, Pr., ESIPE Université Paris-Est Marne-la-Vallée, Rapporteur

Agnès SMITH, Pr., ENSCI Limoges, Présidente

Thierry DESOYER, Pr., Ecole Centrale de Marseille, Examineur

Eric WEILAND, Dr., Terréal, Examineur

Fabrice SCHMIDT, Pr., Ecole des Mines d'Albi-Carmaux, Directeur

Gilles DUSSERRE, M. A., Ecole des Mines d'Albi-Carmaux, Co-Directeur

Jean-Frédéric DALMASSO, Ing., Terréal, Invité

Remerciement

Cette thèse a été réalisée au sein de l'Institut Clément Ader (ICA) de l'Ecole des Mines d'Albi-Carmaux. Je remercie l'ensemble de la direction de l'école et du laboratoire de m'avoir permis d'y réaliser, dans d'excellente condition, ce travail.

J'exprime toute ma gratitude à Messieurs Fabrice Schmidt et Gilles Dusserre qui m'ont épaulé durant ces trois années. Ce fut un réel plaisir de travailler et d'apprendre à leur côté. Je tiens à les remercier chaleureusement pour leur pédagogie, leurs compétences scientifiques et techniques, mais aussi pour leurs qualités humaines exceptionnelles.

Je tiens à remercier Madame Sandrine Thuillier et Monsieur Luc Chevalier d'avoir accepté la charge de rapporteur de cette thèse ainsi qu'à Madame Agnès Smith et Monsieur Thierry Desoyer pour leur participation au jury.

Cette thèse n'aurait pu exister sans la participation de la société TERREAL. Je remercie Monsieur Eric Weiland pour avoir engagé cette étude et pour m'avoir fait confiance au cours de ces années. J'adresse une mention spéciale à Monsieur Jean Frédéric Dalmaso pour son soutien, son encadrement, sa disponibilité et pour toutes les discussions très constructives que nous avons pu avoir ensemble.

Un grand merci également à toutes les personnes du laboratoire qui m'ont accueilli et partagé mon quotidien. J'adresse un remerciement spécial à mes collègues du bureau 1M07 pour la bonne humeur et les bons moments que nous avons passé tous ensemble.

J'adresse un remerciement particulier à Paul Le Baillif pour m'avoir accompagné au cours des longues heures passées à faire de la mécanique autour de mes vieilles voitures, et à André-Château Akue Asseko pour sa bonne humeur, son énergie débordante et ses paroles positives qui ont su me motiver jusqu'à la fin.

Un grand merci à mes parents sans qui je ne serais pas ici et je n'aurais pas pu réaliser mes études.

Enfin, un très grand remerciement à Yinghui pour m'avoir supporté au cours de ces dernières années.

Table des matières

Table des matières	i
Nomenclature	1
Introduction générale	7
1 Procédé de fabrication des tuiles en terre cuite	7
2 Enjeux et attendus industriels	9
3 Les outils numériques	9
4 Objectifs et démarche scientifiques	10
5 Structure du manuscrit	11
Chapitre 1 : Matériau et procédés de mise en forme	13
1 Composition, structure et élaboration de la pâte d'argile	13
1.1 Eléments constitutants	13
1.1.1 Matières premières plastiques : les minéraux argileux	14
1.1.2 Matières premières non plastiques : les inertes	16
1.1.3 L'eau	16
1.2 Le mélange étudié	17
1.2.1 Pourquoi ce mélange ?	17
1.2.2 Composition du mélange	18
1.3 Procédé d'élaboration des échantillons	18
2 Comportement d'une pâte d'argile	19

2.1	Détermination des limites d'Atterberg	19
2.1.1	Détermination de la limite de liquidité à la coupelle	20
2.1.2	Détermination de la limite de liquidité au cône de pénétration.....	21
2.1.3	Détermination de la limite de plasticité au rouleau	21
2.2	Essais de caractérisation de la plasticité	22
2.2.1	Méthode indirecte.....	22
2.2.2	Méthodes directes.....	24
2.3	Comportement rhéologique	26
3	L'étape de façonnage	27
3.1	Les presses	27
3.1.1	La presse à barillet.....	27
3.1.2	La presse à plateau	29
3.1.3	L'estampeuse	29
3.2	Les outils de pressage	30
3.2.1	Outillage métallique	31
3.2.2	Outillage à interface caoutchouc.....	31
3.2.3	Outillage en plâtre.....	32
4	Les pathologies de façonnage.....	33
5	Conclusion partielle.....	36
Chapitre 2 : Modélisation du comportement rhéologique du mélange argileux ...		37
1	Comportements rhéologiques en mécanique des milieux continus	38
1.1	Définitions et notations.....	38
1.2	Comportement élastique	39
1.2.1	Elasticité linéaire.....	39
1.2.2	Déformation élastique non linéaire.....	39
1.3	Comportement plastique et viscoplastique	40
1.3.1	Solide parfaitement plastique.....	40
1.3.2	Solide plastique avec écrouissage	40
1.3.3	Matériau parfaitement viscoplastique.	41
1.3.4	Comportement élasto-visco-plastique	41
1.4	Critère de plasticité	41
1.5	Bilan	43
2	Méthodes et protocoles de caractérisation rhéologique	44

2.1	Méthode d'identification du comportement rhéologique	44
2.2	Protocoles d'essais.....	45
2.2.1	Essais de compression libre	45
2.2.2	Essais de flexion quatre points.....	47
2.2.3	Essais de cisaillement.....	48
2.2.4	Essais de compression confinée.....	49
2.2.5	Essais de traction-compression	50
2.3	Résultats et discussion	50
2.3.1	Identification du comportement rhéologique du mélange industriel J	50
2.3.2	Influence de la teneur en eau	67
2.3.3	Influence de la pression d'extrusion	69
3	Conclusion partielle.....	71
Chapitre 3 :	73
Modélisation du comportement aux interfaces.....	73
1	Bibliographie	74
1.1	Modèles de comportement tribologique	74
1.1.1	Modèle de Coulomb.....	74
1.1.2	Modèle de Tresca et de Coulomb limité Tresca.....	76
1.1.3	Modèles de Norton	76
1.2	Les études du frottement Argile / acier dans la littérature	77
2	Méthodes et protocoles de caractérisation tribologique	78
2.1	Essais de caractérisation globale.....	79
2.2	Essais de caractérisation locale.....	80
2.3	Caractérisation de l'adhésion	82
3	Résultats et discussion	83
3.1	Etude de l'interface argile - acier	83
3.1.1	Caractérisation du frottement par la méthode globale	83
3.1.2	Caractérisation du frottement par la méthode locale	85
3.1.3	Caractérisation de l'adhésion.....	90
3.2	Etude de l'interface argile membrane	92
3.2.1	Caractérisation du frottement	92
3.2.2	Caractérisation de l'adhésion.....	92
3.2.3	Effet de l'utilisation d'additif de surface sur le frottement argile - membrane.....	93

3.3	Etude du frottement de la membrane sur la résine	95
4	Conclusion partielle.....	95
Chapitre 4 : Etude des défauts de façonnage		97
1	Modélisation de l'initiation des décohésions	98
1.1	Mécanique des milieux granulaires.....	98
1.1.1	Frottement et cohésion en milieu granulaire.....	98
1.1.2	Loi de cohésion capillaire	99
1.1.3	Critères d'endommagement des matériaux granulaires.	101
1.2	Mécanique de l'endommagement continu	101
1.3	Critères de fissuration	104
1.4	Méthodes et résultats expérimentaux	105
1.4.1	Essais de caractérisation.....	105
1.4.2	Identification d'un modèle de fissuration.....	107
1.4.3	Discussion autour du critère retenu	109
1.4.4	Validation sur le pressage d'une géométrie semi-industrielle.....	110
2	Etude qualitative des défauts d'écoulement : cas d'un produit industriel.....	112
2.1	Roulement de terre et recollement de matière	113
2.2	Décollement des barrettes	115
2.3	Mauvais remplissage	116
3	Défauts engendrés par des variations des réglages procédés.....	117
3.1	Manque de couleur.....	117
3.2	Défauts géométriques.....	118
4	Conclusion partielle.....	119
Chapitre 5 : Simulation numérique du façonnage de géométries industrielles....		121
1	Simulation numérique du façonnage d'un tenon de fixation.....	121
1.1	Conditions d'essais et modèle numérique.....	121
1.2	Efforts de mise en forme	123
1.3	Géométrie des échantillons en fin de pressage	124
2	Comparaison de deux technologies d'outillage	125
2.1	Présentation de la géométrie et des outils.....	125

2.2	Résultats expérimentaux.....	127
2.2.1	Efforts de mise en forme.....	127
2.2.2	Finition géométrique.....	129
2.2.3	Pathologies observées.....	130
2.3	Simulation numérique.....	131
2.3.1	Outillage métallique.....	132
2.3.2	Outillage à membrane caoutchouc.....	137
2.3.3	Synthèse.....	141
3	Applications industrielles	142
3.1	Influence du volume initial de matière sur l'estampage d'une tuile plate	142
3.1.1	Présentation de la géométrie et du modèle numérique.....	142
3.1.2	Influence de la variation des dimensions initiales de la galette	143
3.2	Contribution au dimensionnement d'une presse dans le cas du renouvellement d'une ligne de production.....	145
3.2.1	Contexte de l'étude	145
3.2.2	Modèle numérique.....	145
3.2.3	Dimensionnement de la presse	147
3.2.4	Etude des efforts de découpe	149
3.2.5	Choix du profil de la came	150
3.2.6	Synthèse de l'étude.....	153
4	Conclusion partielle.....	153
	Conclusions et perspectives.....	155
	Bibliographie	161
	Annexe 1 :	169
	Modélisation du comportement mécanique de la membrane caoutchouc.....	169
1	Comportement hyperélastique.....	169
1.1	Potentiel thermodynamique	169
1.2	Principaux modèles de comportement	170
2	Essais de caractérisation.....	172
2.1	Essais de traction / compression uniaxiale	172

2.2	Essais de traction / compression biaxiale.....	173
2.3	Essais de traction / compression plane.....	173
2.4	Compression isostatique	174
3	Résultats et discussion	174
3.1	Essai de caractérisation	174
3.2	Identification des paramètres	175
3.2.1	Evolution du coefficient de Poisson	177
3.2.2	Calcul de l'énergie externe	178
3.2.3	Calcul de l'énergie libre d'Helmholtz.....	179
3.2.4	Identification des constantes du modèle.....	180
3.3	Comparaison expérimental-numérique	181
4	Modèle de comportement pour la simulation de la mise en forme	182
5	Conclusion partielle.....	184
 Annexe 2 :		185
Comparaison des deux logiciels de calculs utilisés		185
1	Loi de comportement rhéologique	185
2	Essai de compression libre.....	186
3	Essai de cisaillement	188
4	Essai de flexion 4 points.....	190
5	Conclusion.....	191
 Annexe 3 :		193

Nomenclature

Scalars :

A, B, C	: Constantes
c	: Cohésion
C_1	: Constante du critère d'Oyane
C_{cr}	: Valeur limite du critère d'endommagement
C'	: Cohésion effective
D	: Variable d'endommagement
D_c	: Valeur critique d'endommagement
D_n	: Distance inter-granulaire
D_{rupt}	: Distance inter-granulaire à rupture
E	: Module d'Young
E_0	: Paramètre matériau
F	: Force
G	: Module élastique de cisaillement
h	: hauteur d'échantillon
H	: Teneur en eau
I_1, I_2, I_3	: Invariant du tenseur des contraintes principales
I_c	: Indice de consistance
I_p	: Indice de plasticité

I_{moore}	: Indice de Moore
J_1, J_2, J_3	: Invariant du tenseur déviatorique des contraintes principales
K	: Consistance
K_0	: Paramètre matériau
K_c	: Module de compressibilité élastique
m	: Paramètre de sensibilité à la vitesse de déformation
\bar{m}	: Coefficient de frottement de Tresca
n	: Paramètre de sensibilité à l'érouissage
p	: Pression isostatique
p (<i>exposant</i>)	: Indice de sensibilité à la vitesse (modèle de Norton)
r, r_1, r_2	: Rayon
R	: Erouissage isotrope
R_v	: Fonction triaxialité
S	: Surface
s	: Paramètre interne matériau
S_I, S_{II}, S_{III}	: Contrainte principale déviatorique
S_D	: Surface endommagée
\check{S}	: Surface de résistance effective
W_D	: Energie dissipée
X	: Erouissage cinématique
Y	: Force thermodynamique
V_l	: Volume du pont liquide
W	: Consistance apparente
w_l	: Limite de liquidité
w_p	: Limite de plasticité
α	: Coefficient de frottement de Norton

η	: Viscosité
ε_0	: Seuil de déformation initiale
ε_D	: Déformation initiant l'endommagement
ε_p	: Déformation plastique
ε_{pD}	: Déformation plastique seuil d'endommagement
ε_R	: Déformation à rupture
$\overline{\varepsilon}_p$: Déformation plastique équivalente
$\overline{\dot{\varepsilon}}_{vp}$: Vitesse de déformation plastique équivalente
μ	: Coefficient de frottement de Coulomb
μ_d	: Coefficient de frottement dynamique
μ_s	: Coefficient de frottement statique
ν	: Coefficient de Poisson
φ	: Angle de frottement interne
Φ	: Taux de porosité
π_c	: Glissement interne cumulé
ψ	: Energie libre d'Helmholtz
Ψ	: Angle de mouillabilité
ρ	: Masse volumique
σ	: Tension superficielle
σ_0	: Contrainte seuil d'écoulement plastique
$\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$: Contrainte principale
σ_c	: Limite de plasticité en compression
σ_{ij}	: Composante du tenseur des contraintes
σ_n	: Contrainte normale à la surface
σ_t	: Limite de plasticité en traction
σ_u	: Contrainte ultime avant endommagement
$\sigma_{x\%}$: Contrainte mesurée à $x\%$ de déformation

$\bar{\sigma}$: Contrainte équivalente de von Mises
$\check{\sigma}$: Contrainte effective
$\check{\sigma}_{eq}$: Contrainte équivalente effective de von Mises
$\check{\sigma}_u$: Contrainte ultime effective
τ	: Taux de cisaillement
τ_{max}	: Taux de cisaillement admissible
θ	: Angle de Lode (chapitre 2)
ξ	: Paramètre matériau

Vecteur :

\vec{F}	: Force
\vec{N}	: Force normale
\vec{T}	: Vecteur contrainte
\vec{V}_g	: Vitesse de glissement

Tenseur :

$\overline{\overline{K}}$: Tenseur des rigidités
\overline{S}	: Déviateur des contraintes
$\overline{\overline{S}}_p$: Tenseur déviatorique des contraintes principales
$\overline{\varepsilon}$: Tenseur des déformations
$\overline{\varepsilon}_e$: Tenseur des déformations élastique
$\overline{\varepsilon}_{vp}$: Tenseur des déformations plastique

$\dot{\bar{\epsilon}}$: Tenseur vitesse des déformations
$\overline{\dot{\epsilon}_{vp}}$: Tenseur des vitesses de déformations plastique
$\bar{\sigma}$: Tenseur des contraintes
$\overline{\bar{\sigma}_p}$: Tenseur des contraintes principales

Opérateurs :

$\ \vec{A}\ $: Norme du vecteur \vec{A} . $\ \vec{A}\ = \sqrt{\sum_i A_i^2}$
$\bar{A} : \bar{B}$: Produit contracté de \bar{A} par \bar{B}
$tr(\bar{A})$: Trace de la matrice \bar{A}
$\frac{\partial A}{\partial x}$: Dérivée partielle de A par rapport à x
$\frac{dA}{dx}$: Dérivée particulière de A par rapport à x

Introduction générale

L'objectif de ce travail est de contribuer à la compréhension des phénomènes mis en jeu lors de la mise en forme par pressage de pâte d'argile extrudée. Ces travaux de thèse ont été réalisés au sein de l'Institut Clément Ader dans les locaux de l'Ecole des Mines d'Albi dans le cadre d'une convention CIFRE avec la société Terréal. Cette entreprise est spécialisée dans la fabrication de produits de construction en terre cuite. La recherche continue d'amélioration du rendement des lignes de production passe par la compréhension et la maîtrise des différentes étapes du procédé. Plusieurs études ont permis la compréhension des phénomènes mis en jeu au cours de l'extrusion, des étapes de séchage et de cuisson. Jusqu'à présent, l'étape de façonnage reste peu étudiée. Avant de présenter en détail les attentes industrielles et les objectifs scientifiques de ces travaux, nous allons décrire le procédé de fabrication des tuiles en terre cuite.

1 Procédé de fabrication des tuiles en terre cuite

Le procédé de fabrication des tuiles en terre cuite est divisé en sept étapes. Elles sont présentées sur la figure 1.

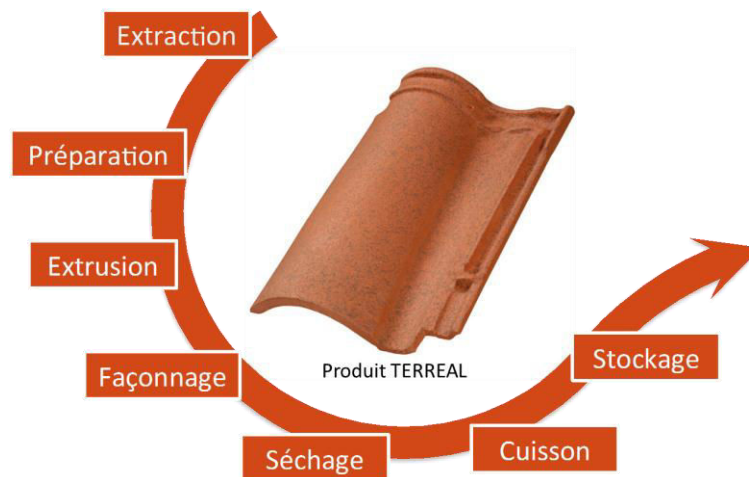


Figure 1 : Procédé de fabrication des tuiles en terre cuite

La première étape du procédé est l'extraction des matières premières dans les carrières, en particulier de la terre argileuse. Cette étape est cruciale car elle définit les nuances d'argile qui seront utilisées

tout au long du procédé. Les argiles sont choisies en fonction de leurs caractéristiques plastiques et minéralogiques et vont être garantes du niveau de qualité finale du produit.

La seconde étape du procédé est la préparation de la pâte argileuse. Celle-ci commence par l'émiettement des mottes d'argile et l'ajout de sable. Le mélange obtenu contient environ 70% d'argile pour 30% d'inertes. Le mélange subit ensuite des étapes successives de broyage (réduction granulométrique) à l'aide de broyeurs à cylindres, de désagréateurs et de malaxeurs. La finesse et la granulométrie sont très importantes car elles influent directement sur la plasticité de la pâte argileuse (capacité à se déformer sans s'endommager).

La matière est ensuite entreposée dans de grandes caves et stockée pendant plusieurs jours. Les écarts de température successifs améliorent la qualité de l'argile, notamment sa plasticité. Il s'agit de la période de desquamation. La matière est ensuite récupérée dans la cave pour être dirigée vers la troisième étape : l'extrusion. Au cours de cette étape la matière va transiter par le malaxeur, la chambre à vide, le fourreau, le convergent et enfin la filière. Le malaxeur permet d'homogénéiser la pâte avant son passage dans la vis. C'est à ce moment du procédé que les additifs peuvent être ajoutés et que l'hygrométrie est corrigée. C'est une étape critique car les inertes (majoritairement le sable) et l'eau doivent être bien répartis pour obtenir une matière homogène. Dans le cas contraire, il y aura un fort risque d'apparition de défauts dans la suite du procédé (Foudrinier, 2007). La chambre à vide permet de créer la dépression nécessaire à l'évacuation de l'air au sein du mélange argileux. La présence d'air empêche la bonne cohésion de la pâte et se traduit par l'apparition de feuillets à la sortie de la filière. Une fois désaérée, la pâte arrive dans la vis sans fin qui la pousse dans la filière d'extrusion.

L'argile extrudée est ensuite découpée avant d'être mise en forme. La mise en forme de la galette d'argile est réalisée par pressage au cours de l'étape de façonnage. Ces travaux de thèse s'appuient sur cette étape. Elle sera décrite plus en détails dans le premier chapitre de ce manuscrit.

Une fois mis en forme, les produits sont séchés. Le séchage s'effectue dans des chambres ou tunnels de séchage dont la température est amenée progressivement à 80-100°C pendant une durée allant de 6 à 72 heures. De l'air chaud pulsé permet d'extraire la majeure partie de l'eau présente dans la tuile. Au cours du séchage, la teneur en eau du produit est diminuée, selon un cycle prédéfini, jusqu'à 3 à 5 %. La mise au point du programme de séchage est délicate car elle doit être adaptée aux matières premières, à la forme du produit et aux types de séchoir.

La sixième étape correspond à la cuisson des produits dans des fours. Elle se fait en trois phases : le préchauffage, la cuisson et le refroidissement. Le cycle dure entre 12 et 48 heures en fonction du produit avec une température de cuisson comprise entre 900°C et 1200°C. Au cours de cette étape, le matériau atteint ses caractéristiques définitives (résistance mécanique, porosité, résistance au gel, dimensions, couleur...). Au cours de la dernière étape, les tuiles sont contrôlées. Les produits

défectueux sont retirés de la ligne de production, tandis que les autres sont palettisées et mis en attente d'expédition aux clients.

2 Enjeux et attendus industriels.

L'étape de mise en forme des tuiles génère, à elle seule, environ un tiers du rebut. Cela représente plusieurs millions de produits par an et par usine. La connaissance et le contrôle de cette étape est donc nécessaire pour améliorer la performance industrielle. De plus, il est très difficile de détecter et d'écarter les produits défectueux dès la sortie de cette étape. Avant d'être mis au rebut, ils subissent donc les étapes de séchage et de cuisson qui sont les principales consommatrices d'énergie.

Les attendus industriels autour de ces travaux de thèse sont multiples. Le premier porte sur la compréhension des phénomènes générateurs de défauts. Les défauts, engendrés au cours du façonnage des tuiles, sont décomposables en cinq familles. On distingue les défauts d'aspect, de couleur, de finition, de cohésion et de fonctionnalité. Un autre enjeu industriel est la mise en place d'un outil de simulation permettant de prévoir l'influence des paramètres du procédé et du produit sur l'apparition des défauts. Les principaux paramètres du procédé portent sur le type d'outillage (ouvert ou fermé, interface métallique ou caoutchouc), la position de la galette dans la presse, l'humidité et l'homogénéité du mélange... Les paramètres des produits portent notamment sur la géométrie, la nature du mélange de fabrication utilisé, la présence d'additifs de surface,...

3 Les outils numériques

La définition des différentes pathologies de pressage met en évidence une influence majeure des écoulements dans l'apparition des défauts. Pour répondre aux besoins industriels, l'utilisation d'outils numériques apparaît donc indispensable. Dans le cadre de ces travaux, trois logiciels commerciaux ont été utilisés. La majeure partie des travaux reposeront sur l'utilisation du logiciel commercial FORGE[®] 2009. Il s'agit d'un logiciel de simulation numérique par éléments finis, commercialisé par TRANSVALOR. Il est issu des travaux de recherche conduits au CEMEF (Centre de Mises en Forme des Matériaux) depuis les années 1990. Plusieurs raisons nous ont orientés vers l'utilisation de ce logiciel, souvent décrit dans la bibliographie (Boyère, 1999 ; Aliaga, 2000 ; Cardinaux, 2008 ; Rey, 2007 ; Coupez et al, 2000, ...). En effet, il s'agit d'un logiciel métier dédié à la simulation numérique de procédés de mise en forme comme le forgeage à chaud, la frappe à froid,... qui sont des procédés équivalents au façonnage des tuiles à la fois d'un point de vue de la cinématique des outillages et du point de vue du comportement plastique de la matière. Ce logiciel permet le calcul de grandes déformations tout en limitant les temps de calculs. Il repose sur l'utilisation de maillages formés

d'éléments simples (triangle et tétraèdre d'ordre 1) et remaillés en cours de simulation (Coupez, 1994). Le module d'optimisation fonctionnant autour d'un algorithme évolutionnaire couplé à un métamodèle (Do, 2006 ; Roux, 2011) permet d'effectuer des analyses inverses. Le second logiciel utilisé est le logiciel commercial IMPETUS AFEA[®]. Il s'agit d'un logiciel dédié aux calculs numériques non-linéaires. Il a été développé principalement pour traiter les problèmes dynamiques en grandes déformations. Ce logiciel a été retenu pour simuler le comportement hyper-élastique des membranes en caoutchouc utilisées dans les outillages. Son fonctionnement, basé sur une formulation riche d'éléments NURBS (Hughes et al 2004), permet la simulation de grandes déformations sans remaillage. Enfin, le troisième logiciel utilisé est ABAQUS[™]. Il s'agit d'un logiciel généraliste de calculs par éléments finis. Il a principalement été utilisé pour mailler les géométries utilisées dans IMPETUS AFEA[®]. Le tableau 1 donne les principales informations sur les trois logiciels utilisés.

	FORGE [®] 2009	ABAQUS [™] 6.12	IMPETUS AFEA [®]
Intégration spatiale			
<i>Mailleur intégré</i>	<i>oui</i>	<i>oui</i>	<i>non</i>
<i>Type de maillage</i>	<i>libre</i>	<i>structuré / libre</i>	
<i>Type d'éléments</i>	<i>triangle, tétraèdre</i>	<i>triangle, rectangle tétraèdre, hexaèdre</i>	<i>tétraèdre, hexaèdre, pentaèdre</i>
<i>Ordre des éléments</i>	<i>1</i>	<i>1, 2</i>	<i>1, 2, 3</i>
<i>Schéma d'interpolation</i>	<i>Polynôme</i>	<i>Polynôme</i>	<i>B-spline</i>
Intégration temporelle			
<i>schéma d'intégration</i>	<i>implicite</i>	<i>implicite ou explicite</i>	<i>explicite</i>
Autres			
<i>Remaillage</i>	<i>oui</i>	<i>uniquement en explicite</i>	<i>non</i>
<i>Module optimisation</i>	<i>oui</i>	<i>oui</i>	<i>non</i>

Tableau 1 : Principales informations sur les trois logiciels utilisés

4 Objectifs et démarche scientifiques

L'objectif principal de ce projet est donc la mise en place d'un modèle de mise en forme d'une galette d'argile en vue d'identifier les principaux mécanismes en jeu dans cette étape. La démarche scientifique, mise en place pour atteindre cet objectif, repose sur trois axes qui sont : la modélisation du comportement rhéologique, l'identification du comportement aux interfaces et la détermination d'un modèle d'endommagement permettant de représenter les pathologies de mise en forme.

La problématique scientifique cruciale du premier axe est la mise en place d'un modèle rhéologique simple de manière à assurer la bonne robustesse du modèle numérique. Il s'avère aussi nécessaire de garantir une bonne représentativité du comportement du matériau quel que soit le type de chargement auquel il peut être soumis au cours du procédé. Le deuxième axe scientifique porte sur la caractérisation des différentes interfaces présentes lors du pressage (les interfaces matière-outils et les

interfaces entre les parties constituantes des outillages). Le dernier consiste à identifier des mécanismes générant les défauts.

5 Structure du manuscrit

Le manuscrit est structuré en cinq chapitres.

1. Le premier chapitre de ce mémoire est consacré à une présentation de la pâte d'argile extrudée, des moyens généralement utilisés pour la caractériser et des procédés utilisés industriellement pour la mettre en forme.

2. Le second chapitre est dédié à la caractérisation du comportement rhéologique de la pâte d'argile extrudée. La première partie a pour objectif de présenter les principales lois de comportement permettant la modélisation d'un matériau dans le cadre de la mécanique des milieux continus. La seconde partie porte sur les essais utilisés pour caractériser le comportement. La troisième partie s'articule autour des résultats des différents essais. Un premier volet de cette partie est dédié à la détermination du comportement rhéologique de la pâte d'argile du mélange standard (utilisé sur les lignes de production). L'analyse des 5 types d'essais effectués permet l'identification des différents modèles et paramètres. Un second volet concerne une étude de l'influence de la teneur en eau et de la pression d'extrusion sur le comportement de la pâte d'argile.

3. Le troisième chapitre porte sur la caractérisation des différentes interfaces présentes dans l'étape de façonnage. Après la présentation des principaux modèles de comportement tribologique, nous décrivons trois essais utilisés pour la caractérisation des trois interfaces identifiées. Une dernière partie de ce chapitre est destinée à la présentation des résultats. L'interface argile-acier est la première étudiée. Suivent ensuite, les études de l'interface argile-membrane caoutchouc et de l'interface membrane caoutchouc-résine.

4. Le quatrième chapitre s'articule autour de la modélisation et de la compréhension des phénomènes générant des défauts. Une première partie est consacrée à l'étude de la fissuration de la pâte d'argile. Après la présentation des principaux modèles permettant de modéliser la fissuration, nous présentons les essais utilisés pour la caractérisation de l'endommagement et les résultats obtenus. Une seconde partie de ce chapitre est destinée à l'identification qualitative des phénomènes générant les défauts d'écoulement. Pour cela, les travaux s'appuient sur la comparaison de la simulation numérique d'une géométrie industrielle et des produits réels endommagés. Enfin une dernière partie est consacrée aux défauts engendrés par des problèmes de réglage de paramètres procédés.

5. Le cinquième et dernier chapitre est consacré d'une part à la validation des différents modèles de comportement et d'autre part à la comparaison de deux technologies d'outillage sur la base d'essais de façonnage de géométrie partielle de tuile. Un dernier volet de ce chapitre expose deux études menées

sur des géométries industrielles. La première a pour objectif l'étude de l'influence du volume de matière sur la finition d'une tuile façonnée par estampage. La seconde étude porte sur le dimensionnement d'une presse dans le cadre du renouvellement d'une ligne de production.

Chapitre 1 :

Matériau et procédés de mise en forme

Ce premier chapitre du manuscrit vise à présenter le matériau utilisé dans ces travaux, les procédés de mise en forme par pressage et les défauts associés à cette étape.

Ce chapitre est structuré en trois parties. Nous allons commencer par introduire le matériau en détaillant les principaux constituants des pâtes d'argile et leurs fonctions ainsi que la composition du mélange utilisé et ses conditions d'élaboration. Nous aborderons ensuite les principales caractéristiques des mélanges argileux et les outils de caractérisation couramment employés.

La seconde partie de ce chapitre est dédiée à l'étape de façonnage avec une description des principales technologies de presses utilisées pour la mise en forme et leurs caractéristiques propres, puis des différents outils de pressage.

Enfin une troisième partie s'articulera autour des défauts de façonnage. Une description succincte des principales catégories de défauts actuellement observés dans les usines sera faite.

1 Composition, structure et élaboration de la pâte d'argile

1.1 Éléments constituants

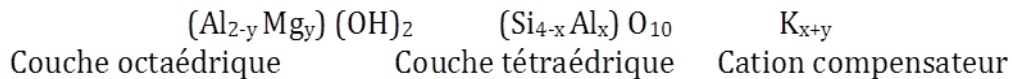
La pâte d'argile est principalement constituée d'argile (environ 2/3 de la masse sèche) et d'inertes (environ 1/3 de la masse sèche). Une fois mélangée à l'eau, l'argile forme une pâte liante et malléable. La propriété de l'argile à être déformée sans se fissurer est appelée plasticité. La plasticité du mélange argileux est dépendante de la taille des grains d'inerte et de la quantité d'eau contenue dans la matière.

1.1.1 Matières premières plastiques : les minéraux argileux

Les minéraux argileux ont trois origines :

- l'héritage : minéraux créés par l'altération des roches mères
- les transformations : minéraux créés par des réagencements partiels des réseaux silicatés
- les néogènes : minéraux créés par une réorganisation partielle de la structure cristalline.

Les minéraux argileux sont constitués principalement de silicium, d'aluminium, d'oxygène et d'ions hydroxyles organisés en couches formées de tétraèdres ou d'octaèdres (figure I-1). Les couches de tétraèdres ou d'octaèdres se joignent par la mise en commun d'oxygène et d'ions hydroxyles, ce qui crée une structure en feuillets [Lucklam et Rossi, 1999]. La formule générale conventionnelle des minéraux argileux est du type :



Cette formule permet de prendre en compte la substitution d' Al^{3+} par Mg^{2+} dans la couche octaédrique et de Si^{4+} par Al^{3+} dans la couche tétraédrique. D'autres combinaisons de substitution existent dans la couche octaédrique comme le remplacement d' Al^{3+} par Fe^{2+} ou par Fe^{3+} . L'insertion de cation ou d'eau dans les espaces interfoliaires (entre les feuillets) permet la compensation des déficits en charge positive qui peuvent être créés par les différentes substitutions (Caillière et al, 1982).

Différents critères permettent la classification des argiles :

- Nombre de feuillets
- Substitutions atomiques
- Distance interfoliaire

Les principales familles d'argiles sont la Kaolinite, l'Illite, la Chlorite et la Smectite. Elles se différencient par leur taille et leurs formes (Beaume, 1998).

La structure de la Kaolinite est composée de tétraèdres de silice associés en feuillets par groupe de trois. Les octaèdres d'aluminium viennent se positionner sur les sommets libres des tétraèdres. Une nouvelle couche de tétraèdre de silice peut ainsi se superposer et donc créer la structure en feuillet. La cohésion est très grande dans le plan du feuillet ce qui donne la propriété de plasticité de la kaolinite. La kaolinite est un minéral argileux de type 1 / 1 : un feuillet est constitué d'une couche tétraédrique et d'une couche octaédrique. Lorsque les octaèdres d'aluminium sont remplacés par des octaèdres de magnésium, le minéral argileux obtenu est de l'antigorite.

L'illite est un minéral argileux de type 2 / 1. Il est constitué d'une couche octaédrique d'aluminium au centre du feuillet et de deux couches tétraédriques d'aluminium en périphérie. L'espace interfoliaire

est occupé par des ions potassium (K^+) peu hydratés. Ils sont responsables de l'absence de propriété de gonflement de l'illite.

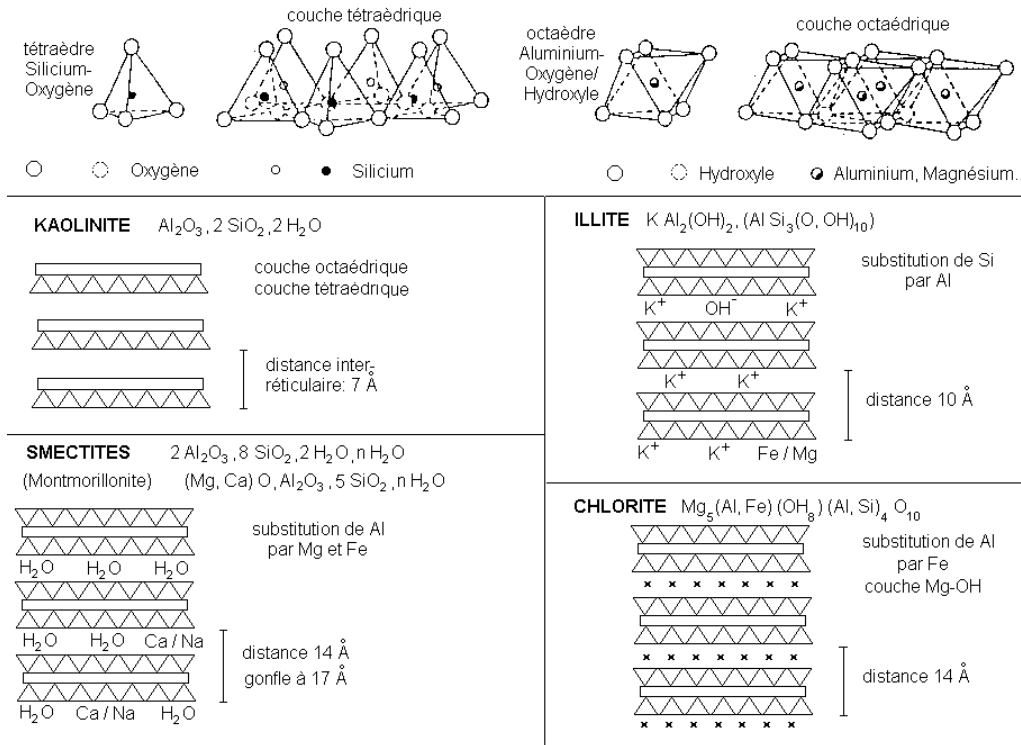


Figure I - 1 : Structure des principaux minéraux argileux (MOREL, 1996)

La montmorillonite, principale argile de la famille des smectites, est aussi un minéral argileux de type 2 / 1. Elle est composée d'une couche octaédrique de magnésium recouverte de chaque côté par une couche tétraédrique de silicium. Elle possède une capacité de gonflement due à la présence d'eau entre les feuillets et de très bonnes propriétés de plasticité et d'imperméabilité.

Une description plus détaillée des caractéristiques structurales des argiles est donnée par Beaumel (1998), Caillière et al (1982) et Decarreau (1990). La figure I-2 présente un classement des différents minéraux argileux.

<p>Phyllites 1/1 : kaolinite (Al), serpentines (Mg), halloysite (H_2O)</p> <p>Phyllites 2/1 :</p> <ul style="list-style-type: none"> - sans substitution : pyrophyllite (Al), talc (Mg) - avec substitutions tétraédriques, selon un taux x : + $x > 0,6$; compensation interfoliaire par : <ul style="list-style-type: none"> cations hydrophobes (K, Na) : illites, micas, glauconites cations hydrophiles (Ca, Mg) : vermiculites + $x < 0,6$, avec possibilité de substitutions octaédriques : smectites (montmorillonite et beidellite : Al; nontronite : Fe; saponite et stévensite : Mg) <p>Phyllites 2/1/1 : chlorites (surtout Mg), berthiérine (Fe)</p> <p>Phyllites intermédiaires : interstratifiés réguliers ou irréguliers (ex. : illite-smectite, chlorite-vermiculite, kaolinite-smectite)</p> <p>Pseudophyllites (argiles fibreuses, Mg) : palygorskite, sépiolite</p>

Figure I - 2 : Principales familles de minéraux argileux (Caillière et al, 1982)

1.1.2 Matières premières non plastiques : les inertes

Les inertes, aussi appelés matières dégraissantes, ont pour objectif de diminuer un excès de plasticité qui se traduit par des fissurations et déformations des produits lors du séchage. L'absence de retrait des inertes permet de limiter le retrait global de la pâte d'argile. La granulométrie des inertes joue un rôle majeur dans la structure du produit cuit. Une granulométrie grossière permettra de limiter fortement le retrait ce qui facilitera le séchage. Dans le cas d'une granulométrie fine, le dégraissant diminue moins la plasticité du mélange, ce qui rend le séchage plus difficile : l'extraction de l'eau est plus difficile. Les produits cuits seront plus denses et plus rigide.

Contrairement au facteur de forme (géométrie, granulométrie,...), la nature chimique des inertes n'influence pas le comportement mécanique de la pâte avant cuisson. C'est au cours de la phase de cuisson que les inertes jouent des rôles différents en fonction de leur nature. On distingue deux familles de dégraissants :

- les dégraissants combustibles
- les dégraissants stables

Les dégraissants combustibles, qu'ils soient végétaux (débris de paille, pulpe de papier,...) ou minéraux (poussière de charbon, coke,...) se consomment au cours de la cuisson et créent ainsi des porosités. Les dégraissants stables restent au cours de la cuisson comme par exemple les chamottes qui sont des compositions argileuses calcinées. Lorsque le chamottage est effectué à des températures inférieures à la température de cuisson de pièce, les chamottes subiront un peu de retrait lors de la cuisson. Si le chamottage est fait à une température égale ou supérieure à la température de cuisson, elles auront strictement un rôle de dégraissant.

Certains dégraissants (les fondants) sont utilisés pour diminuer la température de fusion des argiles. C'est le cas des silicates naturels (feldspaths, micas,...) et des oxydes de fer. Les fondants ne jouent leurs rôles que lorsque la température de cuisson dépasse la température à laquelle ils se combinent. Pour des températures plus faibles, ils se comportent comme une matière dégraissante classique.

1.1.3 L'eau

La capacité d'une galette d'argile à être formée et à garder sa géométrie est fortement liée à sa teneur en eau. Si l'on considère une poudre d'argile sèche à laquelle on rajoute de l'eau petit à petit, on atteint une première concentration d'eau où l'argile devient « plastique ». La pâte peut alors être mise en forme sans fissurer. En continuant l'ajout d'eau, on atteint une deuxième concentration d'eau limite où le mélange devient liquide (barbotine). La pâte ne conserve plus la forme qui lui est donnée. Ces deux valeurs sont dites « limite de plasticité » et « limite de liquidité ». Il est nécessaire de positionner le mélange entre ces deux limites lors de la mise en forme.

L'eau est présente au sein de la matière sous deux formes : l'eau libre et l'eau liée (Djelal, 1991 ; Rumacher, 1970). L'eau liée se trouve principalement à la surface des particules d'argile. Elle forme une couche dont l'épaisseur a été estimée à environ 5 nanomètres. L'eau liée est soumise à un champ électrique, généré par les surfaces des particules chargées négativement, qui oriente les molécules d'eau vers les parois des grains (Lawrence, 1978). L'eau liée ne possède plus les propriétés physiques de l'eau normale. Le passage de l'état lié à l'état libre se fait graduellement en fonction de l'intensité du champ électrique. L'eau libre est présente entre les grains.

1.2 Le mélange étudié

1.2.1 Pourquoi ce mélange ?

Au cours de ces travaux de thèse un mélange argileux de composition fixe a été étudié. Pour discriminer les différents mélanges utilisés sur les sites de production, des essais de compression libre ont été réalisés.

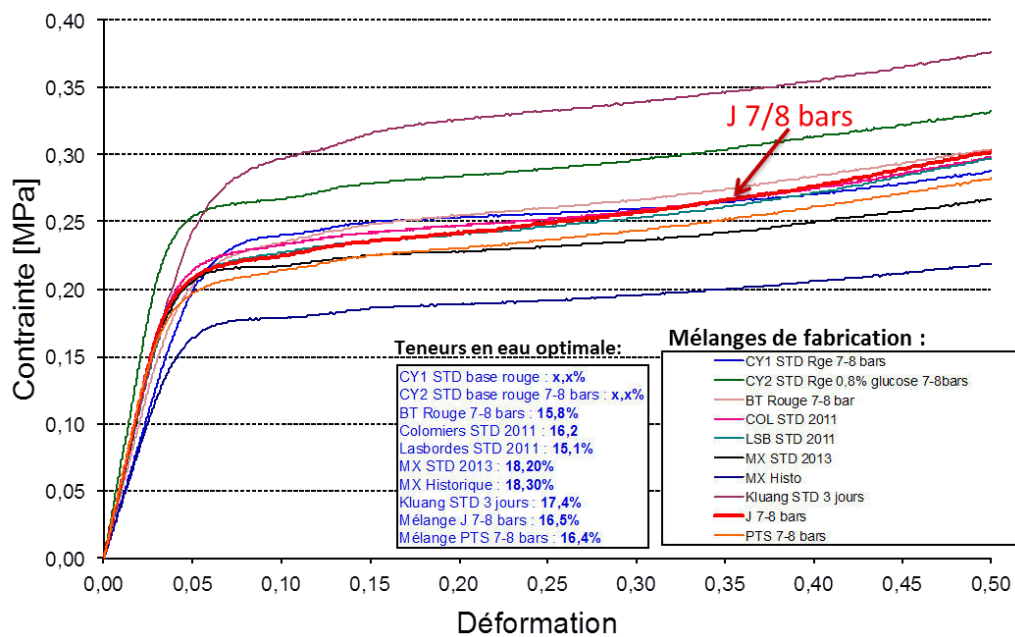


Figure I - 3 : Réponse pour différents mélanges à un essai de compression libre :
courbes contrainte-déformation (Document d'essais interne TERREAL)

La figure I-3, extraite d'un document d'essais internes réalisés par TERREAL, présente les courbes contraintes-déformations pour les essais effectués pour chaque mélange. On constate que les principaux mélanges se regroupent autour d'un même faisceau. Le mélange *J 7-8 bars* présente un comportement moyen. Sa teneur en eau est de 16,5 % (en % de la masse humide). Pour cette étude, nous retiendrons donc ce mélange car son comportement rhéologique est représentatif des principaux mélanges.

1.2.2 Composition du mélange

Le mélange, retenu pour ces travaux de thèse, est celui utilisé actuellement sur le site de production de Roumazière. Il est composé de 71% d'argile et de 29% d'inertes. La phase argileuse est élaborée à partir d'argile provenant de 4 carrières. Elle contient principalement de la Kaolinite et de l'Illite et quelques traces de Montmorillonite. La phase inerte contient 3% de chamotte et 26% de sable (majoritairement Feldspath K, Quartz, Muscovite et biotite, avec des traces d'oxyde de Manganèse et de Goethite).

1.3 Procédé d'élaboration des échantillons

La matière, importée de l'usine, a été répartie dans des sacs de 8 kg formant chacun un lot. Les différents lots sont ensuite stockés hermétiquement. Une semaine avant extrusion, 1 litre d'eau est ajouté aux 8 kg de matière d'un lot. Le mélange est ensuite malaxé jusqu'à être homogène puis de nouveau stocké hermétiquement. Il s'agit de la période de macération. Avant extrusion, le mélange est malaxé. Au cours de cette phase, de l'eau est ajoutée pour atteindre la teneur en eau désirée. Une fois le mélange homogène, il est laminé à 1,2 mm.

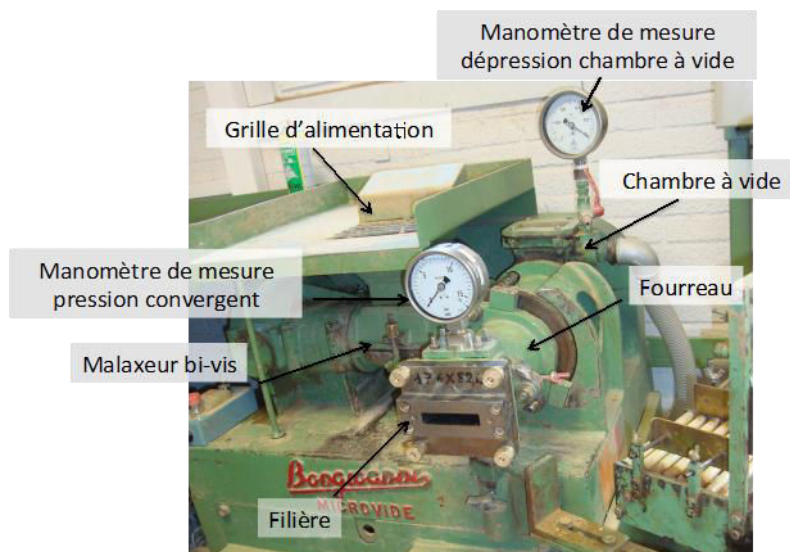


Figure I - 4 : Dispositif laboratoire d'extrusion

L'étape d'extrusion vient ensuite. Le dispositif d'extrusion, utilisé dans le laboratoire de préparation matériau, est présenté à la figure I-4. Il est composé d'un malaxeur bi-vis, d'une chambre à vide et d'une extrudeuse mono-vis. Deux manomètres permettent le contrôle de la pression dans la chambre à vide et dans le convergent. Les échantillons extrudés sont de section 80 x 25 mm et de longueur 230 mm.

2 Comportement d'une pâte d'argile

Comme il a été expliqué précédemment, la principale caractéristique des argiles est leur plasticité. Au cours du temps, la notion de plasticité a évolué. Coulomb a été le premier à utiliser cette notion au 18^{ème} siècle, au cours de ses travaux sur la stabilité des remblais et des pilotis (Smith, 2006). Les travaux de Mohr, au cours du XIX^{ème} siècle, ont apporté de nouveaux concepts liés à cette notion, comme les déformations élastiques et plastiques, l'écoulement plastique,... (Ancey, 2007). La notion de plasticité, dans les procédés utilisant des matériaux céramiques, est fondamentale. La caractéristique principale du comportement plastique d'une céramique est sa capacité à être déformée sous une contrainte modérée et de ne pas être déformée par des faibles contraintes (Moore, 1963). Plusieurs facteurs influencent la plasticité des argiles (Ribeiro et al, 2004) comme :

- la teneur en eau
- la température de l'eau (Jefferson et Fos Roger, 1998)
- la nature minéralogique, la répartition granulométrique, la forme, les surfaces spécifiques des particules solides (Schmitz et al, 2004)
- la présence d'inerte
- l'orientation des particules dans la pâte
- l'origine et le traitement antérieur des argiles

L'étude de cette caractéristique du mélange argileux est importante car elle va aider à définir les proportions des différents composants du mélange. Plusieurs méthodes peuvent être utilisées pour caractériser la plasticité dans le but de déterminer la teneur en eau optimale d'un mélange argileux devant être mis en forme. Elles sont principalement issues de la mécanique des sols.

2.1 Détermination des limites d'Atterberg

Lorsque l'argile est dépourvue d'eau, elle se comporte comme un matériau pulvérulent sans cohésion. Au-dessus d'une certaine teneur en eau (**limite de plasticité**), il est possible de former des rouleaux de matière (Norme NF P 94-051). Pour une teneur en eau plus forte (**limite de liquidité**), l'argile se comporte comme un fluide visqueux qui ne conserve pas la forme qu'on lui confère.

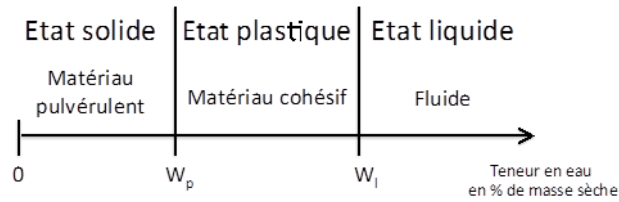


Figure I - 5 : Illustration des limites d'Atterberg

La méthode mise au point par le scientifique suédois Albert Atterberg (1911) au début du XX^{ème} siècle permet d'identifier les limites de plasticité et de liquidité (limites d'Atterberg). Elle est basée sur l'hypothèse que seule la teneur en eau influence la plasticité. Cette méthode a ensuite été standardisée par Arthur Casagrande (1948) et utilisée pour caractériser différents types de sols en génie civil.

Pour déterminer le seuil de liquidité et de plasticité, trois méthodes sont couramment utilisées. Il s'agit de la détermination de la limite de liquidité à la coupelle ou au cône de pénétration, et la détermination de la limite de plasticité au rouleau.

2.1.1 Détermination de la limite de liquidité à la coupelle

L'appareil de Casagrande est utilisé pour déterminer la limite de liquidité à la coupelle selon la norme NF P 94-051. Il est présenté à la figure I-6.

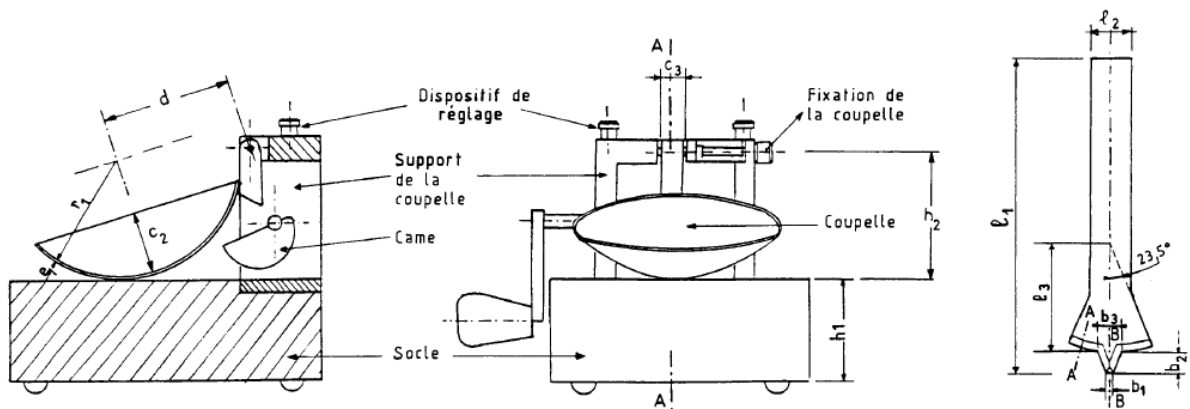


Figure I - 6 : Appareil de Casagrande [NF P 94-051]

L'appareil de Casagrande est composé d'un socle en bois sur lequel repose une coupelle en laiton chromé. Un support en acier permet de maintenir la coupelle de diamètre environ 100 mm. Une came, actionnée par une manivelle, permet de soulever la coupelle de 10 mm au-dessus du socle.

Au cours des essais, une pâte (mélange argileux) est déposée dans la coupelle. Une rainure est tracée sur la pâte à l'aide d'un outil spécial (figure I-7 à droite). 25 chocs sont ensuite appliqués à la coupelle. Sous l'effet des chocs, les bords de la rainure se recollent. La fermeture de la rainure doit se produire par affaissement de la pâte dans sa masse et non par glissement sur la paroi de la coupelle. Dans le cas du glissement, l'utilisation d'une coupelle rugueuse est nécessaire.

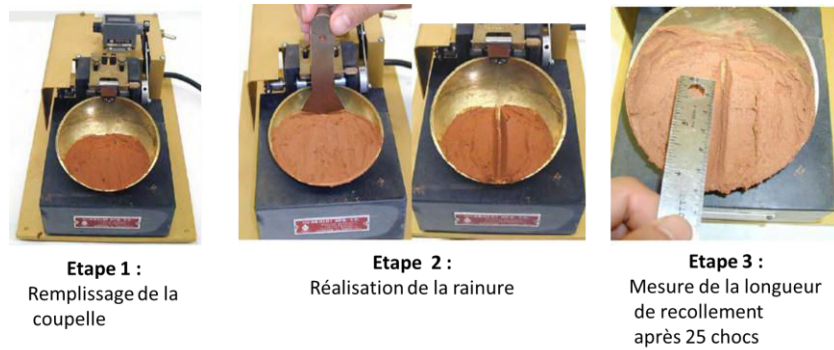


Figure I - 7 : Etapes principales de la détermination de la limite de liquidité à la coupelle

L'application de cette méthodologie à des pâtes de différentes humidités permet de tracer l'évolution de la longueur de recollement en fonction de la teneur en eau. La limite de liquidité correspond à l'humidité pour laquelle la rainure se referme de 10 mm après 25 chocs.

2.1.2 Détermination de la limite de liquidité au cône de pénétration

Pour déterminer la limite de liquidité, la méthode du cône de pénétration peut aussi être utilisée. Elle est détaillée dans la norme NF 94-052-1. Le moyen d'essai est présenté à la figure I-8 :

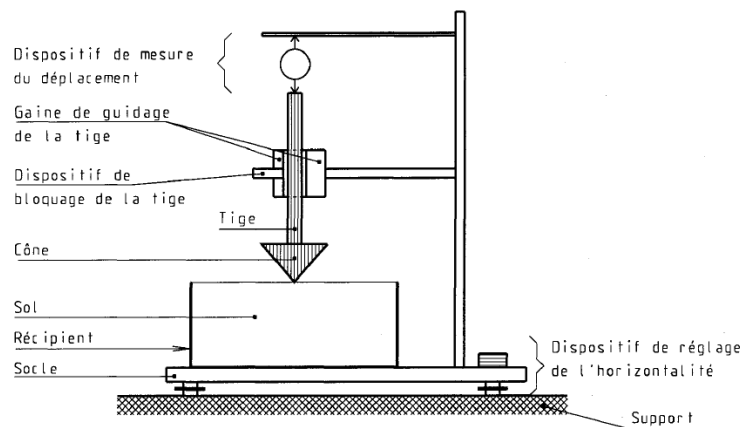


Figure I - 8 : Cône de pénétration [NF 94-052-1]

L'objectif de l'essai est de mesurer l'enfoncement du cône dans un échantillon d'argile. La pénétration du cône est uniquement assurée par son propre poids et le poids de la tige. La mesure de la distance de pénétration est relevée 5 secondes après la libération du cône. La réalisation d'essais sur des échantillons à différentes humidités permet de tracer l'évolution moyenne de la distance de pénétration en fonction de la teneur en eau. La limite de liquidité est obtenue pour une distance de 17 mm.

2.1.3 Détermination de la limite de plasticité au rouleau

Casagrande a proposé une méthode pour déterminer la limite de plasticité d'un mélange argileux. Elle consiste à former une boulette de matière (environ 700 mm^3) et la rouler sur une plaque lisse, à la main, pour former un rouleau qui s'amincit progressivement. L'amincissement doit se faire en continu et sans effectuer de coupure. La limite de plasticité est obtenue simultanément lorsque le diamètre du

rouleau atteint $3 \text{ mm} \pm 0,5 \text{ mm}$ et qu'il se fissure. Si aucune fissure n'est apparue, le rouleau est remélangé aux restes de la matière déjà préparée. Le mélange argileux est ensuite légèrement séché par malaxage sous un flux d'air (température inférieure à 50°C) avant de reformer un rouleau.

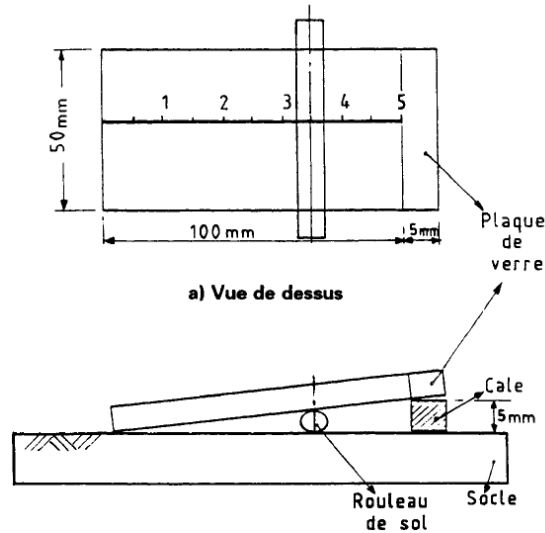


Figure I - 9 : Système d'évaluation du diamètre du rouleau [NF P 94-051]

La figure I-9 montre le système d'essai. Il est composé d'un socle parfaitement plat, souvent en marbre, d'une cale de 5 mm d'épaisseur et l'une plaquette en verre graduée.

Les résultats de ces trois méthodes sont influencés par l'opérateur ce qui est un inconvénient majeur (Feng, 2004).

2.2 Essais de caractérisation de la plasticité

L'état de l'art révèle plusieurs méthodes permettant d'étudier la plasticité des argiles (Andrade et al., 2011). Elles peuvent être classées en deux catégories (Moore, 1965) : les méthodes directes et les méthodes indirectes.

2.2.1 Méthode indirecte

Les méthodes dites indirectes visent à déterminer des paramètres qui peuvent être reliés au comportement plastique. Elles permettent de discriminer et de classer des mélanges argileux en fonction de leur plasticité. Il s'agit principalement de méthode qualitative.

2.2.1.1 Méthode d'Atterberg

A partir des limites d'Atterberg, il est possible de déterminer l'indice de plasticité I_p (équation I-1) qui mesure l'étendue de la plage de teneur en eau pour laquelle le mélange est dit plastique :

$$I_p = w_l - w_p \quad (I - 1)$$

Avec w_l la teneur en eau à la limite de liquidité et w_p la teneur en eau à la limite de plasticité d'un mélange argileux. Cet indice est utilisé en génie civil pour classer les sols. Lorsque l'indice de plasticité est inférieur à 5, le matériau est non plastique. Son comportement sera très sensible aux variations de teneur en eau contrairement à un matériau très plastique ($I_p > 40$).

L'indice de consistance peut aussi être évalué en fonction des limites d'Atterberg :

$$I_c = \frac{w_l - w}{w_l - w_p} \quad (I-2)$$

Cet indice, variant de 0 à 1, permet de déterminer où le mélange se situe dans la gamme d'humidité du domaine plastique.

2.2.1.2 Méthode de Pfefferkorn

La méthode de Pfefferkorn est souvent utilisée pour estimer la plasticité d'un mélange argileux (Modesto et Bernardin, 2008 ; Ribeiro et al., 2004). Elle consiste à mesurer la déformation que subit un échantillon cylindrique lors d'un écrasement par un disque de masse définie (1180g). Le système d'essais est présenté à la figure I-10.



Figure I - 10 : Système d'essai de Pfefferkorn (Sassuolo Lab, 2012)

Cet essai permet de tracer l'évolution de la déformation de l'échantillon due à l'impact en fonction de sa teneur en eau. L'humidité permettant une plasticité optimale est obtenue pour une déformation de 30 %. Cette méthode est particulièrement utilisée dans le contrôle des procédés utilisant un mélange composé d'argile et de dégraissant (Querol Villalba, 1983). Les mélanges les plus plastiques sont ceux dont la teneur en eau est la plus élevée.

2.2.1.3 Méthode de l'indentation

Doménech et al. (1994) ont proposé une méthode basée sur des essais d'indentation pour discriminer des mélanges argileux. Cette méthode est préférable aux méthodes présentées précédemment car elle est simple, reproductible et indépendante de l'opérateur (Feng, 2004). Elle consiste à mesurer la force nécessaire pour indenter un échantillon. Le mélange est considéré dans son domaine plastique lorsque le pourtour de la zone indentée n'est ni déformé, ni fissuré.

La figure I-11 illustre l'influence de la teneur en eau sur le comportement d'une pâte d'argile. La figure I-11 (a) révèle un manque d'humidité de la pâte : le pourtour de la marque d'indentation est fissuré. Par opposition, la figure I-11 (b) montre une pâte dont la teneur en eau est trop élevée. On note une déformation de la zone indentée.

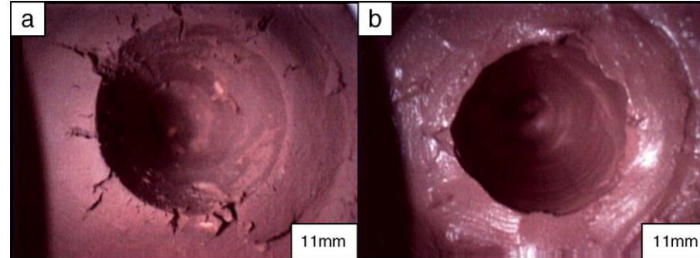


Figure I - 11 : Test d'indentation montrant (a) une teneur en eau trop faible et (b) un excès d'eau (Modesto et Bernardin, 2008)

Les travaux de Fenili et al. (2004) ont montré que la méthode d'indentation amène à un classement similaire à la méthode de Pfefferkorn. Un matériau dont la force d'indentation est la plus faible sera considéré comme le plus plastique ce qui rejoint la méthode de Pfefferforn (plus la teneur en eau est grande, moins la force d'indentation est élevée). Modesto et Bernardin (2008) ont observé une meilleure précision des résultats obtenus par la méthode de l'indentation : résultats à $\pm 5\%$ dans le cas de la méthode de Pfefferkorn contre $\pm 2,5\%$ pour la méthode d'indentation.

2.2.1.4 Autres méthodes indirectes

La méthode de Barna est fondée sur l'hypothèse que la plasticité est une fonction du volume d'eau colloïdale présente dans le mélange. Barna (1967) a proposé un indice de plasticité défini comme le rapport de volume d'eau colloïdale sur le volume d'eau de gâchage. Les travaux de Schmitz et al. (2006) ont montré qu'il était possible de corréliser des données minéralogiques comme la distance interfoliaire, les concentrations ioniques, ... aux limites d'Atterberg.

Moore (1965) et Bell (1988) ont considéré que le seuil de plasticité était obtenu lorsque la contrainte de rupture en flexion du produit sec était la plus élevée. Généralement, des essais de flexion 3 points sont réalisés pour déterminer la contrainte de rupture (Negre et al., 1994).

2.2.2 Méthodes directes

Les méthodes directes sont celles qui permettent de déterminer l'effet de la teneur en eau sur la relation liant la déformation et l'effort appliqué à l'échantillon (Ginés et al., 1997).

2.2.2.1 Méthode de Moore

La méthode de Moore est basée sur un essai de compression libre d'un lopin cylindrique. Elle consiste à calculer un indice de plasticité (Moore, 1963) défini comme le ratio de la contrainte permettant une déformation de 10% par la contrainte permettant une déformation de 50%. La déformation est calculée

en faisant l'hypothèse de la conservation du volume (Russell et Hanks, 1942) et de la cylindricité du lopin.

$$I_{Moore} = \frac{\sigma_{10\%}}{\sigma_{50\%}} \quad (I - 3)$$

2.2.2.2 Le rhéomètre de couple

Le fonctionnement du rhéomètre de couple (McCabe, 1960) est basé sur la mesure du couple nécessaire au mélangeage d'une poudre d'argile par des hélices excentriques (Figure I-12).



Figure I - 12 : Rhéomètre de couple (Brabender CWB, 2014)

Au cours de l'essai, de l'eau est ajoutée à la poudre ce qui permet de déterminer de façon continue l'évolution de la consistance en fonction de la teneur en eau. Les travaux de Sanchez et al. (1998) ont montré que la consistance du mélange commence à augmenter lorsque l'on ajoute de l'eau. La consistance passe par un maximum, à partir duquel l'ajout d'eau liquéfie le mélange ce qui fait chuter la consistance (figure I-13). Ce résultat a précédemment été observé par Bloor (1957).

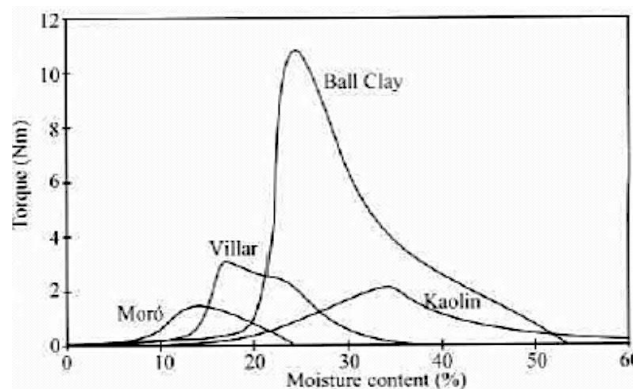


Figure I - 13 : Caractérisation au rhéomètre de couple de quatre mélanges argileux, extraite de (Sanchez et al, 1998)

2.2.2.3 Essai de compression libre

Baran et al. (1998) ont utilisé l'essai de compression libre uniaxial, lors de ses travaux de thèse, pour étudier la plasticité de différents mélanges argileux. Pour cela, ils ont adapté la notion de travail, utilisée en forgeage à froid (Kuhn et al., 1973). Le calcul du produit de la contrainte d'écoulement par

la déformation plastique à rupture pour différentes humidités lui a permis de définir la teneur en eau optimale : 26,5 % dans le cas de l'étude présentée à la figure I-14.

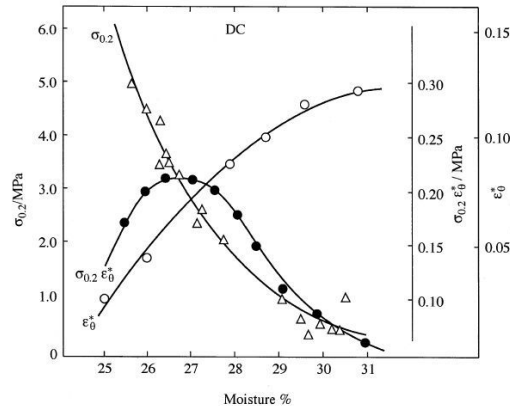


Figure I - 14 : Variation de la contrainte seuil, de la déformation plastique à rupture et de leur produit en fonction de la teneur en eau (Baran et al., 2011)

Ribeiro et al. (2005) ont utilisé l'essai de compression libre sur des éprouvettes cylindriques pour caractériser la plasticité de plusieurs pâtes céramiques. Ils ont montré que la méthode était reproductible et permettait de déterminer des seuils de fissuration basés sur les amplitudes de déformation et les contraintes à rupture ce qui rejoint les observations de Baran.

2.3 Comportement rhéologique

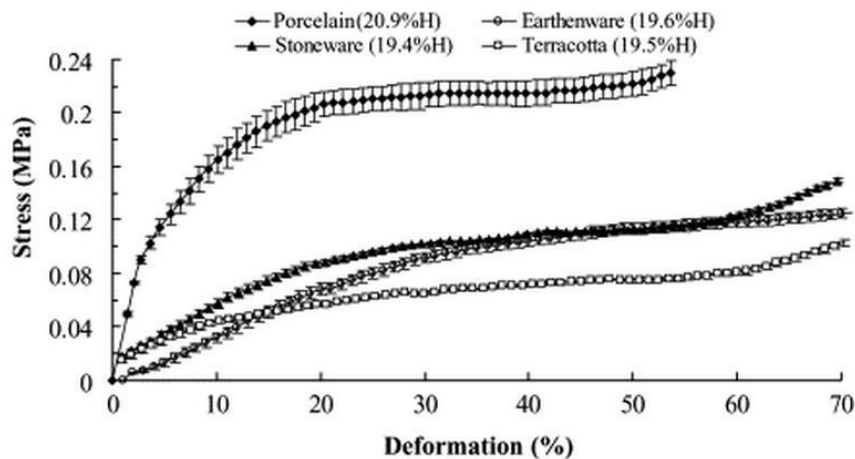


Figure I - 15 : Courbes contrainte-déformation pour différentes formulations de pâtes céramiques à humidité similaire (Ribeiro et al., 2005)

Ribeiro et al (2005) ont observé un comportement du type élasto-viscoplastique pour différentes pâtes céramiques extrudées. La figure I-15 représente des courbes contrainte – déformation qu'ils ont obtenues au cours en compression libre. Ils ont supposé que la partie linéaire visible sur le début des courbes été engendrée par l'élasticité du matériau. Au-dessus du seuil d'élasticité, la contrainte d'écoulement évolue peu. On constate aussi que le comportement rhéologique peut être très différent

en fonction de la formulation de la pâte même à teneur en eau voisine. Pour modéliser le comportement rhéologique au cours d'essais de compression libre, Flore et al. (2010) ont proposé un modèle basé sur un comportement purement plastique. A partir de l'équation I-4, il permet de calculer la force de compression en fonction de la contrainte effective en compression, du coefficient de frottement et des données géométriques finales de l'échantillon.

$$F = -2 \pi \check{\sigma} \left[-\frac{h}{2\mu} \left(r + \frac{h}{2\mu} \right) + \frac{h^2}{4\mu^2} \exp\left(\frac{2\mu r}{h}\right) \right] \quad (I-4)$$

Avec h la hauteur de l'échantillon, r le rayon, μ le coefficient de frottement de Coulomb et $\check{\sigma}$ la contrainte apparente.

Dans ses travaux sur les argiles du Togo, Gayou (2008) a constaté que l'utilisation d'un comportement élasto-viscoplastique était préférable à un comportement uniquement viscoplastique pour modéliser le comportement rhéologique.

Toutes ces études ont pour objectif de déterminer la composition optimale d'un mélange. Dans le cadre de cette thèse la composition du mélange à caractériser est fixée car il s'agit d'un mélange industriel. Cependant la difficulté de contrôler précisément la teneur en eau dans les procédés industriels rend nécessaire d'étudier l'influence de ce paramètre sur le comportement rhéologique. De plus, les essais présentés ici ne sont pas représentatifs des sollicitations subies par le matériau au cours de la mise en forme et ne seront donc pas suffisants pour caractériser son comportement. Au cours de ces travaux de thèse, nous allons faire l'hypothèse que la pâte d'argile extrudée se comporte comme un milieu continu, ce qui permet d'utiliser les outils robustes et efficaces de simulation numérique des procédés de mise en forme.

3 L'étape de façonnage

Maintenant que nous avons présenté la matière et les essais généralement utilisés pour l'étudier, nous allons décrire l'étape de façonnage. Nous allons commencer par la description des trois types de presse utilisés industriellement : la presse à barillet, la presse à plateau et l'estampeuse.

3.1 Les presses

3.1.1 La presse à barillet

La presse à barillet, présentée à la figure I-16, est, actuellement, la plus couramment utilisée.

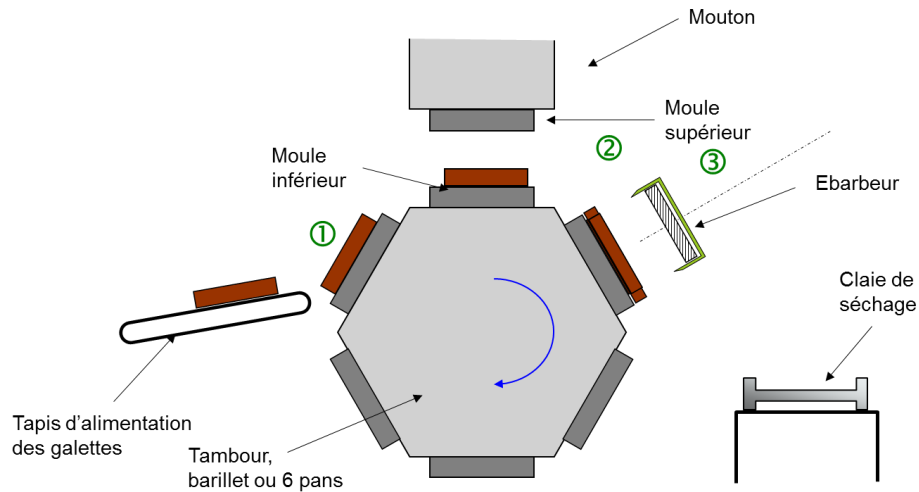


Figure I - 16: Schéma de principe d'une presse à barillet

L'étape de façonnage sur une presse à barillet est divisée en plusieurs phases. La première est la mise en position de la galette, provenant du tapis d'alimentation, sur l'outil inférieur (1). Après une rotation de 60° du barillet, l'outil supérieur descend. C'est la phase de mise en forme (2). Après une nouvelle rotation du barillet, les bavures de la tuile sont découpées par l'ébarbeur (3) et la tuile est transférée vers sa claie de séchage (support réfractaire). Ces quatre phases sont effectuées simultanément. En fonction des cadences de production souhaitées et de la dimension des outils, le barillet peut contenir d'une à quatre empreintes.

Le pilotage de l'outil supérieur est réalisé à l'aide d'une came (presse mécanique) comme il est présenté à la figure I-17. La forme de la came définit la position du moule supérieur en fonction de l'angle de rotation. C'est la combinaison de cette courbe et de la vitesse de rotation qui donne le cycle de pressage. Avec ce choix de technologie, la courbe de pressage ne peut être modifiée (vitesse d'approche, durée de palier, points morts haut et bas) que par un changement de came, ce qui est complexe, au vu du coût et du temps d'arrêt de la presse nécessaire. L'avantage majeur de cette technologie est d'avoir des profils complexes, par exemple, la possibilité d'intégrer une remontée de l'outillage supérieur au milieu du cycle. Cela permet de limiter les piégeages d'air.

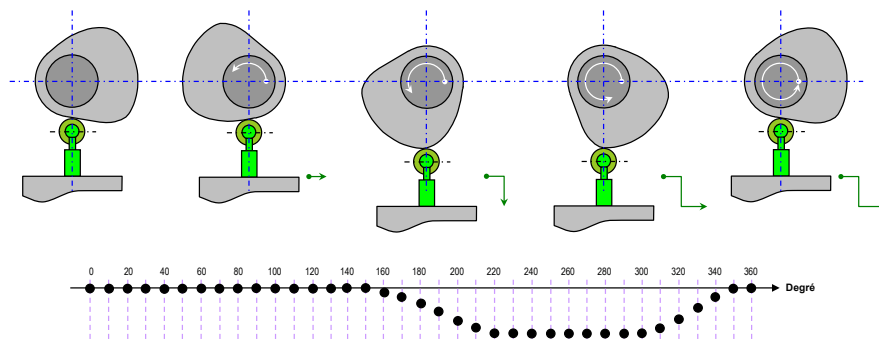


Figure I - 17 : Déplacement de l'outil supérieur en fonction de l'angle de la came

3.1.2 La presse à plateau

Le second type de presse utilisé est la presse à plateau. La figure I-18 présente un schéma de principe d'une presse à plateau à trois positions. Le principe de fonctionnement est similaire à la presse à barillet. On retrouve les mêmes phases de fonctionnement, à savoir l'approvisionnement d'une galette, le pressage, l'ébarbage, et la reprise de la tuile et la dépose sur une claie de séchage. La différence principale réside dans la position des outils inférieurs. Ils sont positionnés sur un plateau tournant autour d'un axe vertical.

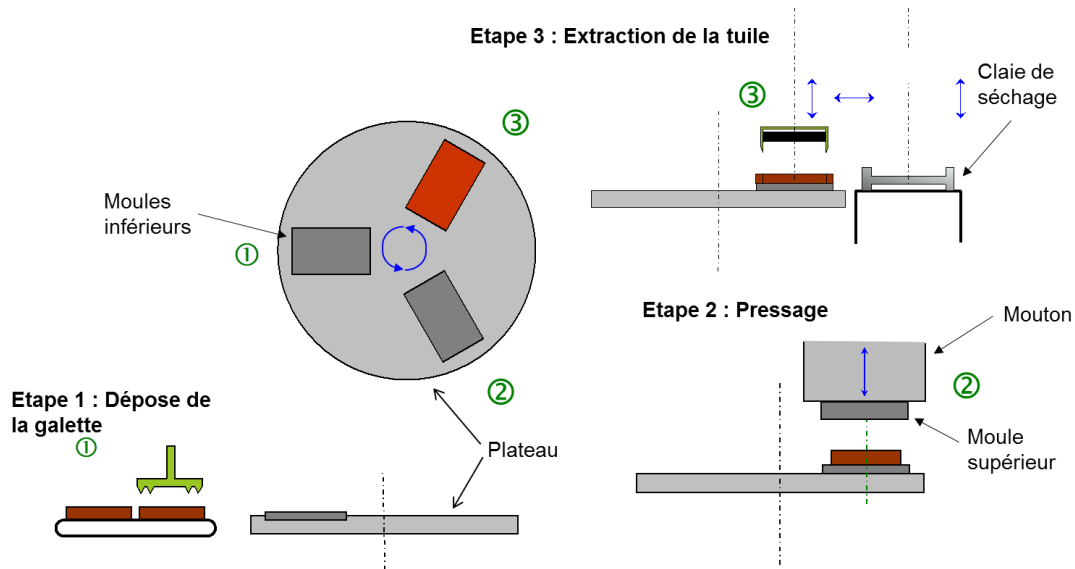


Figure I - 18 : Schéma de principe d'une presse à plateau

Il existe des presses à 2, 3 ou 4 positions. Dans le cas de la presse à 2 positions, plusieurs opérations se déroulent pour une même position (en général la dépose de la galette et la découpe du produit vert). Le fait d'avoir 4 positions peut permettre la réalisation d'une opération supplémentaire (découpe, marquage, nettoyage,...). Les presses 3 ou 4 positions ont la même capacité de production (similaire à la presse à barillet). La presse 2 positions sera plus lente du fait des opérations combinées.

Dans le cas de la presse à plateau, le déplacement de l'outil supérieur est, en général, assuré par un vérin hydraulique. Les vitesses de descente et de remontée de l'outil sont constantes au cours du cycle.

3.1.3 L'estampeuse

Dans le cas du pressage, il y a mise en forme d'une galette qui implique un écoulement de la matière et de grandes déformations. Dans le cas de l'estampage, on se rapproche des procédés d'emboutissage en métallurgie. Il s'agit de déformer une galette dont l'épaisseur et les formes sont déjà très proches de la définition finale. Ce sont donc des déformations localisées comme par exemple la formation d'un tenon ou d'un évidement. Il y a deux techniques principales d'estampage (figure I-19):

- en moules ouverts
- en moules fermés

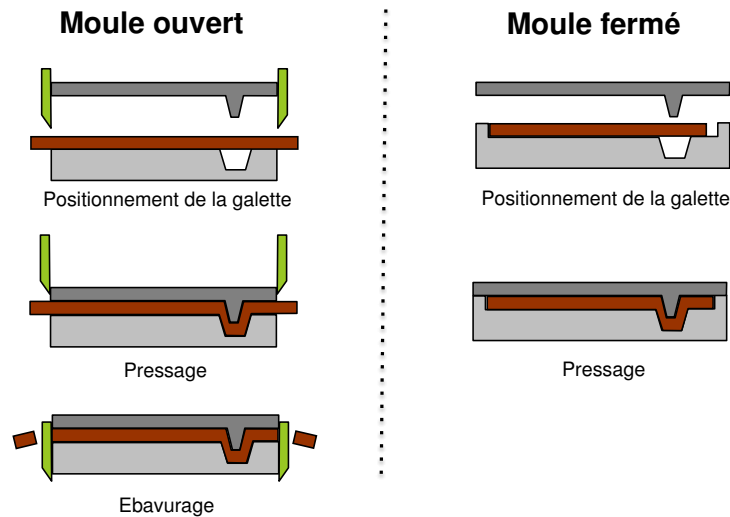


Figure I - 19 : Schéma de principe de l'estampage en moule ouvert et en moule fermé

Lors de la mise en forme par estampage en moule ouvert, les dimensions de la galette sont supérieures aux dimensions finales de la tuile. Après les phases de positionnement de la galette et de pressage, la tuile subit une phase d'ébavurage.

Dans le cas du pressage par estampage en moule fermé, le volume de la galette est identique au volume final de la tuile « verte », afin de pouvoir former les tenons et remplir les bords. Cette technologie ne crée pas de bavure. Pour limiter les surpressions pouvant être occasionnées par un surplus de matière, l'outil inférieur est positionné sur des coussins permettant sa descente lorsque la force appliquée par l'outil supérieur dépasse une valeur seuil. En estampage, la descente de l'outil supérieur est réalisée à vitesse constante avec une cadence comprise entre 20 et 25 coups par minutes.

3.2 Les outils de pressage

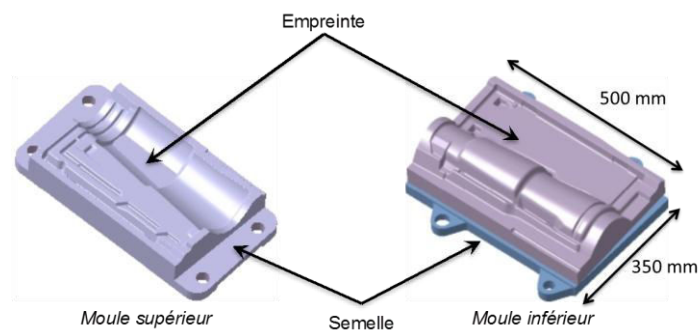


Figure I - 20 : Découpage fonctionnel d'un outillage de façonnage

Il existe différentes technologies dans la réalisation des outils de pressage. Malgré cela, le découpage fonctionnel reste le même pour tous les outils (figure I-20). On différencie deux parties sur les outillages, la semelle et l'empreinte. La semelle permet de faire l'interface avec la presse. On y retrouve les fonctions de positionnement (centrage) et de fixation. Les empreintes sont le résultat

attendu (la forme du produit) et sont l'interface avec la matière première. La différenciation entre les technologies de pressage se situe principalement dans le choix du matériau pour les empreintes. Ce choix conditionne le comportement de la matière première pendant l'opération et a donc des impacts sur le résultat final (rendu, pathologie,...). On distingue les outils entièrement en acier, les outils en résine recouverts d'une membrane caoutchouc et les outils en plâtre. Sur les sites de production de l'entreprise Terréal, seules les deux premières technologies sont utilisées.

3.2.1 Outillage métallique

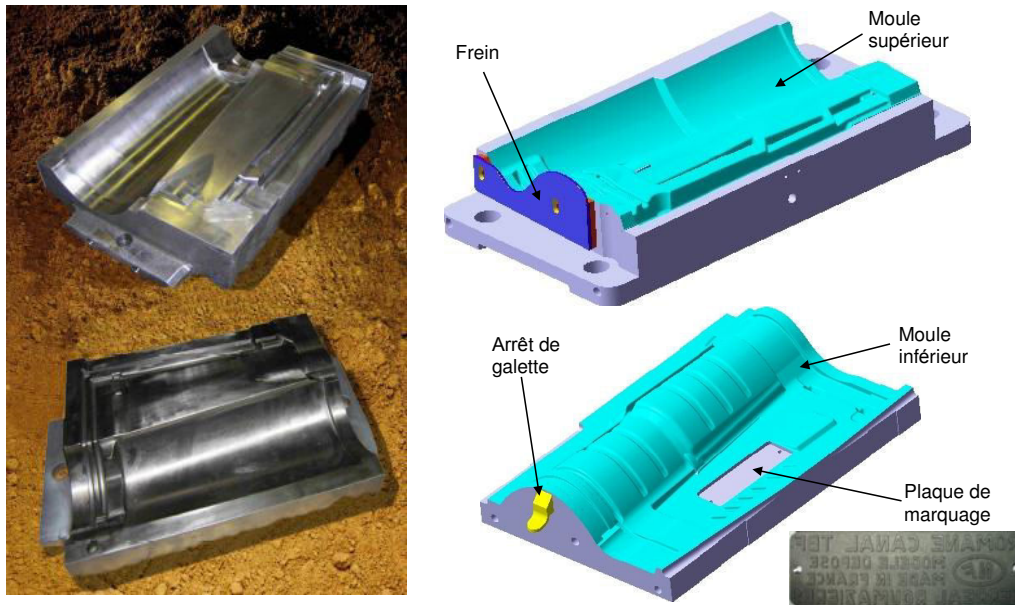


Figure I - 21 : Composition d'un outillage ouvert à interface métallique

Les outillages métalliques, comme présentés à la figure I-21, peuvent être utilisés sur tous les types de presse. Les outils sont constitués d'un seul bloc. Pour limiter les écoulements de l'argile dans certaines directions, l'ajout de frein est souvent effectué. L'avantage majeur des outils métalliques est leur grande durabilité dans le temps. Ils permettent le pressage de plusieurs millions de produits. Les principaux inconvénients des outils métalliques sont leurs coûts d'usinage, et la faible démoulabilité qu'ils offrent. En effet, l'ajout de démoulant, ou de contre pression d'air est obligatoire pour extraire les produits pressés.

3.2.2 Outillage à interface caoutchouc

Cette technologie est la plus répandue sur les différents sites de Terreal. Comme leur nom l'indique, les faces actives des outillages (celles en contact avec la matière) sont en caoutchouc. Du fait de la nécessité d'intégrer des feuilles de caoutchouc, ces outillages comportent plus de pièces que les moules métalliques (figure I-22). Les outils sont constitués d'une semelle en acier dans laquelle une résine est coulée, puis usinée. Les outils inférieurs sont recouverts d'une membrane caoutchouc préformée, tandis que les outils supérieurs sont recouverts d'une feuille caoutchouc plus ou moins

tendue. Au cours du pressage, une dépression est générée à l'interface membrane-résine. Elle permet le maintien en position de la membrane au cours du cycle de façonnage. Une contre pression, appliquée au moment de la découpe et de l'extraction, permet de faciliter le démoulage des tuiles.

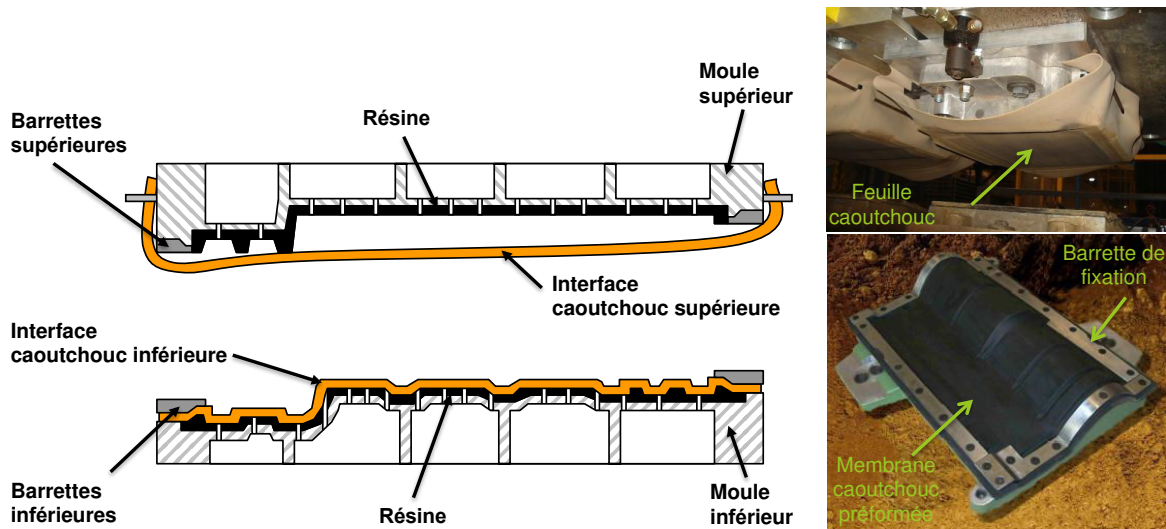


Figure I - 22 : Composition d'un outillage ouvert à interface caoutchouc

L'inconvénient principal de cette technologie est l'usure régulière des membranes. Il est nécessaire de contrôler l'état des feuilles et des membranes après un millier de produits pressés et les changer le cas échéant. Outre un démoulage très facile des produits, l'utilisation des membranes offre l'avantage de pouvoir modifier l'aspect de surface des produits pressés par changement du motif de la trame.

3.2.3 Outillage en plâtre

Cette technologie n'est pas présente aujourd'hui chez Terréal. Comme leur nom l'indique, les faces actives des outillages sont en plâtre (figure I-23). C'est la technologie d'outillages qui est réputée fournir la meilleure qualité de façonnage (finition, aspect). La différence importante, par rapport aux autres outillages, réside dans la porosité du plâtre qui avoisine les 14%. Cela confère aux outils deux propriétés importantes : la qualité de la finition et un démoulage facile. En effet, l'air piégé entre la galette et le moule peut s'échapper au cours du pressage ce qui permet un meilleur remplissage notamment dans le cas de géométries profondes. Pendant la compression de la galette, une partie de l'eau qu'elle contient migre dans le plâtre. Lorsque la pression diminue, l'eau ressort partiellement et crée une pellicule qui facilite l'extraction du produit. L'inconvénient de ces outils est leur faible durabilité et donc un prix de revient élevé.

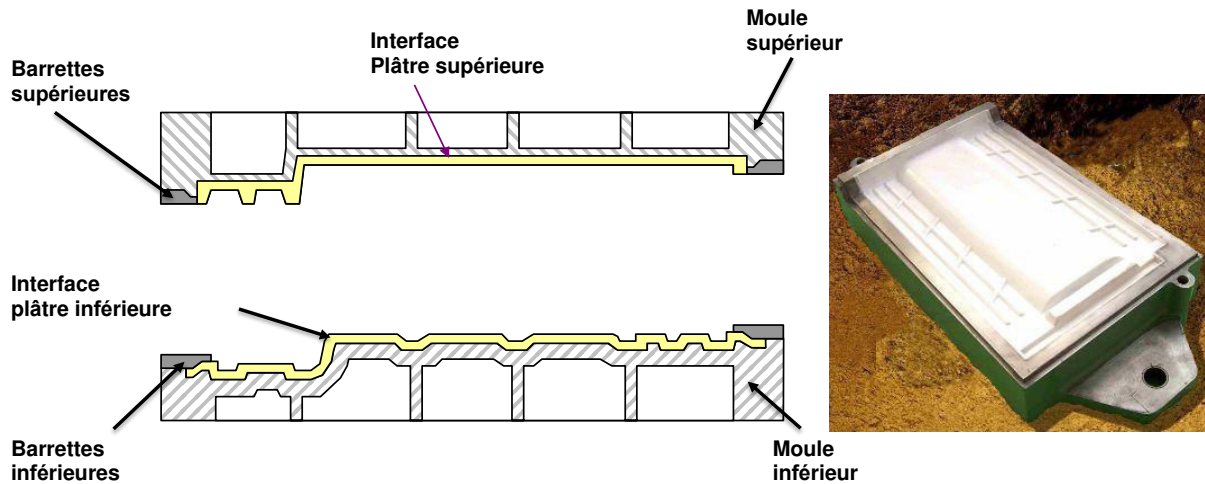


Figure I - 23 : Composition d'un outillage ouvert à interface plâtre

4 Les pathologies de façonnage

Les défauts, engendrés au cours du façonnage des tuiles, sont décomposables en cinq familles. On distingue : les défauts d'aspect, de couleur, de finition, de cohésion et de fonction. Les principaux défauts sont illustrés à la figure I - 24.

La première famille regroupe les arrachements, les taches, les marquages et les spectres. Les **arrachements** témoignent soit d'un déplacement relatif entre la surface du mélange argileux et l'outillage avec un coefficient de frottement important, soit d'un mélange argileux dont la capacité à l'écoulement n'est pas totalement suffisante en regard des facteurs de forme. Dans les deux cas, cela génère des contraintes de traction en surface et une décohésion de la pâte. Le rendu visuel s'apparente à des fissures sur la surface du produit, plus ou moins prononcées selon le niveau de contraintes. Les **taches** sont des hétérogénéités d'états de surface générés par les pressions relatives non uniformes au droit du contact pendant l'écoulement de la matière. On pourrait apparenter cette pathologie à un phénomène d'écrouissage localisé de la matière. Elle se traduit par des effets mat / brillant au niveau de la surface qui peuvent aller jusqu'à donner l'impression de couleur différente sur la tuile. Les **marquages** correspondent à des empreintes sur le côté visible de la tuile en œuvre. Elles sont généralement dues à des chocs (dépose, transport) ou à des défauts au niveau du processus (vide trop important, encrassement des outillages,...).

Les **spectres** sont des petites déformations localisées à la surface visible du produit au droit des formes profondes de l'intrados. Le rendu est proche de celui des taches (on perçoit la géométrie intrados côté extrados) à ceci près que l'état de surface peut cette fois-ci être complètement homogène. Ce phénomène est dû au retour élastique de la matière qui dépend à la fois des propriétés intrinsèques du

mélange de fabrication (module d'Young) et du champ de contrainte en fin de pressage (facteurs de forme)

Les **défauts de couleurs** se décomposent en trois catégories : le fluage, les manques de couleur, les pollutions. Ces défauts surviennent lorsque des additifs colorants sont déposés sur la galette avant pressage. Le **fluage** est causé par un déplacement relatif entre la surface du produit et l'outillage. L'effet induit peut aller de l'étalement (ou de l'étirement) de la couleur jusqu'à la totale disparition de celle-ci sur certaines zones. Les **manques de couleurs** sont exclusivement dus au mauvais positionnement de la galette sur le moule inférieur dans le cas où la couleur ne couvre pas 100% de celle-ci. En effet, il est fréquent de recouvrir de colorant uniquement les zones visibles une fois celle-ci pressée. Cela permet de cibler au mieux la consommation d'engobes et de poudres. Ce défaut se différencie du fluage car plus rectiligne (cela suit en général un bord de galette) et il affecte une surface plus importante. La **pollution** est créée par le dépôt d'un corps étranger polluant sur la surface du produit pendant le façonnage (pressage, ébarbage). Il s'agit principalement de pollution liquide (huile, eau, lubrifiant,...) et, dans de très rares cas, solide (abrasion des interfaces des outillages,...).

La troisième famille correspond aux **défauts de finition**. Elle regroupe les mal finis, les mauvais remplissages ainsi que les défauts de dimensions et de géométries. Les **mal finis** peuvent avoir plusieurs causes comme la quantité de matière trop faible, les écoulements, les géométries à former, le mélange, le type d'outillage. Les phénomènes de piégeage d'air sont souvent à l'origine des **mauvais remplissages**. Enfin, les **défauts de dimensions** sont principalement engendrés par un mauvais positionnement de l'ébarbeur ou de la galette lors de la phase de découpe des bavures. Les **défauts de géométrie** sont généralement dus à des déformations de la tuile lors de la libération des contraintes internes au cours des étapes de séchage et de cuisson.

La dernière famille présentée à la figure I-24 correspond aux **défauts de cohésion** : les plis, roulements de terre, recollements, décollements des barrettes. Les **plis** apparaissent uniquement avec les outillages à interfaces caoutchouc. Ils correspondent à un déplacement de la feuille (ou de la membrane) qui va faire un bourrelet ce qui se traduit par une marque plus ou moins visible et profonde sur la surface de la tuile. Les **roulements de terre** sont la manifestation d'écoulements non linéaires de la matière ou de la présence de « zones mortes ». Le **recollage** est engendré par la rencontre de deux fronts de matière au cours du façonnage. Les défauts de ce type ne sont pas forcément observables à la fin de l'étape de façonnage mais se révèlent couramment au cours du séchage. Le dernier type de défaut recensé dans cette famille est le **décollement des barrettes**. Ces défauts sont générés par un gradient de vitesse au sein de la barrette. En effet, sur le début du cycle de pressage la barrette se remplit de matière. Dès lors que la barrette est remplie, la matière la formant ne s'écoule plus. On observe une zone morte. Le restant de la galette s'écoulant toujours, un cisaillement, générant une décohésion, apparaît à la base de la barrette.

Les **défauts de fonction**, formant la dernière catégorie de défauts imputés à l'étape de façonnage, créent un manque sur des besoins internes à l'entreprise tels que les suivis des produits, marquages,... ou imposés par des réglementations (NF, CE, mise en œuvre...).

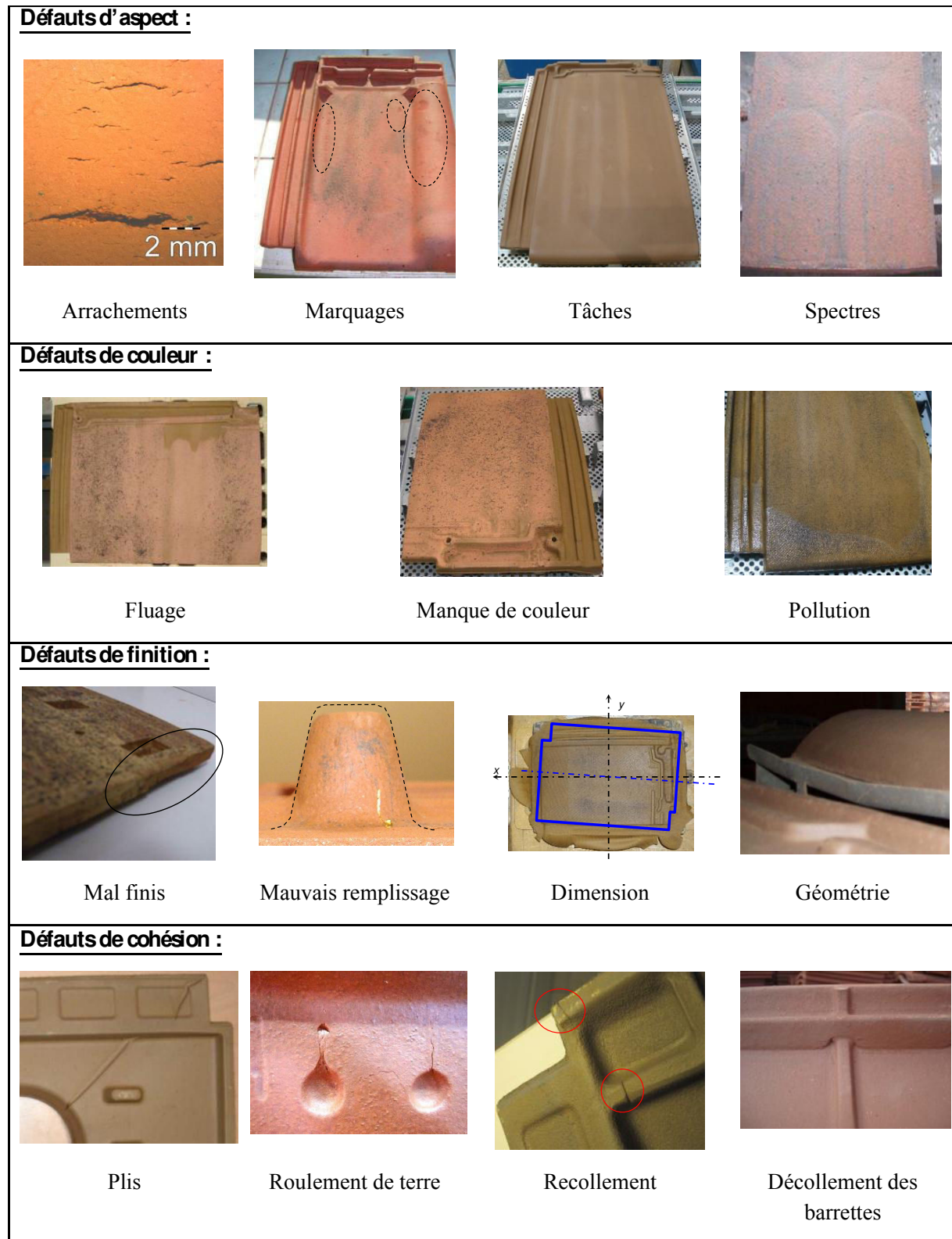


Figure I - 24 : Pathologies liées à l'étape de façonnage

5 Conclusion partielle

La pâte d'argile est composée d'argile, de matériaux dits inertes et d'eau. L'argile est un minéral dont la structure est organisée en feuillets. Sa principale caractéristique est sa forte cohésion qui lui permet d'être déformée sans se fissurer. Cette caractéristique est couramment appelée plasticité. Les matériaux inertes sont ajoutés à hauteur de 30% de la masse sèche. Leur fonction est de limiter l'excès de plasticité du mélange qui occasionne des retraits excessifs synonymes de déformation et de fissuration lors du séchage. Enfin, le troisième constituant utilisé est l'eau. Elle permet la cohésion de la pâte.

L'étude de la bibliographie a montré que la principale caractéristique des argiles est leur plasticité. Pour étudier cette caractéristique, différentes méthodes ont été développées. Les méthodes d'Atterberg, de Pfefferkorn, d'indentation sont dites indirectes car elles permettent d'étudier une variable reliée à la plasticité. Les méthodes de Moore, mesure au rhéomètre de couple et les essais de compression libre sont des techniques qui relient directement la teneur en eau à la relation liant les contraintes aux déformations. Les travaux portant sur l'étude du comportement rhéologique ont révélé un comportement élasto-viscoplastique de la pâte d'argile extrudée. Dans la suite, le comportement rhéologique sera étudié, dans un premier temps, à partir d'essais de compression libre. Le comportement sera ensuite analysé sous différentes sollicitations afin de vérifier les hypothèses nécessaires au traitement des essais de compression libre.

Lors de la mise en forme, trois types de presse sont utilisés. Malgré des différences structurales, leurs principes de fonctionnement sont voisins. La principale différence réside dans le profil de déplacement de l'outil supérieur (vitesse constante pour l'estampage et variable pour la presse à barillet). En terme de procédé, les différences majeures résident dans le type d'outillage (moule ouvert ou fermé) et dans le type de moule (métallique ou caoutchouc). Pour simuler numériquement la mise en forme, trois interfaces doivent être caractérisées : l'interface argile-acier, l'interface argile-caoutchouc et l'interface caoutchouc résine présente dans les outillages à interface caoutchouc.

Les principaux défauts liés au façonnage ont été identifiés. Industriellement, ils sont classés en 5 catégories : les défauts d'aspect, de couleur, de finition, de cohésion et de fonction. Dans le cadre de ces travaux, un classement autour de trois axes est adopté : les défauts de fissuration, les défauts liés aux écoulements et les défauts liés à des réglages procédés.

Chapitre 2 :

Modélisation du comportement rhéologique du mélange argileux

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté le mélange argileux utilisé au cours de ces travaux de thèse, sa composition et la méthode d'élaboration. Comme nous l'avons précisé au préalable, la modélisation du comportement rhéologique de la pâte d'argile est une étape clef. Elle est essentielle pour pouvoir simuler numériquement l'étape de façonnage des tuiles et comprendre les observations réalisées par les opérateurs sur les lignes de production.

L'objectif de ce chapitre est d'étudier le comportement rhéologique de la pâte d'argile et de quantifier l'influence d'un paramètre matière (la teneur en eau) et d'un paramètre procédé (la pression dans la filière) sur ce comportement.

Dans un premier temps, nous allons identifier les principales lois de comportement permettant la modélisation d'un matériau dans le cadre de la mécanique des milieux continus. Nous présenterons ensuite les différents essais utilisés pour la détermination des paramètres des lois de comportement ainsi que leurs protocoles expérimentaux.

Un second volet de ce chapitre sera dédié à la détermination du comportement rhéologique de la pâte d'argile de mélange J extrudée à 7/8 bars. Il s'agit d'un mélange standard utilisé sur les lignes de production. L'analyse des quatre types d'essais effectués permettra l'identification des différents modèles et paramètres.

Enfin la dernière partie de ce chapitre concernera l'étude de l'influence de la teneur en eau et de la pression d'extrusion sur le comportement de la pâte d'argile. Pour cela, deux campagnes d'essais seront analysées : la première portant sur la caractérisation d'échantillons contenant une humidité variant de 17 % à 27 % de la masse sèche et la seconde portant sur la caractérisation d'échantillons provenant de galettes extrudées à différentes humidités et différentes sections de filière.

1 Comportements rhéologiques en mécanique des milieux continus

1.1 Définitions et notations

Le tenseur des contraintes de Cauchy est décomposable en la somme de deux tenseurs : le déviateur des contraintes $\bar{\bar{S}}$ et la pression sphérique $p\bar{\bar{I}}$:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} p & 0 & 0 \\ 0 & p & 0 \\ 0 & 0 & p \end{pmatrix} \quad (II - 1)$$

La pression isostatique est définie comme étant la contrainte sphérique moyenne. Elle est égale au tiers de la trace du tenseur des contraintes :

$$p = -\frac{tr(\bar{\bar{\sigma}})}{3} = -\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \quad (II - 2)$$

Le tenseur des contraintes est symétrique donc les valeurs propres sont toutes réelles. Il existe une base orthonormée de l'espace dans laquelle le tenseur des contraintes peut être réduit à une matrice diagonale :

$$\bar{\bar{\sigma}}_p = \begin{pmatrix} \sigma_I & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{II} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{III} \end{pmatrix} \quad (II - 3)$$

Avec $\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$ les contraintes principales. On suppose $\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III}$.

Les invariants du tenseur des contraintes sont :

$$I_1 = \sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} = tr(\bar{\bar{\sigma}}_p) \quad (II - 4)$$

$$I_2 = \sigma_I\sigma_{II} + \sigma_{II}\sigma_{III} + \sigma_{III}\sigma_I \quad (II - 5)$$

$$I_3 = \sigma_I\sigma_{II}\sigma_{III} \quad (II - 6)$$

Le déviateur a les mêmes directions principales que le tenseur des contraintes d'où :

$$\bar{\bar{S}}_p = \begin{pmatrix} s_I & 0 & 0 \\ 0 & s_{II} & 0 \\ 0 & 0 & s_{III} \end{pmatrix} \quad (II - 7)$$

Il possède aussi trois invariants :

$$J_1 = s_I + s_{II} + s_{III} = tr(\bar{\bar{S}}_p) = 0 \quad (II - 8)$$

$$J_2 = s_I s_{II} + s_{II} s_{III} + s_{III} s_I \quad (II - 9)$$

$$J_3 = s_I s_{II} s_{III} \quad (II - 10)$$

1.2 Comportement élastique

Un milieu est considéré comme élastique lorsqu'il est non dissipatif. Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, la loi de comportement élastique est définie à partir de l'énergie libre massique d'Helmholtz ψ . D'après l'inégalité de Clausius Duhem pour un milieu isotrope non dissipatif, elle s'exprime en fonction du tenseur des déformations en petite déformation :

$$\bar{\sigma} = \rho \left(\frac{\partial \psi}{\partial \bar{\varepsilon}} \right) \quad (II - 11)$$

Deux catégories de comportement élastique sont à noter : l'élasticité linéaire et l'élasticité non linéaire (hypoélasticité et hyperélasticité).

1.2.1 Elasticité linéaire

Les petites variations de la distance interatomique sont à l'origine de l'élasticité linéaire. Cette approche est utilisable dans le cadre des petites déformations. L'énergie libre est définie par :

$$\Psi = \frac{1}{2\rho} K_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \quad (II - 12)$$

Où K_{ijkl} est le tenseur des rigidités d'ordre 4.

En combinant les équations II-11 et II-12, on obtient la loi de Hooke :

$$\sigma_{ij} = K_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (II - 13)$$

Si l'on suppose le matériau isotrope homogène, la loi de Hooke s'exprime :

$$\bar{\varepsilon}_e = \frac{1 + \nu}{E} \bar{\sigma} - \frac{\nu}{E} \text{tr}(\bar{\sigma}) \bar{I} \quad (II - 14)$$

Avec E le module d'élasticité ou module d'Young et ν le coefficient de Poisson.

On peut noter que sous un chargement isostatique la pression est proportionnelle à la variation relative de volume $\text{tr}(\bar{\varepsilon}_e)$:

$$p = -K_c \cdot \text{tr}(\bar{\varepsilon}_e) \quad (II - 15)$$

Avec K_c le module de compressibilité défini par :

$$K_c = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (II - 16)$$

1.2.2 Déformation élastique non linéaire

Lorsque le matériau est sollicité en grande déformation, l'élasticité n'est pas linéaire comme c'est le cas des matériaux élastomères. L'élasticité non linéaire est créée par les fortes variations de la conformation des chaînes.

Les différents modèles de comportement en élasticité non linéaire sont présentés dans l'annexe n°1 : « Modélisation du comportement mécanique de la membrane en caoutchouc »

1.3 Comportement plastique et viscoplastique

1.3.1 Solide parfaitement plastique

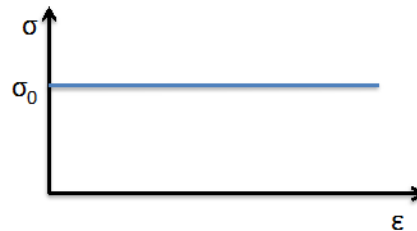


Figure II - 1 : Sollicitation uni-axiale d'un matériau rigide parfaitement plastique

Dans le cas du solide rigide parfaitement plastique, la déformation est nulle en deçà d'une contrainte seuil σ_0 , pour toutes les vitesses de déformation. Lorsque le seuil de contrainte est atteint, le matériau se déforme et la contrainte reste constante.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} < \sigma_0 &\rightarrow \bar{\epsilon}_p = 0 \\ \bar{\sigma} = \sigma_0 &\rightarrow \bar{\epsilon}_p \geq 0 \end{aligned} \tag{II - 17}$$

1.3.2 Solide plastique avec écrouissage

Différents modèles de comportement rhéologique permettent de prendre en compte les phénomènes d'écrouissage (durcissement du matériau sous l'effet de la déformation plastique). Le modèle d'Hollomon est le plus courant. Associé au critère de von Mises, il s'écrit :

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}_p^n \tag{II - 18}$$

Le modèle de Krupkowski ou loi de Swift enrichit le modèle d'Hollomon d'une déformation initiale (Grabianowski et Klock, 1983). Il s'écrit :

$$\bar{\sigma} = K (\bar{\epsilon}_p + \epsilon_0)^n \tag{II - 19}$$

Ce modèle permet d'exprimer ainsi le seuil de plasticité :

$$\sigma_0 = K \epsilon_0^n \tag{II - 20}$$

La loi de Ludwik prend en compte un seuil de contrainte σ_0 :

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}_p^n + \sigma_0 \tag{II - 21}$$

1.3.3 Matériau parfaitement viscoplastique.

Si la contrainte d'écoulement d'un matériau est dépendante de la vitesse de déformation, son comportement est du type viscoplastique. Le modèle de Norton Hoff permet de modéliser le comportement viscoplastique de nombreux matériaux sollicités en grandes déformations lors d'étapes de mise en forme :

$$\bar{S} = 2K(\sqrt{3}\dot{\bar{\epsilon}}_{vp})^{m-1}\dot{\bar{\epsilon}}_{vp} \quad (II - 22)$$

Avec $\dot{\bar{\epsilon}}_{vp}$ la vitesse de déformation équivalente viscoplastique définie de la façon suivante :

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{vp} = \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\bar{\epsilon}}_{vp} : \dot{\bar{\epsilon}}_{vp}} \quad (II - 23)$$

La consistance K est une fonction dépendante de différents paramètres matériaux comme la température, l'humidité, l'écrouissage,...

1.3.4 Comportement élasto-visco-plastique

Dans le cas où le matériau possède un domaine purement élastique, on suppose l'additivité des déformations (et des vitesses de déformation) d'origine élastique et viscoplastique:

$$\begin{aligned} \bar{\epsilon} &= \bar{\epsilon}_e + \bar{\epsilon}_{vp} \\ \dot{\bar{\epsilon}} &= \dot{\bar{\epsilon}}_e + \dot{\bar{\epsilon}}_{vp} \end{aligned} \quad (II - 24)$$

Le passage du domaine élastique au domaine viscoplastique est établi à partir d'un critère de plasticité. Le critère de von Mises est le plus souvent retenu dans le cas des matériaux solides faiblement poreux.

1.4 Critère de plasticité

Comme il a été présenté précédemment, le critère de von Mises (équation II-25) est le plus couramment utilisé. Il est particulièrement adapté aux aciers et aux matériaux isotropes.

$$\sqrt{3 \cdot J_2} = \sigma_0 \quad (II - 25)$$

Il est nécessaire de se demander si ce critère s'adapte à la pâte d'argile. En effet, ce critère ne prend pas en compte la présence de porosités au sein du matériau. De plus, d'autres critères de plasticité, particulièrement utilisés pour les matériaux granulaires avec de faibles cohésions en traction, existent. Les travaux de Aubertin et al. (2003) présentent différents critères de plasticité tridimensionnels utilisés pour les matériaux poreux frictionnels. On retiendra le critère de Mohr-Coulomb 3D (Chen et Saleeb, 1982) défini par l'équation II-26 fait intervenir l'angle de frottement interne et la cohésion.

$$\sqrt{J_2} = \frac{\left(\frac{I_1}{3}\right) \sin\theta + c \cdot \cos\theta}{\cos\theta - \frac{\sin\theta \sin\varphi}{\sqrt{3}}} \quad (II - 26)$$

Avec c la cohésion, θ l'angle de Lode et φ l'angle de frottement interne

L'angle de Lode est défini par :

$$\cos(3\theta) = \frac{\sqrt{3} \cdot J_3}{J_2^{3/2}} \quad (II - 27)$$

Le critère de Mises-Schleicher (Schleicher, 1926) permet de prendre en compte une dissymétrie des résistances en traction et en compression uni-axiale. Le critère est donné par l'équation 28 :

$$\sqrt{J_2} = \sqrt{\frac{(\sigma_c - \sigma_t)I_1 + \sigma_c \sigma_t}{3}} \quad (II - 28)$$

Avec σ_c la contrainte en compression et σ_t la contrainte en traction.

Le critère de Drucker-Prager (Drucker et Prager, 1952) reprend les principales caractéristiques des deux critères précédents. Il prend en compte l'angle de frottement interne et la dissymétrie des contraintes en traction et en compression uni-axiale.

$$\sqrt{J_2} = \alpha I_1 + \frac{\sigma_c - \sigma_t}{12\alpha} + \frac{\alpha(\sigma_c \sigma_t)}{\sigma_c - \sigma_t} \quad (II - 29)$$

$$\text{Avec } \alpha = \frac{2\sin\varphi}{\sqrt{3}(3-\sin\varphi)}$$

Le critère de Cam Clay développé par Roscoe (1958) pour les sols argileux permet de prendre en compte l'effet de la pression isostatique à travers I_{10} laquelle est égale à la valeur de I_1 à l'écrasement du matériau sous une pression isostatique. Ce critère n'est valable que pour une pression hydrostatique positive (compression).

$$\sqrt{J_2} = -\alpha_{MC} I_1 \ln\left(\frac{I_1}{I_{10}}\right) \quad (II - 30)$$

Avec α_{MC} une constante du matériau .

Une version modifiée de ce critère a été développée par Roscoe et Burland (1968) pour être plus adapté aux argiles humides :

$$\sqrt{J_2} = -\alpha_{MC} \sqrt{I_1(I_{10} - I_1)} \quad (II - 31)$$

La figure II-2 montre une représentation de la surface de charge pour les critères présentés précédemment. Le critère de von Mises définit une limite de plasticité identique en traction et en compression. Les critères de Mises Schleicher et de Drucker-Prager permettent de prendre en compte une dissymétrie. Les constantes du critère de Drucker-Prager peuvent être déterminées à l'aide d'un

essai de traction et d'un essai de compression. Cela n'est pas possible avec le critère de Mises Schleicher. Les critères Cam Clay et Cam Clay modifié ne sont définis que dans le domaine de compression.

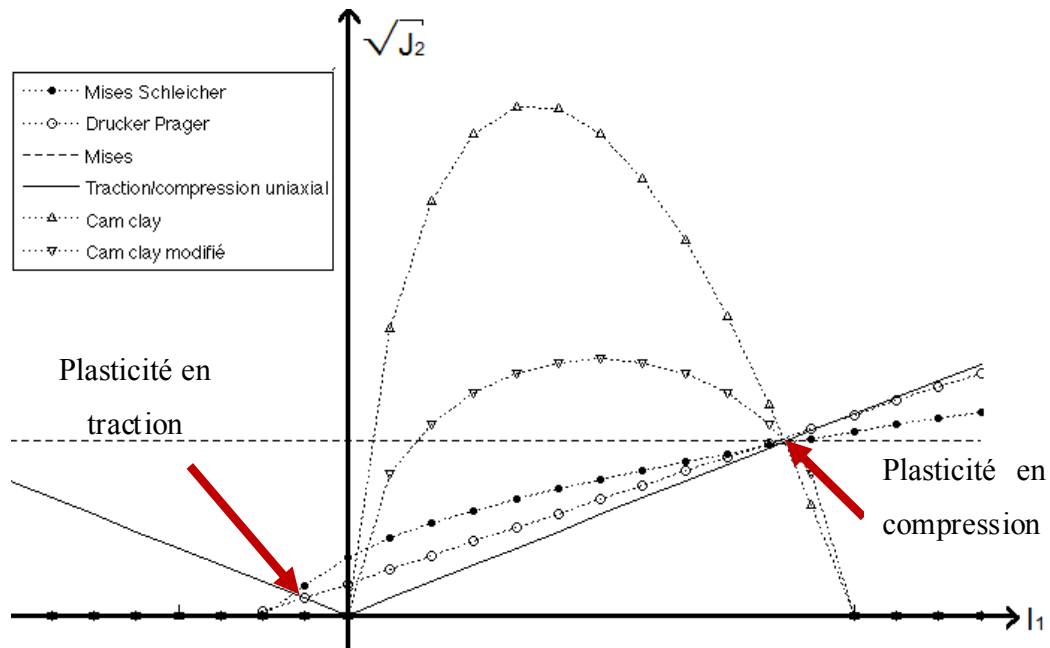


Figure II - 2 : Représentation de la surface de charge pour différents critères de plasticité

1.5 Bilan

La première partie de ce chapitre a été consacrée à une présentation rapide des modèles de comportement rhéologique en mécanique des milieux continus. Conformément aux observations effectuées par Baran lors de ses travaux, nous avons opté pour l'utilisation d'un modèle de comportement élasto-visco-plastique.

Le comportement élastique sera modélisé par la loi de Hooke et une loi puissance sera utilisée dans le domaine viscoplastique (équation II-32).

$$\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}_p^n \dot{\bar{\varepsilon}}_p^m \quad (II - 32)$$

Pour modéliser le comportement rhéologique, les paramètres à identifier sont :

- Pour le domaine élastique : le module d'élasticité apparent E et le coefficient de Poisson ν
- Pour le domaine viscoplastique : la consistance K , le paramètre de sensibilité à la vitesse m et le paramètre de sensibilité à l'écroutissage n .

Nous envisagerons, dans un premier temps, que le critère de plasticité de von Mises s'applique à notre matériau. Cette hypothèse, utilisée dans les travaux de Bouzakis et al. (2008) et de Aydin et al. (2000) sera utilisée pendant la phase d'identification des paramètres présentés ci-dessus. Compte tenu des difficultés expérimentales liées aux essais sur de la matière « molle », cette démarche permettra

d'utiliser la modélisation numérique pour simuler différents essais, mais devra ensuite être confirmée. Une attention particulière sera portée à la vérification de la validité du critère de von Mises.

Dans la suite de ce chapitre nous allons présenter les essais et les méthodologies associées utilisées pour identifier le comportement rhéologique du mélange de fabrication J extrudé.

2 Méthodes et protocoles de caractérisation rhéologique

2.1 Méthode d'identification du comportement rhéologique

La loi de comportement présentée précédemment est identifiée à partir d'essais de compression libre. Les champs de contraintes créés lors de ces essais sont très similaires à ceux engendrés au cours de l'étape de pressage. Une analyse inverse des courbes « force de pressage / déplacement en compression de l'outil supérieur » permet d'identifier les différents paramètres des lois de comportement élastique et viscoplastique. Pour cela, nous simulons l'essai de compression libre à l'aide du logiciel éléments finis Forge 2009. Le couplage d'un algorithme d'optimisation (méthode évolutionnaire) avec le modèle numérique permet d'identifier le couple de paramètres reproduisant au mieux l'effort de pressage. Dans ce modèle, nous faisons l'hypothèse que le seuil de plasticité est défini par le critère de von Mises. Le coefficient de Poisson est fixé à 0,45 d'après la bibliographie (Aouadja, 1988). Cette valeur, représentative d'un matériau faiblement compressible élastiquement, sera vérifiée à l'aide d'un essai de compression confinée.

Deux types d'essais de cisaillement ont été mis en place : des essais de cisaillement simple et des essais de cisaillement sous pression isostatique. Les essais de cisaillement simple ont pour objectif de comparer les champs de déformation expérimentaux (mesuré par stéréo corrélation) avec les champs calculés numériquement. Les essais de cisaillement sous pression isostatique ont pour objectif d'étudier l'influence de la pression isostatique sur le comportement rhéologique de la pâte d'argile pour vérifier si hypothèse du critère de von Mises s'applique bien à la pâte d'argile extrudée.

Des essais de flexion quatre points ont été effectués pour comparer la réponse de la pâte d'argile en traction et en compression. Comme expliqué précédemment (*chapitre 1*), la cohésion de la pâte d'argile étant assez faible, il est assez compliqué de mettre en place des essais de traction pour identifier précisément le comportement rhéologique du matériau

Le tableau II-1 résume la liste des essais mis en place pour identifier les différents paramètres rhéologiques.

Essais	Paramètres identifiés	Hypothèses
Essais de compression libre de cylindre	Paramètre de la loi de comportement : E; K ; n ; m	<ul style="list-style-type: none"> • Critère de plasticité de von Mises • Matériau quasi-incompressible élastiquement : $\nu = 0,45$ (Aouadja, 1988) • Comportement isotrope • Contact collant (papier de verre)
Essais de compression libre de cube	Isotropie	
Essais de compression confinée	Vérification hypothèse matériau incompressible élastiquement et plastiquement	<ul style="list-style-type: none"> • Frottement négligeable entre l'échantillon et les outillages
Essais de cisaillement simple	Comparaison avec modèle numérique	Contact collant
Essais de cisaillement sous pression isostatique	<ul style="list-style-type: none"> • Influence de la pression isostatique • Critère de plasticité • Validation du modèle de comportement 	<ul style="list-style-type: none"> • Pas de frottement entre l'échantillon et les outillages
Essais de flexion 4 points	<ul style="list-style-type: none"> • Symétrie des seuils de plasticité en traction et compression • Comparaison avec modèle numérique 	Contact collant avec les rouleaux

Tableau II - 1 : Méthodes d'identification du comportement rhéologique

2.2 Protocoles d'essais

Maintenant que nous avons identifié les essais devant être effectués pour déterminer les paramètres des lois de comportement rhéologique, nous allons présenter les conditions expérimentales. Tous les essais sont réalisés avec une machine de traction/compression électromécanique INSTRON 5800R à température ambiante. Dans le cadre de ces travaux, l'influence de la température sur le comportement rhéologique sera négligée.

2.2.1 Essais de compression libre

La figure II - 3 montre le dispositif expérimental utilisé pour effectuer les essais de compression libre. Une cellule de charge de 30 kN est utilisée pour mesurer les efforts. Les plateaux de compression sont recouverts de papier de verre P80 (Nomenclature ISO 6344-2, taille moyenne des grains : 201 micromètres). Cela permet de supprimer le glissement de la pâte d'argile au contact des outillages. Les échantillons utilisés sont cylindriques, de rayon 30 mm et de hauteur 25 mm. Ils sont extraits des

galettes d'argile à l'aide d'un emporte-pièce. La surface libre des échantillons est recouverte d'une fine couche de talc de manière à mieux observer l'endommagement apparaissant au cours de l'essai. En effet, la couleur très clair du talc contrastant avec la couleur naturellement sombre de la pâte argileuse permet d'identifier plus précisément le seuil de fissuration.



Figure II - 3 : Dispositif expérimental de compression libre

Quatre profils de vitesses de compression sont utilisés lors des essais de compression libre. Ils sont présentés à la figure II-4. Pour l'identification du comportement rhéologique, nous utilisons un profil de vitesse composé d'une compression monotone à 0,1 mm/s pendant 1 mm suivie d'une rampe de vitesse jusqu'à atteindre 8,5 mm/s puis d'une compression monotone à cette même vitesse. Le premier domaine de compression permet d'obtenir un grand nombre de données sur le comportement élastique. Après le premier millimètre de pressage, le matériau est sollicité dans son domaine viscoplastique. L'utilisation d'une compression à vitesse croissante permet d'identifier précisément le paramètre de sensibilité à la vitesse de déformation sans perturbations liées à la maîtrise du taux d'humidité entre 2 échantillons. Les trois autres profils permettront de valider le comportement rhéologique déterminé par comparaison à un modèle numérique. Ils correspondent à des compressions monotones à 0,1 mm/s, 1 mm/s et 8,5 mm/s.

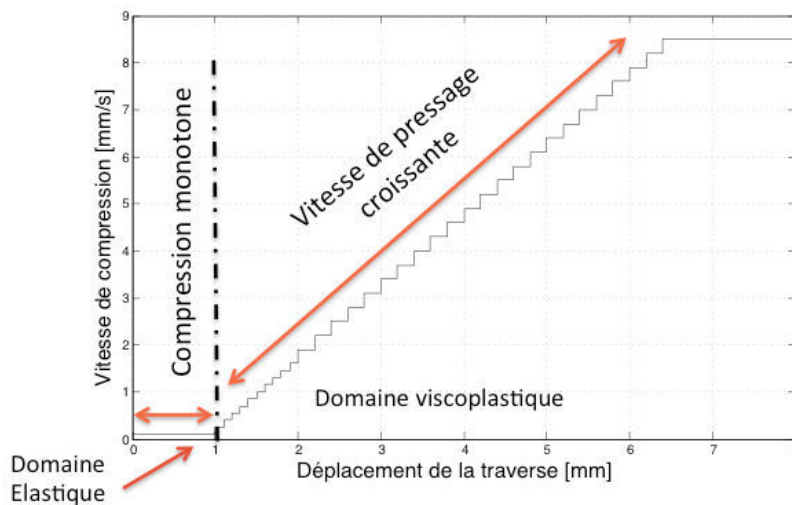


Figure II - 4 : Profil de pressage utilisé pour l'identification du comportement rhéologique

2.2.2 Essais de flexion quatre points

Pour vérifier l'existence d'une symétrie entre le comportement en traction et en compression de la pâte d'argile, des essais de flexion quatre points ont été mis en place. Le dispositif expérimental est présenté sur la figure II-5.

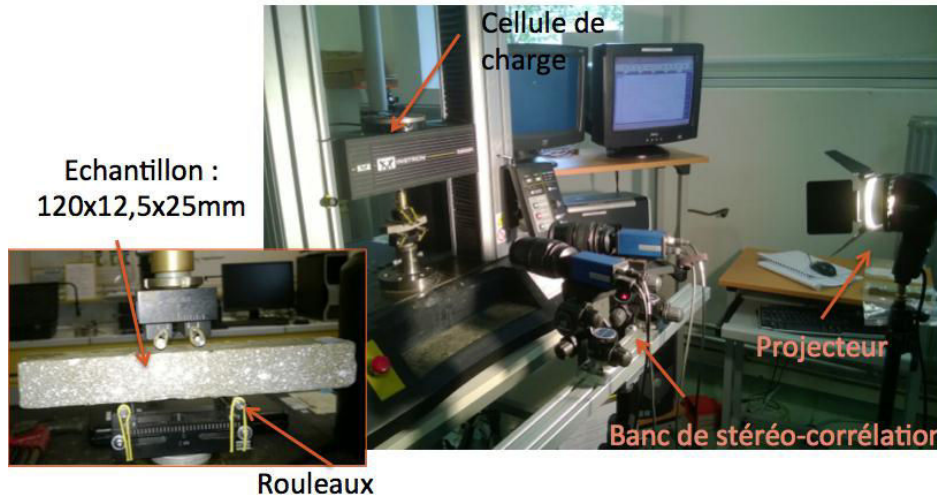


Figure II - 5 : Dispositif expérimental de flexion quatre points

Les essais ont été effectués avec une vitesse de descente de la traverse de 1 mm/min. Les éprouvettes utilisées sont parallélépipédiques, de longueur 120 mm, de largeur 25 mm et d'épaisseur 12,5 mm. La distance entre les appuis supérieurs est de 20 mm et entre les appuis inférieurs de 60 mm. Les rouleaux utilisés sont de diamètre 10 mm.

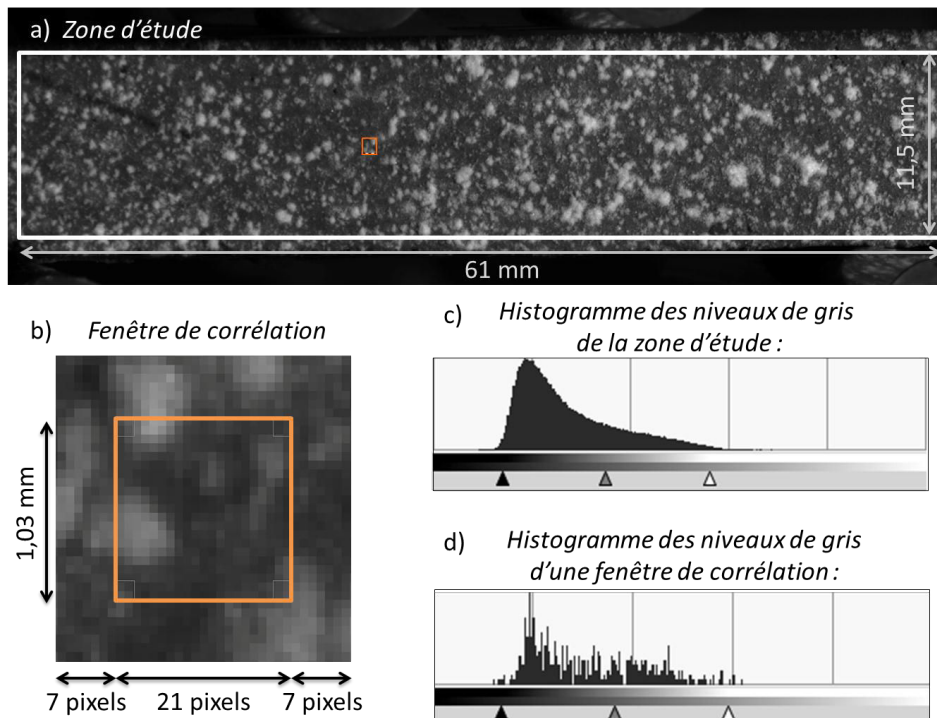


Figure II - 6 : Histogramme de niveaux de gris sur la fenêtre d'intérêt et sur une fenêtre de corrélation

Les déformations en traction et en compression sont visualisées par stéréo-corrélation (Sutton et al., 2009). Pour pouvoir suivre les déformations, un mouchetis a été réalisé sur chaque éprouvette par projection de talc. Il est présenté à la figure II-6 a. Le mouchetis est composé de taches de diamètre maximum 2 mm. L'histogramme de niveaux de gris révèle une forte densité de pixels foncés sur la zone d'intérêt. Il s'agit de la teinte naturelle de l'échantillon.

Pour pouvoir déterminer précisément les déformations de l'éprouvette, il est nécessaire que les fenêtres de corrélation soient riches en informations. La figure II-6 b montre une fenêtre de corrélation contenant quatre cent quarante et un pixels (carré de vingt et un pixels de côté soit environ 1,03 mm). L'analyse de l'histogramme de niveaux de gris montre une grande variation des teintes de gris sur la fenêtre.

2.2.3 Essais de cisaillement

2.2.3.1 Essai de cisaillement simple

Un essai de cisaillement simple a été réalisé pour vérifier la réponse du mélange argileux à une sollicitation du type cisaillement. Le dispositif expérimental est similaire à celui proposé par Huon et al (2006). La figure II-7 présente la géométrie de l'éprouvette extraite d'une galette d'argile. L'épaisseur de l'éprouvette est de 25 mm. Lors de l'essai l'éprouvette est compressée entre deux plateaux recouverts de papier de verre 80 à une vitesse constante de 0,1 mm/s.

Les champs de déformations sont suivis par stéréo-corrélation. Pour cela, un mouchetis, similaire à celui effectué sur les éprouvettes de flexion quatre points, a été déposé sur l'éprouvette

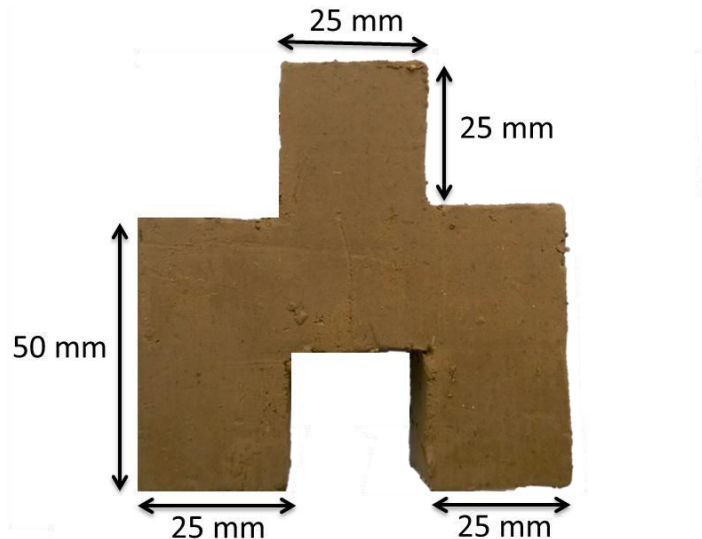


Figure II - 7 : Echantillon de cisaillement simple

2.2.3.2 Essai de cisaillement sous pression isostatique

Des essais de cisaillement sous pression isostatique sont réalisés dans le but de quantifier l'influence de la pression isostatique sur le comportement. Le dispositif expérimental, inspiré de la boîte de

Casagrande, est présenté à la figure II-8. Il permet le cisaillement d'un échantillon parallélépipédique de dimension 25x25x17mm selon deux plans espacés de 8 mm. Au cours des essais, une contrainte normale aux plans de cisaillement est imposée par l'intermédiaire de deux pistons pneumatiques. La force normale est mesurée à l'aide d'un capteur de force miniature FUTEK LLB 300, de capacité 500 lb (230 daN), situé entre le piston et l'échantillon. La gamme de contraintes normales appliquées à l'échantillon varie entre 0 et 1 MPa. Une vitesse de cisaillement de 1 mm/s est imposée au cours de l'essai. L'effort de cisaillement est mesuré grâce à une cellule de charge de 500 N.

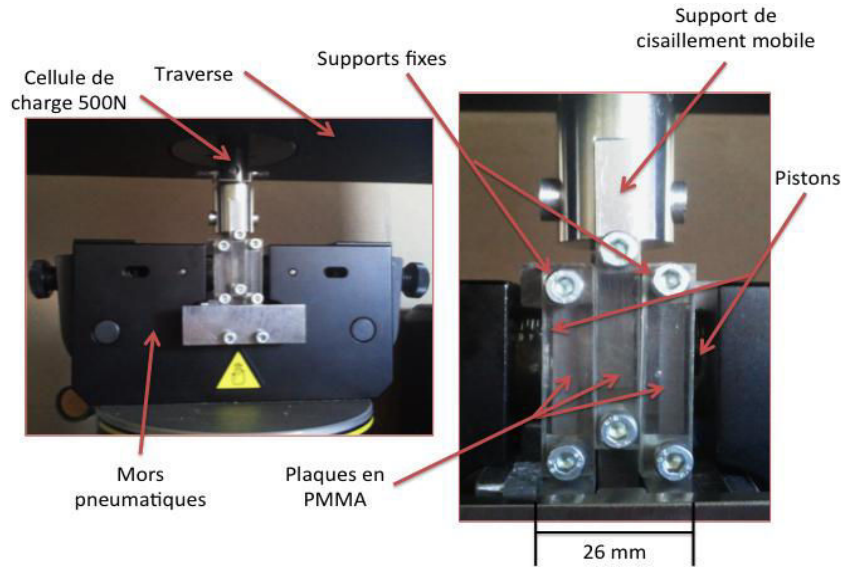


Figure II - 8 : Dispositif expérimental de cisaillement

2.2.4 Essais de compression confinée

Lors des essais de compression confinée, des échantillons de diamètres 10 mm et de hauteur 25 mm sont comprimés. Le dispositif expérimental est inspiré de l'essai œdométrique couramment utilisé en génie civil (mécanique des sols).

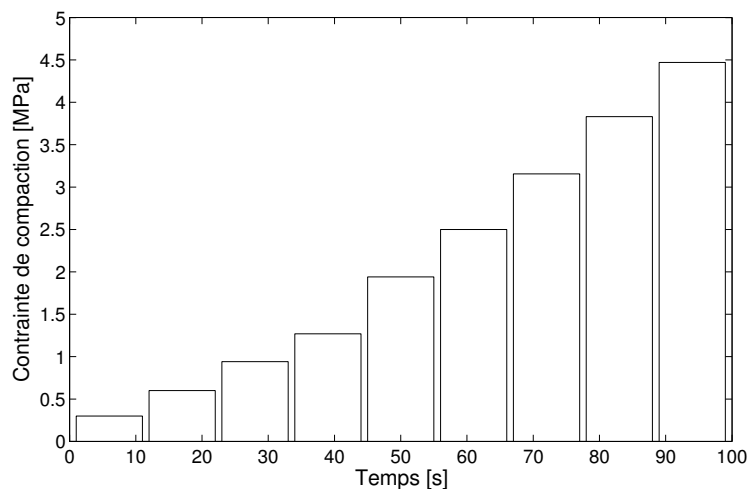


Figure II - 9 : Profil de la contrainte de compaction en fonction du temps

Contrairement aux autres essais effectués, l'essai de compression confinée n'est pas piloté en déplacement mais en contrainte. Cela permet d'identifier plus précisément l'effet de la contrainte isostatique sans être perturbé par le comportement rhéologique (humidité de la matière). Le cycle de contrainte appliqué à l'échantillon est présenté à la figure II-9. Ce cycle est répété trois fois sur chaque échantillon.

2.2.5 Essais de traction-compression

Des essais de traction-compression ont été effectués pour vérifier la présence éventuelle de phénomène de viscosité dans le domaine élastique (viscoélasticité).

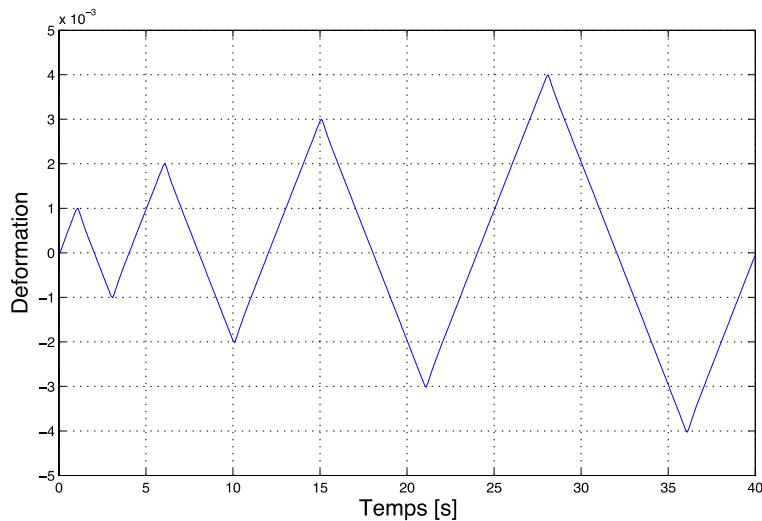


Figure II - 10 : Profil de déformation au cours d'un essai de traction

L'évolution de la déformation au cours de l'essai est présentée à la figure II-10. La vitesse de déformation adoptée est de 10^{-3} s^{-1} . Les éprouvettes utilisées sont parallélépipédiques, de longueur utile 100 mm, de largeur 25 mm et d'épaisseur 10 mm.

2.3 Résultats et discussion

2.3.1 Identification du comportement rhéologique du mélange industriel J

2.3.1.1 Paramètres du modèle élasto-visco-plastique.

Une campagne préliminaire d'essais de compression libre a été effectuée sur le mélange de fabrication J, extrudé à 7/ 8 bars, pour vérifier la répétabilité des essais et visualiser le comportement du matériau. Les courbes de la figure II-11 montrent l'évolution de la force de pressage en fonction du déplacement du plateau supérieur. Chaque courbe correspond à la force moyenne obtenue sur trois essais de compression monotone. Les barres d'erreur correspondent aux valeurs minimales et maximales enregistrées au cours des essais.

La répétabilité des essais de compression libre sur la pâte d'argile est satisfaisante. On constate un premier domaine réversible linéaire qui traduit un comportement élastique peu sensible à la vitesse. Pour une force de pressage supérieur à 0,05 tonnes, le matériau plastifie. On constate une sensibilité à la vitesse dans le domaine plastique. Le comportement est bien élasto-visco-plastique. Le comportement de la pâte d'argile est dépendant de la vitesse de déformation. La faible augmentation de la force de pressage dans le domaine viscoplastique révèle une très faible sensibilité à l'écroutissage.

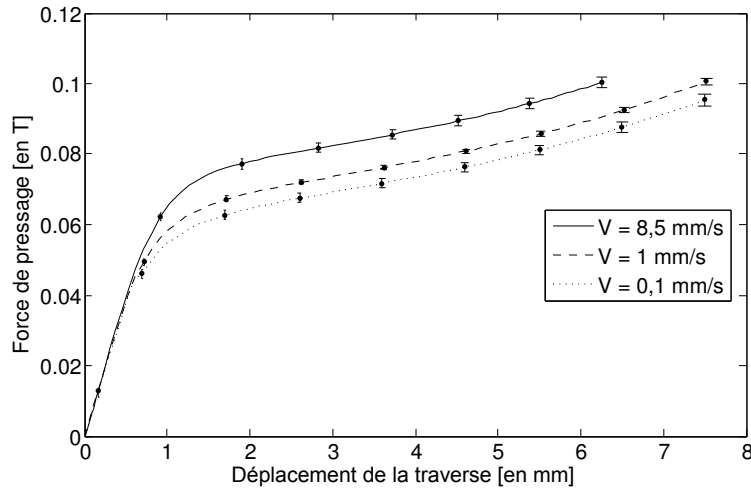


Figure II - 11 : Evolution de la force de pressage en fonction du déplacement du plateau supérieur pour trois vitesses de compression.

Les différentes constantes des lois de comportement sont identifiées par analyse inverse. Pour cela, nous utilisons le module d'optimisation implémenté dans le logiciel Forge 2009. Celui-ci repose sur un algorithme stochastique du type algorithme évolutionnaire couplé avec un méta-modèle (Kleijnen, 2009 ; Changtong et al, 2011). Pour plus d'informations sur les algorithmes d'optimisation, il est possible de se référer aux travaux de thèse de Nakouzi (2012) et de Mathey (2004) pour des notions générales et aux travaux de Perrin (1997) et Hoffmeister et Back (1990) pour plus de détails sur les algorithmes évolutionnaires.

Lors des essais préliminaires, nous avons observé des amorçages et propagations de fissures, au-delà de 5 mm de pressage, sur la surface extérieure des échantillons. Pour cette raison, uniquement les 5 premiers millimètres de pressage sont conservés pour l'identification des paramètres.

Pour simuler les essais de compression libre, un modèle 2D axi-symétrique sera utilisé (figure II- 13). Le maillage initial est composé de 1112 éléments triangulaires. Le contact entre le lopin d'argile et les plateaux est considéré bilatéral collant. Le temps de calcul est de l'ordre de 30 secondes sur un ordinateur Intel® Xéon® CPU X5650 @ 2,67GHz, 12 Gb RAM. Au cours de la simulation, 110 pas de calculs ont été réalisés ainsi que 3 remaillages.

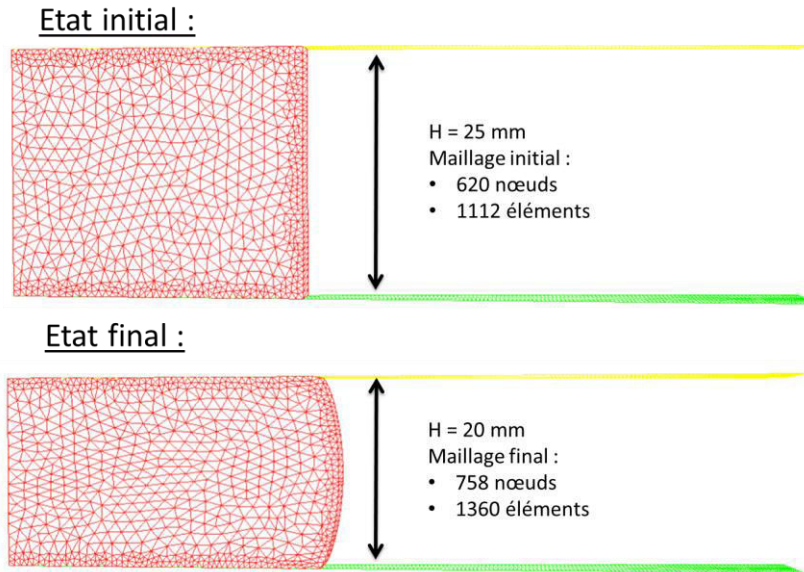


Figure II - 12 : Simulation numérique de l'essai de compression libre.

Comme expliqué précédemment, l'analyse inverse est effectuée sur l'essai à vitesse de compression croissante. La figure II-13 (d) montre la courbe de force moyenne enregistrée sur trois essais ainsi que la force de compression numérique calculée lors de l'analyse inverse.

Les paramètres identifiés sont donnés dans le tableau suivant :

Module d'élasticité	5,1 MPa
Consistance	0,255 MPa.s
Sensibilité à la vitesse de déformation	0,03
Sensibilité à l'écroutissage	0

Tableau II - 2: Jeu de paramètres identifiés

Pour valider le jeu de paramètres identifiés, une simulation des trois essais de compression monotone à 0,1 mm/s, 1mm/s et 8,5 mm/s a été réalisée. Les forces obtenues numériquement sont comparées aux forces expérimentales (voir figures II-14 (a), (b) et (c)). Les écarts quadratiques entre les forces numériques et expérimentales, calculés à l'aide de l'équation II-33 sont d'environ 3% pour la courbe d'identification et de l'ordre de 4 % pour les trois courbes de validation.

$$Err\ quadratique = \frac{\sum_i (F_{exp_i} - F_{num_i})^2}{\sum_i F_{exp_i}^2} \quad (II - 33)$$

Il est donc possible de valider la démarche ainsi que les paramètres identifiés.

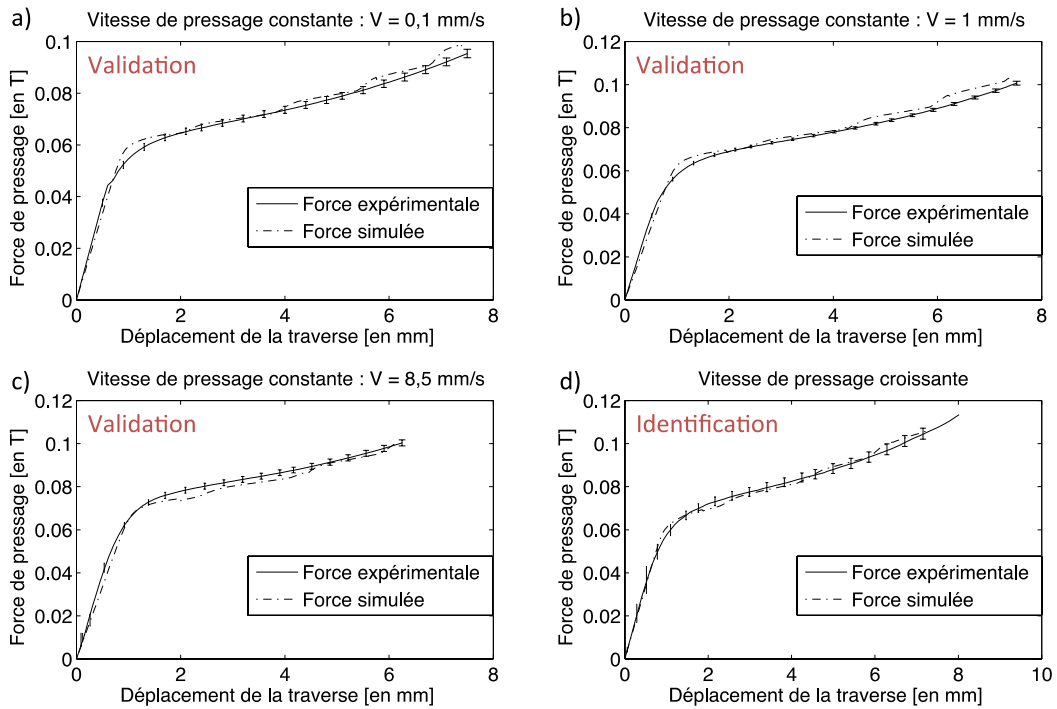


Figure II - 13 : Courbes des essais de compression libre utilisées pour l'identification (d) et la validation des paramètres rhéologiques (a,b et c)

Maintenant que les différents paramètres des lois de comportement ont été déterminés, il convient de vérifier les hypothèses utilisées pour le traitement de ces essais.

2.3.1.2 Etude de l'anisotropie du comportement

L'hypothèse d'un comportement isotrope a été supposée pour l'identification des paramètres rhéologiques. Des essais de compression libre ont été réalisés sur vingt et un échantillons cubiques de côté 25 mm extraits d'une galette d'argile.

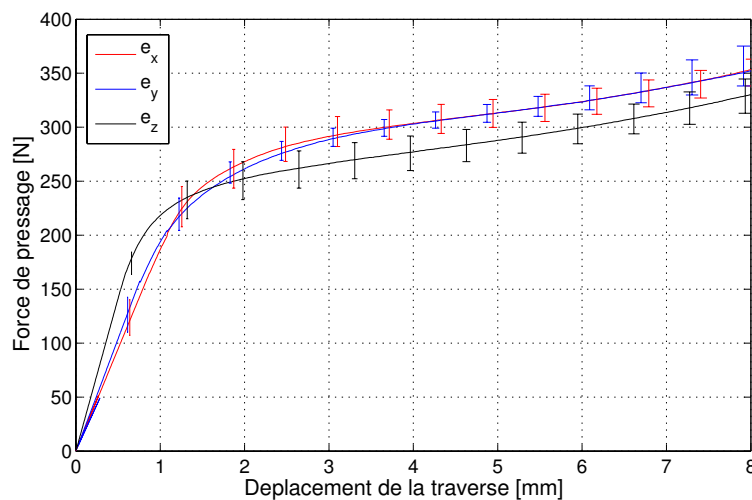


Figure II - 14 : Courbes de compression libre obtenues sur des échantillons extraits dans les trois directions

La figure II-14 montre les courbes de force moyennées sur sept échantillons dans les trois directions. Les barres d'erreur correspondent aux valeurs minimales et maximales mesurées (écart maximum mesuré sur les essais : ± 15 N). La direction e_y correspond à la direction d'extrusion et la direction e_z à l'épaisseur de la galette.

Les forces de pressage dans la direction e_x et e_y sont similaires. L'analyse des courbes de pressage selon la direction e_z révèle une diminution de 9 % de la consistance identifiée. Le matériau est aussi plus rigide dans la direction e_z . Le module d'élasticité apparent est plus élevé de 30%. La pâte d'argile semble donc posséder un comportement légèrement anisotrope. Ce comportement peut être lié à une orientation de la matière lors de l'extrusion, mais aussi à un gradient de propriétés dans l'épaisseur du matériau lié au cisaillement ou à un gradient d'humidité. Dans ses travaux, Huon (2006) a mis en évidence une anisotropie sur des terres cuites liée à des alignements des grains de sable dans la direction d'extrusion. Cependant, la dispersion des résultats est grande devant l'effet anisotrope. De plus, l'argile extrudée est toujours pressée dans la direction des essais d'identification, ce qui devrait limiter les erreurs. Ce phénomène n'a donc pas été étudié plus en détail. Dans la suite de l'étude, nous conserverons l'hypothèse d'un comportement isotrope.

2.3.1.3 Symétrie du comportement en traction et en compression

Le critère de plasticité de von Mises traduit une symétrie du comportement entre la traction et la compression. Pour étudier le comportement en traction il est compliqué de recourir à un essai de traction uniaxiale. En effet, le serrage de l'échantillon est compliqué. Les essais de flexions quatre points se présentent comme une bonne alternative. Ils permettent de solliciter un échantillon à la fois en compression (face supérieure) et en traction (face inférieure). L'analyse des champs de déformation dans l'épaisseur de l'échantillon doit permettre de conclure sur la symétrie du comportement. Les champs de déformation et de déplacement sont déterminés par stéréo corrélation d'images numériques.

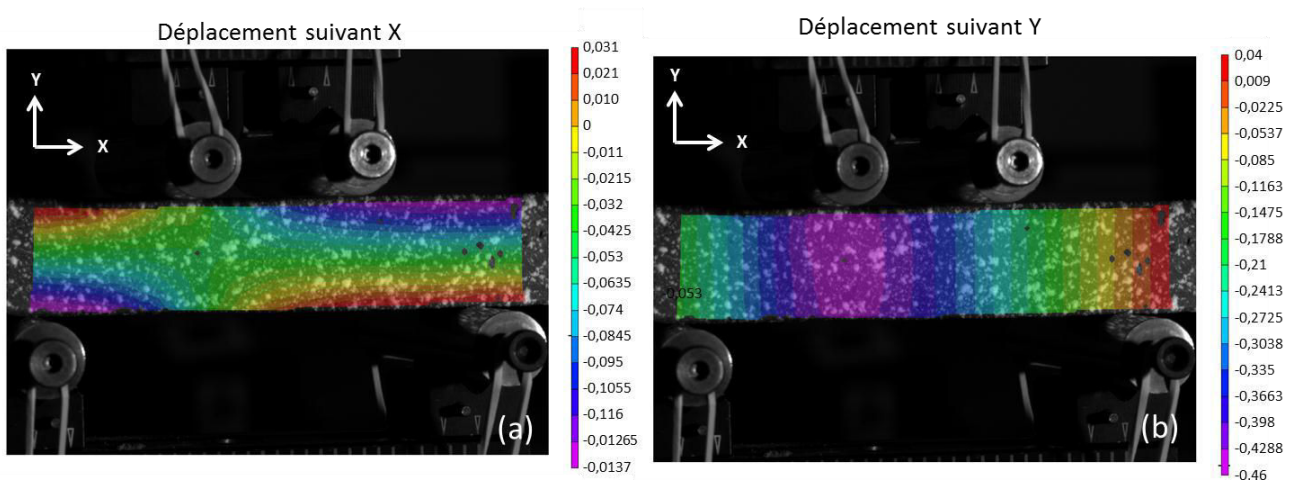


Figure II - 15 : Champs de déplacement suivant X (a) et Y (b) en mm d'une éprouvette de flexion 4 points

Les échantillons sont extraits manuellement des galettes d'argile à l'aide d'un couteau. La dureté de la matière rend cette étape délicate. Cela contribue à la création de défauts de géométrie. Les champs de déplacement en sont affectés. Comme on peut voir sur la figure II-15, les champs de déplacement suivant X (a) et suivant Y (b) ne sont pas symétriques par rapport au plan de symétrie du dispositif.

Le champ de déplacement suivant X met en évidence un contact glissant entre les rouleaux et l'échantillon sauf pour le rouleau supérieur gauche où le contact est plutôt collant au début de l'essai. Le déplacement suivant l'axe Y est imposé uniquement par le rouleau supérieur gauche comme le montre la figure II-15 b. La sollicitation se rapproche d'une flexion trois points asymétrique jusqu'à ce que le rouleau supérieur droit entre en contact avec l'éprouvette. Tout ceci est dû à un mauvais parallélisme des faces inférieure et supérieure inhérent au découpage des échantillons.

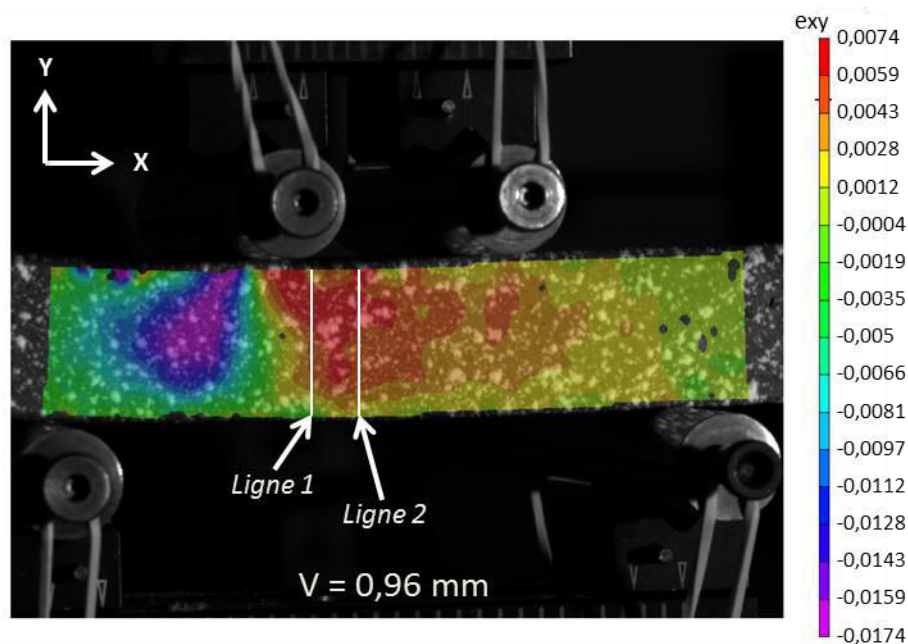


Figure II - 16 : champs de déformation en cisaillement

La figure ci-dessus montre les champs de déformation en cisaillement obtenus pour une flèche de 0,96 mm. On constate que l'échantillon est soumis à du cisaillement du fait de la faible distance entre les appuis, rendue nécessaire pour éviter que l'éprouvette se déforme sous son propre poids. La figure II-17 montre les champs de déformation e_{xx} et e_{yy} pour trois flèches verticales : $V = 0,49$ mm ; $V = 0,96$ mm et $V = 1,92$ mm. On constate que les déformations sont localisées sous le rouleau de gauche. La partie supérieure est sollicitée en compression et la partie inférieure est sollicitée en traction. Si l'on compare les valeurs de déformation en traction / compression (figure II-17 (b) et (e)) et en cisaillement (figure II-16), on constate bien qu'il n'est pas possible de négliger le cisaillement.

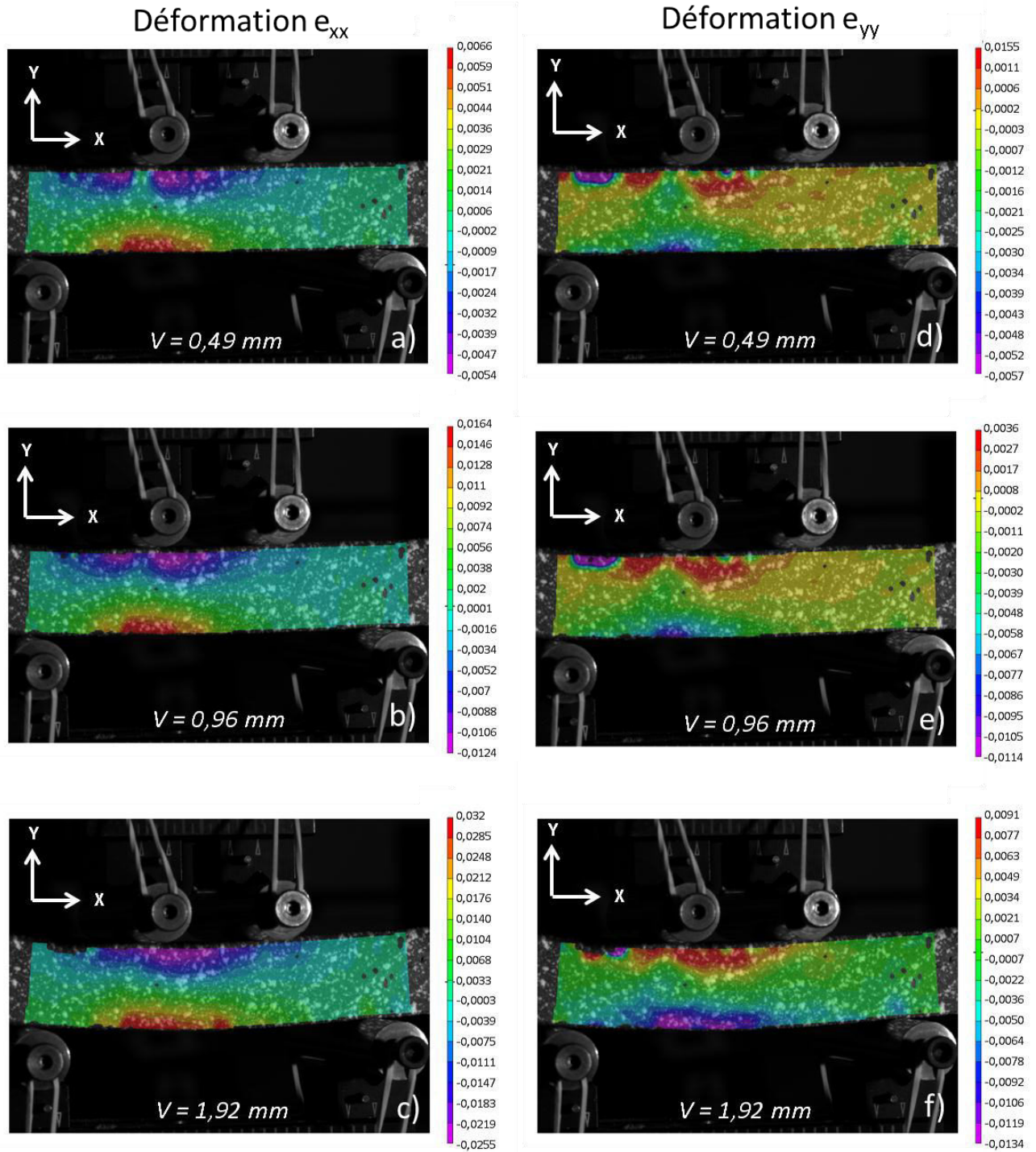


Figure II - 17 : Champs de déformation suivant les axes X et Y

Pour vérifier la symétrie entre la traction et la compression, il est nécessaire d'étudier l'évolution du champ de déformation dans la hauteur de l'échantillon. Nous allons regarder la déformation sur les deux lignes présentées à la figure II-16 situées dans les zones où le gradient de déformation e_{xx} dans l'épaisseur est maximum. Lors des essais, la distance entre les rouleaux supérieurs est similaire à l'épaisseur de l'échantillon. On s'éloigne du cadre de la théorie des poutres et du principe de Saint Venant. En effet, on est amené à étudier des champs de déformation proches des points d'application

des efforts. Pour vérifier que les taux de déformation, déterminés par stéréo-corrélation, sont cohérents, il sera nécessaire de comparer les valeurs à un modèle numérique afin de tenir compte de l'état de contrainte réel.

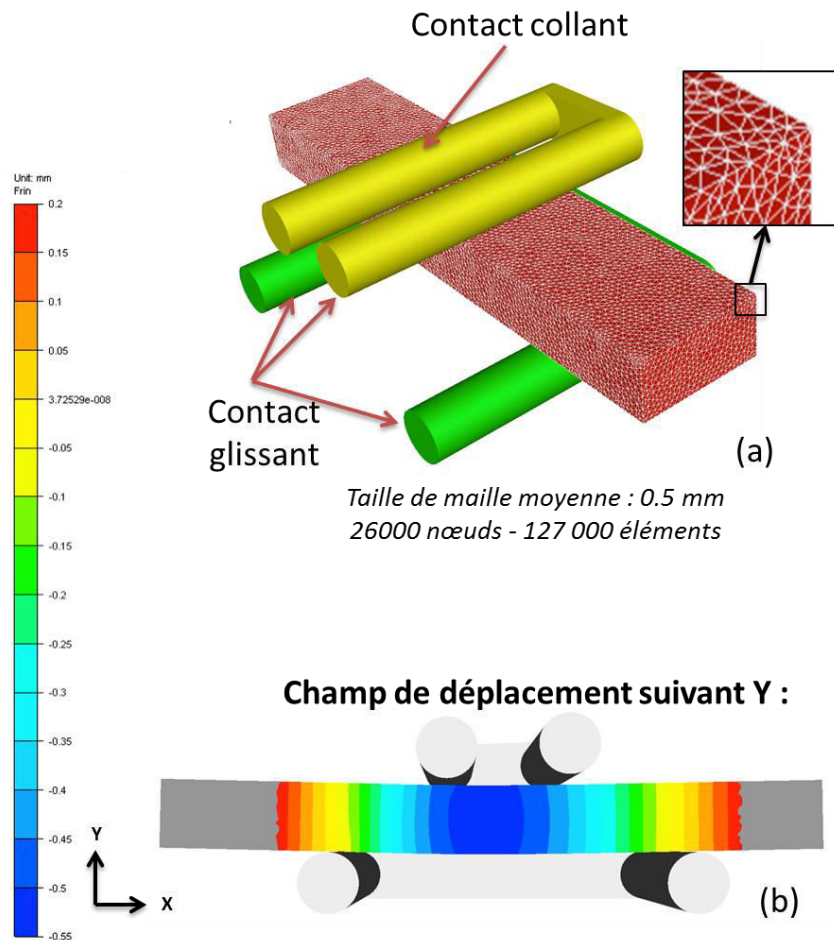


Figure II - 18 : simulation numérique d'un essai de flexion 4 points

La figure II 18 (a) présente le modèle numérique implémenté dans le logiciel commercial FORGE 2009. La taille de maille est fixée uniforme et constante à 0,5 mm. Cela permet d'obtenir en moyenne 15 nœuds dans la hauteur de l'échantillon. Le comportement rhéologique implémenté est celui identifié à partir des essais de compression libre. Un contact glissant est imposé entre les rouleaux et l'échantillon sauf pour le rouleau supérieur gauche qui est considéré comme collant. La mise en données a donc été adaptée aux observations expérimentales afin de reproduire au mieux le chargement expérimental. Pour tendre vers les sollicitations de l'essai réel (situation de flexion trois points en début d'essai), une rotation de 0,5 degré a été imposée à l'outil supérieur (ensemble des deux rouleaux supérieurs). L'objectif est de tenir compte d'un contact échantillon / rouleau supérieur gauche qui se produit avant le contact échantillon / rouleau supérieur droit (figure II-18 (b)).

La figure II-19 représente l'évolution de la déformation E_{xx} en fonction de Y, la position dans la hauteur de l'éprouvette sur les deux lignes présentées à la figure II-16 et pour trois valeurs de la flèche

verticale. Les données expérimentales et numériques montrent un gradient de déformation quasi linéaire entre la surface inférieure et la surface supérieure. Les champs de déformation sont symétriques entre la traction et la compression. Les valeurs de déformations extraites de la simulation numérique sont représentées par les ronds. Les valeurs de champs de déformation obtenues numériquement sont quasiment identiques aux valeurs déterminées par stéréo-corrélation. Les écarts maximum sont déterminés sur l'extérieur des échantillons.

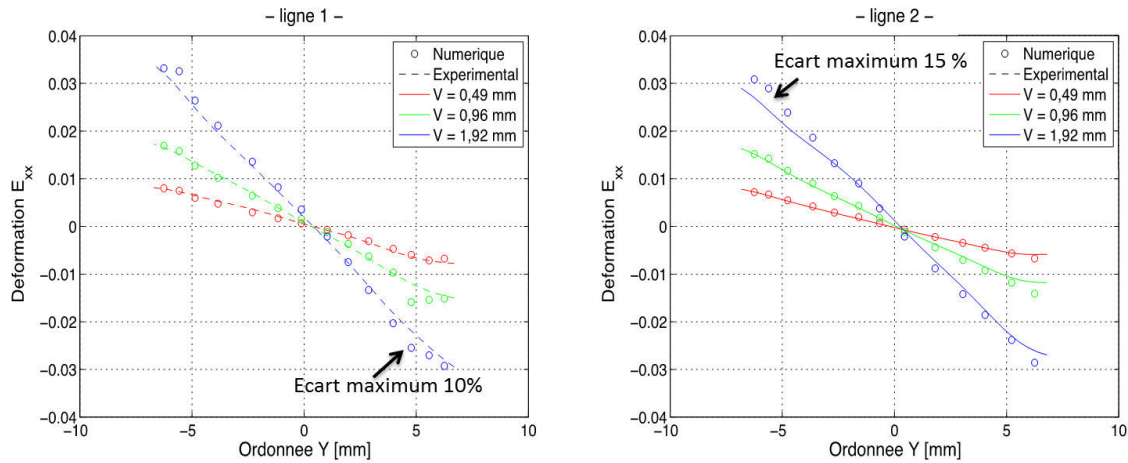


Figure II - 19 : Evolution de la déformation e_{xx} dans l'épaisseur de l'éprouvette.

L'hypothèse du critère de plasticité de von Mises permet de reproduire fidèlement les observations expérimentales, montrant que le seuil d'écoulement n'est pas influencé par la pression isostatique et que le comportement est symétrique entre la traction et la compression.

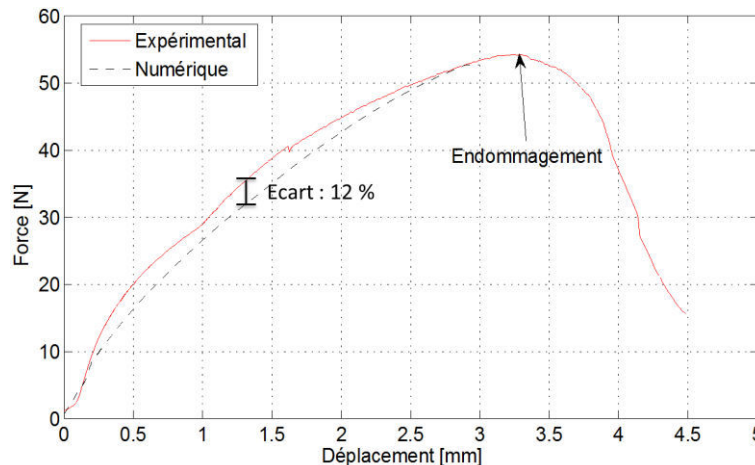


Figure II - 20 : Comparaison de la force de flexion mesurée expérimentalement et son modèle numérique

La figure II-20 montre l'évolution de la force de flexion enregistrée au cours de l'essai. On peut noter une diminution de l'effort de flexion après 3,3 mm de déplacement des rouleaux supérieurs. Cela est la conséquence de l'endommagement et de la fissuration de l'éprouvette. Dans la phase de caractérisation rhéologique, seules les données avant apparition de l'endommagement sont utilisées.

Cette figure confirme que le comportement identifié en compression donne de bons résultats en flexion quatre points.

2.3.1.4 Réponse à un essai de cisaillement simple

La comparaison entre la courbe de force mesurée au cours de l'essai de flexion quatre points et celle calculée numériquement a montré que le modèle numérique reproduit convenablement une sollicitation combinant traction, compression et cisaillement.

Pour vérifier la robustesse du modèle de comportement identifié précédemment et étudier la réponse de l'échantillon à une sollicitation de cisaillement pur, un essai de cisaillement a été réalisé. La figure II-21 montre l'évolution de la courbe de force enregistrée au cours de l'essai et la force calculée numériquement. On constate un faible écart entre les deux courbes sur les premiers millimètres de pressage. Le modèle numérique reproduit donc convenablement les sollicitations de cisaillement sur les six premiers millimètres de pressage (avant endommagement). On constate un écart d'environ 10% entre les deux courbes à environ 2 mm de déplacement, lors de la transition du domaine élastique vers le domaine plastique.

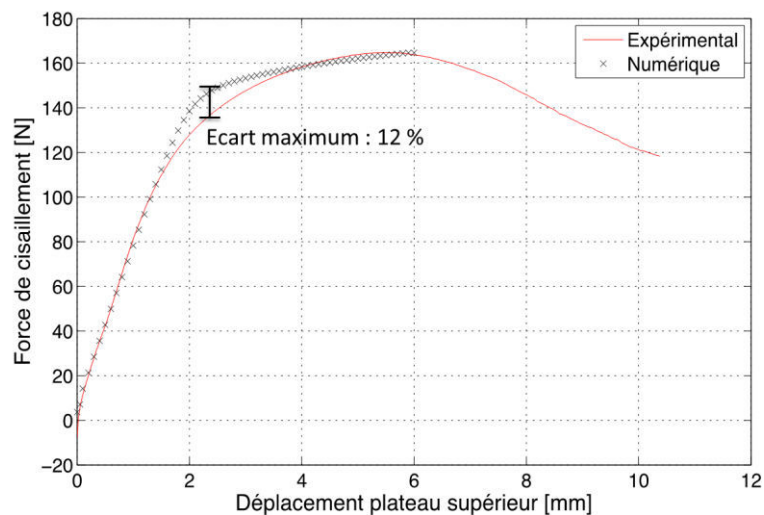


Figure II - 21 : Comparaison de la force de cisaillement mesurée expérimentalement et son modèle numérique

On constate une diminution de la force après 6 mm de pressage. L'échantillon est fissuré. Il est donc possible de calculer la valeur limite de cohésion en cisaillement. Elle est d'environ 0,13 MPa

La figure II-22 présente les champs de déformation déterminés par stéréo corrélation et numériquement, pour trois valeurs du déplacement mesurées sur la partie supérieure de la zone de cisaillement. La simulation numérique reproduit bien les deux zones de cisaillements. On constate une symétrie quasi parfaite dans le cas de la simulation numérique, ce qui est logique. Les champs de déformation déterminés par stéréo corrélation montrent une légère dissymétrie entre la droite et la gauche. Comme dans le cas de la flexion quatre points, elle est engendrée par des défauts

géométriques de l'échantillon. Les niveaux de cisaillement sont légèrement supérieurs dans la partie de droite.

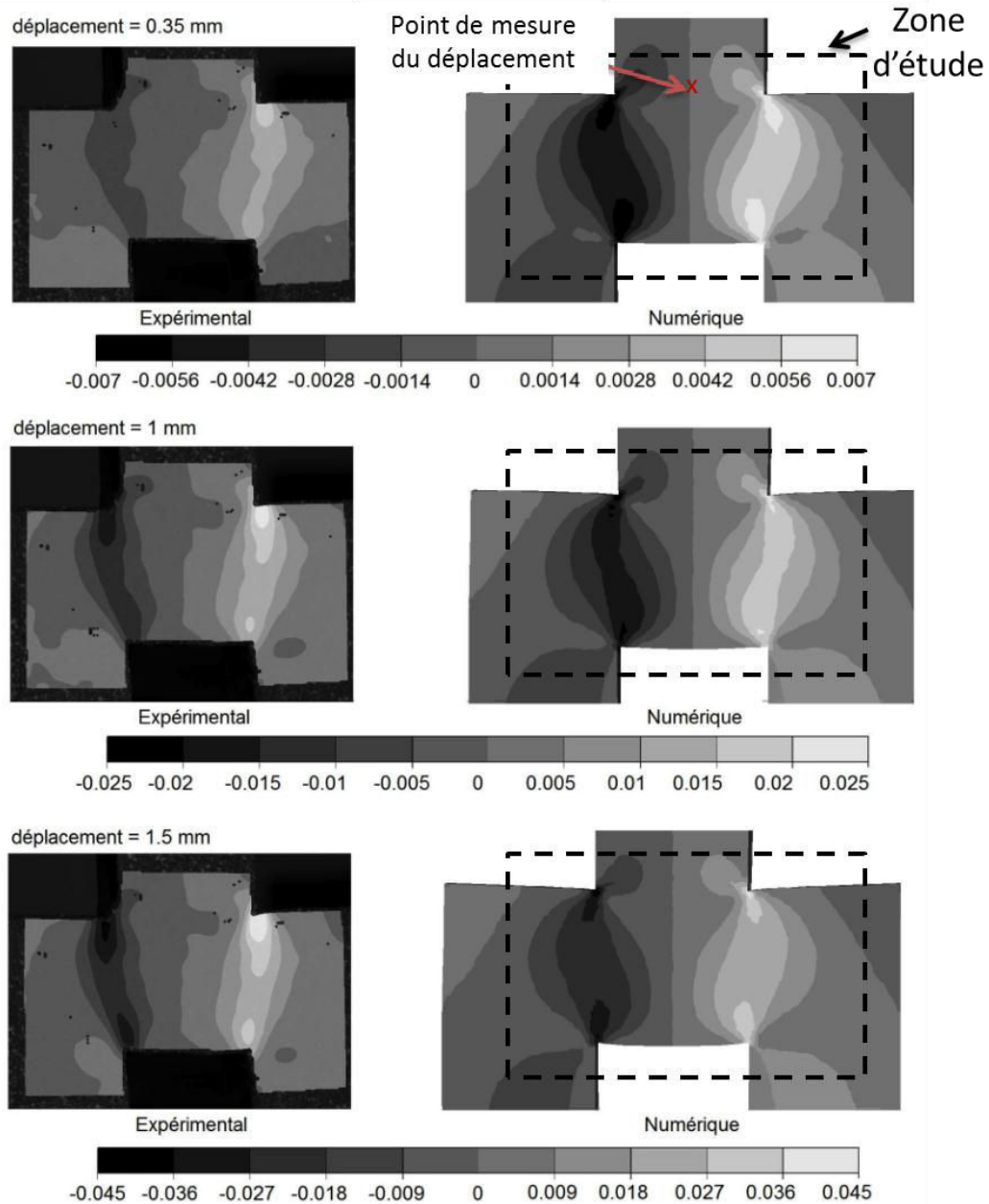


Figure II - 22 : Champs de déformation en cisaillement obtenus par stéréo corrélation et par simulation numérique

2.3.1.5 Compressibilité de la pâte d'argile

Pour finaliser l'identification du comportement rhéologique, il convient de vérifier l'hypothèse d'incompressibilité du matériau. Les travaux d'Aouadja (1988) donnent un coefficient de Poisson de 0,45 pour la pâte d'argile mélangée au sable. Cela traduit un comportement quasi incompressible élastiquement du mélange.

Des essais de compaction ont été mis en place pour déterminer le comportement de la pâte d'argile sous un chargement cyclique (en contrainte). Les résultats sont présentés à la figure II- 23.

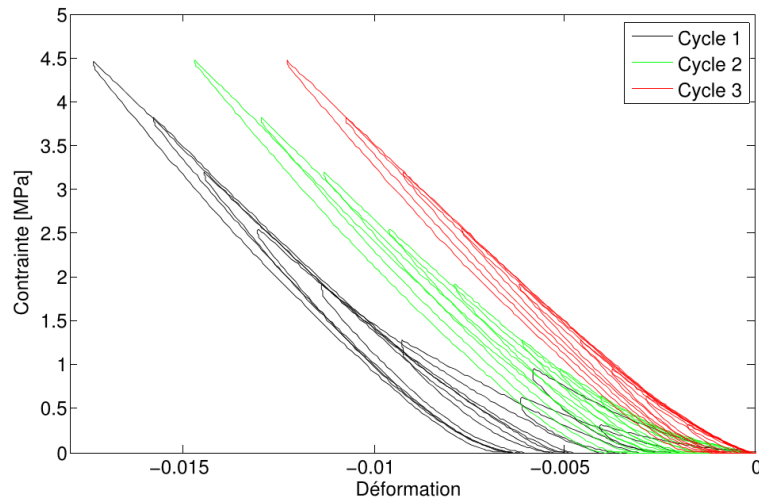


Figure II - 23 : Evolution de la déformation sous l'effet de la contrainte.

Le comportement n'est pas parfaitement incompressible plastiquement. L'échantillon se déforme faiblement sous l'effet de la contrainte. La déformation maximale mesurée pour une contrainte de 4,5 MPa est de l'ordre de 1,7 %. La répétition de trois cycles de compression, sur un même échantillon, a permis de montrer une compaction / consolidation de la pâte d'argile extrudée sous l'effet de la contrainte. Lors du second et du troisième cycle, la déformation sous une contrainte de 4,5 MPa diminue. Elle passe de 1,7 % à 1,45 % puis 1,2 %.

La figure II - 24 montre l'évolution des pentes au chargement et au déchargement au cours de trois cycles effectués sur un même échantillon. On observe une augmentation des pentes de chargement et de déchargement au cours de l'essai lorsque la contrainte de compaction augmente.

La pente mesurée au chargement est doublée lorsque la contrainte de compaction subie par l'échantillon passe de 0 à 2 MPa. Pour des contraintes plus élevées appliquées à la fin du cycle, la pente augmente plus faiblement. Cette tendance est observée pour les trois cycles alors que pour les cycles 2 et 3, l'échantillon a déjà subi une contrainte de compression de 4,5 MPa. Si le changement de la pente était uniquement engendré par une compaction plastique du matériau, l'augmentation au début du second et du troisième cycle serait moins marquée.

Cette observation nous amène à nous interroger sur la présence d'un phénomène de viscoélasticité dans le matériau.

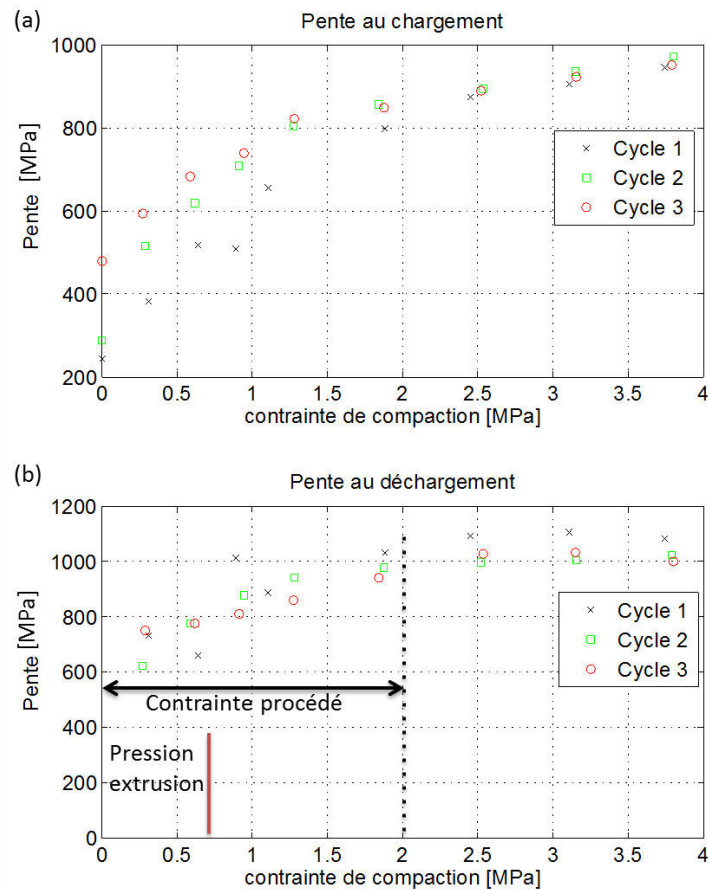


Figure II - 24 : Evolution des pentes au chargement (a) et au déchargement (b) en fonction de la contrainte de compaction au cours de 2 essais

Il est possible de déterminer la valeur du coefficient de Poisson à partir de la valeur de la pente au déchargement dans le domaine élastique à partir des équations suivantes :

$$pente = K_c + \frac{4}{3}G \quad (II - 34)$$

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (II - 35)$$

Avec K_c le module de compressibilité défini à l'équation II-16.

Sur le premier déchargement, la pente est d'environ 700 MPa. Le module d'élasticité apparent identifié est de 5 MPa. On détermine ainsi un coefficient de Poisson de 0,496. Cette valeur est voisine de celle utilisée jusque-là.

2.3.1.6 Chargement cyclique avec relaxation

Les essais de compression confinée ont révélé une légère compaction de la pâte d'argile (déformation plus faible aux cours du second et troisième cycle). Pour vérifier l'influence de ce phénomène sur le comportement en écoulement, des essais cycliques de compression libre, comprenant une phase de relaxation, ont été réalisés. Chaque cycle est composé d'une compression suivie d'un temps de relaxation puis d'un déchargement.

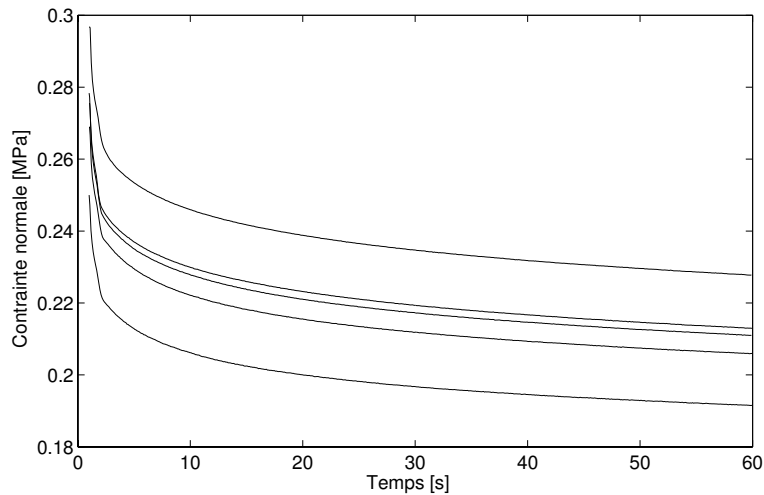


Figure II - 25 : Evolution de la contrainte pendant une phase de relaxation de 60 secondes

Les figures II-25 et II-26 montrent l'évolution de la contrainte au cours des différentes phases de relaxation. L'augmentation de la contrainte de compression ne modifie pas le profil d'évolution de la contrainte au cours de la phase de relaxation. La chute de contrainte est très rapide. Au cours des trois premières secondes de relaxation, la contrainte chute d'environ 12%.

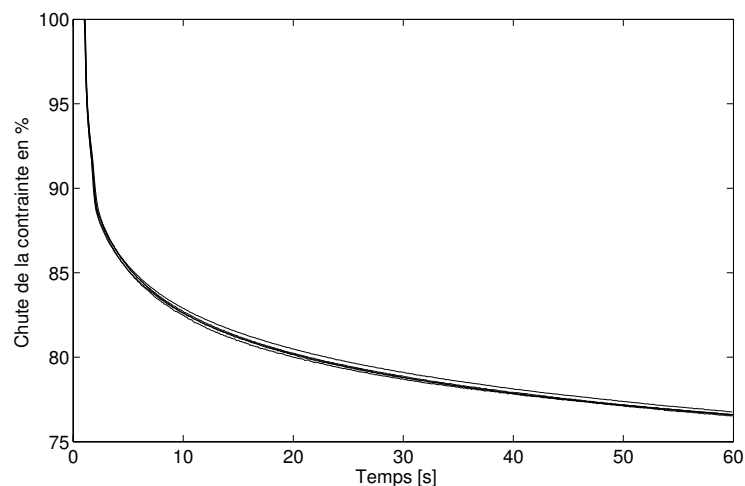


Figure II - 26 : Chute relative de la contrainte lors de différents cycles de relaxation

Ces essais montrent que la compaction de la matière sous une pression isostatique inférieure à 0,6 MPa n'influence pas la phase de relaxation. Cela met en évidence un phénomène de viscoélasticité.

2.3.1.7 Etude de la viscoélasticité du mélange

Les essais de compression libre cyclique et les essais de compaction ont mis en évidence un phénomène de viscoélasticité. Pour confirmer l'existence de ce phénomène, des essais de traction-compression sur des éprouvettes parallélépipédiques ont été mis en place.

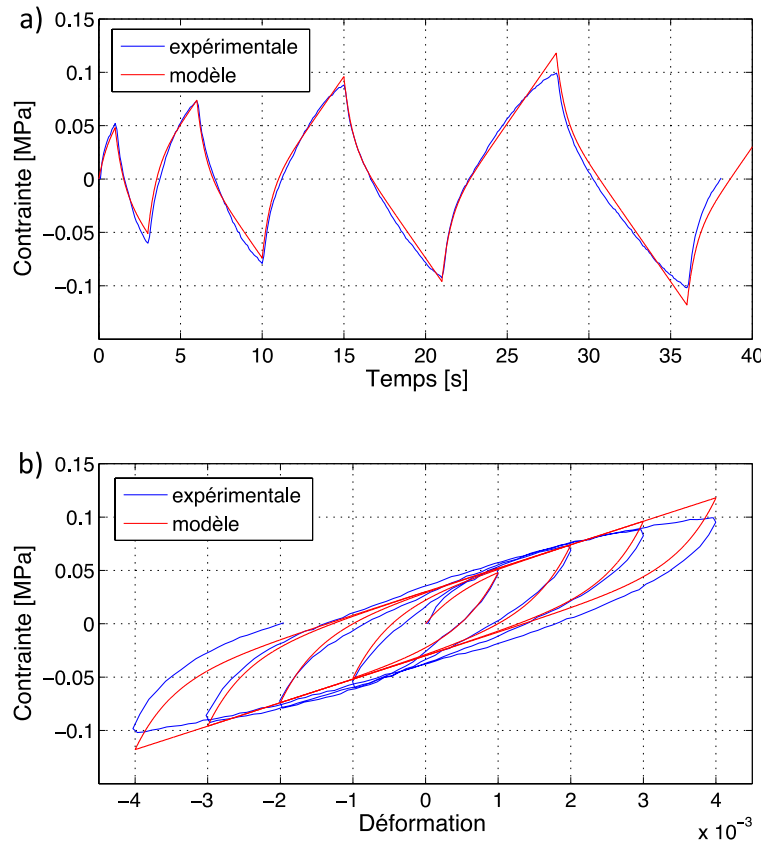


Figure II - 27 : Courbes contrainte-temps (a) et contrainte-déformation (b)

Les figures II-27 a) et b) montre l'évolution de la contrainte en fonction du temps et de la déformation. On constate bien un phénomène de viscoélasticité. Pour modéliser analytiquement ce phénomène, nous avons utilisé un modèle SLS (Standard Linear Solid). La schématisation de ce modèle viscoélastique linéaire, présentée à la figure II-28, consiste en un modèle de Maxwell (ressort et amortisseur en série) mis en parallèle avec un ressort.

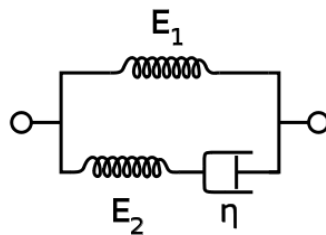


Figure II - 28 : Schématisation du modèle viscoélastique SLS

Dans la branche supérieure, on a :

$$\sigma_1 = E_1 \varepsilon \quad (II - 36)$$

Et dans la branche inférieure (Maxwell), on a :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\sigma_2}{\eta} + \frac{\dot{\sigma}_2}{E_2} \varepsilon \quad (II - 37)$$

En supposant l'additivité des contraintes $\sigma = \sigma_1 + \sigma_2$ et en utilisant l'équation II-36, on obtient :

$$\sigma_2 = \sigma - E_1 \varepsilon \quad (\text{II} - 38)$$

En injectant l'équation II-38 dans l'équation II-37, on obtient l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation :

$$(E_1 + E_2) \dot{\varepsilon} + \frac{E_1 E_2}{\eta} \varepsilon = \dot{\sigma} + \frac{E_2}{\eta} \sigma \quad (\text{II} - 39)$$

Les valeurs des trois paramètres de ce modèle ($E_1 = 22$ MPa, $E_2 = 60$ MPa, $\eta = 30$ MPa/s) ont été identifiées à partir de la courbe contrainte en fonction du temps (figure II-27 a). La solution analytique est présentée en rouge sur la figure II-27. On constate que ce modèle reproduit assez bien l'évolution de la contrainte et la déformation lors des trois premiers cycles. Cela confirme la présence de viscosité dans le domaine élastique. Dans la suite de l'étude, on négligera le phénomène de viscoélasticité du fait de la prépondérance du domaine plastique sur le domaine élastique lors de la mise en forme.

2.3.1.8 Influence de la pression isostatique

Pour vérifier l'influence de la pression isostatique sur le comportement rhéologique, et en particulier sur le seuil de plasticité (limite élastique), des essais de cisaillement sous contraintes isostatiques ont été mis en place.

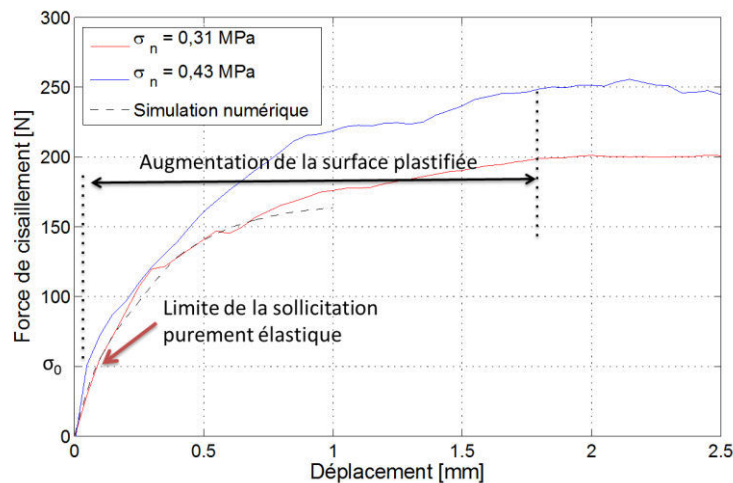


Figure II - 29 : Evolution de la force de cisaillement au cours d'un essai

La figure II-29 montre l'évolution de la force de cisaillement au cours d'un essai de cisaillement effectué avec deux contraintes normales : 0,31 MPa et 0,43 MPa. On peut distinguer trois domaines : un domaine quasi-linéaire de déformation purement élastique, un domaine d'augmentation de la surface plastifiée dans les plans de cisaillement et un domaine de frottement interne. La rupture de pente pour une force de cisaillement voisine de 50 N correspond à la limite élastique. Au-delà de cette valeur, il y a plastification de la matière. A partir de 1,5 mm de cisaillement, la force devient constante.

L'échantillon étant totalement plastifié dans les plans de cisaillement, on mesure donc l'effort dû au frottement interne.

Pour vérifier l'hypothèse du critère de plasticité de von Mises, il convient de tracer l'évolution de la limite d'élasticité pour différents efforts normaux.

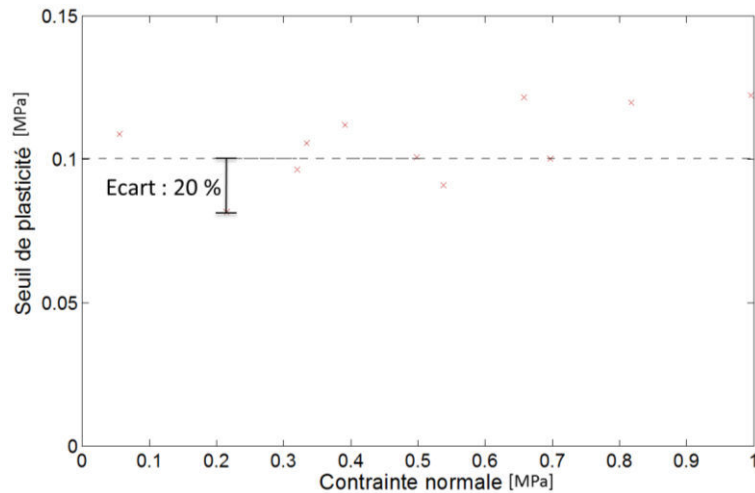


Figure II - 30 : Seuils de plasticité identifiés à partir des essais de cisaillement en fonction de la pression isostatique appliquée à l'échantillon

La figure II-30 met en évidence une faible influence de la pression isostatique sur la limite de la sollicitation purement élastique sur le domaine de contrainte normale étudié compte tenu de la dispersion des résultats obtenus ($\pm 20\%$). L'hypothèse du critère de von Mises dans le domaine de compression est donc vérifiée.

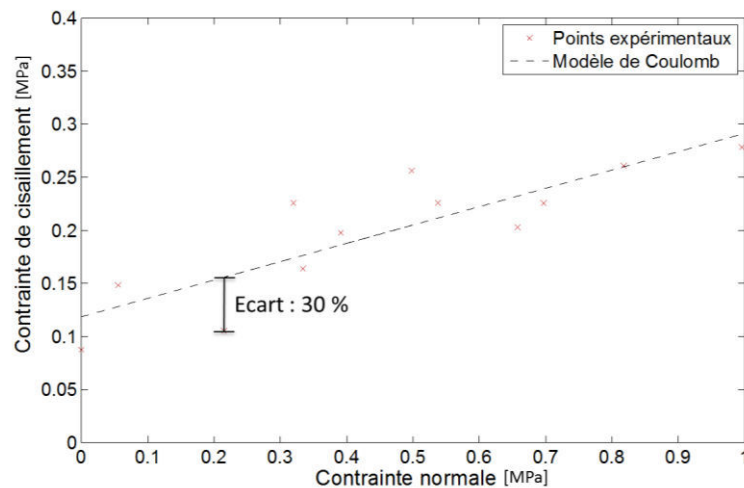


Figure II - 31 : Contrainte de cisaillement mesurée expérimentalement pour différentes contraintes isostatiques

La figure II-31 montre l'évolution de la contrainte de frottement interne en fonction de différentes contraintes normales. On constate aussi une forte dispersion des mesures. On peut noter une augmentation plutôt linéaire de la contrainte tangentielle lorsque la contrainte normale augmente.

Cette évolution est bien représentée par le modèle de Coulomb (équation II-40) utilisé pour la modélisation de la limite à rupture en cisaillement des matériaux pulvérulents.

$$\tau = c + \sigma_n \tan(\varphi) \quad (II - 40)$$

Avec c la cohésion et φ l'angle de frottement interne. Pour la pâte d'argile, on obtient une valeur de cohésion de l'ordre de 0,12 MPa et un angle de frottement interne de 17°.

2.3.2 Influence de la teneur en eau

Dans cette partie du chapitre, nous allons nous intéresser à l'influence de la teneur en eau sur les paramètres des lois de comportement. Comme il a été présenté dans le chapitre 1, le comportement de la pâte céramique est dépendant de la teneur en eau. C'est pourquoi un grand nombre d'études vise à déterminer la teneur en eau optimale du mélange. La figure II-32 présente l'évolution de la consistance d'une pâte céramique en fonction de la teneur en eau.

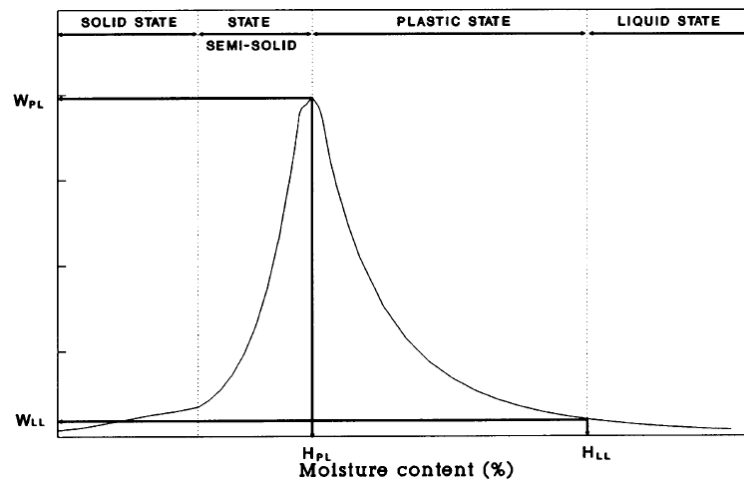


Figure II - 32 : Variation de la consistance avec la teneur en eau (Doménech et al, 1994)

Dans le domaine d'état plastique, une loi puissance (Bloor, 1957) est souvent utilisée pour traduire la variation de la consistance avec la teneur en eau :

$$W = aH^b \quad (II - 41)$$

Avec W la consistance apparente, a et b des paramètres constitutifs du matériau et H la teneur en eau.

Le choix de cette variation s'explique par la nature des essais effectués. Pour traiter les essais d'indentation, les résultats sont souvent considérés linéaires dans un graphique log log. Cela justifie le choix de l'équation II-41. Coussot (1995) a étudié le comportement rhéologique de suspensions eau-argile à partir d'essais réalisés à l'aide d'un rhéomètre plan-plan. Il a constaté une évolution exponentielle du seuil en fonction de la concentration solide sur un domaine de concentration solide de 15 à 50 %. Cette plage de concentrations solide est équivalente respectivement à une plage de teneur en eau comprise entre 37% et 150 % (en % de la masse sèche). Dans ses travaux, Beaumel (1998) a fait l'hypothèse d'une évolution linéaire entre la concentration solide et la teneur en eau sur un

domaine de variation de teneur en eau assez restreint (16% jusqu'à 30%). L'extrapolation du modèle présenté par Coussot, lui a permis de modéliser par une exponentielle décroissante l'évolution de la contrainte de cisaillement avec l'augmentation de la teneur en eau sur son domaine d'étude.

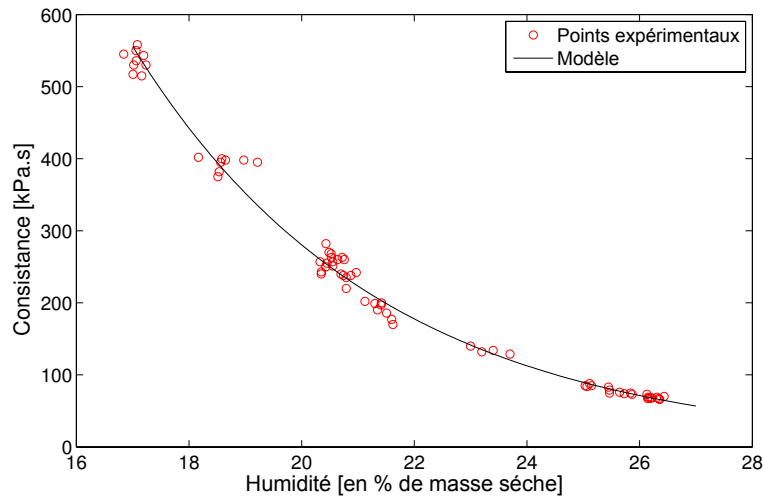


Figure II - 33 : Evolution de la consistance pour une humidité variant de 17 à 27 % de la masse sèche

La figure II-33 montre l'évolution de la consistance en fonction de l'humidité de la pâte. Les points rouges correspondent aux valeurs déterminées expérimentalement. La répétabilité des mesures est correcte. La variation du logarithme de la consistance avec la teneur en eau est linéaire. On utilise donc une fonction similaire à celle utilisée par Beaumel, pour modéliser l'influence de l'humidité sur la consistance:

$$K = K_0 \cdot \exp\left(-\frac{H[\%]}{\xi}\right) \quad (\text{II} - 42)$$

Avec K_0 et ξ deux constantes du modèle :

$$K_0 = 26800 \text{ kPa.s}$$

$$\xi = 4,39$$

Le paramètre ξ est lié à l'influence de la variation de la teneur en eau. Le paramètre identifié par Beaumel, sur un mélange argileux différent, est du même ordre de grandeur ($\xi_{\text{Beaumel}} = 3,70$).

Les paramètres de sensibilité à la vitesse de déformation et à l'écroutissage ne sont pas directement influencés par la variation d'humidité. Leurs valeurs restent constantes, respectivement à 0,03 et 0.

La figure II-34 montre l'évolution du module d'élasticité apparent en fonction de l'humidité. On constate une évolution similaire entre le module d'élasticité apparent et la consistance avec la teneur en eau. On peut noter une dispersion plus élevée des résultats pour les taux d'humidité les plus faibles. Cela peut s'expliquer par une hausse des défauts de géométrie. En effet, l'extraction manuelle des lopins d'argile est plus difficile lorsque la matière est plus dure.

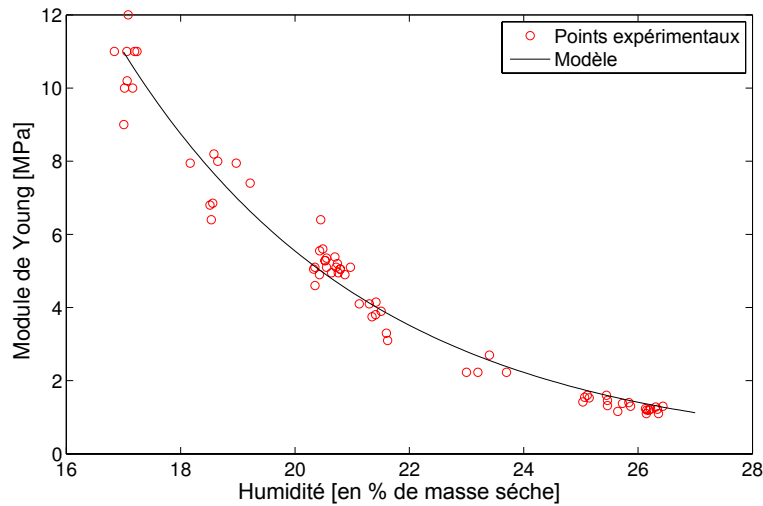


Figure II - 34 : Evolution du module d'élasticité pour une humidité variant de 17 à 27 % de la masse sèche

La courbe en noir représente le modèle de variation du module d'élasticité apparent en fonction de l'humidité identifiée à partir des essais. Il est défini par l'équation suivante :

$$E = E_0 \cdot \exp\left(-\frac{H[\%]}{\xi}\right) \quad (II - 43)$$

Avec E_0 et ξ deux constantes du modèle :

$$E_0 = 540 \text{ MPa}$$

$$\xi = 4,39$$

Le paramètre ξ a été supposé identique dans le cas du module d'élasticité et de la consistance. Les résultats de consistance identifiés étant moins dispersés (moins sensible aux défauts de géométrie), la valeur de ξ a été identifiée à partir de la courbe consistance-humidité.

Cette équation n'est pas sans rappeler le modèle empirique défini par Spriggs (1961) et Spriggs et Brissette (1962) présenté à l'équation II-44. Ce modèle lie le module d'élasticité apparent d'une céramique au taux de porosité.

$$E = E_0 \cdot \exp(-b \cdot \phi) \quad (II - 44)$$

Avec b une constante définie expérimentalement et ϕ le taux de porosité.

Dans le cas de la pâte d'argile, les porosités sont remplies d'eau (eau libre) (Beaumel, 1998).

2.3.3 Influence de la pression d'extrusion

Lors de la phase d'extrusion, la pâte d'argile est soumise à une pression lors de son passage dans la filière. La pression d'extrusion est dépendante de la section de sortie de la filière. Dans le procédé industriel, le changement de dimension des filières est fréquent (ajustement des tailles de galette, changement du produits,...). Il est donc important de vérifier si une augmentation de la pression dans la filière influence le comportement de la pâte d'argile.

2.3.3.1 Matériaux utilisés :

Pour vérifier son influence sur le comportement rhéologique de la pâte d'argile, différents lots de matière ont été extrudés avec cinq sections de sortie variant de 1000 à 2000 mm².

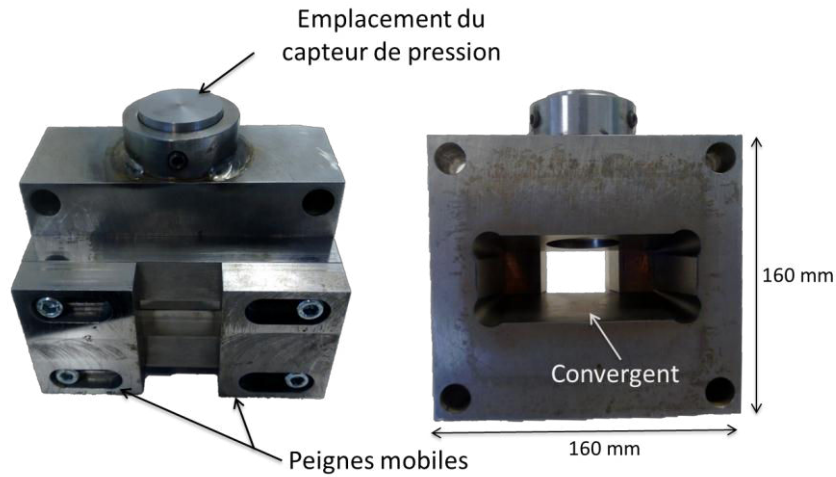


Figure II - 35 : Filière utilisée pour l'extrusion de la pâte d'argile

La dimension standard de la filière utilisée pour les essais de caractérisation est 80 mm x 25 mm. Il est nécessaire de conserver une épaisseur de 25 mm pour pouvoir effectuer les essais de compression libre. On a donc choisi de faire varier la largeur de 40 mm à 80 mm. La filière utilisée est présentée à la figure II-36. Un capteur de pression est positionné dans la filière. Il permet l'acquisition de la pression au cours des phases d'extrusion. Pour chaque section de sortie, des lots de matières à trois humidités différentes (19 %, 20,5 % et 22 %) seront préparés. La figure II-36 donne la pression d'extrusion moyenne pour les 15 lots de matières extrudées. On remarque que la pression d'extrusion dépend de la surface de sortie et de l'humidité de la matière. L'effet dû à l'humidité est cependant majoritaire.

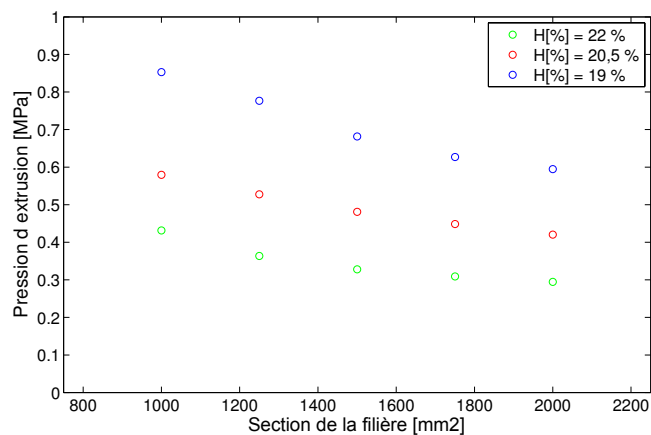


Figure II - 36 : Evolution de la pression d'extrusion en fonction de la section de la filière

2.3.3.2 Résultats expérimentaux

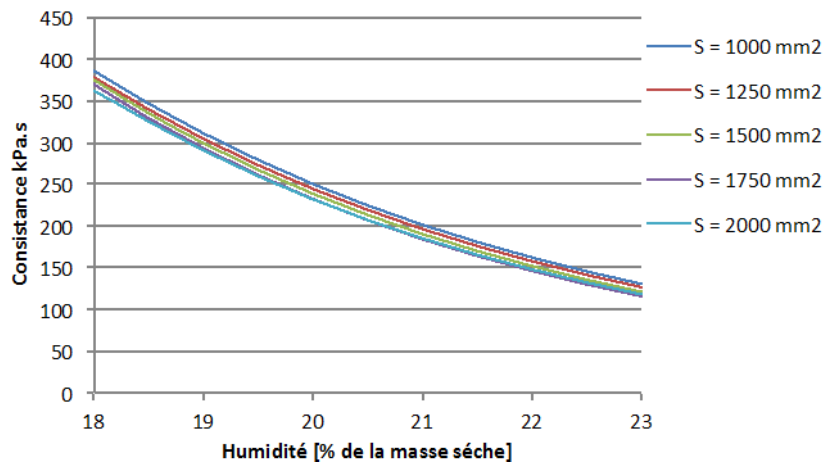


Figure II - 37 : Influence de la section d'extrusion sur la consistance

La figure II-37 représente les modèles d'évolution de la consistance avec l'humidité pour 5 sections de filière d'extrusion obtenus par analyse d'essais de compression libre effectués sur des échantillons à différentes humidités. Une hausse de la pression d'extrusion se traduit par une légère augmentation de la consistance. Le phénomène observé reste mineur comparé à l'influence de l'humidité et à la dispersion de la matière.

Les essais de compaction et de cisaillement avaient précédemment révélé la faible influence de la pression isostatique sur le comportement rhéologique. L'influence de la surpression subie par la matière lors de son passage dans la filière est donc négligeable. Ces résultats montrent que, lors de l'extrusion, la compaction de la matière est réalisée en amont du convergent et de la filière, probablement lors de la phase de désaération puis de compaction au travers de la vis. Le comportement identifié ne sera donc que peu sensible à la filière d'extrusion et restera valable pour de nombreux produits utilisant le même mélange de fabrication.

3 Conclusion partielle

Pour étudier le comportement rhéologique de la pâte d'argile, quatre essais ont été mis en place : compression libre, cisaillement, flexion quatre points et compression confinée. Les paramètres des lois de comportement élastique et viscoplastique sont déterminés à partir d'essais de compression libre. Un profil de compression à vitesse croissante permet d'identifier plus précisément le comportement de la pâte d'argile, en particulier pour les paramètres de sensibilité à l'écroutissage et à la vitesse de déformation.

Les essais de caractérisation ont permis de mettre en évidence un comportement élasto-visco-plastique de la pâte d'argile extrudée. Cela confirme les observations réalisées par Gayou (2008) lors de ses travaux sur les argiles. Le matériau choisi pour l'étude possède une faible sensibilité à la vitesse de

déformation. Il est peu sensible à l'écroutissage. Des essais de compression libre ont été effectués sur des cubes extraits dans trois directions pour vérifier l'anisotropie de la pâte d'argile. Un comportement légèrement anisotrope a été constaté, mais l'hypothèse d'un comportement isotrope sera conservée. Le matériau suit le critère de plasticité de von Mises : la contrainte isostatique n'influence pas le seuil d'écoulement dans le domaine de compression ; le comportement rhéologique est symétrique en traction et en compression. Un modèle de Coulomb permet de modéliser le comportement de la pâte d'argile lorsque le cisaillement est total. Ce modèle traduit le frottement interne et permet l'identification de la cohésion.

L'influence de l'humidité sur le comportement a été quantifiée. Le module d'élasticité apparent et la consistance décroissent exponentiellement avec l'humidité. La caractérisation d'échantillons, provenant de galettes extrudées à différentes sections, a révélé une faible influence de la surpression dans la filière engendrée par une restriction de la section de sortie. Ce résultat est important car il montre que l'extrusion de la matière est telle que le comportement rhéologique de la galette, qui sera pressée pour former une tuile, est intrinsèque à la composition de la matière et ne dépend pas des caractéristiques géométriques de la filière d'extrusion.

Chapitre 3 :

Modélisation du comportement aux interfaces

Le chapitre précédent s'est articulé autour de la caractérisation rhéologique du mélange argileux. Maintenant que le comportement rhéologique est identifié, il est nécessaire d'étudier le comportement des interfaces. Dans le procédé industriel, présenté dans le chapitre d'introduction, trois interfaces ont été identifiées. La première est l'interface argile - acier présente dans les technologies de pressage en moules fermés et en moules ouverts à interfaces métalliques. La seconde concerne la technologie de façonnage en moules ouverts à membrane caoutchouc. Il s'agit de l'interface argile - membrane caoutchouc. Enfin la troisième concerne l'interface membrane - outils en résine.

Dans un premier temps, nous allons identifier les principaux modèles de frottement disponibles pour modéliser le comportement tribologique et les méthodes d'identification des différents paramètres. Nous exposerons ensuite les différents essais utilisés pour la caractérisation des interfaces.

La dernière partie du chapitre sera destinée à la présentation des résultats et la détermination des différents paramètres. Elle commencera par l'étude du frottement statique et dynamique puis des contraintes d'adhésion pour l'interface argile acier, viendra ensuite l'étude de l'interface argile - membrane caoutchouc. Une section sera consacrée à l'étude de l'influence d'ajout d'additifs de surface tels que les lubrifiants (liquide) et les engobes colorants (solide). Enfin, l'interface membrane résine sera caractérisée.

La composition du mélange argileux utilisé dans ce chapitre est identique à celui caractérisé précédemment avec un taux d'humidité de 20 % (en pourcentage de la masse sèche).

1 Bibliographie

1.1 Modèles de comportement tribologique

Les lois de frottement ont pour objectif d'exprimer la cission de frottement en fonction des différents paramètres qui l'influencent. Certains paramètres sont liés aux objets, comme leur comportement rhéologique, leurs propriétés de surface (état de surface, composition, énergie de surface). D'autres sont liés à l'interface et décrivent l'interaction entre les deux corps, comme les paramètres liés à l'adhésion, ceux liés au lubrifiant (rhéologie, présence d'additif,...). Enfin, nous pouvons noter les paramètres liés aux conditions de mise en forme comme la répartition des contraintes, la température ou encore les vitesses de déplacement.

1.1.1 Modèle de Coulomb

Considérons deux solides posés l'un sur l'autre. Le solide 1 est mobile et le solide 2 est fixe. L'effort normal est noté $\vec{N}_{2/1}$ et l'effort tangentiel $\vec{T}_{2/1}$.

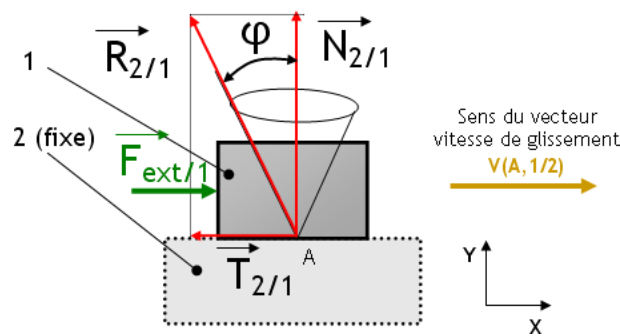


Figure III - 1 : Frottement de Coulomb

La force $\vec{F}_{ext/1}$, nécessaire à la mise en mouvement de **I**, est proportionnelle à l'effort normal $\vec{N}_{2/1}$ suivant la loi :

$$\|\vec{F}_{ext/1}\| = \mu \|\vec{N}_{2/1}\| \quad (III - 1)$$

avec μ le coefficient de frottement.

La force $\vec{F}_{ext/1}$ est indépendante de la surface de contact si l'effort est réparti uniformément sur celle-ci. Elle dépend uniquement de la force normale. Si l'on augmente $\vec{F}_{ext/1}$ progressivement à partir de zéro, tant qu'elle reste inférieure à une force seuil, notée F_s , il n'y aura pas de mouvement entre les deux solides. Une fois que la force seuil est atteinte, le solide **I** commence à se déplacer. La force nécessaire au maintien du mouvement devient alors constante à une valeur F_d inférieure à F_s . La résultante des efforts sera tangente au cône de frottement caractérisé par l'angle de frottement φ .

La figure III-2 montre l'évolution de la force nécessaire au déplacement du solide **I** par rapport au solide **2**.

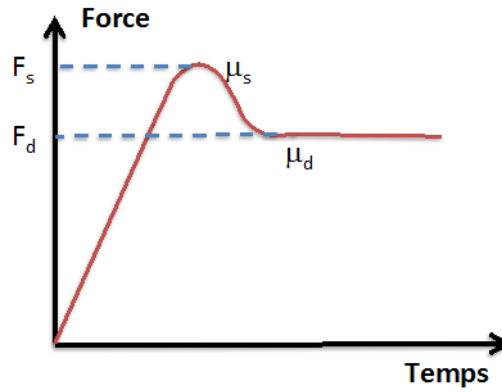


Figure III - 2 : Force en fonction du temps lors d'un essai de frottement

Le pic de force, visible sur la première portion de la courbe, illustre le concept de friction statique et dynamique introduit par Euler au XVIII^{ème} siècle. On a :

$$\mu_d \leq \mu_s \quad (III - 2)$$

Ces lois empiriques, basées sur des observations macroscopiques, permettent de modéliser le frottement sans prendre en compte les différents mécanismes s'opérant durant le frottement ainsi que le rôle des surfaces.

La loi de Coulomb, transcrite localement, s'écrit :

$$\vec{\tau} = -\mu \sigma_n \frac{\vec{V}_g}{\|\vec{V}_g\|} \quad (III - 3)$$

Avec τ la cission de frottement, σ_n la contrainte normale, μ le coefficient de frottement et \vec{V}_g le vecteur vitesse de glissement.

Lorsque la vitesse de glissement est nulle, on a :

$$|\tau| < \mu \cdot |\sigma_n| \quad (III - 4)$$

Les critères de plasticité limitent les contraintes tangentielles donc la cission de frottement. Si l'on considère un matériau suivant un critère de plasticité de von Mises, on aura :

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (III - 5)$$

avec σ_0 la contrainte d'écoulement.

Le modèle de Coulomb peut donc s'écrire :

$$\begin{cases} \tau < \text{Min}(\mu |\sigma_n|, \tau_{max}) \text{ si } \vec{V}_g = \vec{0} \\ \tau = \text{Min}(\mu |\sigma_n|, \tau_{max}) \text{ si } \vec{V}_g \neq \vec{0} \end{cases} \quad (III - 6)$$

Le coefficient de frottement μ résume l'influence de tous les paramètres autres que la contrainte normale. C'est une variable du temps et de l'espace. Par ignorance des mécanismes en jeu, on considère souvent μ comme une constante du temps et de l'espace.

1.1.2 Modèle de Tresca et de Coulomb limité Tresca

Le modèle de Tresca est issu des critères de plasticité. La cission limite est définie par :

$$\vec{\tau} = -\bar{m} \tau_{max} \frac{\vec{V}_g}{\|\vec{V}_g\|} \quad (III - 7)$$

Avec \bar{m} une variable souvent supposée constante et variant entre 0 et 1, τ_{max} la cission maximale admissible définie par le critère de plasticité du matériau.

Le modèle de Coulomb limité Tresca définit une cission maximale donnée par le modèle de Tresca. Sa définition est :

$$\vec{\tau} = \text{Min}(\mu |\sigma_n|, -\bar{m} \tau_{max}) \quad (III - 8)$$

La figure III-3 représente l'évolution de la cission τ en fonction de la contrainte normale σ_n pour les modèles présentés précédemment.

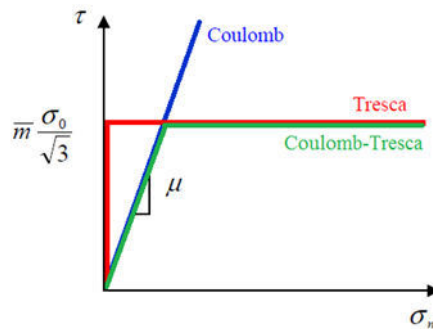


Figure III - 3 : Evolution de la contrainte tangentielle en fonction de la contrainte normale

Si l'on considère la rhéologie d'un troisième corps, ce modèle représenterait le cisaillement d'un corps plastique.

1.1.3 Modèles de Norton

Le modèle de Norton, ou loi de frottement viscoplastique, est souvent utilisé dans le cas d'une interface avec lubrifiant. Ce modèle, dérivé d'une analogie avec la loi de Norton-Hoff, fait intervenir la vitesse de glissement V_g :

$$\vec{\tau} = -\alpha \|\vec{V}_g\|^p \frac{\vec{V}_g}{\|\vec{V}_g\|} \quad (III - 9)$$

Avec α le coefficient de frottement, p l'indice de sensibilité à la vitesse.

La figure III-4 représente l'évolution de la contrainte tangentielle en fonction de la vitesse de glissement.

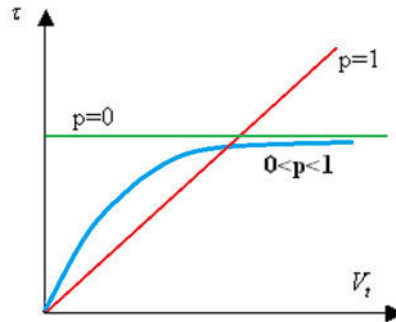


Figure III - 4 : Loi de Norton

Le modèle de Norton est particulièrement utilisé pour modéliser le frottement avec un matériau viscoplastique sensible à la vitesse. Dans cette interprétation, la valeur du coefficient p doit être égale au paramètre de sensibilité à la vitesse m de la loi de comportement rhéologique. En admettant la théorie du troisième corps, ce modèle représenterait bien le cisaillement d'un corps viscoplastique.

Un certain nombre de lois découlent du modèle de Norton. Par exemple, la loi de Norton-Coulomb est obtenue en faisant dépendre linéairement le coefficient de frottement au sens de Norton à la contrainte normale :

$$\vec{\tau} = -(\beta \cdot \sigma_n) \frac{\|\vec{V}_g\|^p}{\|\vec{V}_g\|} \quad (III - 10)$$

Avec β un coefficient de frottement équivalent à μ le coefficient de frottement du modèle de Coulomb.

1.2 Les études du frottement Argile / acier dans la littérature

Jusqu'à présent, le frottement entre pâte argileuse / acier n'a pas fait l'objet de beaucoup d'études. Les travaux de Kocserha et Gömze (2009) sont les plus complets. Ils portent sur l'influence de la composition d'une pâte argileuse (composée d'argile jaune) sur les propriétés de frottement. Pour déterminer le comportement tribologique, ils ont utilisé un tribomètre rectiligne similaire à celui développé par Djelal (2001) pour étudier l'interface argile / acier. Une seule vitesse de glissement de 15 mm/s a été utilisée au cours des essais. La contrainte normale a , quant à elle, variée entre 55 et 550 kPa. Kocserha et Gömze (2009) ont considéré le modèle de Coulomb pour modéliser le frottement. Lors des essais, ils ont observé l'apparition d'une fine couche lubrifiante, engendrée par la migration d'eau ou d'un mélange eau / particules d'argile, sur la surface de l'échantillon en contact avec l'acier. Cela engendre une diminution du coefficient de frottement lorsque la contrainte normale augmente comme il est possible de le voir sur la figure III-5. Ce phénomène a déjà été observé précédemment au cours de différentes études portant sur l'extrusion et les écoulements des pâtes argileuses (Hoffmann et Berger, 2001 ; Götz et al, 2002 ; Benbow et Bridgewater, 1993). Lors de ces travaux sur l'extrusion

des briques, (Gömze, 1980) a observé une diminution du coefficient de frottement lorsque l'humidité de la pâte argileuse, la vitesse de glissement et la contrainte normale imposée augmentent. Cela permet donc de penser que ces paramètres, en particulier la contrainte normale, engendrent une migration de l'eau par capillarité vers la surface. Ce phénomène est facilement observable dans les milieux granulaires humides.

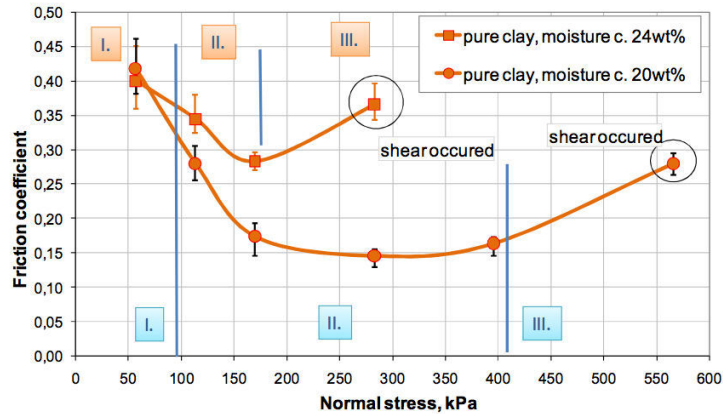


Figure III - 5 : Evolution du coefficient de frottement de Coulomb pour une interface argile / acier en fonction de la contrainte normale (Kocserha et al, 2013)

La figure III-5, extraite des travaux de Kocserha et al. (2013), représente l'évolution du coefficient de frottement de Coulomb pour une interface argile - acier en fonction de la contrainte normale. Il est possible de déterminer trois domaines sur ces courbes. Le premier domaine (I.) correspond à la création de la fine couche lubrifiante, le coefficient de frottement diminue. Dans le second domaine (II.), le coefficient se stabilise. La contrainte normale n'influence plus beaucoup le frottement, il y a équilibre. Le troisième domaine correspond à une augmentation du coefficient de frottement jusqu'à obtention de la limite maximale de cisaillement du matériau.

2 Méthodes et protocoles de caractérisation tribologique

Deux grands principes sont utilisés en mise en forme pour déterminer les modèles de comportement tribologiques les plus représentatifs ainsi que leurs paramètres.

Le premier principe consiste à le mesurer directement sur le procédé de mise en forme. Cela peut se faire par suivi de contour et comparaison avec une simulation numérique obtenue à l'aide d'un modèle par éléments finis par exemple. La détermination des paramètres se fait alors par analyse inverse à l'aide d'un algorithme d'optimisation. L'avantage majeur de ce principe est la parfaite similitude avec les conditions réelles du procédé de mise en forme. Le point négatif de cette méthode est l'accumulation d'erreur. En effet, le choix du modèle de frottement initial est très important et d'autant plus lorsque les géométries d'écoulement deviennent complexes. Dans la majorité des cas, l'analyse inverse permettra de déterminer les valeurs des différents paramètres satisfaisant le modèle choisi.

C'est pourquoi les résultats obtenus ne pourront être utilisés que si le modèle identifié est connu et reproduit fidèlement les phénomènes physiques. Ils permettront de reproduire le frottement entre les deux corps de manière globale avec une précision correcte lorsque les conditions du procédé seront proches de l'essai (contrainte, déformation, vitesse,...). De plus, le comportement du matériau doit être faiblement reproduit pour obtenir des résultats satisfaisants.

Le second principe consiste à simuler le frottement à l'aide d'un essai simple. C'est une méthode directe permettant une meilleure précision. En effet, le comportement rhéologique aura une influence mineure sur le résultat de l'essai, les phénomènes tribologiques seront donc mis en évidence. La principale difficulté de cette méthode est d'assurer une similitude avec le procédé. Cela sous-entend d'utiliser des états de surfaces, des conditions de déformation, des vitesses, des conditions de lubrification (nature, condition de dépôt) similaires pour être représentatif de la réalité.

2.1 Essais de caractérisation globale

Un essai de façonnage sur une géométrie partielle de tuile a été mis en place pour déterminer, par analyse inverse, un coefficient de frottement moyen entre la galette d'argile et les outils en acier. La géométrie utilisée est présentée à la figure III-6. Il s'agit d'un tenon de fixation d'une tuile plate. Cette géométrie a été retenue car elle permet l'identification du coefficient de frottement pour une sollicitation multiple de la matière combinant compression, cisaillement et écoulements.

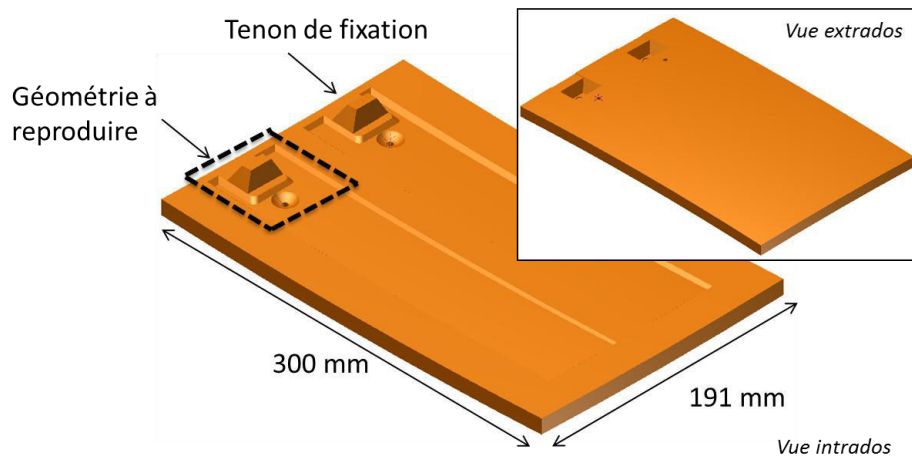


Figure III - 6 : Géométrie de tuile plate

L'outillage permettant la mise en forme du tenon de fixation est présenté sur la figure III-7. Il a été réalisé en acier inoxydable avec un état de surface similaire aux moules industriels. Les échantillons utilisés lors des essais sont parallélépipédiques de dimension 50 x 40 x 13 mm. Une vitesse constante de descente de l'outillage supérieur de 1 mm/s a été adoptée.

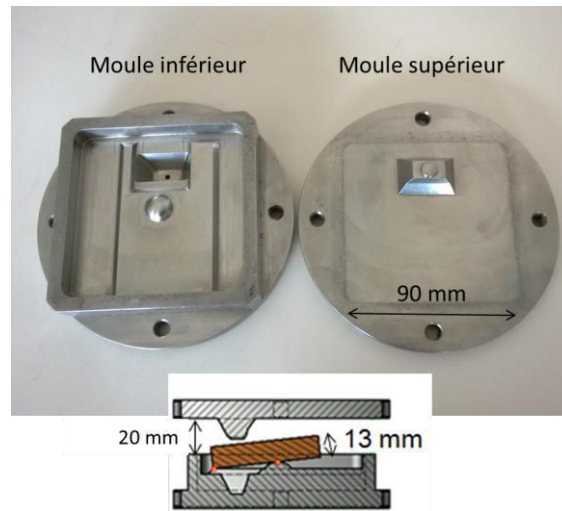


Figure III - 7 : Outillage de mise en forme du tenon de fixation

2.2 Essais de caractérisation locale

Le dispositif de caractérisation locale a été développé à partir du tribomètre présenté dans les travaux de Djelal (2001). Le principe de fonctionnement, présenté sur le schéma de la figure III-8 est simple. On positionne un échantillon de matière de chaque côté d'une plaque mobile. Un effort normal est appliqué aux échantillons par l'intermédiaire d'un piston de compression. Sa valeur est mesurée au cours des essais grâce à un capteur de force positionné entre le piston et l'échantillon. Un capteur de charge mesure la force nécessaire au déplacement de la plaque mobile. Cela permet de déterminer l'évolution de la force tangentielle au cours de temps. L'entrefer entre les supports fixes et la plaque mobile est de 0,2 mm. Cet entrefer assez faible permet de réduire le passage de la matière entre les supports fixes et la plaque qui serait préjudiciable aux bons résultats des essais.

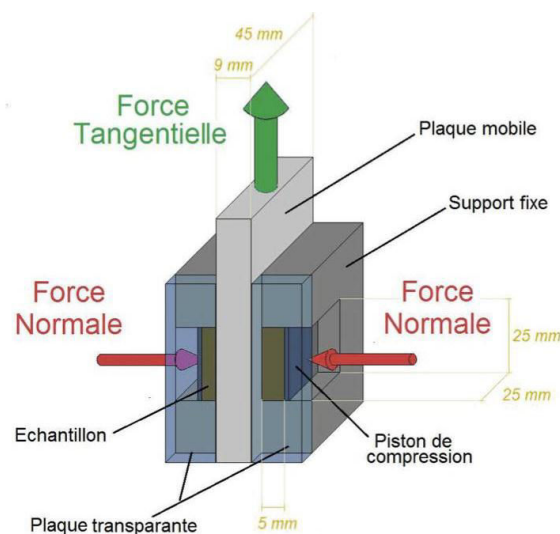


Figure III - 8 : Schéma de principe du tribomètre rectiligne

Pour effectuer les essais de frottement, le montage a été installé sur une machine de traction / compression du type INSTRON 3800R, équipée d'une cellule de charge de 500 N.



Figure III - 9 : Dispositif expérimental de mesure du frottement argile / acier

La photographie présentée à la figure III-9 montre le tribomètre rectiligne développé pour ces essais. Les efforts de compression normale des échantillons sont assurés par des mors pneumatiques. L'effort de serrage des mors est mesuré à l'aide d'un capteur de force du type FUTEK LLB 300. Sa charge maximale admissible est de 2224 N.

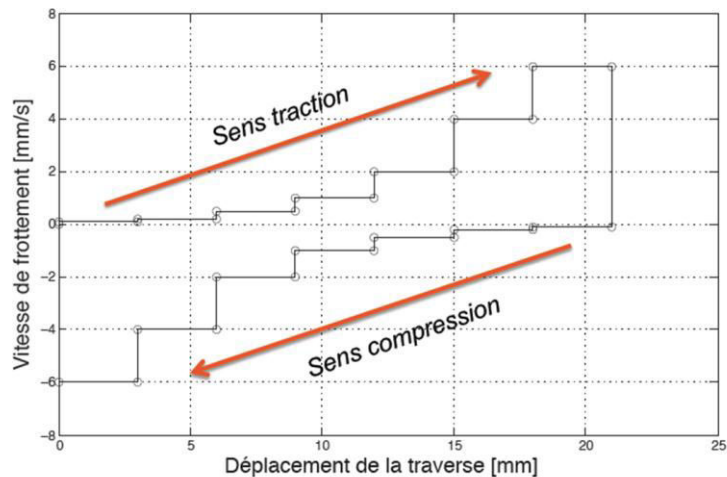


Figure III - 10 : Evolution de la vitesse en fonction du déplacement

Les essais ont été effectués pour des valeurs de vitesse de glissement variant de $V_1=0,1$ mm/s à $V_7=6$ mm/s (vitesse maximale du moyen d'essais) et des valeurs de contrainte normale comprise 0 entre 1 MPa. Les vitesses maximales utilisées lors de ces essais sont inférieures aux vitesses maximales de glissement pouvant être atteintes sur le procédé. Les essais se déroulent de manière cyclique : une montée de la plaque mobile (sens traction) suivie d'une descente (sens compression). Le profil de vitesse au cours d'un cycle est présenté à la figure III-10. L'objectif est de mettre en évidence l'influence de la vitesse sur le comportement tribologique. La force de cisssion à une vitesse V_i sera calculée en faisant la moyenne des forces de cission relevées sur la portion du cycle sollicitée à la vitesse V_i .

Pour chaque cycle, une contrainte normale est imposée. Un échantillon subit donc plusieurs cycles et est soumis à une contrainte normale croissante au fur et à mesure des cycles. Les échantillons sont prélevés sur l'extérieur des blocs de matière pour identifier le frottement entre la surface brute d'extrusion et l'acier pour rester représentatif de la réalité industrielle.

2.3 Caractérisation de l'adhésion

Pour caractériser l'adhésion entre l'argile et les moules, des essais de compression libre ont été effectués. Le dispositif expérimental est identique à celui utilisé pour la caractérisation rhéologique (Chapitre 2, partie 2.2.3.1). Le profil de compression utilisé est donné à la figure III-11. Il est composé d'une succession de compressions et de déchargements. Un critère en force de compression a été choisi pour stopper les phases de descente du plateau supérieur. Les efforts de compression sont croissants au cours de l'essai. La vitesse de déplacement de l'outil supérieur est de 1 mm/s. Les échantillons utilisés pour ces essais sont identiques à ceux utilisés pour la caractérisation rhéologique (diamètre 60 mm et épaisseur 25 mm).

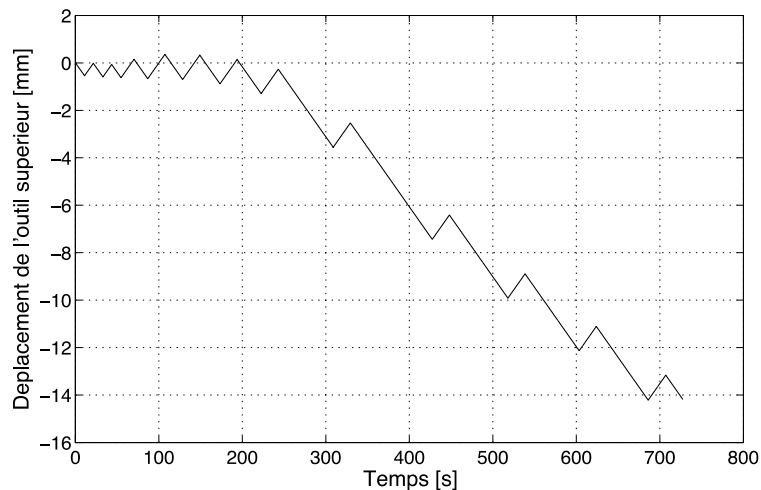


Figure III - 11 : Profil de déplacement de l'outil supérieur

La mesure de la force nécessaire au décollement de l'outil supérieur, lors de sa remontée, permet de déterminer la contrainte d'adhésion entre l'argile et l'outil.

3 Résultats et discussion

3.1 Etude de l'interface argile – acier

3.1.1 Caractérisation du frottement par la méthode globale

Pour identifier le coefficient de frottement des essais de mise en forme ainsi que des essais de compression libre ont été effectués.

La figure III-12 montre l'évolution de la force au cours de l'essai de façonnage du tenon de fixation (moyenne sur cinq essais). On distingue quatre phases au cours de l'essai : l'approche de l'outil supérieur, la flexion de l'échantillon, le poinçonnage et enfin la compression et l'écoulement de la matière. La courbe en pointillés représente la force obtenue numériquement dans le cas d'une interface parfaitement glissante (pas de frottement). En comparant les deux courbes, on constate que le frottement influence majoritairement la force dans la phase de compression et d'écoulement de l'argile. Sur les quatre derniers millimètres de pressage, le modèle numérique minimise la force nécessaire à la mise en forme du tenon de fixation (écart de 200 N à la fin de l'essai).

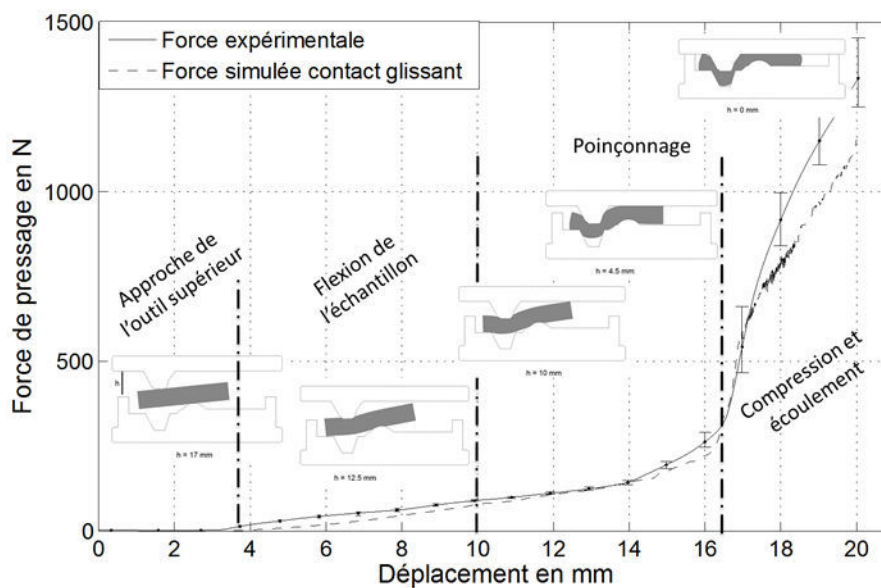


Figure III - 12 : Evolution de la force de pressage au cours d'un essai de mise en forme

Si l'on s'intéresse aux champs de contraintes normales obtenues numériquement (figure III-13), on constate qu'elles sont proches de zéro lorsque la distance entre les outils est supérieure à 4 mm. Les efforts engendrés par le frottement sont donc négligeables par rapport aux efforts rhéologiques.

Le modèle numérique met en évidence une augmentation des écoulements dans les derniers millimètres de pressage. Lorsque la distance d'entrefer devient inférieure à 2 mm, les contraintes normales augmentent. Les efforts engendrés par le frottement deviennent non négligeables. Cela explique la divergence entre la force expérimentale et la force numérique.

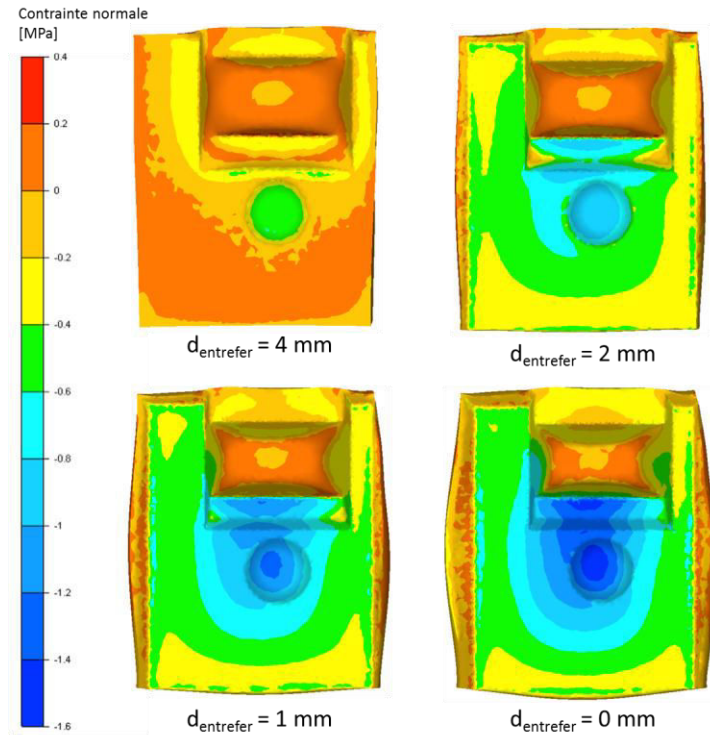


Figure III - 13 : Champs de contrainte normale obtenus numériquement

Pour déterminer un modèle de frottement, une analyse inverse sur la courbe de force a été réalisée. Trois modèles de frottement ont été considérés : le modèle de Coulomb (III-3), le modèle de Tresca (III-7) et le modèle de Coulomb limité par Tresca (III-8). Le tableau III-1 donne les valeurs des paramètres obtenus pour ces trois modèles : en noir les valeurs obtenues à partir des courbes force déplacement mesurées au cours des essais de compression libre et en bleu celles obtenues à partir des essais de mise en forme

Modèle de frottement	Coulomb	Tresca	Coulomb-Tresca
μ	0,31 0,165	X	0,4 0,54
\bar{m}	X	0,8 0,55	1,7 0,83

Tableau III - 1 : Paramètres déterminés pour les trois modèles de frottement

La figure III- 14 indique l'évolution de la force de pressage obtenue avec un modèle de frottement de Coulomb ($\mu=0,16$). Le modèle numérique reproduit bien la force obtenue expérimentalement. L'écart entre les deux courbes est de l'ordre de 4%. La courbe numérique se trouve entre les bornes représentant les minima et maxima obtenus expérimentalement au cours des essais.

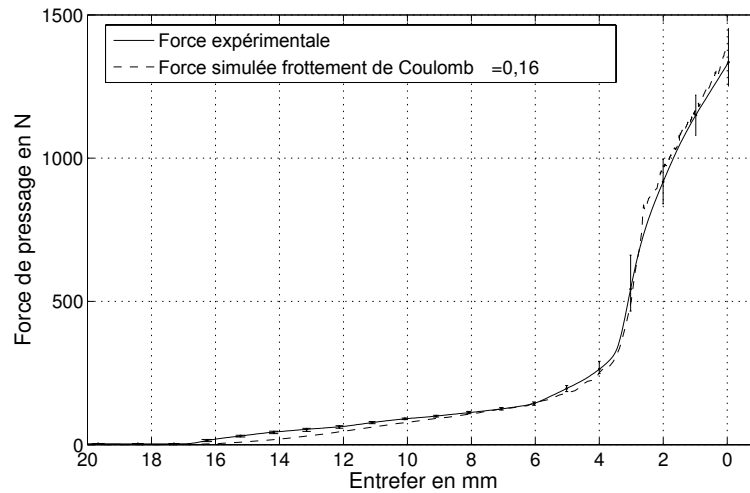


Figure III - 14 : Comparaison entre la force expérimentale et son modèle numérique

Cette méthode ne permet pas de discriminer un modèle de frottement. En effet, les courbes de forces obtenues numériquement pour les trois modèles de frottement se superposent. La courbe de force ne donne pas assez d'information pour pouvoir choisir un modèle. Il est donc nécessaire d'utiliser une autre méthode de caractérisation pour pouvoir discriminer un modèle de frottement.

3.1.2 Caractérisation du frottement par la méthode locale

Pour identifier les mécanismes de frottement et déterminer le modèle de frottement le plus adapté à la modélisation de l'interface argile / acier, des essais de caractérisation sur un tribomètre rectiligne ont été réalisés.

La courbe de la figure III-15 révèle l'existence d'un domaine de frottement statique, caractérisé par le pic de force en début d'essai, et d'un domaine de frottement dynamique caractérisé par une augmentation de la force lorsque la vitesse de cisaillement croît.

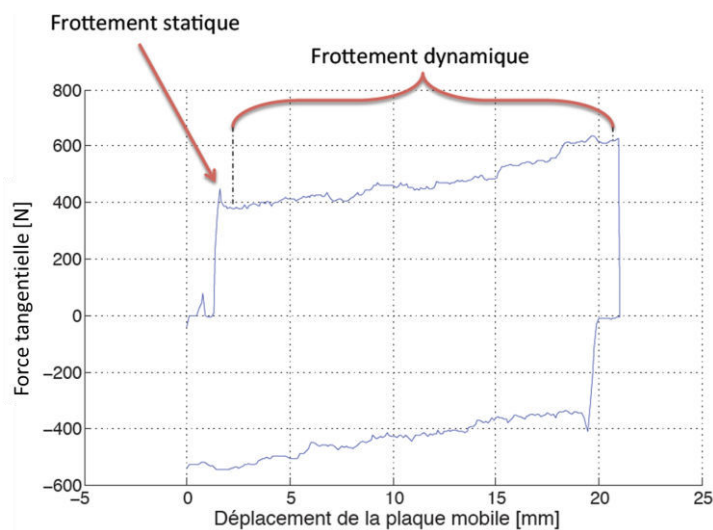


Figure III - 15 : Evolution de la force tangentielle au cours d'un cycle pour une contrainte normale de 0,55 MPa

La figure III-16 dévoile une évolution linéaire de la contrainte tangentielle due au frottement statique en fonction de la contrainte normale. Le frottement statique est modélisable par un modèle de Coulomb :

$$\tau = \mu_s \cdot \sigma_n \quad (\text{III} - 11)$$

Ici $\mu_s = 0,31$. La courbe en pointillés représente le modèle de Coulomb.

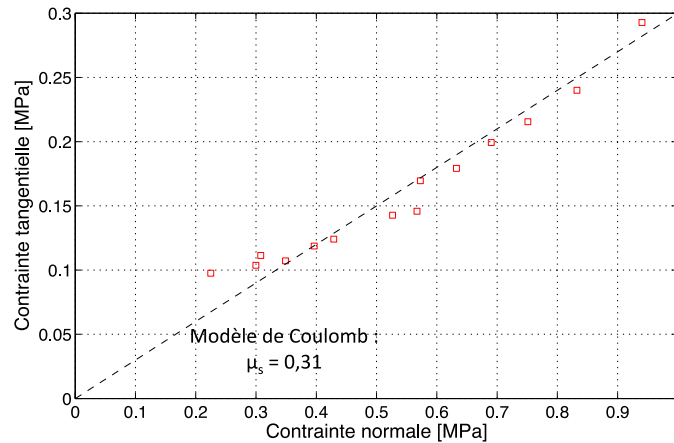


Figure III - 16 : Evolution de la contrainte de frottement statique en fonction de la contrainte normale

Pour déterminer le modèle de frottement dynamique, le rapport contrainte tangentielle sur contrainte normale a été tracé en fonction de la contrainte normale (figure III-17). On constate trois domaines de frottement caractérisés respectivement par une diminution, une stabilisation et une légère augmentation du coefficient de frottement au sens de Coulomb. Les observations sont cohérentes avec les résultats de Kocserha et al. (2009), voir figure III-5.

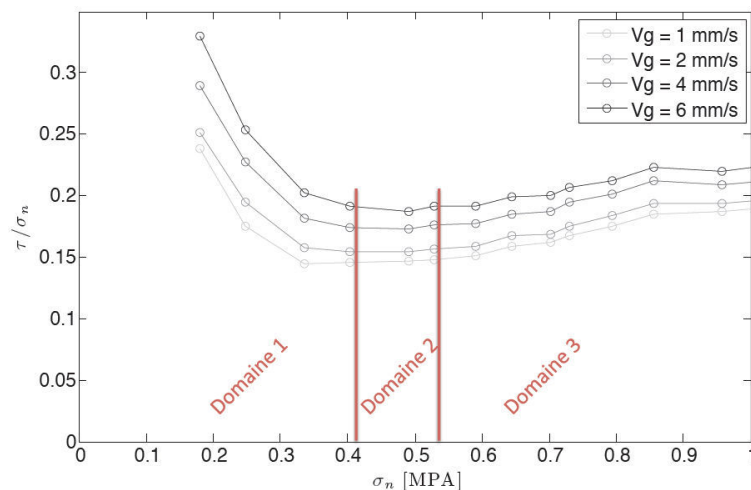


Figure III - 17 : Evolution du coefficient de frottement dynamique au sens de Coulomb en fonction de la contrainte normale pour quatre vitesses de glissement

On peut considérer un premier domaine pour des contraintes normales inférieures à 0,4 MPa. Les courbes mettent en évidence une forte diminution du coefficient de frottement. Ce phénomène peut être expliqué par une migration d'un mélange liquide eau / argile qui crée un film lubrifiant en surface.

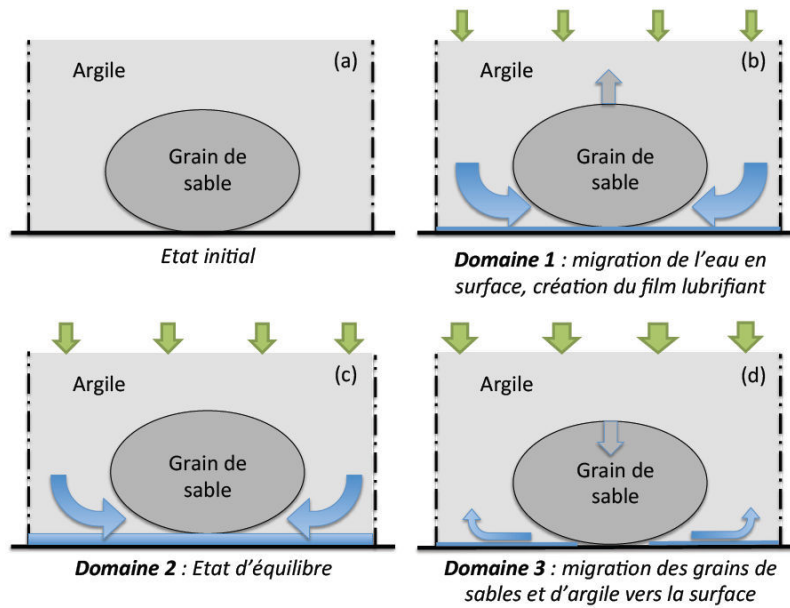


Figure III - 18: Evolution de l'interface argile / acier en fonction de la contrainte normale

En se formant, le film fluide tend à repousser les grains de sable présents en surface vers le centre de l'échantillon (figure III-18b). Un second domaine apparaît pour des contraintes comprises entre 0,4 et 0,53 MPa. Le coefficient de frottement se stabilise. La pression du film fluide qui s'applique sur les grains est compensée par la pression engendrée par l'effort normal. Les grains ne se déplacent plus, le volume du film liquide reste constant (figure III-18c). L'interface entre dans un état d'équilibre. Un dernier domaine peut être considéré pour les contraintes normales supérieures à 0,53 MPa. Le coefficient de frottement augmente linéairement avec l'augmentation de la contrainte normale. La pression engendrée par l'effort normal devient majoritaire par rapport à la pression du film fluide. Les grains de sable et l'argile sont repoussés vers l'extérieur (figure III-d). Le volume du film lubrifiant diminue avec l'augmentation de l'effort normal.

La figure III-17 montre également une sensibilité du coefficient de frottement à la vitesse. Le modèle classique de Coulomb ne peut donc pas être utilisé directement pour modéliser le comportement tribologique. Il est nécessaire de faire intervenir la vitesse dans la loi de comportement tribologique par l'intermédiaire du modèle de Norton par exemple.

Pour modéliser le frottement à l'interface, deux domaines de frottement seront considérés : le premier pour les contraintes normales inférieures à 0,45 MPa, et le second pour celles qui sont supérieures à 0,45 MPa. La contrainte de cisailon peut être définie comme la somme d'un frottement sec (frottement des grains de sable sur l'acier) et un frottement visqueux (frottement de l'argile sur l'acier). Le modèle est donc défini par l'équation suivante :

$$\vec{\tau} = -\left(\mu + \alpha \|\vec{V}_g\|^p\right) \cdot \sigma_n \frac{\vec{V}_g}{\|\vec{V}_g\|} \quad (\text{III} - 12)$$

Avec μ le coefficient de frottement sec de Coulomb et α le coefficient de frottement visqueux (modèle de Norton-Coulomb).

Comme il a été vu précédemment, les mécanismes de frottement diffèrent entre ces deux domaines. Le premier est caractérisé par la création d'un film lubrifiant qui mène à la diminution du coefficient de frottement. Lorsque l'eau migre, un film liquide se forme en surface sous l'effet de la contrainte normale. Le coefficient de frottement sec diminue. On choisit donc de le modéliser de la façon suivante :

$$\mu = \mu_0 - a \cdot \sigma_n \tag{III - 13}$$

Où μ_0 est le coefficient de frottement de Coulomb en l'absence de film lubrifiant et a une constante de lubrification.

Dans le second domaine, le coefficient de frottement augmente sous l'effet de la diminution du film lubrifiant et du retour des grains de sable en surface. Le coefficient de frottement est modélisé par l'équation suivante :

$$\mu = b \cdot \sqrt{\sigma_n} \tag{III - 14}$$

Avec b une constante reflétant l'augmentation du coefficient de frottement.

Le tableau 2 résume les différents paramètres présents dans le modèle de comportement tribologique. Leurs valeurs ont été identifiées par analyse inverse à l'aide d'un algorithme d'optimisation globale (algorithme génétique) couplé à un algorithme local (gradient).

Premier domaine :	μ_0	0,23
	a	0,145
	α	0,023
	p	0,35
Deuxième domaine :	b	0,18
	α	0,0054
	p	1

Tableau III - 2 : Paramètres du modèle de comportement tribologique

La figure III-19 montre l'évolution du coefficient de frottement expérimental au sens du modèle de Coulomb ainsi que le coefficient calculé à partir du modèle présenté précédemment. Le modèle déterminé reproduit l'évolution du coefficient de frottement sur le domaine d'étude (contrainte normale comprise en 0 et 1 MPa). L'erreur calculée entre le modèle proposé et l'expérimental est de

3.8 %. Pour s'assurer de la stabilité du modèle sur un domaine de contrainte normale plus élevée, une extrapolation a été effectuée jusqu'à des contraintes normales de 2 MPa. Il s'agit de l'ordre de grandeur maximal des contraintes normales constatées sur les simulations numériques de la mise en forme de diverses géométries industrielles.

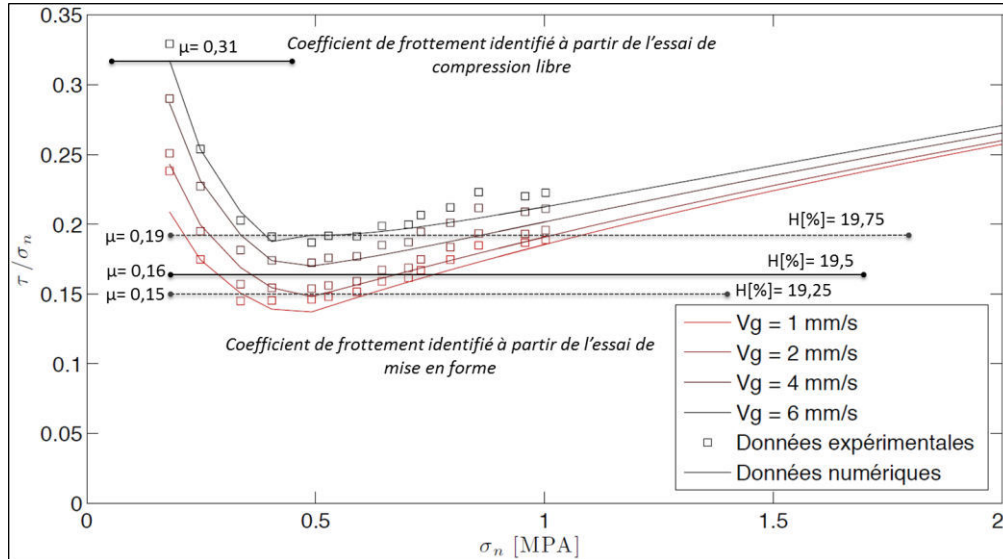


Figure III - 19 : Evolution du coefficient de frottement expérimental et de son modèle numérique en fonction de la contrainte normale

Le modèle tend vers un modèle de Coulomb avec un coefficient 0,25 pour des contraintes normales proches de 2 MPa. Les traits continus horizontaux représentent les valeurs du coefficient de frottement de Coulomb identifiées à partir des essais de compression libre et des essais de mise en forme. Les ronds bornant les traits horizontaux représentent les valeurs minimales et maximales des contraintes normales obtenues numériquement à la surface des échantillons. L'essai de compression libre permet de déterminer un coefficient de frottement de 0,31. Cela confirme les valeurs identifiées au tribomètre rectiligne pour des faibles contraintes normales. Le coefficient de frottement défini à partir des essais de mise en forme est de 0,16. La dispersion des courbes de force enregistrées au cours des essais est de l'ordre de 200 N. Cette variation est du même ordre de grandeur que l'écart constaté entre le modèle numérique et les essais expérimentaux (figure III-19). Les hétérogénéités de comportement rhéologique obtenues entre deux échantillons rendent complexe l'identification du coefficient de frottement par simple analyse inverse de la courbe de force. Pour vérifier l'influence des paramètres rhéologiques insérés dans le modèle numérique, deux analyses inverses ont été effectuées en supposant des taux d'humidité de 19,25% et de 19,75% (variation de $\pm 0,25$ par rapport à l'humidité mesurée expérimentalement). Les résultats sont représentés par les traits discontinus. On obtient respectivement $\mu=0,15$ et $\mu=0,19$. On constate des contraintes normales plus élevées lorsque le taux d'humidité augmente. Au regard du profil de variation du coefficient de Coulomb en fonction de la contrainte normale, il est donc normal que le coefficient identifié soit supérieur.

3.1.3 Caractérisation de l'adhésion

L'adhésion entre l'argile et l'outillage est le second comportement aux interfaces étudié. L'étude de ce paramètre est importante car il traduit la capacité de la tuile verte à être démoulée facilement. En effet, une forte adhésion rend le démoulage impossible. De plus, lors des étapes de façonnage, notamment en double pressage (chapitre 5), l'adhésion joue un rôle important lors de la remontée de l'outillage supérieur. Lorsque les contraintes d'adhésion entre l'argile et les outils sont supérieures aux contraintes de cohésion de la matière, le risque d'arrachement de matière devient important.

Pour caractériser l'adhésion entre l'argile et les outils, des essais de compression libre ont été réalisés en suivant le protocole décrit précédemment dans ce chapitre (partie 2.3)

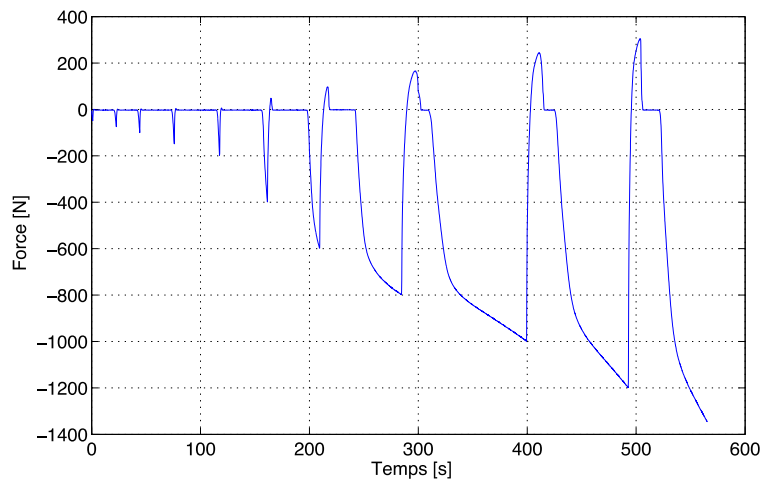


Figure III - 20 : Evolution de la force au cours des différents cycles de chargement et déchargement avec décollement

La figure III-20 montre l'évolution de la force mesurée au cours de l'essai. On constate que lorsque l'effort appliqué sur l'échantillon est inférieur à 200N, la force d'adhésion mesurée tend vers zéro. Au-delà, la force d'adhésion augmente avec la contrainte normale. Au cours de l'essai, la surface de contact entre l'argile et les plateaux augmente. Il est donc nécessaire d'étudier l'influence de la contrainte normale appliquée à l'échantillon sur la contrainte d'adhésion. Pour déterminer les dimensions de surface de contact, nous avons supposé la conservation du volume et la cylindricité de l'échantillon.

La figure III-21 montre l'évolution de la contrainte d'adhésion en fonction de la contrainte normale appliquée sur l'échantillon. Lorsque la contrainte normale appliquée à l'échantillon est inférieure à 90 kPa, la contrainte d'adhésion est quasi constante. Pour des contraintes normales plus élevées, la contrainte augmente. L'adhésion entre l'argile et l'acier est du type indirect par capillarité. Elle est donc dépendante de la teneur en eau de la pâte d'argile et principalement de la quantité de fluide présent en surface. Nous avons constaté précédemment un phénomène de migration de l'eau vers la surface pour des contraintes normales comprises entre 200 et 400 kPa.

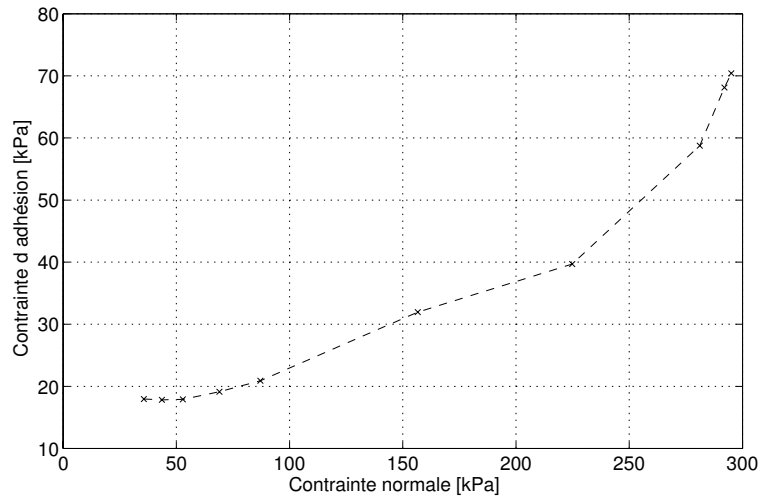


Figure III - 21 : Influence de la contrainte normale sur la contrainte d'adhésion

La figure III-22 présente l'évolution du rapport contrainte d'adhésion sur contrainte normale pour différentes contraintes normales. Pour les contraintes normales inférieures à 90 kPa, le rapport diminue rapidement. Un seuil de contrainte normale à 225 kPa est constaté. A partir de cette valeur, le rapport augmente : plus la contrainte augmente, plus la variation de la contrainte d'adhésion est rapide.

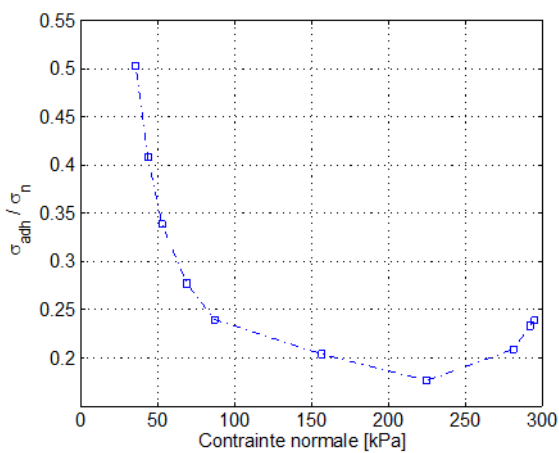


Figure III - 22 : Evolution du rapport contrainte d'adhésion sur contrainte normale

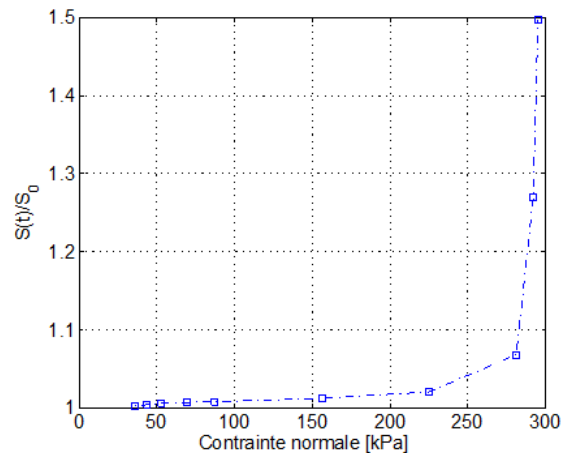


Figure III - 23 : Variation relative de la surface de contact au cours de l'essai

Si l'on s'intéresse à l'évolution de la surface de contact avec la contrainte normale (figure III- 23), on constate une faible augmentation de la surface jusqu'au seuil de 225kPa. Ces résultats montrent une migration de l'eau pour des contraintes normales supérieures à 90 kPa (changement de pente du rapport contrainte d'adhésion sur contrainte normale). A partir du seuil de 225kPa, la surface de contact augmente fortement. De la matière, située initialement dans l'échantillon se déplace vers la surface de contact. Le taux d'humidité au sein de l'échantillon étant plus élevé, ce déplacement de matière augmente la quantité d'eau en surface. Cela permet, sous l'effet des contraintes normales élevées, de densifier les liaisons capillaires entre le lopin et les outils, d'où une élévation de la contrainte d'adhésion.

3.2 Etude de l'interface argile membrane

Pour pouvoir simuler numériquement le façonnage en moule ouvert avec membranes, il est nécessaire de connaître le comportement de l'interface membranes caoutchoucs - argile. L'effet de la vitesse sera négligé dans cette partie ($V=1$ mm/s) car considéré du second ordre (voir figure III-19)

3.2.1 Caractérisation du frottement

Pour identifier un modèle de frottement argile membrane, la méthode de caractérisation locale a été utilisée. En effet, les essais précédents ont montré la capacité de cette méthode à discriminer les différents modèles de frottement. Lors des essais, une vitesse de glissement constante de 1 mm/s a été adoptée.

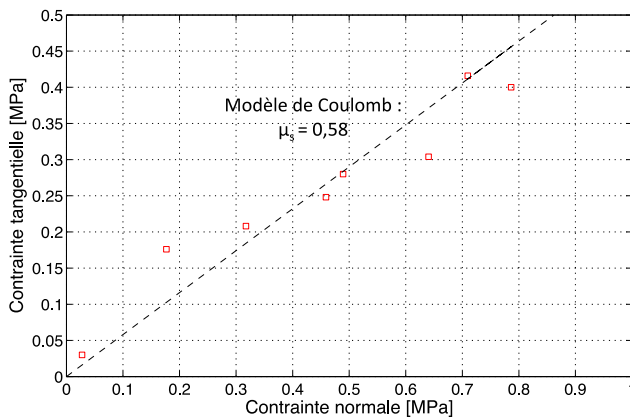


Figure III - 24 : Contrainte d'adhérence mesurée pour une interface argile - membrane

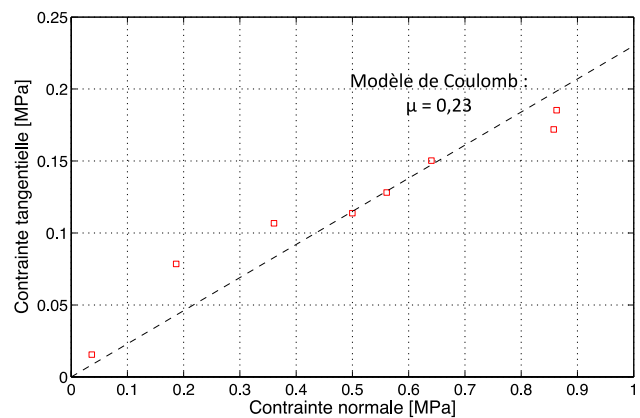


Figure III - 25 : Evolution de la contrainte de cisson pour une interface argile - membrane

La figure III-24 montre l'évolution linéaire de la contrainte de friction statique en fonction de la contrainte normale. Le frottement statique suit donc un modèle de Coulomb avec un coefficient de 0,58. La figure III-25 présente l'évolution de la contrainte de cisson pour des contraintes normales variant de 0 à 1 MPa. On constate que le frottement dynamique suit également un modèle de Coulomb. Le coefficient de frottement identifié est de 0,23.

Si l'on compare les valeurs des coefficients de frottement obtenues pour les deux interfaces étudiées (argile - acier et argile - membrane), on observe un seuil d'adhérence deux fois plus élevé dans le cas de l'interface argile - membrane. Les coefficients de frottement dynamique identifiés pour les deux interfaces sont du même ordre de grandeur.

3.2.2 Caractérisation de l'adhésion

La figure III-26 révèle une contrainte d'adhésion de l'argile sur la membrane beaucoup plus faible (maximum 8 kPa) comparée à la contrainte d'adhésion argile - acier mesurée précédemment. De plus, on remarque une faible influence des contraintes normales inférieures à 250 kPa. Pour des contraintes normales supérieures à 250 kPa, la contrainte d'adhésion chute. La faible adhésion de l'argile sur la

membrane est due au retour élastique de cette dernière. En effet, lors de la mise en chargement, la membrane se déforme. Le retour élastique de la membrane, lors du relâchement des contraintes de surface, permet la dissipation de l'énergie d'adhésion par rupture de ponts capillaires.

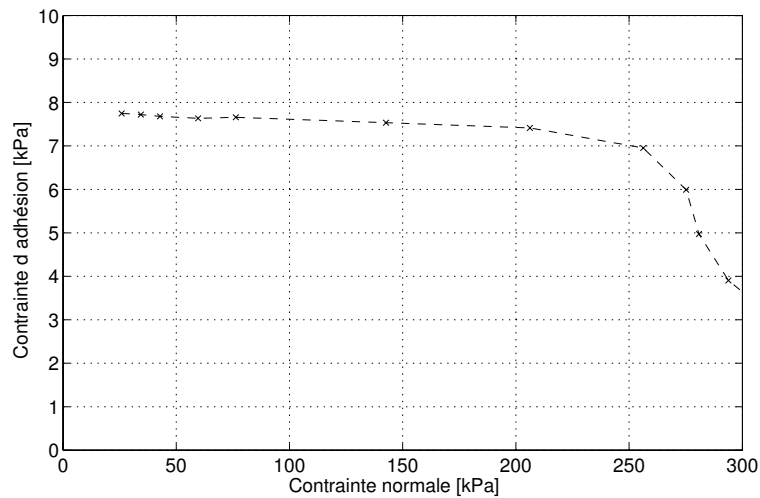


Figure III - 26 : Influence de la contrainte normale sur la contrainte d'adhésion de l'argile sur la membrane caoutchouc

La figure III-23 révèle une grande variation de l'aire de contact pour des contraintes normales supérieures à 250 kPa. La forte variation de surface sous des contraintes normales élevées, augmente la déformation de la membrane. Le retour élastique, au cours du relâchement des contraintes, en est d'autant plus important. Cela justifie la chute de contrainte d'adhésion observée pour les contraintes normales les plus élevées.

3.2.3 Effet de l'utilisation d'additif de surface sur le frottement argile - membrane

Dans le procédé industriel, différents additifs de surface sont utilisés. Dans le cadre de ces travaux de thèse, l'influence de deux additifs est étudiée : un additif liquide servant de lubrifiant (Biozane) et un engobe prismatique de faible granulométrie (talc). Lors des essais, une couche de talc d'épaisseur environ 0,5 mm est déposée à la surface des échantillons. Une légère pression est ensuite effectuée sur la surface talquée pour incruster les grains sur l'échantillon (méthode similaire à celle utilisée pour la dépose d'engobe colorant sur le procédé industriel).

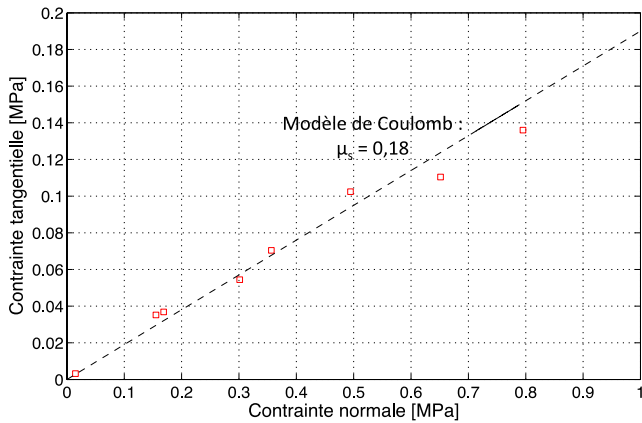


Figure III - 27 : Contrainte d'adhérence mesurée pour une interface argile - membrane avec utilisation d'un additif liquide (Biozane)

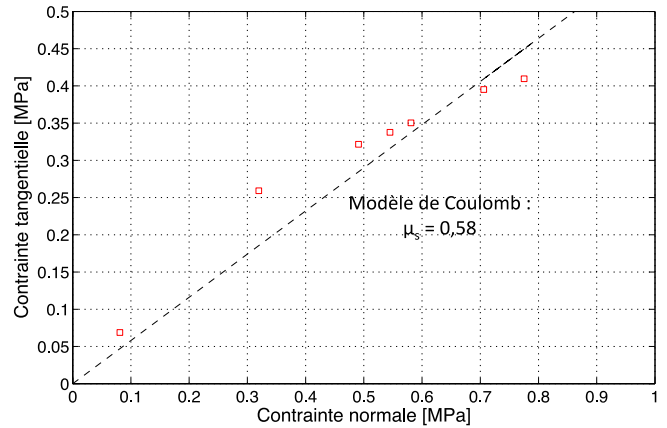


Figure III - 28 : Contrainte d'adhérence mesurée pour une interface argile - membrane avec utilisation d'un additif solide

Les figures III-27 et III-28 montrent l'évolution des contraintes d'adhérence mesurées au cours des essais de frottement (carrés rouges). On constate une évolution linéaire de la contrainte d'adhérence. Comme pour l'interface argile-membrane sans additif, la contrainte d'adhérence peut être modélisée par un modèle de Coulomb. Un coefficient d'adhérence de 0,18 a été identifié dans le cas de l'utilisation de l'additif liquide et de 0,58 pour l'engobe solide. Contrairement à l'engobe solide, l'additif liquide permet de diminuer par trois le coefficient d'adhérence.

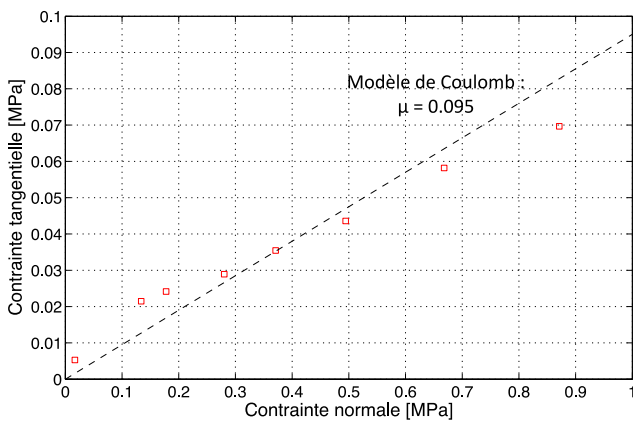


Figure III - 29 : Evolution de la contrainte de cisaillement pour une interface argile - membrane avec utilisation d'un additif liquide

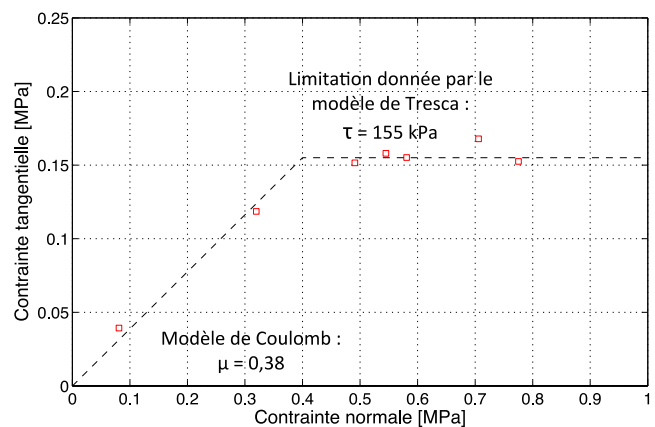
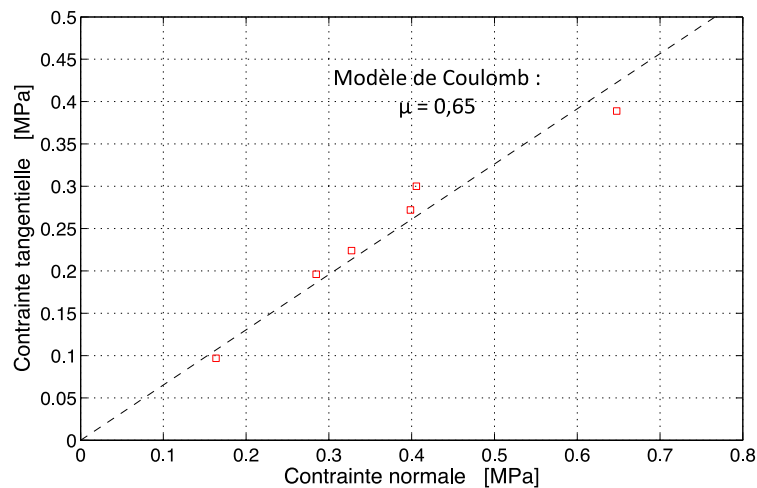


Figure III - 30 : Evolution de la contrainte de cisaillement pour une interface argile - membrane avec utilisation d'un additif solide

Les résultats expérimentaux, présentés à la figure III-29 révèlent une forte diminution du frottement lors de l'ajout de lubrifiant liquide. Le coefficient de Coulomb passe de 0,23 à 0,095. L'interface argile - membrane avec utilisation d'un additif solide suit un comportement de Coulomb limité Tresca. Pour les contraintes normales inférieures à 0,4 MPa, on constate un frottement de Coulomb avec $\mu = 0,38$. Au-delà de 0,4 MPa, la contrainte de cisaillement est constante à $\tau_{max} = 0,155$ MPa. Ce phénomène est probablement dû au cisaillement de la couche de talc.

3.3 Étude du frottement de la membrane sur la résine

L'interface entre les membranes caoutchouc et les outils en résine est la dernière à caractériser. La figure III-31 donne les résultats expérimentaux obtenus lors d'essais réalisés avec le tribomètre rectiligne à une vitesse de frottement constante de 0,5 mm/s. On observe un frottement du type Coulomb. Le coefficient de frottement déterminé est de 0,65. Lors des essais, nous n'avons pas observé de pic lié au frottement statique. Le coefficient de frottement statique est donc égal au coefficient de frottement dynamique.



4 Conclusion partielle

Les recherches bibliographiques ont mis en évidence trois modèles de frottement : le modèle de Coulomb, le modèle de Tresca et le modèle de Norton. Différentes combinaisons de ces modèles permettent de s'approcher de comportements réels dans différents cas. En mise en forme, deux approches sont disponibles pour caractériser le frottement : l'approche globale qui consiste à déterminer les paramètres par analyse inverse d'essais de mise en forme et l'approche locale qui consiste à caractériser le frottement à partir d'un essai simple (tribomètre). Le contact argile-acier a déjà été étudié dans les travaux de Kocserha et Gömze (2009). Ils ont observé une dépendance du coefficient de frottement de Coulomb avec la contrainte normale.

Pour caractériser le frottement entre ces deux matériaux, les approches globale et locale ont été utilisées. Dans un premier temps, des essais de mise en forme d'un tenon de fixation de tuile plate ont été réalisés. L'analyse inverse de la courbe de force n'a pas permis de discriminer un modèle de frottement. C'est pourquoi, des essais sur un tribomètre rectiligne ont été effectués. Les résultats expérimentaux ont révélé une sensibilité à la vitesse et à la contrainte normale du coefficient de frottement de Coulomb. En effet, le coefficient de frottement dynamique varie de 0,1 à 0,3. Pour modéliser cette interface, un couplage des modèles de Norton et de Coulomb avec un coefficient

dépendant de la contrainte normale a été proposé pour prendre en compte respectivement l'effet de la vitesse et de la contrainte normale.

Le frottement entre l'argile et des membranes caoutchouc a été étudié à l'aide du tribomètre rectiligne. L'influence, sur le modèle de frottement, de la présence de lubrifiant liquide et d'engobe solide à l'interface a été analysée. Le tableau ci-dessous résume les différents modèles de frottement identifiés.

Interface	Argile	Argile – Membrane caoutchouc			Membrane caoutchouc Résine
	Acier	Sans additif	Additif liquide	Additif solide	
Modèle de frottement	Coulomb – Norton	Coulomb	Coulomb	Coulomb limité Tresca	Coulomb
Paramètres du modèle	$\mu_s = 0,31$ $0,15 \leq \mu \leq 0,3$	$\mu_s = 0,58$ $\mu = 0,23$	$\mu_s = 0,18$ $\mu = 0,095$	$\mu_s = 0,58$ $\mu = 0,34$ $\tau_{max} = 155 \text{ kPa}$	$\mu = 0,651$

Tableau III – 3 : Modèles de frottement et leurs différents paramètres déterminés

On constate une diminution du frottement statique et dynamique lors de l'utilisation du lubrifiant liquide. L'ajout d'engobe ne modifie pas le frottement statique (limite d'adhérence) mais entraîne une saturation de la contrainte de cisson par cisaillement de la couche d'engobe.

Des essais cycliques de compression libre avec remontée de l'outillage ont permis de constater une adhésion dix fois plus faible de l'argile sur la membrane caoutchouc que sur l'acier. Ce résultat justifie l'utilisation des membranes caoutchouc dans le procédé industriel (démoulage plus facile). La présence des membranes nécessite l'étude du frottement membrane-outillages en résine. Des essais au tribomètre ont montré un frottement de type Coulomb avec un coefficient de 0,65. Ce coefficient est trois fois plus élevé que celui déterminé entre l'argile et la membrane. Il est donc possible de s'attendre à observer un glissement préférentiel de l'argile sur la membrane au cours du façonnage des tuiles.

Chapitre 4 :

Etude des défauts de façonnage

Les chapitres précédents ont présenté le comportement rhéologique et aux différentes interfaces. Dans ce quatrième chapitre, nous allons nous focaliser sur les phénomènes générant les défauts au cours du pressage. Dans le chapitre 1, nous avons préalablement décrit les différentes pathologies observées industriellement au cours de la mise en forme. Elles se décomposent en cinq catégories : les défauts d'aspect, les défauts de couleur, les défauts de finition, les défauts de décohésion et les défauts de fonction. Dans ce chapitre, nous avons considéré une classification des défauts selon trois axes : les défauts de décohésion, les défauts initiés par les écoulements et enfin les défauts dépendant des réglages du procédé.

Dans un premier volet, nous allons nous intéresser aux modèles permettant de rendre compte de l'endommagement lors du façonnage. L'objectif est de prévoir les zones où il y a un risque d'apparition de fissures. Pour cela, un critère d'amorçage des fissures doit être déterminé. Pour comprendre les phénomènes pouvant générer des fissures, nous allons dans un premier temps, considérer un milieu granulaire. Nous regarderons les différents mécanismes permettant la cohésion de ces milieux. Dans un second temps, nous nous intéresserons aux modèles permettant la modélisation de l'amorce des fissures. Après analyse de différents essais réalisés, un modèle permettant de déterminer les zones où le risque d'initiation de fissures est élevé, sera présenté.

Le second volet de ce chapitre s'articulera autour de l'identification des phénomènes d'écoulement engendrant des pathologies. Pour cela, l'étude d'une tuile de géométrie complexe sera effectuée, en s'appuyant sur une première simulation qualitative du façonnage de cette tuile, l'objectif étant d'avoir une vision des phénomènes se déroulant au cours du façonnage

Enfin une dernière partie sera consacrée aux défauts créés par des variations ou des mauvais réglages de paramètres du procédé. Dans le cadre de ce chapitre, seule une description rapide de ces défauts sera effectuée. L'influence de réglages de certains paramètres procédés sera présentée plus en détail dans le chapitre suivant.

1 Modélisation de l'initiation des décohésions

1.1 Mécanique des milieux granulaires

Un matériau granulaire est un matériau constitué d'un grand nombre de particules distinctes (grains). Cette division en éléments multiples entraîne des comportements particuliers de ces matériaux, les propriétés macroscopiques étant ainsi très différentes des propriétés individuelles des grains

Il est possible de considérer la pâte d'argile extrudée comme un matériau granulaire. Dans cette optique, un milieu triphasique composé de la phase d'argile, des grains de sable et de l'eau interstitielle peut être envisagé. Cet angle d'étude permet de prendre en compte une influence propre de chaque grain à travers ses propriétés (taille de grain, géométrie, composition, état de surface...). Dans ce type de considération, il est important de bien définir l'interaction entre les grains au niveau du contact, du frottement ou de la cohésion. Certains éléments extérieurs comme la teneur en eau, la température et la pression peuvent modifier ces paramètres.

Les trois grandeurs de la mécanique des milieux granulaires sont le frottement, la cohésion et la dilatance.

1.1.1 Frottement et cohésion en milieu granulaire

Considérons un milieu granulaire sec représenté par un tas de sable (Figure IV-1)

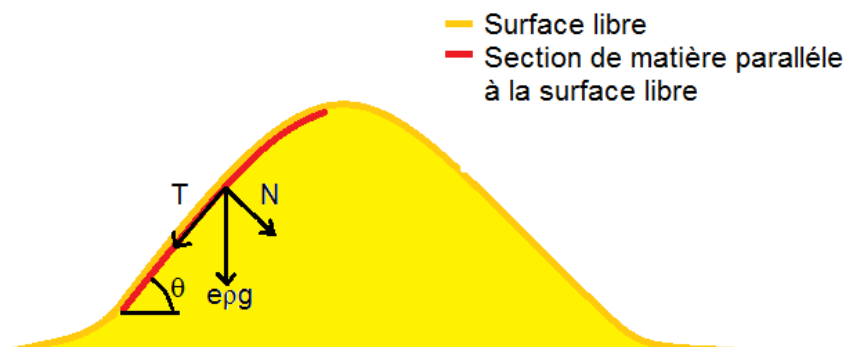


Figure IV - 1 : Frottement en milieu granulaire sec, exemple du tas de sable

On peut voir sur la Figure IV-1 la surface libre (en orange) ainsi qu'une couche de matière parallèle à la surface libre (en rouge) (Evesque, 2000). Cette couche est en équilibre tant que la composante de son poids est inférieure à une fraction de sa composante normale à cette surface N . Soit :

$$T < \mu N \quad (IV - 1)$$

μ est le coefficient de frottement solide introduit par Coulomb en 1773. Il est possible de relier μ à l'angle maximal du tas de sable θ_{max} par la formule suivante :

$$\mu = \tan(\theta_{max}) \quad (IV - 2)$$

Coulomb a montré que, dans certains cas, ce résultat pouvait être modifié par la présence d'une force de cohésion entre les grains. C'est cette cohésion qui permet de faire des châteaux de sable avec des pentes quasi verticales. Coulomb a proposé un modèle prenant en compte ces deux phénomènes en considérant qu'ils sont indépendants et que la cohésion est isotrope. Si l'on considère un système défini par ses contraintes principales $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, l'équilibre est assuré pour tout θ si on a :

$$|\tau_p| - c = \mu |\sigma_p| \quad (IV - 3)$$

Dans le cas contraire, on a apparition de bande de glissement. τ_p et σ_p peuvent être définis en fonction de θ et des contraintes principales. On a :

$$\begin{cases} \tau_p = (\sigma_I - \sigma_{III}) \frac{\sin(\theta)}{2} \\ \sigma_p = \frac{\sigma_I + \sigma_{III}}{2} + (\sigma_I - \sigma_{III}) \frac{\cos(\theta)}{2} \end{cases} \quad (IV - 4)$$

Ce mécanisme de cohésion par frottement interne n'est pas le seul. La figure IV-2 présente les principaux mécanismes de cohésion au sein des milieux granulaires humides.

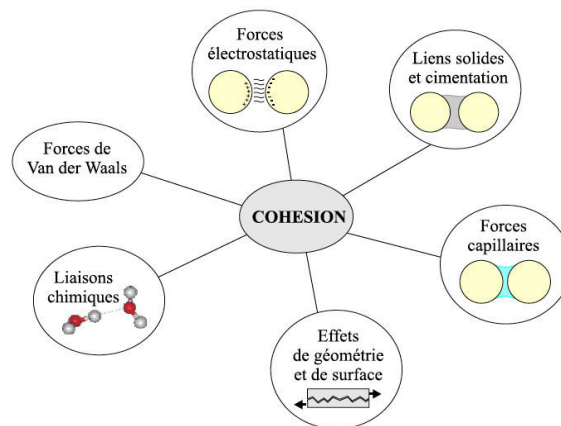


Figure IV - 2 : Illustration synthétique des mécanismes de cohésion en mécanique au sein des milieux granulaires humides (Soulié, 2005)

Dans ses travaux, Soulié (2006) explique que la force de cohésion capillaire est prépondérante sur les autres forces de cohésion dans le cas des matériaux granulaires humides. Ribeiro (2005) a observé la fissuration de la surface extérieure des échantillons d'argile lors d'essais de compression libre qu'il a menés. Il a expliqué ce phénomène par la rupture des ponts capillaires sous l'effet de l'allongement.

1.1.2 Loi de cohésion capillaire

Lorsqu'il y a présence d'eau dans le milieu, il peut y avoir formation de ponts liquides comme on peut voir sur la figure IV-3. Ces ponts liquides donnent naissance à une force de nature attractive entre les grains appelée force de cohésion capillaire. Cette force résulte de l'action combinée de la différence de pression entre les phases liquide et gazeuse et de la tension de surface γ du liquide.

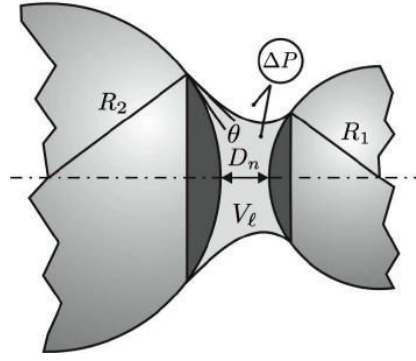


Figure IV - 3 : Pont liquide entre deux grains de matière (Richefeu, 2006)

Différents modèles permettent de calculer la force de cohésion (Haines, 1925 ; Hotta et al, 1974). Le modèle développé par Mikami (Mikami et al, 1998) permet d'estimer la force de cohésion capillaire en fonction du volume du pont liquide, de l'angle de mouillabilité, de la tension superficielle et de la distance inter-granulaire. Il est défini par l'équation :

$$F_{coh} = 2\pi\sigma \left[c + \exp\left(a \frac{D_n}{r} + b\right) \right] \quad (IV - 5)$$

Avec

$$a = -1,1 \left(\frac{V_l}{r^3} \right)^{-0,53}$$

$$b = \left(-0,34 \ln \left(\frac{V_l}{r^3} \right) * 0,96 \right) \psi^2 * 1,019 \ln \left(\frac{V_l}{r^3} \right) + 0,48$$

$$c = 0,0042 \ln \left(\frac{V_l}{r^3} \right) + 0,078$$

Où V_l est le volume du pont liquide, D_n la distance inter-granulaire, ψ l'angle de mouillabilité et σ la tension superficielle. Ces modèles sont définis uniquement dans le cas d'un milieu monodisperse.

Le modèle proposé par Soulié (2006) estime la force de cohésion capillaire en fonction de la distance normale D_n :

$$\begin{cases} F_{coh} = -\pi\sigma\sqrt{r_1 r_2} \{ \exp(B) + C \} \\ F_{coh} = -\pi\sigma\sqrt{r_1 r_2} \left\{ \exp\left(\frac{A D_n}{R_2} + B\right) + C \right\} \\ F_{coh} = 0 \end{cases} \quad (IV - 6)$$

Avec r_1 et r_2 les rayons des grains. A, B et C sont des paramètres dépendant de la valeur du volume V_l du pont liquide et de l'angle de mouillage ψ . D_{rupt} est la distance à la rupture. Lian et al (1993) ont proposé un critère de rupture défini par la formule suivante :

$$D_{rupt} = (1 + 0,5 \psi) V_l^{1/3} \quad (IV - 7)$$

Un critère d'endommagement basé sur une déformation équivalente maximale ou un taux de cisaillement maximal dans le modèle numérique, pourrait être utilisé pour prévoir des décohésions par rupture des ponts liquides.

1.1.3 Critères d'endommagement des matériaux granulaires.

Généralement, l'endommagement des matériaux granulaires est lié à leur sollicitation dans le domaine plastique. Pour vérifier dans quel domaine de sollicitation (élastique ou plastique) le matériau se trouve, il faut représenter l'état de contrainte. Pour cela, le passage à une représentation des contraintes dans le trièdre des contraintes principales ou dans le plan (σ_n, τ) est parfois nécessaire. Le principal critère d'endommagement utilisé pour les matériaux granulaires est le critère de Mohr-Coulomb (Coulomb, 1776). La figure IV- 4 représente le critère de Mohr-Coulomb dans le repère des contraintes principales.

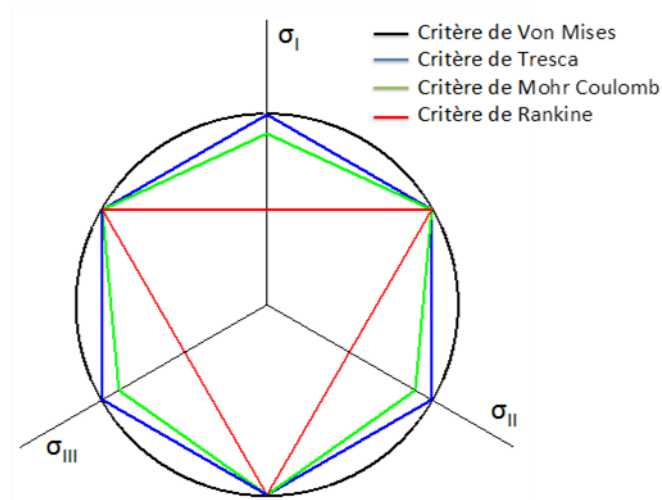


Figure IV - 4 : Critères de limite d'élasticité dans le trièdre des contraintes principales

Comme on l'a vu précédemment (équation IV-3), ce critère est défini à partir de deux paramètres : la cohésion c et l'angle de frottement interne θ . Lorsque $\theta = 0^\circ$, le critère de Mohr-Coulomb tend vers le critère de Tresca. Lorsque $\theta = 90^\circ$, on obtient le critère de Rankine.

1.2 Mécanique de l'endommagement continu

Dans le cadre de ces travaux de thèse, nous avons supposé la pâte d'argile comme un milieu continu. La mécanique de l'endommagement, présentée dans les ouvrages de mécanique (Lemaitre et al., 2009 ; Pluvinaige, 2005), permet de quantifier l'endommagement sur un élément à l'aide d'une variable D définie comme le rapport entre la surface endommagée et la surface vierge. Cette méthode repose sur une approche thermodynamique. La variable d'endommagement représente la part des vides ou des microfissures dus aux fractures et autres cavités dans une section considérée.

$$D(\vec{n}) = \frac{\delta S_D}{\delta S} \quad (IV - 8)$$

Si $D=0$ sur un élément, celui-ci n'a pas subi d'endommagement. Si $0 < D < 1$, l'élément est endommagé. Lorsque $D=1$, l'élément est coupé en deux.

La figure IV-5 représente l'endommagement (zone en rouge) sur la section d'un élément de matière.



Figure IV - 5 : Endommagement d'un échantillon de matière

Lorsque l'on peut faire l'hypothèse d'un endommagement isotrope, la répartition de l'endommagement est constante dans toutes les directions :

$$D(\vec{n}) = D \quad \forall \vec{n} \quad (IV - 9)$$

Cependant, cette hypothèse est assez complexe à utiliser. En effet, les microfissures auront une orientation préférentielle pour le plan perpendiculaire à la plus grande contrainte principale.

Dans le cas classique de la mécanique des milieux continus sans endommagement, la contrainte peut être estimée par le rapport de la force sur la surface. Lorsque l'on prend en compte un endommagement, la surface où la force est appliquée est plus petite. Cette nouvelle surface est la surface (ou section) de résistance effective. Sa valeur est calculée à partir de l'équation IV-10 :

$$\check{S} = S (1 - D) \quad (IV - 10)$$

Il est maintenant possible de définir une nouvelle contrainte, la contrainte effective, qui prendra en compte l'endommagement du matériau. On a :

$$F = \sigma \cdot S = \check{\sigma} \cdot \check{S} \quad (IV - 11)$$

En introduisant l'équation IV-10 dans l'équation IV-11, on obtient :

$$\check{\sigma} = \frac{\sigma}{(1 - D)} \quad (IV - 12)$$

Par définition, lorsque $\check{\sigma} = \sigma$ le matériau est vierge. Lorsque $\check{\sigma} > \sigma$, il y a endommagement.

Si l'on considère le principe d'équivalence en déformation, la déformation élastique n'est pas affectée par l'endommagement du matériau. La loi d'élasticité linéaire unidirectionnelle s'écrit :

$$\varepsilon_e = \frac{\check{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{E(1 - D)} \quad (IV - 13)$$

E : module d'Young en MPa.

En considérant une contrainte effective à la rupture, on peut définir une valeur critique de l'endommagement D_c à partir de laquelle la décohésion interatomique débute.

$$\check{\sigma}_u = \frac{\sigma_u}{1 - D_c} \quad (IV - 14)$$

σ_u est la contrainte ultime avant endommagement et $\check{\sigma}_u$ est la contrainte de rupture finale par décohésion interatomique.

Jean LEMAITRE et Jean Louis CHABOCHE ont proposé plusieurs lois d'évolution de la variable d'endommagement (Lemaitre et al, 2009). Elles reposent principalement sur des approches phénoménologiques, comme par exemple la loi d'endommagement unifiée en élasto-plasticité :

$$\dot{D} = (Y/R_D)^s \pi_c \quad (IV - 15)$$

Y étant la force thermodynamique.

R_D est la résistance à l'endommagement. C est un paramètre interne du matériau.

π_c est la mesure du glissement interne cumulé.

s est un paramètre interne du matériau.

La force thermodynamique, issue du principe d'équivalence en déformation, est donnée par la formule suivante :

$$Y = \frac{\check{\sigma}_{eq}^2 R_v}{2E} \quad (IV - 16)$$

Avec $\check{\sigma}_{eq} = \bar{\sigma}/(1 - D)$ la contrainte équivalente de von Mises effective et R_v la fonction triaxialité (égal à 1 dans le cas d'une compression uniaxiale)

$$R_v = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \cdot \left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right)^2 \quad (IV - 17)$$

L'énergie dissipée au cours du processus d'endommagement est donnée par l'équation 18 :

$$W_D = Y\dot{D} \quad (IV - 18)$$

Jean LEMAITRE et Jean Louis CHABOCHE ont défini une loi d'endommagement plastique correspondant à la naissance, la croissance et au regroupement de cavités induites par des grandes déformations. Si l'on considère une saturation des écrouissages aux valeurs $R = R_\infty$ pour l'écrouissage isotrope et $X = X_\infty$ pour l'écrouissage cinématique lorsque l'endommagement commence, la contrainte ultime s'écrit :

$$\sigma_y + R_\infty + X_\infty = \sigma_u \quad (IV - 19)$$

De plus, si l'on considère un chargement proportionnel ($\sigma_H/\sigma_{eq} = Cte$ et $R_v = Cte$) la force thermodynamique s'écrit :

$$Y = \frac{\sigma_u^2 R_v}{2E} \quad (IV - 20)$$

La loi d'endommagement unifiée devient :

$$\dot{D} = \left(\frac{\sigma_u^2 R_v}{2ES} \right)^2 |\dot{\epsilon}_p| \text{ si } \epsilon_p > \epsilon_{pD} \quad (IV - 21)$$

Avec ϵ_p la déformation plastique et ϵ_{pD} la déformation seuil d'endommagement. Si l'on intègre l'équation IV-21 on obtient :

$$D_c = \left(\frac{\sigma_u^2 R_v}{2ES} \right)^s (\epsilon_R - \epsilon_{pD}) \quad (IV - 22)$$

L'équation ainsi obtenue permet de lier l'endommagement critique à la déformation cumulée à la rupture.

La mécanique de l'endommagement ne permet pas de déterminer directement des seuils de fissurations. Elle permet l'estimation de l'endommagement dans le volume de la matière. De ce fait, l'intégration d'un modèle du type Lemaitre et Chaboche, dans le modèle numérique, permet la prise en compte du phénomène d'anisotropie lié à l'endommagement au sein de la matière. D'autres modèles, plus empiriques, permettent de déterminer des seuils de fissurations. Contrairement à la mécanique de l'endommagement, ces critères de fissuration ne permettent pas de modéliser la progression des fissures mais uniquement l'amorçage. L'endommagement continu est principalement dédié à la modélisation de l'endommagement en fatigue car il permet de décrire l'amorçage pour toute l'histoire mécanique du matériau. En mise en forme, des chargements sont généralement monotone et un critère de fissuration peut donc suffire.

1.3 Critères de fissuration

Parmi les critères de fissuration, le critère de Latham et Cockcroft normalisé (1968) est le plus couramment utilisé. Il donné par l'équation IV-23

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{\text{Max}(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III})}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} \quad (IV - 23)$$

Ce critère permet d'exprimer la résistance à la traction et à la fatigue, ce qui est important dans l'initiation des fissures dans les procédés de forgeage à froid. Dans le cas de ce critère, l'influence des contraintes isostatiques et de la contrainte de compression n'est pas prise en compte.

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{2 \cdot \text{Max}(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III})}{3 \cdot (\text{Max}(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}) + p)} \right) d\bar{\epsilon} \quad (IV - 24)$$

$$C_{cr} = - \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} \frac{2}{3p} \quad (IV - 25)$$

$$C_{cr} = \frac{\sigma_I - \sigma_{III}}{2} p \quad (IV - 26)$$

Les critères d'endommagement de Brozzo (1977), de Hill Devaux et de Ghosh, définis respectivement par les équations IV-24, IV-25 et IV-26, ont été développés pour des applications d'emboutissage. Les hypothèses sur lesquelles ils sont basés les limitent à la détermination de rupture sur les surfaces libres.

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(1 + C_1 \frac{p}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} \quad \text{si } p < 0 \quad (\text{en traction}) \quad (IV - 27)$$

Le critère d'Oyane (1972), donné par l'équation IV-27 peut aussi être utilisé pour prévoir l'apparition de fissure. Ce critère est un dérivé du critère de rupture ductile pour les matériaux poreux. Il est basé sur le fait que la fatigue volumique atteint une valeur critique ce qui met en évidence les dommages internes du matériau. Si l'on suppose la constante C_1 nulle, on obtient un critère en déformation plastique maximale :

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} d\bar{\epsilon} \quad (IV - 28)$$

Les observations industrielles ne révèlent pas d'endommagement au cœur de la matière. L'endommagement par fissuration se produit en surface. Pour cette raison, nous avons opté pour l'utilisation d'un critère de fissuration plutôt qu'une approche du type mécanique de l'endommagement. De plus, lors de la mise en forme, les chargements sont monotones (pas de fatigue ni de cyclage).

1.4 Méthodes et résultats expérimentaux

1.4.1 Essais de caractérisation

Pour pouvoir discriminer un critère, il est nécessaire d'identifier les seuils de fissuration pour différentes sollicitations mécaniques. Pour cela, trois types d'essais ont été réalisés : des essais de compression libre, des essais de cisaillement simple et des essais de flexion. Les protocoles expérimentaux de ces trois essais ont été explicités précédemment dans le chapitre 2 (respectivement section 2.2.1 ; section 2.2.3.1 et section 2.2.2). Ces essais ont été réalisés sur un lot préparé séparément des lots utilisés dans la phase de caractérisation rhéologique. Une attention particulière a été portée sur la phase de préparation de la matière pour garantir une homogénéisation optimale de la teneur en eau au sein du mélange. La matière utilisée ne provient pas du même lot que celle caractérisée au chapitre 2. En effet, ce lot de matière provient d'une seconde phase d'extraction mais possède théoriquement

des propriétés minéralogiques similaires. Pour limiter les erreurs éventuelles liées au comportement rhéologique utilisé, les paramètres rhéologiques de ce lot ont été spécifiquement identifiés à partir d'essais de compression libre. La teneur en eau des échantillons testés est de $21,4 \pm 0,05$ (en % de la masse sèche). Les paramètres rhéologiques obtenus sont : $E = 3,4 \text{ MPa}$, $\nu = 0,496$; $K = 200 \text{ kPa}\cdot\text{s}^{-1}$, $m = 0.03$ et $n = 0$. En utilisant les modèles de dépendance du module d'Young à la teneur en eau (éq. II-43) et de la consistance (éq. II-42), on aurait obtenu les paramètres suivants : $E = 4,03 \text{ MPa}$ et $K = 203.7 \text{ kPa}\cdot\text{s}^{-1}$, soit un écart de 15 % pour le module d'Young et de 1,8 % pour la consistance.

Pour chaque essai, les seuils d'initiation des fissures et leurs localisations ont été identifiés. La figure IV-6 montre un échantillon de flexion quatre points, de cisaillement et de compression libre endommagé.

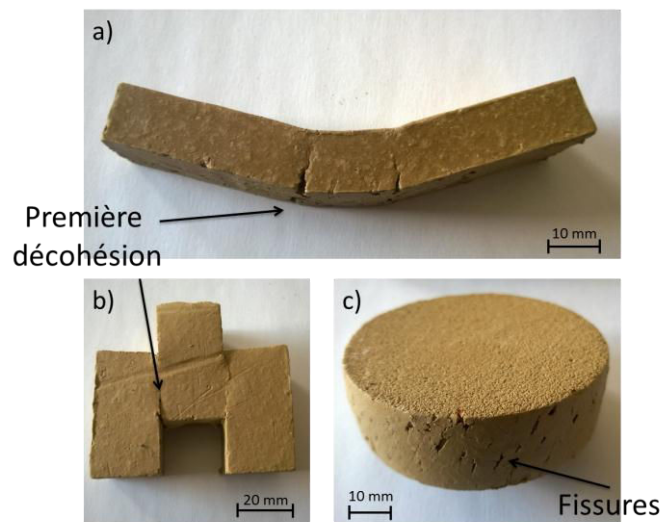


Figure IV - 6 : Echantillon de flexion 4 points (a), de cisaillement (b) et de compression libre (c) après endommagement

Pour déterminer le critère le plus adapté pour représenter l'initialisation des fissures, un modèle numérique de chaque essai a été mis en place, l'objectif étant d'évaluer numériquement différents critères. La figure IV-7 présente les modèles numériques des essais de compression libre (a), de flexion quatre points (b) et de cisaillement (c) mis en place dans le logiciel Forge[®] 2009.

Pour améliorer la précision de ces trois modèles numériques, un maillage assez fin (taille de maille : environ 0,4 mm) a été défini. En effet, ce choix a permis d'éviter de remailler au cours du calcul. Pour chaque simulation, un capteur virtuel a été défini, au point d'endommagement initial identifié, de manière à extraire le tenseur des déformations et des contraintes. Cela a permis d'estimer les valeurs seuils de quatre critères de fissuration. Lors des essais de compression libre et de cisaillement, les plateaux ont été recouverts de papier de verre pour s'affranchir des effets de glissement en garantissant le collage. Au cours des essais de flexion quatre point, les traces des rouleaux sur l'échantillon ont montré qu'il n'y avait pas de glissement entre l'échantillon et les rouleaux. De ce fait, un contact bilatéral collant a été considéré dans les simulations de ces essais.

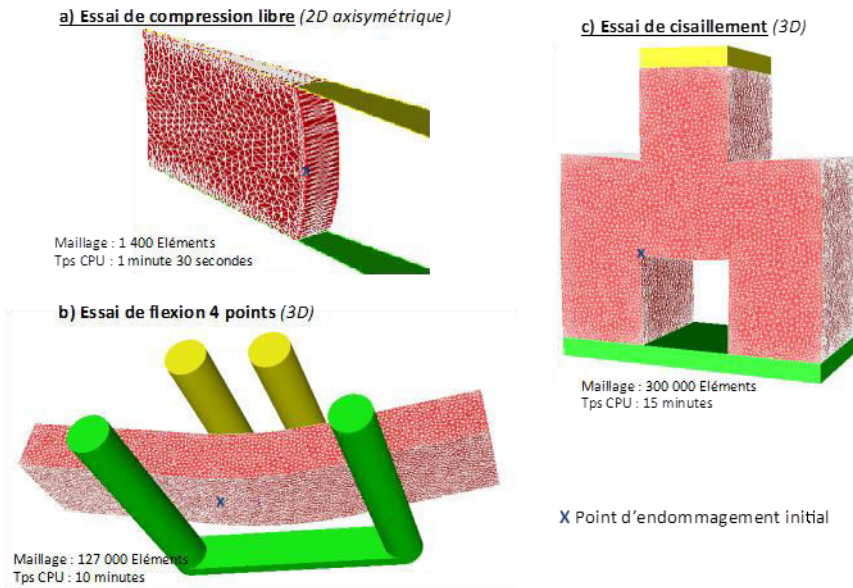


Figure IV - 7 : Simulation numérique des 3 essais de caractérisation effectués

1.4.2 Identification d'un modèle de fissuration

Les quatre critères testés sont le critère de Latham et Cockcroft, un critère en déformation plastique maximale (critère d'Oyane avec la constante nulle), un critère en contrainte principale maximale et un critère en cisaillement maximal. Le critère de Latham et Cockcroft est un critère énergétique similaire à celui utilisé par Baran (2001). Les observations de Ribeiro (2005) conduisent à choisir un critère en déformation maximale (distance inter-granulaire maximale). C'est pour cela que nous avons retenu le critère d'Oyane en supposant la constante nulle. Le critère en contrainte principale maximale traduit une initiation de fissure créée par des contraintes de traction. Le dernier critère correspond à une amplitude maximale de contraintes principales ($\sigma_I - \sigma_{III}$). Il permet de prendre en compte une rupture par cisaillement comme il est courant dans les milieux granulaires.

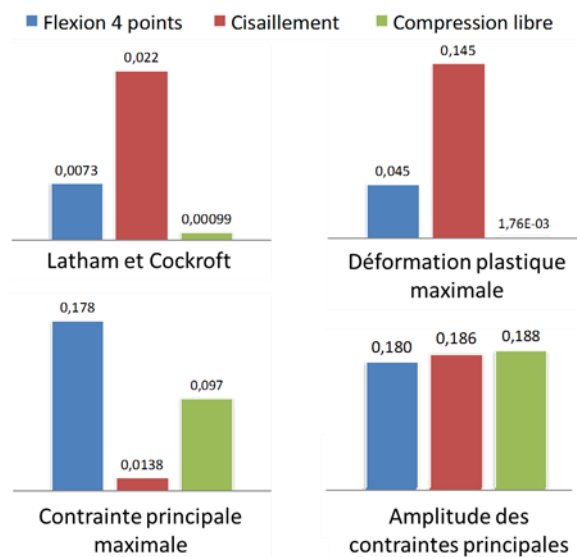


Figure IV - 8 : Valeurs seuils de fissuration identifiées numériquement pour 4 critères

La figure IV-8 présente les valeurs seuils des quatre critères d'endommagement identifiés par analyse inverse des trois essais. On constate que la déformation plastique maximale est atteinte pour l'essai de cisaillement tandis que la première contrainte principale est proche de zéro. La contrainte principale maximale est obtenue pour l'essai de flexion quatre points. En effet, le point d'étude est positionné dans une zone principalement sollicitée en traction contrairement aux autres essais, ce qui explique la valeur nettement supérieure du seuil identifié. Cette analyse montre qu'un critère défini uniquement en contrainte principale ou en déformation plastique maximale ne permet pas de corréler les trois essais. Le critère de Latham et Cockcroft (équation IV-8) est défini pour une pression isostatique négative (domaine de traction). Il ne permet donc pas de définir un amorçage de fissuration dans une zone en compression ou lorsque la pression isostatique est nulle. Cela explique notamment la valeur quasi nulle de ce critère pour l'essai de compression libre. Au point de fissuration, on a : $\sigma_I \approx -\sigma_{III}$ et $\sigma_{II} \approx 0$ donc la pression isostatique tend vers zéro. Tant que l'échantillon reste cylindrique, la pression isostatique à l'extérieur de l'échantillon est négative. Le critère de Latham et Cockcroft reste à zéro.

Le dernier critère testé consiste en la définition d'une amplitude maximale entre la première et la troisième contrainte principale ($\sigma_I - \sigma_{III}$). Ce critère corréle assez précisément les résultats des trois essais. Le mécanisme initiant les fissures repose donc sur un cisaillement de la matière.

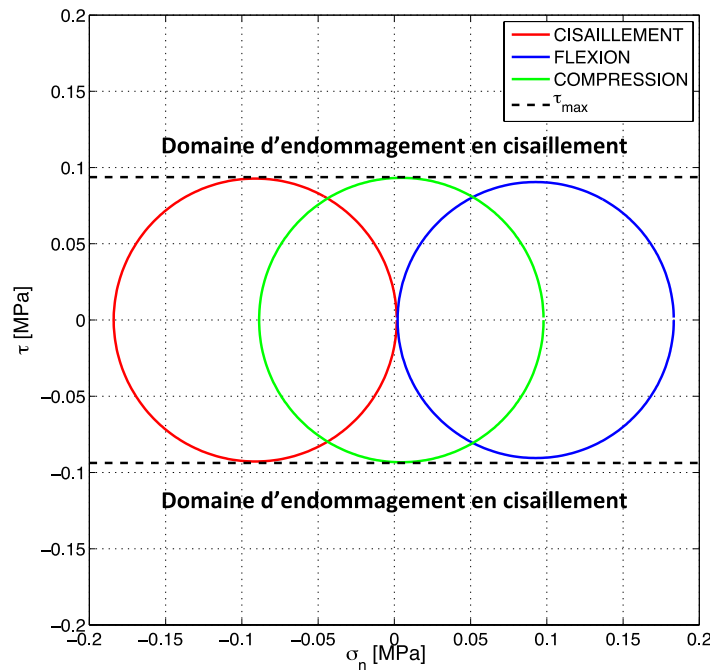


Figure IV - 9 : Représentation de Mohr de l'état de contrainte aux points d'endommagement

La figure IV-9 représente les cercles de Mohr pour les trois essais à l'instant de fissuration. Pour les trois essais, l'initiation de fissure se réalise en cisaillement. Nous avons donc défini un critère en cisaillement :

$$\text{Max}(|\sigma_i - \sigma_j|)_{i \neq j} \leq 2 \cdot \tau_{max} \quad (IV - 29)$$

La contrainte de cisaillement maximum déterminée est de 0,095 MPa.

1.4.3 Discussion autour du critère retenu

Pour mieux visualiser ce critère, il est intéressant de le tracer dans le repère des contraintes principales (figure IV-10). Il est représenté par un hexagone. Les traits continus indiquent l'état de contrainte au cours de l'essai avant endommagement. Les croix représentent l'état de contrainte à l'instant de l'initiation des fissures. Le cercle noir représente le critère de von Mises pour une contrainte d'écoulement moyennée sur les trois essais.

Dans le cas de l'essai de cisaillement, on observe une déformation plastique. Le cercle est atteint en premier (point 1). A partir de cet instant, la déformation est plastique. L'état de contrainte suit le cercle de von Mises pour atteindre la limite de cisaillement (point 2). Pour l'essai de compression, on constate que le chemin de l'état de contrainte atteint en premier la limite d'endommagement (point 3). Il n'y a pas de déformation plastique avant fissuration ce qui explique la valeur quasi nulle du critère de fissuration défini en déformation plastique maximale.

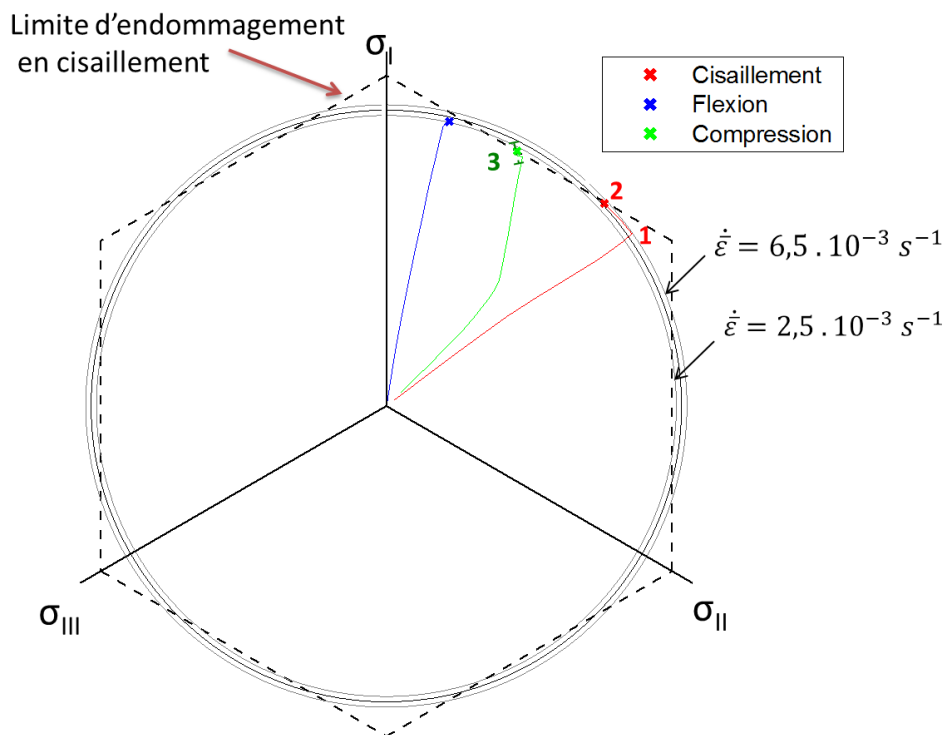


Figure IV - 10 : Chenin d'état de contrainte dans le trièdre des contraintes principales

Dans le chapitre 2, nous avons montré que le modèle numérique représentait bien les champs de déformation et les efforts enregistrés au cours des essais de cisaillement et de flexion 4 points. L'incertitude sur l'état de contrainte au point d'endommagement pour ces deux essais est faible. Pour déterminer l'état de contrainte au point d'amorce de la fissuration sur l'essai de compression libre, trois essais ont été effectués. La quantité de matière de ce lot étant limitée pour garantir une bonne homogénéité de la teneur d'eau, il n'a pas été possible d'effectuer plus d'essais de compression libre.

Pour chaque essai, la force de pressage, à l'instant d'apparition de la première fissure, a été relevée. Nous avons identifié une variation maximale de plus ou moins 1% sur cette force. La croix verte (point 3) de la figure IV-10 représente l'état de contrainte correspondant à la force moyenne et les barres d'erreur représentent l'état de contrainte pour les forces minimale et maximale relevées. Les vitesses de déformation au point d'endommagement diffèrent en fonction des essais. La vitesse de déformation pour l'essai de flexion 4 points est d'environ $2,5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ et de $6,5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ pour l'essai de cisaillement.

La figure IV-10 montre que ce critère implique la capacité du matériau à plastifier lors d'une sollicitation en traction pure. Pour vérifier ce phénomène, un essai de traction a été réalisé. Le protocole utilisé est similaire à celui présenté dans le chapitre 2 (section 2.2.5) en le limitant à de la traction pure monotone. A la fin de l'essai de traction, on mesure une déformation résiduelle de 4 % uniforme sur toute la zone utile de l'éprouvette. La matière plastifie donc en traction. L'endommagement apparaît à la bordure des mors. Dans cette zone, l'échantillon est soumis à des contraintes de cisaillement. Ces observations ne mettent pas en défaut le critère proposé, même si la méconnaissance des conditions limites précises (force de serrage des mors) et la présence de défauts de géométrie ne permet pas de représenter le champ de contrainte à rupture de façon similaire aux autres essais.

Enfin, le taux de cisaillement maximum est identifié sur un domaine de variation de contraintes principales assez restreint. Or les essais de cisaillement sous pression isostatique menés pendant la phase de caractérisation rhéologique (chapitre 2 partie 2.2.3.2) ont montré que les échantillons ne se fissuraient pas au cours des essais comme le montre la figure IV-11.

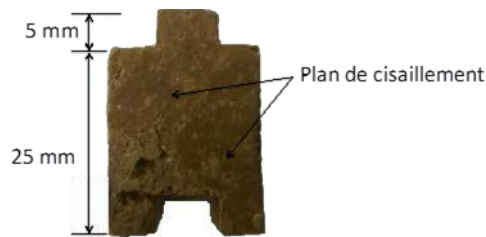


Figure IV - 11 : Échantillon de cisaillement sous pression isostatique en fin d'essai

De ce fait, nous n'extrapolerons pas le critère proposé au domaine de compression. Dans la suite de l'étude, nous considérerons que le critère est utilisable dans les zones où la condition : $\min(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}) \geq -0,2 \text{ MPa}$ est respectée.

1.4.4 Validation sur le pressage d'une géométrie semi-industrielle

Les essais de caractérisation du frottement par la méthode globale, présenté dans la partie 2.1 du chapitre III, ont révélé un endommagement de l'échantillon lors de sa mise en forme. La figure IV- 12 montre un échantillon à la fin de l'essai. On constate la présence récurrente de fissures sur quatre

zones des échantillons : sur la partie supérieure du tenon (fissure 1), sur les côtés (fissure 2, 3 et 4) et sur la base arrière du tenon (fissure 5).

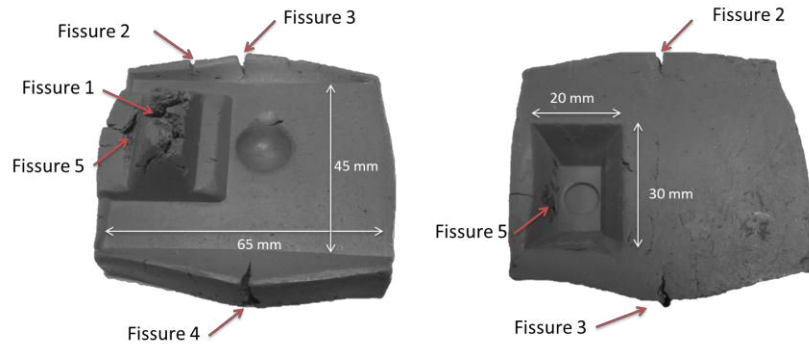


Figure IV - 12 : Mise en forme d'un tenon de fixation

Pour confronter le critère de fissuration proposé à un essai de mise en forme, une simulation numérique de l'essai de façonnage de la patte de fixation a été réalisée. Des essais interrompus ont permis de visualiser la période et l'ordre d'apparition des fissures. Un arrêt après 8 mm de pressage, nous a permis de constater des fissures sur le haut du tenon. La fissure n°5 est la suivante à s'initier. L'endommagement sur les côtés a été observé entre 12 et 17 mm de pressage. La fissure n°3 est la première, suivie de la fissure n°2 et de la fissure n°4.

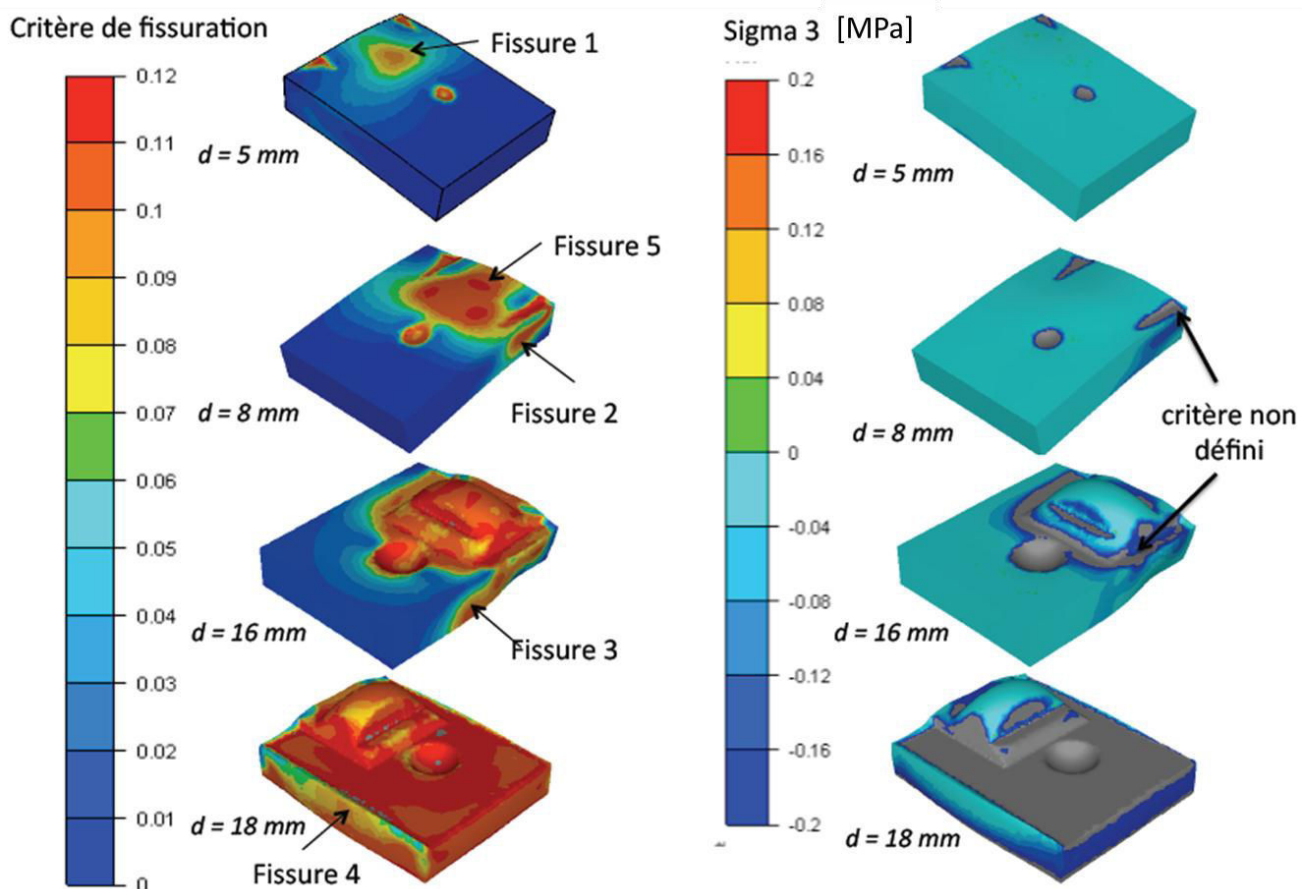


Figure IV - 13 : Champ de cisaillement maximum et champ de la troisième contrainte principale.

La figure IV-13 représente le champ de cisaillement maximum ainsi que le champ de la troisième contrainte principale, pour quatre valeurs du déplacement de l'outil supérieur. L'affichage de la valeur de la plus faible contrainte principale permet de définir les zones où le critère de fissuration proposé n'est pas défini (zone grisée). On constate que la première fissure à apparaître est celle située sur la partie supérieure du tenon. Elle s'amorce à partir de 5 mm de déplacement de l'outil supérieur. Les fissures 2 et 5 s'amorcent ensuite, suivies des fissures 3 et 4.

Le critère proposé permet donc de modéliser l'amorçage des principales fissures. Les fissures observées sont assez éloignées. Elles ne perturbent donc pas le champ de contrainte. Le critère permet aussi de visualiser des zones où les fissures existent mais sont moins prononcées, comme sur la face avant de l'échantillon par exemple.

2 Etude qualitative des défauts d'écoulement : cas d'un produit industriel.

Dans cette seconde partie, nous allons étudier les défauts générés par les écoulements. Une tuile industrielle de géométrie complexe, comportant un certain nombre de pathologies récurrentes, a été utilisée comme support d'étude. La géométrie et les défauts observés sont présentés à la figure IV-14.

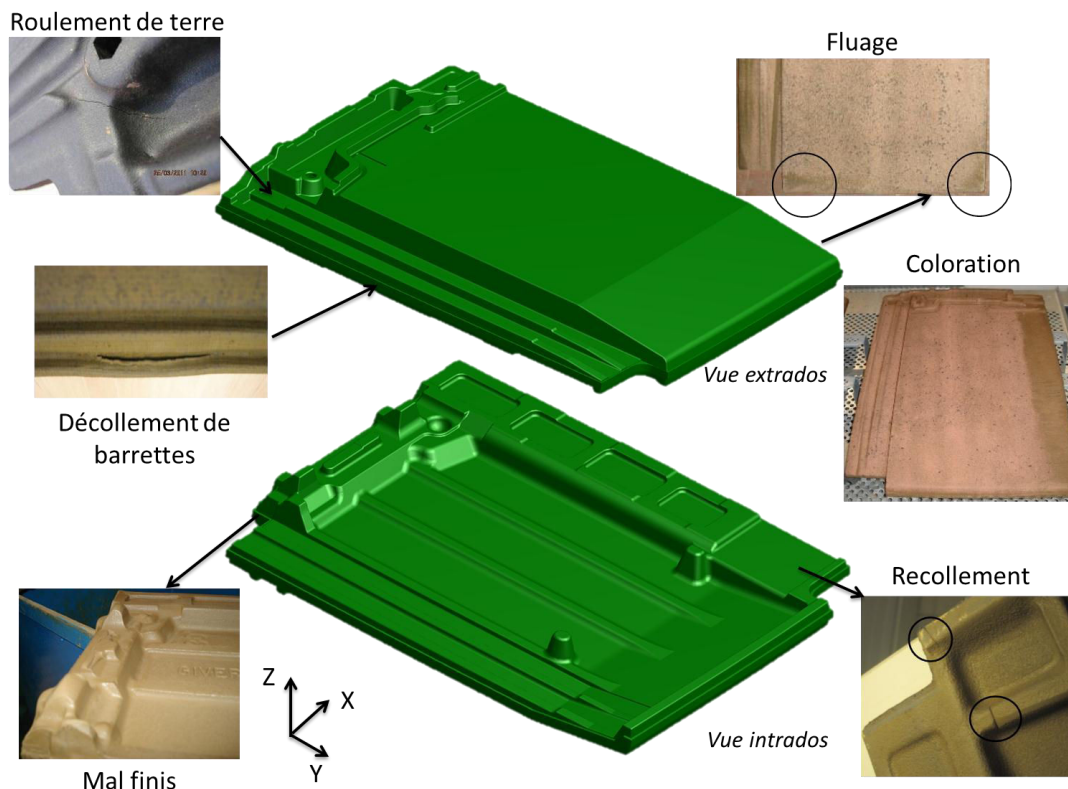


Figure IV - 14 : Pathologie de façonnage observée sur la tuile GPV

Les écoulements de matière sont principalement à l'origine des défauts de remplissage, de roulement de terre, de recollement, de cisaillement de barrettes comme nous allons le voir dans cette partie du

chapitre. Pour visualiser les écoulements, un modèle numérique de la mise en forme de la tuile GPV a été mis en place dans le logiciel Forge[®]. Les paramètres rhéologiques utilisés sont : $E = 4,4 \text{ MPa}$, $\nu = 0,495$; $K = 223 \text{ MPa}\cdot\text{s}^{-1}$, $m = 0.03$ et $n = 0$. Ils correspondent à un taux d'humidité de 21%. Pour modéliser l'interface avec les outillages, un modèle de Coulomb avec $\mu = 0.25$ a été utilisé. 200 000 éléments tétraédriques ont été utilisés pour mailler la tuile. Au cours de la simulation, 340 pas de calcul et 120 remaillages ont été réalisés. Le temps CPU estimé est d'environ 25 heures sur un ordinateur *Intel® Xéon® CPU X5650 @ 2,67GHz, 12 Gb RAM*. La mise en condition du critère de fissuration sur une géométrie industrielle sera présentée dans le chapitre suivant. C'est pourquoi, dans le cadre de cette simulation, nous nous focalisons uniquement sur les défauts d'écoulement. L'étude des déplacements de matière dans les zones où les défauts sont présents permet de comprendre les phénomènes générant plusieurs défauts.

2.1 Roulement de terre et recollement de matière

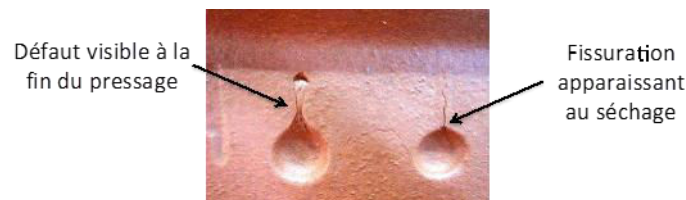


Figure IV - 15 : Défauts de roulement de terre

Le premier défaut étudié est le roulement de terre. Il traduit un écoulement non rectiligne de la matière au cours du pressage. Il n'est pas systématiquement visible à la fin du pressage. La figure IV-15 illustre deux roulements de terre. Le défaut de gauche est directement visible à la fin du pressage. Celui de droite apparaît au cours du séchage. Ce type de défaut se crée généralement au milieu du cycle de pressage durant la phase de remplissage des différentes géométries de la tuile (tenon de fixation, barrettes,...). La fin du cycle de pressage est caractérisée par un écoulement de la matière. Durant cette phase, une partie des défauts peut être effacée / masquée en surface par le déplacement de la matière au contact de l'outillage. Bien que non visible de l'extérieur, le recollement des deux fronts est bien présent dans la matière. C'est pour cette raison que certains défauts de roulement de terre ne se révèlent qu'au cours de l'étape de séchage.

La figure IV-16 présente le champ de vitesse à trois instants du façonnage de la tuile GPV. Les figures IV-16 d) e) et f) représentent une vue en coupe du champ de vitesse selon l'axe X. Sur la figure IV-16 a), on constate que le marquage circulaire (demi-sphère) est déformé par un phénomène de piégeage d'air. La vue en coupe à l'instant t_1 montre que la matière présente à gauche de la bulle d'air suit un mouvement rectiligne de direction X. La présence d'une barrette sur la face opposée engendre un phénomène de rotation de la matière présente en dessous et à droite de la bulle. Ces deux mouvements

de matière opposés tendent à refermer la bulle d'air comme on peut le voir sur la figure IV-16 e). La figure IV-16 c) montre le pli résiduel créé par le roulement de terre.

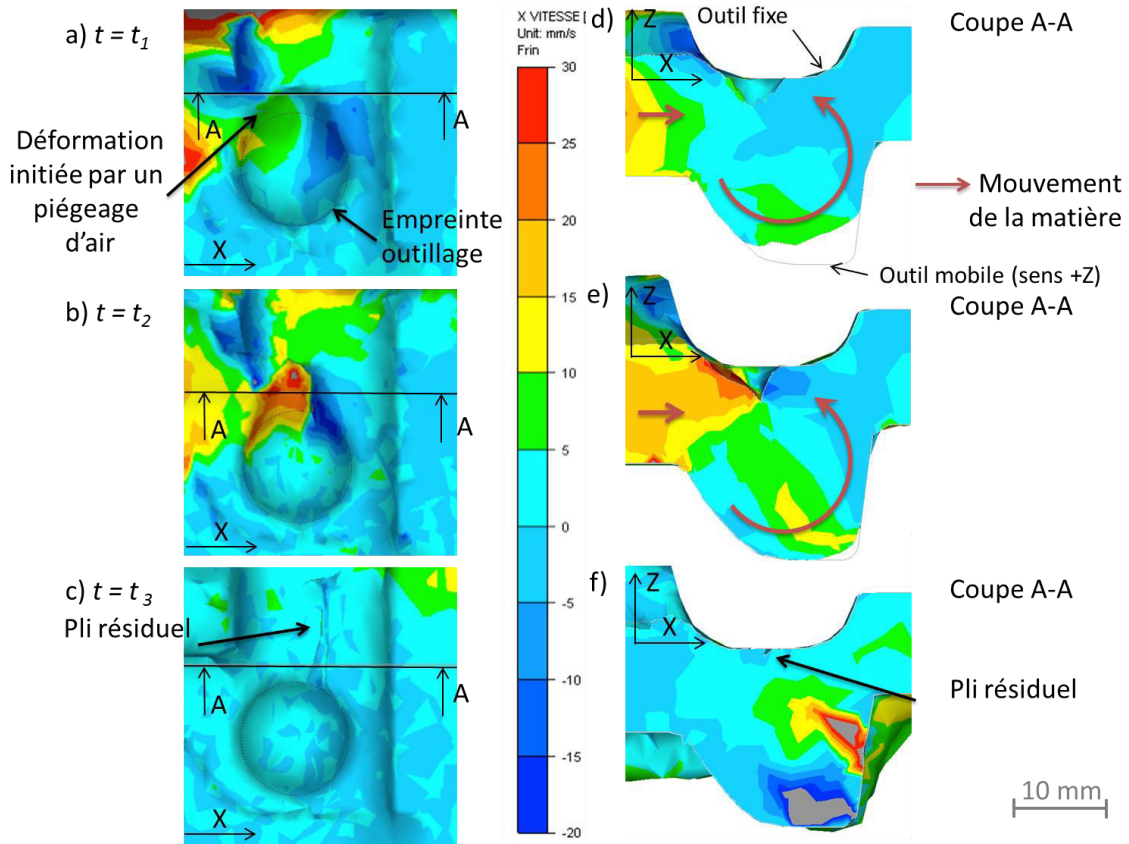


Figure IV - 16 : Simulation numérique d'un roulement de terre.

Dans la dernière partie du cycle, lorsque toute la matière est au contact des outillages, la matière s'écoule en frottant sur les outils. Lorsque le déplacement à l'interface matière/outils est important, la surface est lissée ce qui masque les défauts. Dans le cas de ce roulement de terre, l'épaisseur importante de la barrette est nécessaire à la création du défaut. Cependant, c'est le piégeage d'air qui initie la pathologie.

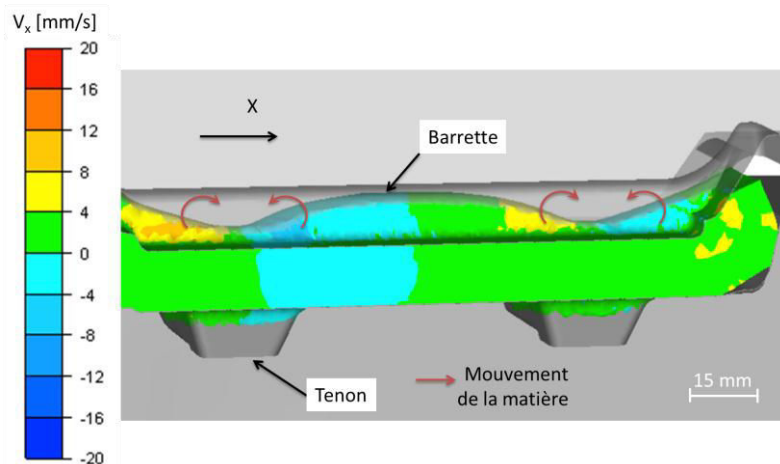


Figure IV - 17 : Simulation numérique d'un recollement de matière

Les défauts de recollement de matière au niveau des barrettes ont des origines similaires au roulement de terre. La présence de tenons ou de barrettes profondes sur la face opposée engendre une avancée du front de matière non régulière comme on peut le voir sur la figure IV-17. L'écoulement dans le tenon fait naître un mouvement de rotation de la matière qui va engendrer un recollement.

2.2 Décollement des barrettes

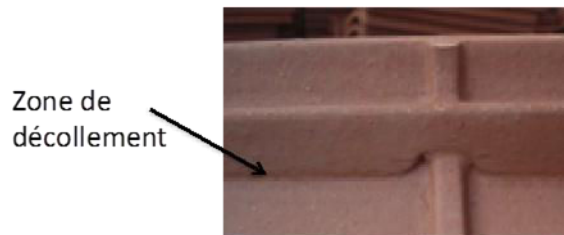


Figure IV - 18 : Défauts de décollement des barrettes

Un phénomène de décollement de la base des barrettes est observé sur de nombreux produits (figure IV-18). Ce défaut est uniquement lié à des déplacements de matière. La figure IV-19 montre les champs de vitesse dans la direction X à trois instants. A $t=t_1$, la matière se déplace sous la barrette et ensuite la remplit. Une fois le volume de la barrette comblé, la matière la formant ne se déplace plus ($t=t_2$). On constate à $t=t_2$ un fort gradient de vitesse à la base de la barrette. En effet, la matière sous la barrette s'écoule à grande vitesse. Ce fort gradient de vitesse crée un cisaillement de la barrette.

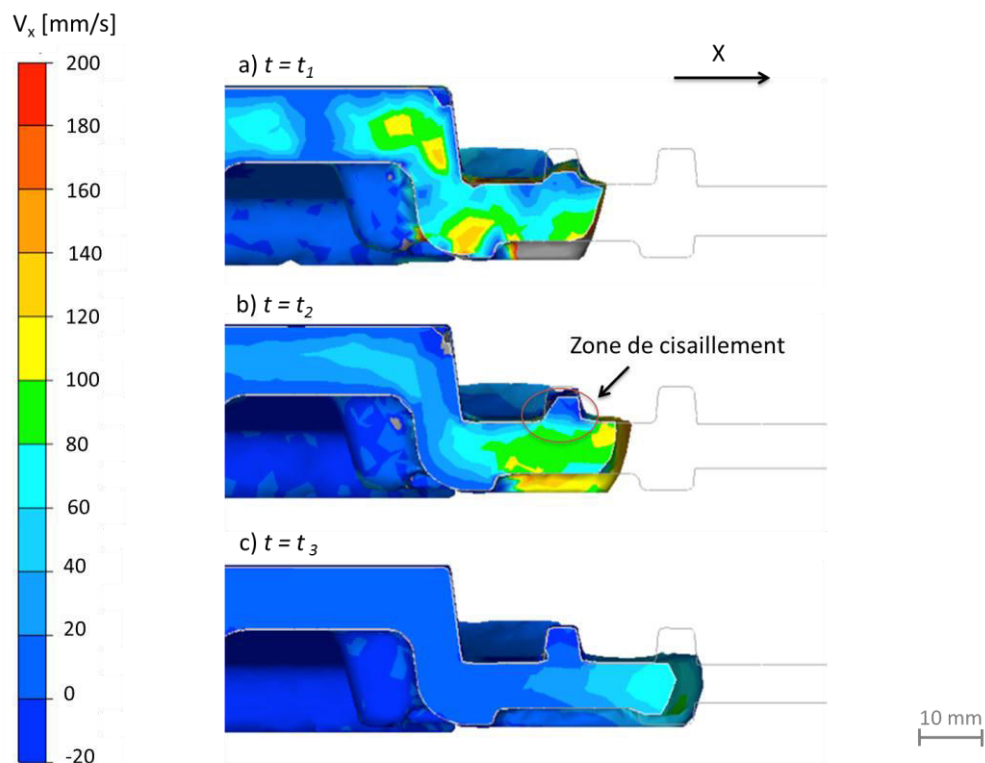


Figure IV - 19 : Simulation numérique du cisaillement d'une barrette

Les défauts de décohésion des barrettes apparaissent généralement au séchage. Ce phénomène nous laisse à penser que le cisaillement (glissement d'un plan de matière sur un autre) tend à réduire les mécanismes de cohésion autres que la cohésion capillaire, notamment tous ceux qui sont liés au contact. De ce fait, lors du séchage et de l'extraction de l'eau libre, la cohésion n'est plus assurée. Il y a donc fissuration.

2.3 Mauvais remplissage

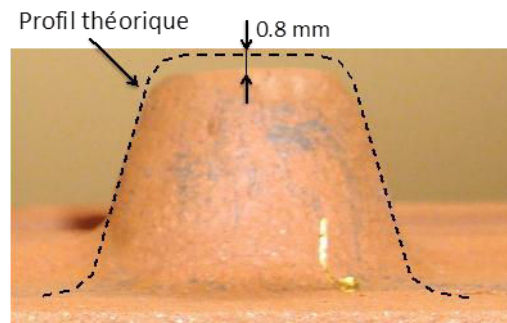


Figure IV - 20 : Défaut de mauvais remplissage

Les mauvais remplissages des géométries profondes, comme les tenons de fixation et les pattes d'appuis (figure IV-10), sont des défauts affectant la fonctionnalité du produit (bon maintien sur le toit, positionnement stable, ...). Plusieurs paramètres peuvent être à l'origine de ce type de pathologie : matière trop rigide, manque de matière, piégeage d'air, mauvaise conception de la géométrie (largeur et longueur du tenon trop faible par rapport à la profondeur), ...

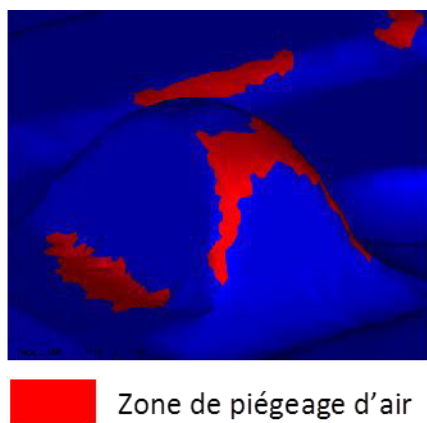


Figure IV - 21 : Zone de piégeage d'air

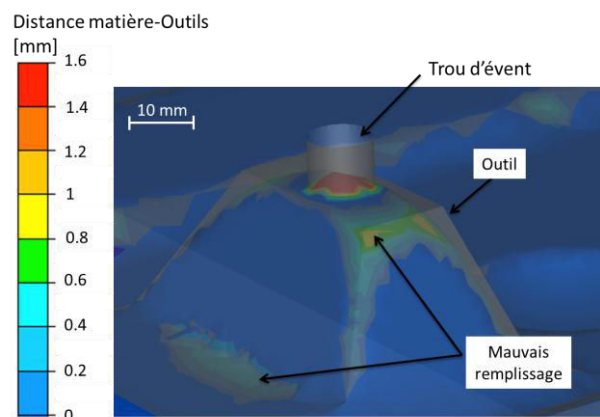


Figure IV - 22 : Simulation d'un mauvais remplissage

Les figures IV-21 et IV-22 représentent un tenon de fixation à la fin de l'étape de pressage. On constate, sur la figure IV-21, que la base et les arrêtes latérales du tenon sont sujettes à un phénomène de piégeage d'air malgré la présence d'un trou d'évent. En effet, au cours du pressage, le front de matière progresse dans le tenon jusqu'à atteindre le trou d'évent. A ce stade, la matière n'est pas totalement au contact de l'outillage, notamment sur la partie supérieure des arrêtes latérales. De l'air se

retrouve piégé entre la matière et l'outil. L'avancée du front de matière le comprime. La pression de l'air augmentant, la progression de la matière est ralentie. Cela engendre une mauvaise finition géométrique du produit à la fin du cycle de pressage.

3 Défauts engendrés par des variations des réglages procédés.

De mauvais réglages ou la variabilité naturelle du procédé peuvent initier ou amplifier des mécanismes engendrant des pathologies. Par exemple, la dimension de la galette est un réglage du procédé très important car il influence les écoulements. Un volume de matière trop faible pourra être à l'origine de défauts de finition dans les zones profondes mais aussi sur l'extérieur de la tuile. Une épaisseur trop élevée forcera la matière à s'écouler plus fortement lorsque les différentes géométries de surface (barrettes, tenon,...) seront formées. Les phénomènes du type cisaillement de barrettes seront donc beaucoup plus présents.

La variation de teneur en eau impacte fortement la mise en forme. En usine, une variation sur une plage de 2% de la teneur en eau (en % de la masse sèche) est tolérée. Les résultats présentés dans le chapitre 2 (partie 2.3.2) ont mis en évidence une forte sensibilité des paramètres rhéologiques comme le module d'Young et la consistance. Une telle variation peut pénaliser la bonne finition d'une tuile comme nous le montrerons dans le chapitre suivant.

3.1 Manque de couleur

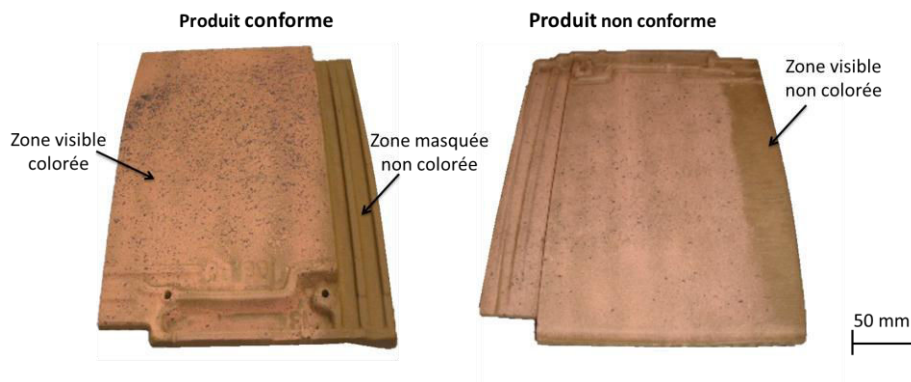


Figure IV - 23 : Illustration d'une coloration localisée sur un produit

Pour limiter la consommation des engobes colorants, un dépôt localisé est souvent effectué avant le pressage. Cela a pour objectif de colorer uniquement les zones visibles du produit final, comme indiqué sur la figure IV-23. Un mauvais dépôt sur la galette se traduira par un manque de couleur sur la partie visible de la tuile. La maîtrise du positionnement de la galette dans l'outillage est aussi très importante. Comme on le constate sur la figure IV-24, une modification de la position de la galette sur

l'outil inférieur déplace la zone colorée. Il est nécessaire d'intégrer la variabilité du procédé de dépose de la galette sur la dimension de la bande colorée

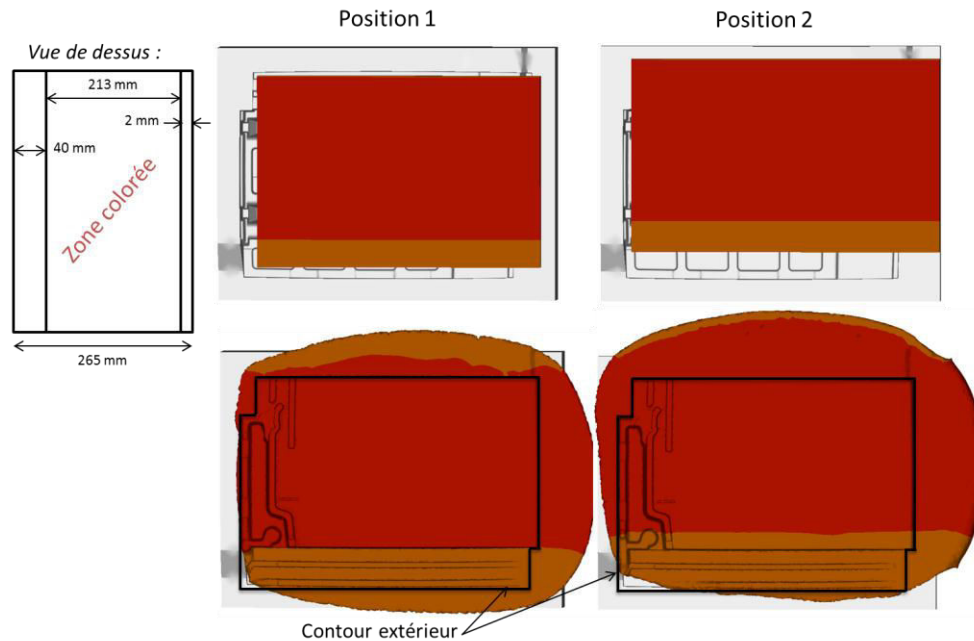


Figure IV - 24 : Simulation numérique du pressage d'une galette colorée localement

L'allongement de la zone colorée peut aussi être à l'origine d'un manque de couleur sur la tuile. L'épaisseur de la couche d'engobe colorant est faible ($50 \mu\text{m}$). Lors du pressage, la surface colorée se déforme. La répartition des éléments colorants n'est donc plus homogène. L'épaisseur résiduelle de la couche d'engobe est donc fonction de la déformation.

3.2 Défauts géométriques

Les défauts dimensionnels sont principalement la conséquence de mauvais réglages de paramètres procédés. Dans le cadre de ce chapitre, nous ne traiterons pas dans le détail ces pathologies.

Le procédé de découpe des tuiles après la mise en forme peut être générateur de défauts. Le contrôle du positionnement de l'ébarbeur est nécessaire pour garantir le bon centrage de la tuile.

Dans le cas du pressage en moule ouvert, l'épaisseur finale est définie par l'entrefer entre les outils supérieur et inférieur à la fin du cycle. Un défaut d'épaisseur est engendré par un mauvais calage en hauteur de l'outil inférieur. Contrairement aux autres procédés, dans le cas d'une mise en forme par estampage en moule fermé (figure I-19), l'outil inférieur n'est pas fixe. Il est positionné sur des coussins lui permettant de descendre lorsque l'effort appliqué par l'outil supérieur atteint une valeur seuil. De ce fait, l'épaisseur finale ne dépend plus uniquement de la distance d'entrefer mais aussi du volume de matière et de la consistance de la pâte d'argile.

4 Conclusion partielle

Le façonnage est à l'origine de différentes pathologies. D'un point de vue industriel, elles sont classées en seize familles. Au cours de ces travaux, un regroupement autour de trois axes a été adopté : les défauts de fissuration / décohésion, les défauts dus aux écoulements de la matière et enfin les défauts résultant de mauvais réglages procédés.

Dans ce chapitre, nous avons identifié plusieurs méthodes permettant de modéliser l'initiation des décohésions. Les mécanismes de fissuration des milieux granulaires humides laissent penser à un phénomène de décohésion par rupture des liaisons capillaires. L'allongement de la distance intergranulaire est à l'origine de la rupture des ponts aqueux. De ce fait, un critère en déformation plastique maximale a été envisagé. La rupture des matériaux pulvérulents se réalise généralement en cisaillement. Pour vérifier cela, un critère défini comme étant la différence entre la première et la troisième contrainte principale a été testé. Un critère en valeur maximale de la première contrainte principale, traduisant une rupture en traction, et un critère de fissuration énergétique (critère de Latham et Cockcroft) ont aussi été essayés.

L'analyse inverse de trois essais (essai de compression libre, essai de cisaillement et essai de flexion quatre points) a permis de déterminer les valeurs seuils pour les quatre critères de fissuration retenus. Les résultats ont montré qu'un critère de Tresca était le plus probant. La réalisation d'un essai de traction simple a mis en évidence une déformation plastique de 5 % de l'éprouvette.

Pour identifier qualitativement les principaux phénomènes d'écoulement, la géométrie d'une tuile industrielle comportant des défauts a servi de support. Une simulation numérique du façonnage de cette tuile a été réalisée à l'aide du logiciel Forge® 2009. Le positionnement de certaines géométries (tenons, barrettes,...) en vis à vis sont à l'origine des défauts du type roulement de terre et recollement de matière. D'autres défauts liés aux écoulements ont été identifiés comme les cisaillements des barrettes et les mauvaises finitions dues au piégeage d'air.

Enfin, certains paramètres des réglages procédés ont été identifiés comme générateurs potentiels de défaut. Nous avons montré que la simulation numérique pouvait aider à la visualisation des défauts initiés par des variations du procédé. Par exemple, la modification du positionnement de la galette sur l'outil inférieur joue sur la coloration du produit final.

Chapitre 5 :

Simulation numérique du façonnage de géométries industrielles

Les trois chapitres précédents sont articulés respectivement autour de la modélisation du comportement rhéologique, de l'étude des comportements aux différentes interfaces et à l'étude des défauts de pressage. Ces trois axes ont découlé sur la mise en place des modèles nécessaires pour simuler numériquement le procédé de mise en forme des tuiles. L'objectif de ce chapitre est d'illustrer les applications industrielles de l'outil mis en place. Cependant, avant de simuler numériquement et d'étudier la mise en forme de géométries industrielles, il est obligatoire de valider les différents modèles de comportement déterminés précédemment. Les deux premiers volets de ce chapitre seront dédiés à la validation du modèle numérique par comparaison à des essais de façonnage sur des géométries partielles de tuiles. Un dernier volet de ce chapitre présentera deux exemples industriels réalisés au cours de ces travaux de thèse. Le premier exemple porte sur la quantification de l'influence de la variation d'un paramètre du procédé sur le façonnage par estampage d'une tuile plate. La seconde étude présentée ici s'articule autour du dimensionnement d'une presse industrielle, dans le cadre du renouvellement d'une ligne de production.

1 Simulation numérique du façonnage d'un tenon de fixation

1.1 Conditions d'essais et modèle numérique

Pour vérifier la cohérence des résultats obtenus numériquement à partir des modèles identifiés précédemment, des essais de façonnage d'un tenon de fixation ont été réalisés. Pour cela, l'outillage présenté à la figure III-7 (chapitre 3) a été utilisé. Lors de ces essais, la dimension de l'échantillon a été choisie de manière à obtenir un volume de matière 2,5 fois plus grand que lors des essais de

tribologie, l'objectif étant de permettre à la matière de s'écouler jusqu'aux parois extérieures de l'outillage. La figure V-1 montre l'échantillon en position dans l'outillage. Les échantillons ont été extraits de lopins cylindriques de diamètre 70 mm et d'épaisseur 25 mm. Comme il est possible de le voir sur la figure V-1, deux méplats ont été réalisés de manière à faciliter la mise en position de l'échantillon dans l'outillage. En effet, leur présence offre des points de repère permettant de garantir une bonne répétabilité du positionnement entre les différents essais et la bonne mise en position de l'échantillon dans le modèle numérique.

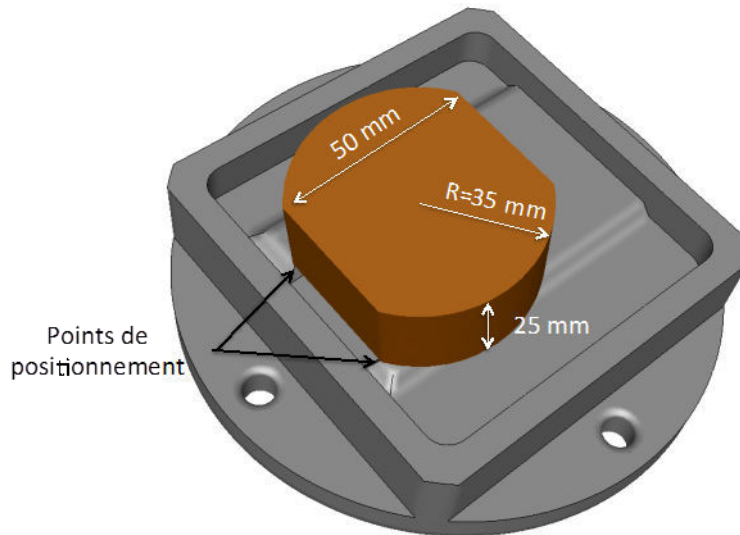


Figure V - 1 : Positionnement de l'échantillon dans l'outillage de mise en forme

Les essais de mise en forme du tenon de fixation ont été effectués sur trois lots de matière. Les teneurs en eau mesurées sur les échantillons sont 19,5 %, 20,5 % et 22,75 %. Le tableau suivant présente les valeurs des différents paramètres rhéologiques pour ces trois teneurs en eau.

Teneur en eau [% masse sèche]	E [MPa]	ν	K [kPa.s ^m]	m	n
19,5	6,21	0,495	314	0,03	0
20,5	4,94	0,495	250	0,03	0
22,75	2,96	0,495	150	0,03	0

Tableau V - 1 : Valeurs de paramètres rhéologiques utilisés dans le modèle numérique

Ces valeurs sont celles utilisées dans le logiciel Forge[®] pour simuler cet essai. Le modèle de frottement utilisé est un modèle de Coulomb avec $\mu = 0,25$. Cette valeur correspond à une valeur moyenne du coefficient de frottement argile / acier mesuré dans le troisième chapitre.

Le maillage de l'échantillon est composé d'environ 365 000 éléments tétraédriques. Une taille de maille de 1 mm a été adoptée. Au cours du calcul, environ 280 pas de calculs et 75 remaillages sont

réalisés. Le temps CPU de cette simulation est de 11 heures sur un ordinateur *Intel® Xéon® CPU X5650 @ 2,67GHz, 12 Gb RAM*.

1.2 Efforts de mise en forme

Le premier paramètre étudié est l'effort de pressage en fonction du déplacement de l'outil supérieur. Il est principalement dépendant du modèle de comportement rhéologique utilisé et dans une moindre mesure du comportement tribologique.

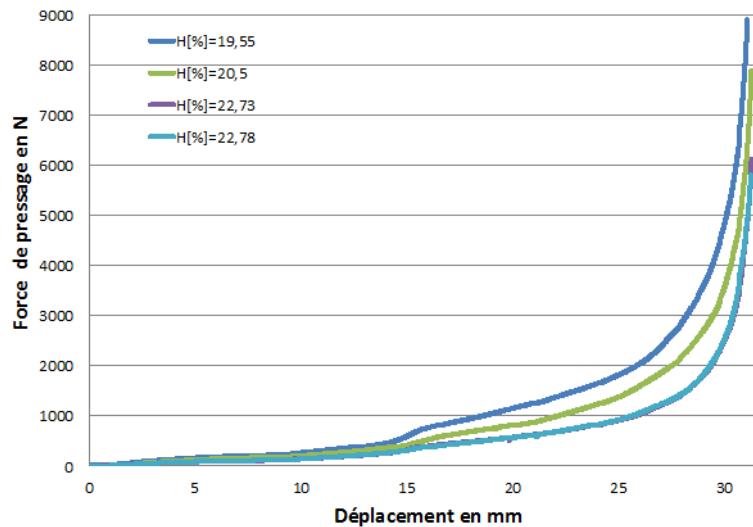


Figure V - 2 : Efforts de mise en forme du tenon de fixation mesurés expérimentalement pour différentes teneurs en eau

La figure V-2 présente les efforts de pressage mesurés au cours de quatre essais. On constate une forte influence de la teneur en eau dans la seconde partie de l'essai qui correspond principalement à l'écoulement de la matière. Deux essais ont été effectués sur des échantillons à teneurs en eau voisines (22,73% et 22,78%). Les deux courbes enregistrées (bleu clair et violette) sont superposées. Cela traduit une bonne répétabilité de l'essai de façonnage mis en place.

Pour vérifier que les paramètres des modèles de comportement rhéologique et tribologique identifiés précédemment permettent de bien reproduire les efforts de mise en forme, la simulation de ces essais a été réalisée. La figure V-3 présente les forces de pressage expérimentales et numérique pour les trois taux d'humidité. Le modèle numérique reproduit les différents mécanismes de déformation présents lors de la mise en forme se traduisant par des changements de pente : flexion de l'échantillon (entre 0 et 10 mm de déplacement de l'outil supérieur), cisaillement engendré par la formation du tenon (entre 13 et 17 mm de déplacement) et l'écoulement de la matière sur la fin du cycle.

On constate que la simulation permet de représenter les efforts de pressages avec une bonne précision. Les écarts sont respectivement de 0,5 %, de 3,5 % et de 4 % pour les teneurs en eau de 20,5 %, de 19,5 % et de 22,75 %.

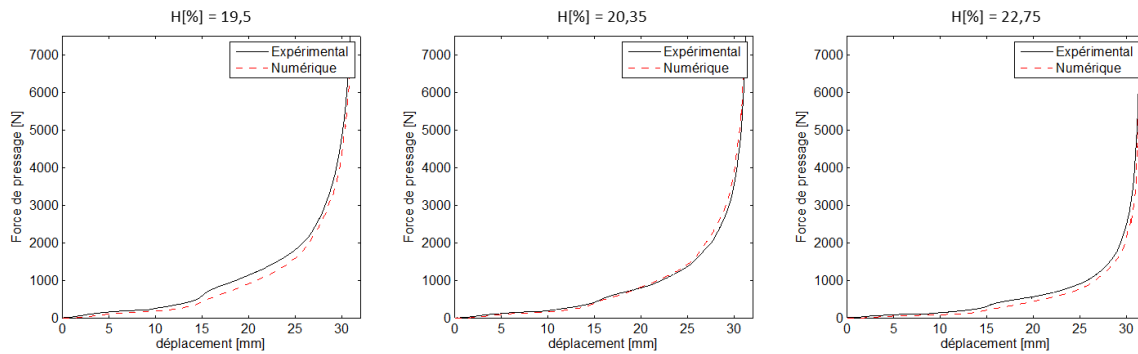


Figure V - 3 : Comparaison des efforts expérimentaux et numériques

On constate que l'inflexion observée sur la courbe expérimentale vers 15 mm de déplacement de l'outil supérieur est lissée sur la courbe numérique. Elle se produit au moment de la formation de la partie interne du tenon (poinçonnement de la galette). Elle est probablement générée par un endommagement de la matière qui n'est pas simulé. Toutefois, les paramètres rhéologiques et tribologiques utilisés permettent de corréler les courbes de forces pour les trois taux d'humidité. De ce point de vue, il est possible de valider le groupe de paramètres tribo-rhéologiques. Il est toutefois nécessaire de faire appel à un autre critère pour pouvoir valider pleinement le modèle numérique.

1.3 Géométrie des échantillons en fin de pressage

L'objectif premier du modèle numérique du façonnage est de simuler le passage d'une géométrie initiale à une géométrie finale. La géométrie à la fin du cycle de mise en forme est donc un paramètre primordial à analyser. En effet, elle est à la fois dépendante du comportement rhéologique mais aussi du comportement tribologique. Nous nous proposons donc d'étudier la géométrie obtenue en fin de pressage.

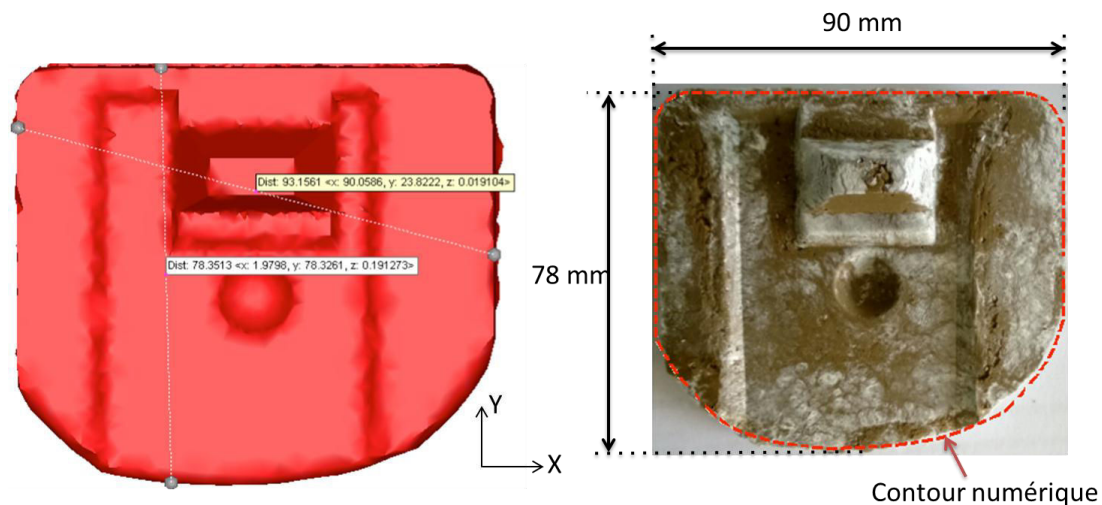


Figure V - 4 : Comparaison de la géométrie numérique et expérimentale après mise en forme.

La figure V- 4 montre une vue de l'échantillon obtenue numériquement (figure de gauche) et de l'échantillon obtenu après essai (figure de droite). On constate que lors de la mise en forme l'échantillon entre en contact avec trois des quatre côtés de l'outillage. La distance entre les deux faces de l'outillage de normale x est fixe (90 mm). La distance entre le côté supérieur et le front de matière est la principale distance à analyser. Elle est de 78 mm au maximum dans le cas de l'échantillon réel. Dans le cas de l'échantillon numérique, cette longueur est de 78,4 mm. L'écart entre les deux valeurs est de 0,5 %.

La superposition du contour extérieur numérique sur échantillon expérimental montre que les deux fronts de matière sont similaires. Le modèle numérique permet de reproduire le décalage du front de matière, vers la gauche, engendré par la dissymétrie de l'outillage. Le modèle numérique a permis de corréler avec une bonne précision la géométrie finale de l'échantillon et les efforts nécessaires à la mise en forme. Les paramètres rhéologiques et tribologiques sont donc validés sur cette géométrie.

2 Comparaison de deux technologies d'outillage

L'objectif de cette partie est double. Le premier objectif est de comparer le pressage avec deux technologies d'outillage : les outils métalliques et les outils à membranes caoutchouc, sur la base d'essais laboratoires. Le second objectif est de confronter à l'expérience les modèles numériques de ces deux technologies de pressage et de vérifier que les défauts observés au cours des essais sont bien reproduits numériquement.

2.1 Présentation de la géométrie et des outils

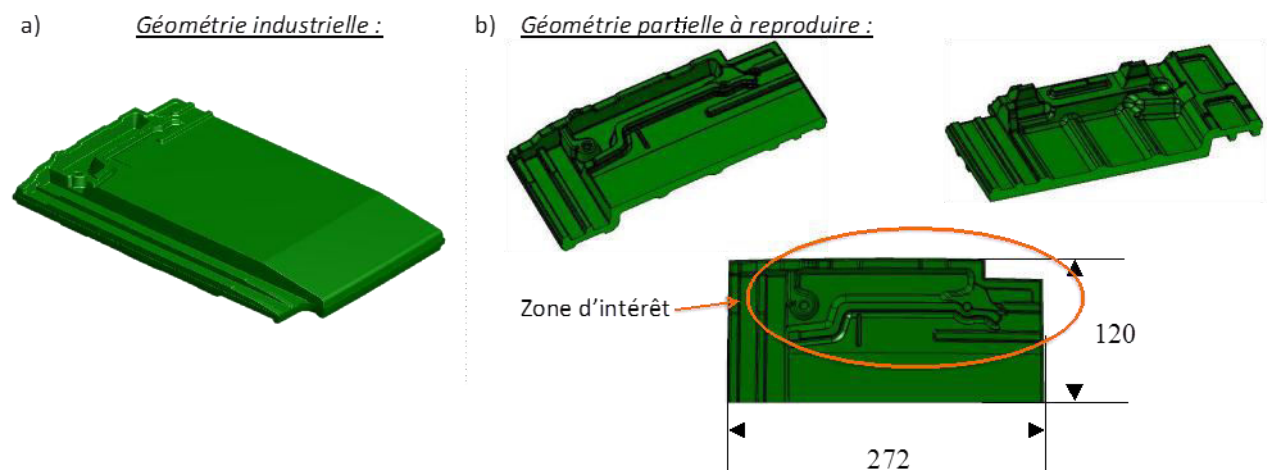


Figure V - 5 : Présentation de la géométrie à mettre en forme.

La géométrie retenue pour ces essais correspond à la partie supérieure de la tuile présentée dans le chapitre précédent (chapitre IV, paragraphe 2). La figure V-5 représente la géométrie industrielle

originale (a) et la géométrie choisie (b) pour être formée au cours de ces essais. L'intérêt de cette géométrie réside dans la grande quantité d'éléments géométriques (barrettes, tenons,...). La superposition de tous ces détails géométriques est à l'origine de pathologies d'écoulement comme les roulements de terre, de recollements, de cisaillements de barrettes, ... dans cette zone de la tuile. L'objectif de ces essais en laboratoire est de reproduire et d'exacerber, par des modifications des quantités de matières, les défauts observés en usine et de mieux cerner le rôle des membranes en caoutchouc sur l'apparition ou la suppression de ces défauts.

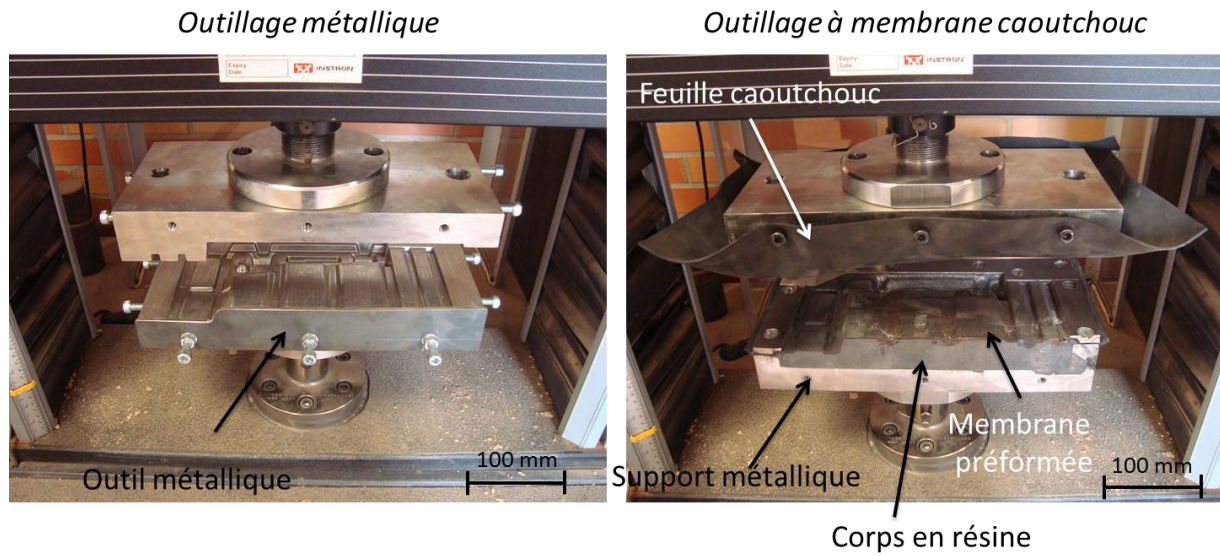


Figure V - 6 : Montages expérimentaux de mise en forme avec les outils métalliques (gauche) et avec les outils à interface caoutchouc (droite)

La figure V-6 montre deux photographies des montages expérimentaux utilisés pour les essais de façonnage : avec des outillages métalliques (gauche) et avec des outillages à membranes (droite). Comme pour les outils de mise en forme du tenon de fixation, les outils métalliques sont usinés dans un bloc d'acier inoxydable. Les outils à membrane ont une architecture différente. Ils sont composés d'un support métallique dans lequel est coulée une résine. Le corps en résine est usiné. L'outil inférieur est recouvert d'une membrane préformée. Dans le procédé industriel, une dépression est créée entre le corps en résine et la membrane pour la maintenir en position. Dans le cadre de ces essais, la membrane préformée a été collée de manière à être maintenue en position. L'outil supérieur est recouvert d'une feuille de caoutchouc d'épaisseur 1,6 mm. La feuille est maintenue en position par des anneaux tout autour de l'outillage. Une fois en position, la feuille est faiblement tendue sur l'outillage. L'objectif n'est pas de pré-contraindre la feuille mais juste d'assurer un positionnement non flottant.

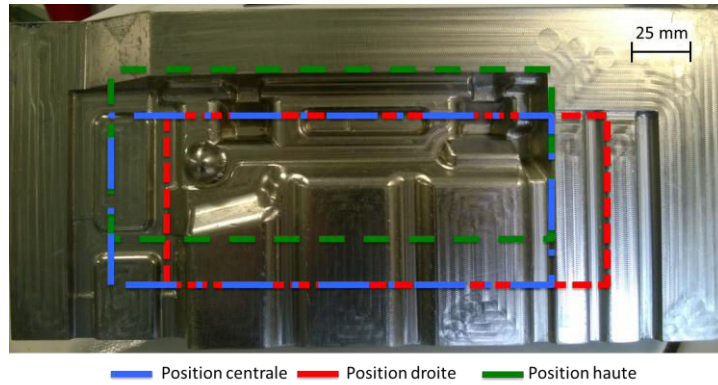


Figure V - 7 : Positions initiales des galettes

Les galettes utilisées au cours des essais sont de dimension $210 \times 80 \times 25 \text{ mm}^3$. Ces dimensions ont permis de créer le maximum de défauts. Les échantillons, destinés à être façonnés avec les outils à membranes, sont recouverts d'une pellicule de talc de manière à mettre en évidence un éventuel glissement à l'interface avec les membranes. La figure V-7 présente les trois positions initiales utilisées au cours des essais. Un changement de position permet une modification des écoulements de la matière et ainsi la mise en jeu de phénomènes différents pouvant engendrer des défauts.

2.2 Résultats expérimentaux

Pour comparer les deux technologies d'outillage, différents critères ont été utilisés. Le premier critère repose sur l'effort nécessaire pour mettre en forme la pièce. Le rendu visuel et la conformité à la géométrie théorique de l'échantillon formé représenteront le second critère de comparaison. Le dernier point d'analyse reposera sur les défauts présents sur la pièce.

2.2.1 Efforts de mise en forme

La figure V-8 montre les efforts de mise en forme enregistrés au cours de trois essais pour chaque technologie d'outillage.

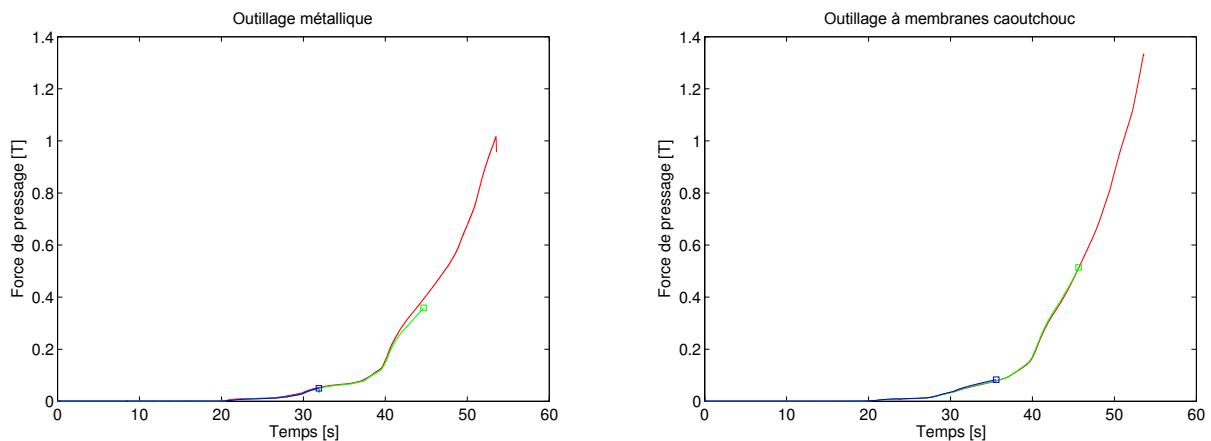


Figure V - 8 : Efforts mesurés au cours des essais de mise en forme

Les courbes en rouge représentent les efforts mesurés sur un cycle complet. Les courbes en bleu et en vert représentent les efforts enregistrés pour des essais partiels s'arrêtant respectivement à 33% et 66% du cycle de mise en forme. Les vingt premières secondes de l'essai correspondent à une approche de l'outil supérieur et ne sont donc pas considérées comme faisant partie du cycle de mise en forme.

On constate que les efforts mesurés au cours des trois essais se superposent pour les deux systèmes d'outillage. Cela met en évidence une bonne répétabilité des essais effectués. Les efforts nécessaires à la mise en forme de la pièce sont supérieurs dans le cas des outils avec membrane. Au cours des essais, la feuille de caoutchouc subit de grandes déformations. Ce phénomène engendre une augmentation de l'effort global mesuré sur l'outil supérieur.

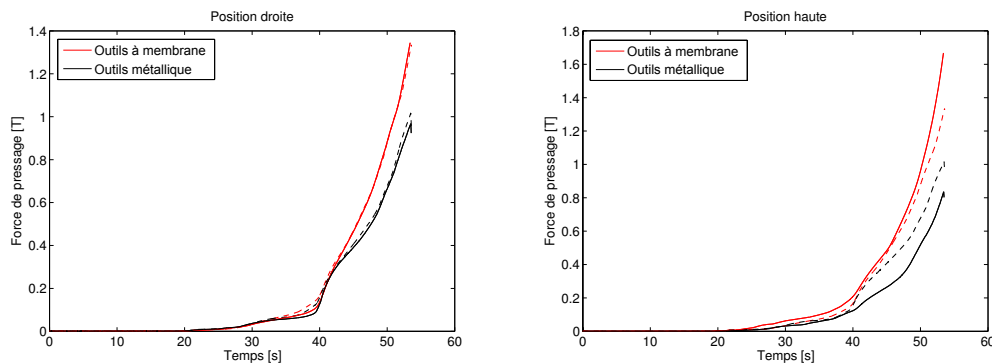


Figure V - 9 : Influence de la position initiale sur l'effort de mise en forme

La figure V-9 présente les courbes d'efforts enregistrés pour différentes positions initiales de la galette. Sur les deux graphiques, les courbes en pointillés représentent l'effort mesuré pour une position initiale centrale de l'échantillon (position de référence). On constate qu'un déplacement initial de la galette vers la droite n'influence que très peu l'effort de pressage ce qui n'est pas le cas lors d'un déplacement vers le haut. Deux évolutions différentes sont alors observées. Dans le cas de l'outillage métallique, on observe une diminution de l'effort de mise en forme, principalement dans le deuxième tiers du cycle. Le déplacement de la matière vers le haut permet de favoriser la formation de la zone des tenons et des barrettes (zone d'intérêt présenté à la figure V-5). Les différents détails géométriques (tenons, barrette,...) sont donc remplis au début du cycle et non plus à la fin par les écoulements. Le volume de matière s'écoulant est plus faible. Cela entraîne une diminution de l'effort global. Dans le cas des outils à membranes caoutchouc, on constate une augmentation de l'effort à la fin du cycle. Pour former les différentes barrettes et permettre un écoulement de la matière vers le haut de l'outillage, des déformations plus importantes de la membrane se produisent. Cela se traduit par une hausse de l'effort de mise en forme.

La comparaison des efforts mesurés pour les deux technologies d'outillages a mis en exergue la part non négligeable de l'effort engendré par la déformation des membranes caoutchouc (+ 30 % de l'effort nécessaire à la mise en forme). Lors de ces essais, le volume de matière mis en forme représente moins d'un cinquième du volume mis en forme dans le cas de la géométrie complète de la tuile. De ce fait,

lors du pressage industriel, la part des efforts dus à la déformation de la membrane devient naturellement plus faible comparée aux efforts de déformation de la pâte d'argile (environ 40 tonnes).

2.2.2 Finition géométrique

Maintenant que nous avons analysé l'influence des membranes sur l'effort nécessaire à la mise en forme, il convient de s'intéresser à la géométrie finale de l'échantillon.

Outillage métallique :



Extrados



Intrados



Outillage avec membrane caoutchouc :



Extrados



Intrados



Figure V- 10 : Comparaison des échantillons façonnés avec les deux technologies d'outillage

La figure V-10 montre deux échantillons mis en forme avec une position initiale centrée de la galette. On constate que les contours des échantillons obtenus avec les deux technologies d'outillage sont similaires. Les écoulements ne sont donc pas directement influencés par la présence des membranes. La grande différence entre les deux échantillons concerne les angles comme on peut le voir sur la figure V-11. Le pressage en moule métallique permet d'obtenir la géométrie la plus proche du théorique. Les angles de transition entre les différentes géométries sont bien marqués. Les détails géométriques formés sont plus fins et précis. Les angles de l'échantillon façonné avec la feuille caoutchouc (face extrados) sont lissés. On observe des rayons de congés sur les angles. Pour les angles concaves (feuille pliée en compression), il est possible d'obtenir des rayons de congés proches de zéro ce qui n'est pas le cas pour les angles convexes (feuille tendue). Dans cette configuration, le rayon de congé résultant est au minimum égal à l'épaisseur de la membrane. La membrane préformée positionnée sur l'outil inférieur permet d'obtenir une précision des détails géométriques comparable à celle obtenue avec les outils métalliques (face intrados de l'échantillon).

Outillage métallique :



Outillage avec membrane caoutchouc :

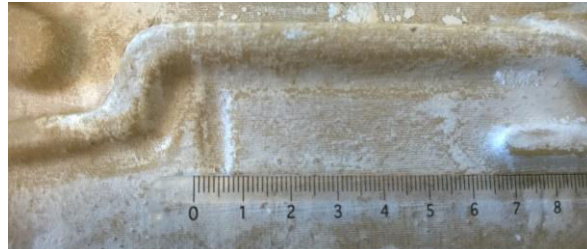


Figure V - 11 : Influence du type d'outillage sur la géométrie des barrettes

2.2.3 Pathologies observées

Différentes pathologies ont pu être reproduites à partir de ces essais. La figure précédente (V-11) permet de constater la présence d'arrachements à la surface de l'échantillon formé avec les outils métalliques. Ce phénomène, généré par le frottement de l'argile sur les outils métalliques, n'est pas observé lors de l'utilisation des membranes. La tension de la feuille de caoutchouc, au cours du cycle, couplée au frottement avec l'argile, permet de maintenir une légère compression dans le plan de la surface. Ce phénomène permet de limiter l'apparition d'arrachements sur la surface de l'échantillon.

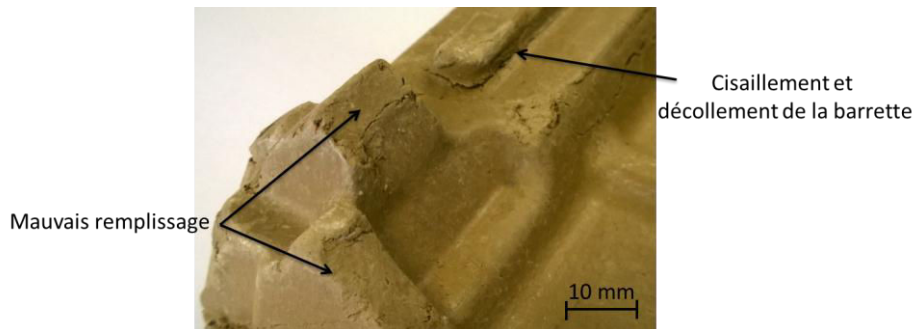


Figure V - 12 : Pathologies observées avec l'utilisation des outils métalliques

La figure V-12 présente deux pathologies qui sont observées principalement lors de l'utilisation des outils métalliques : le mauvais remplissage de deux zones et le décollement d'une barrette. Deux mécanismes sont à l'origine de ces défauts. Les mauvais remplissages sont créés par un piégeage d'air dans les zones creuses de l'outillage. La pression de l'air entraîne une dérivation des écoulements et donc une mauvaise finition de ces géométries profondes (voir page 116). Le décollement des barrettes est une pathologie bien connue. Elle est engendrée par un fort gradient de vitesse à la base des barrettes menant à leur cisaillement puis à leur décollement au cours du séchage (voir paragraphe 2.3 chapitre IV).

Ces défauts sont aussi observables lors du pressage avec les outils à membrane cependant l'ampleur constatée est nettement plus faible. La présence des rayons de congés, créée par les membranes, dans les angles permet un écoulement aisé de la matière et donc un meilleur remplissage des zones profondes.

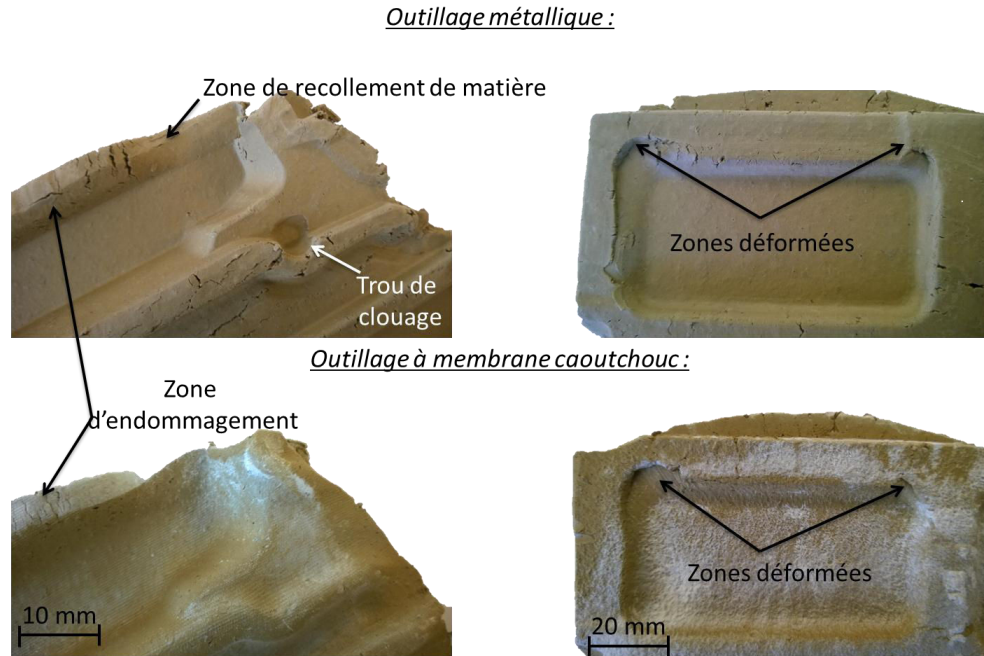


Figure V - 13 : Pathologies engendrées par les deux technologies d'outillage

La figure V-13 illustre des pathologies observées sur les échantillons façonnés avec les deux technologies d'outillages. Les deux figures de gauche illustrent un phénomène en cours pouvant générer des défauts de recollement. En effet, on constate que le front de matière n'est pas homogène dans la barrette. Ce phénomène peut mener à un recollement de deux fronts de matière, se traduisant ensuite par l'apparition de fissures au séchage des produits. Les deux photographies de droite illustrent un phénomène de déformation. On constate la présence de ces défauts géométriques similaires sur les deux échantillons. Ils sont observables sur la face intrados des échantillons qui est la face au contact de la membrane préformée.

L'utilisation des membranes en caoutchouc ne permet pas de former des géométries étroites et profondes comme les avant trous de clouage.

2.3 Simulation numérique

Nous allons maintenant nous intéresser aux modèles numériques de ces essais de mise en forme présentés précédemment. Dans un premier temps, nous allons étudier la mise en forme de l'échantillon avec les outils métalliques. Dans un second temps, nous nous concentrerons sur le pressage avec les outils à membranes.

2.3.1 Outillage métallique

2.3.1.1 Présentation du modèle numérique

La simulation de l'essai de façonnage partiel a été réalisée avec le logiciel Forge[®] 2009. La mise en données, est présentée à la figure V-14. Dans ce modèle numérique, l'échantillon, de dimension 210x80x25 mm³, est positionné au centre de l'outil. Dans un premier temps, le lopin d'argile est maillé assez finement avec un paramètre de maille constant de 2 mm. Le maillage ainsi généré est composé d'environ 165 000 éléments. Le maillage surfacique des outils n'est pas homogène. Les paramètres de maille des éléments varient de 1 à 25 mm. Cela permet d'avoir un maillage très fin sur les zones de courbures et plus grossier sur les zones planes. Le maillage des outils inférieur et supérieur comporte respectivement 132 800 éléments et 125 700 éléments.

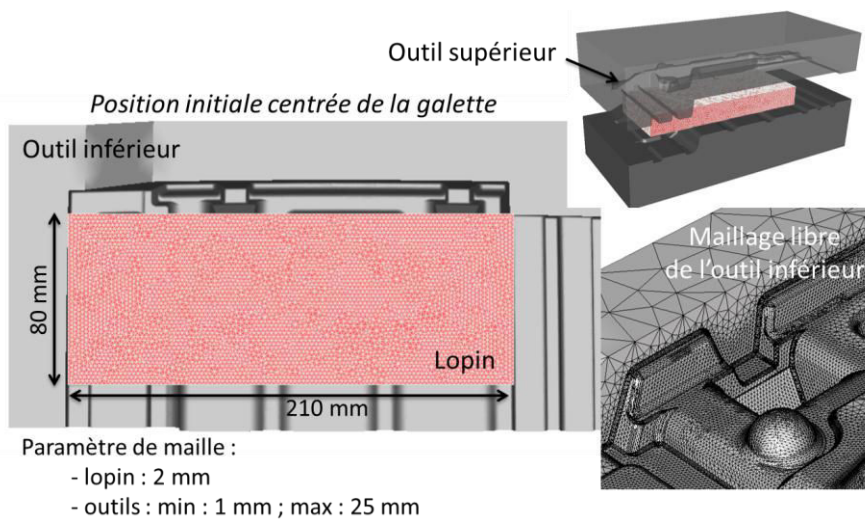


Figure V - 14 : Mise en donnée du modèle numérique

Comme dans les modèles numériques présentés précédemment, le comportement aux interfaces est modélisé par un frottement de type Coulomb avec un coefficient de frottement $\mu = 0,25$. Le matériau utilisé pour ces essais de mise en forme correspond au mélange de fabrication J avec un taux d'humidité de 19,5%.

Paramètres	Valeurs
E	6,21 MPa
ν	0,495
K	314 kPa.s ^m
m	0,03

Tableau V - 2 : Paramètres rhéologiques du mélange J
à une teneur en eau de 19,5%

Les paramètres rhéologiques sont détaillés dans le tableau V-2. Le temps CPU estimé pour cette simulation est d'environ 5 heures. Au cours de la simulation, 239 pas de calcul ont été effectués ainsi que 84 remaillages.

2.3.1.2 Effort de pressage

Le premier paramètre étudié, pour vérifier la bonne représentativité du modèle numérique, est l'effort de pressage. La figure V-15 montre l'évolution des efforts de pressage expérimentaux et numériques au cours de la mise en forme.

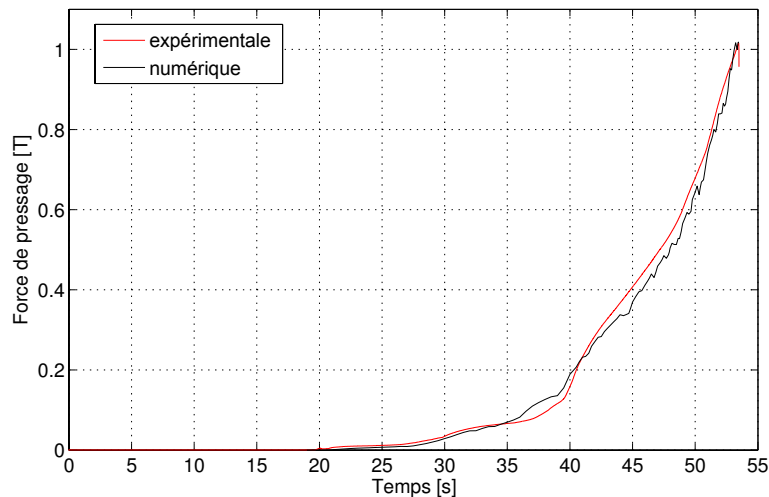


Figure V- 15 : Efforts de pressage mesurés au cours des essais

Les 20 premières secondes de l'essai correspondent à l'approche de l'outil supérieur. On constate que le modèle numérique suit bien le modèle expérimental jusqu'à la 35^{ème} seconde. A partir de cet instant, un écart entre les deux courbes apparaît. Une fissuration de l'échantillon lors des essais est à l'origine de ce phénomène comme nous pourrions le voir dans la section suivante à la figure V-17. La fissuration n'étant pas simulée, la chute de la force de pressage n'est pas représentée par le modèle numérique. Les courbes en fin de pressage ($t > 40$ s) sont relativement proches. La simulation de la fissuration peut être réalisée dans Forge[®] par une méthode de suppression d'éléments (Lee et al, 2004). Cette méthode génère des pertes importantes de volume, c'est pourquoi nous avons fait le choix de ne pas l'intégrer dans nos modèles numériques.

Les écarts entre les deux courbes sont toujours inférieurs à 10% de la force mesurée expérimentalement.

2.3.1.3 Pathologies de fissuration

Maintenant que nous avons vu que le modèle numérique permettait de reproduire assez fidèlement les efforts de pressage au cours de l'essai, il est nécessaire de vérifier sa validité en terme d'endommagement. Les essais interrompus ont permis de mettre en évidence la présence de zones fissurées sur la face supérieure.

La figure V-16 montre une vue de la face supérieure des échantillons à trois instants du cycle de mise en forme ainsi que les champs du critère d'endommagement et du domaine de validité qui ont été définis au chapitre précédent.

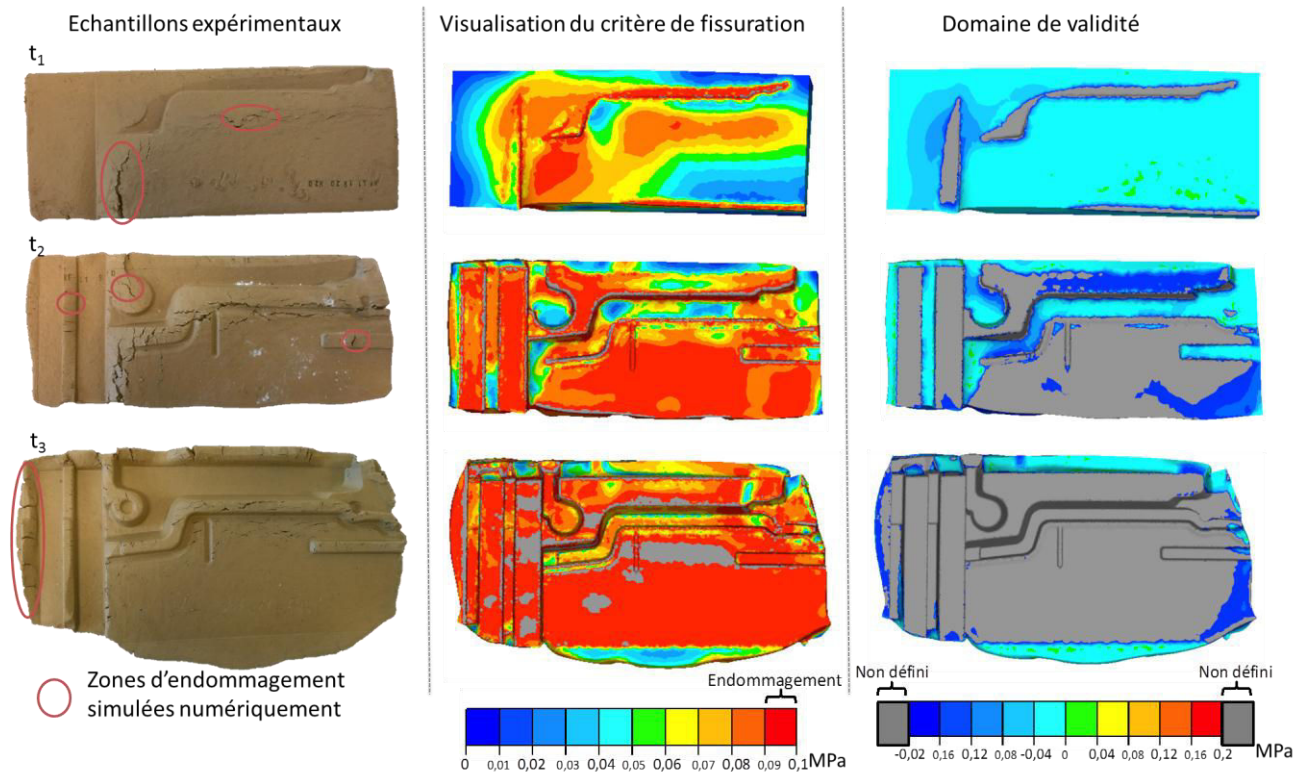


Figure V - 16 : Comparaison entre l'endommagement déterminés numériquement et les fissures observées sur des échantillons obtenus par pressage

Lorsque le critère de fissuration est supérieur à $\tau_{\max} = 0,09$ MPa (zone en rouge) et qu'il est défini (zone non grisée), il y a risque de fissuration. Les zones entourées en rouge sur les trois photographies des échantillons représentent les zones endommagées identifiables à partir du modèle numérique. On constate que le modèle numérique permet de prévoir la majorité des zones endommagées. De plus, ces essais ont permis de mettre en évidence un recollement des fissures générées au cours du pressage, notamment les fissures sur les barrettes visibles à $t=t_2$.

Lors des essais, une fissuration en cours de pressage a été observée sur un côté de l'échantillon. Les fissures apparaissent dans une zone fortement sollicitée en cisaillement. La figure V-17 montre une photographie de l'échantillon prise en cours d'essai, ainsi qu'une vue du modèle numérique représentant le champ du critère de fissuration identifié au chapitre précédent. On constate, dans la zone fissurée, une valeur du taux de cisaillement supérieure à la limite admissible pour ce matériau ($\tau_{\max} = 0,09$ MPa). Le modèle numérique ne permet pas de simuler l'ouverture et la propagation des fissures. Cela explique les écarts observés entre les courbes d'effort numérique et expérimental. En effet, lors des essais, la fissuration de l'échantillon réduit fortement l'effort nécessaire au déplacement

par cisaillement de la matière. La fissuration n'étant pas prise en compte dans le modèle numérique, les efforts calculés par simulation sont majorés par rapport à ceux mesurés lors des essais.

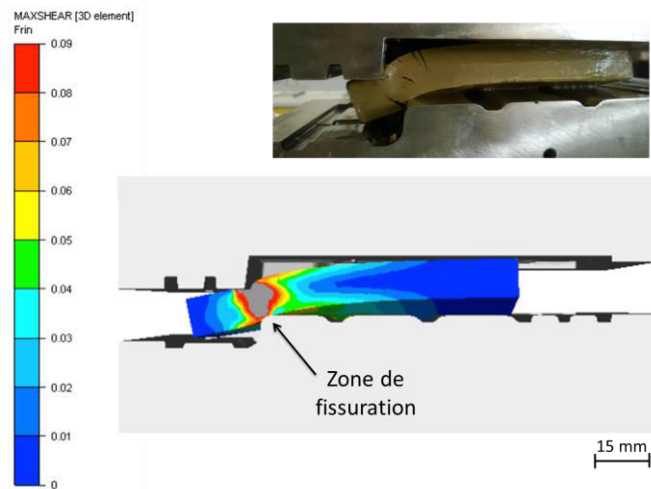


Figure V - 17 : Simulation de la fissuration de l'échantillon en cours de pressage

2.3.1.4 Autres défauts

Après avoir vu que le modèle numérique permettait de bien reproduire les efforts de pressage au cours de l'essai, il est nécessaire de regarder ce qu'il en est en terme de défauts. Pour cela, nous allons nous intéresser à trois défauts observés : les mauvaises finitions du tenon de fixation, le cisaillement de la barrette entre les deux tenons et enfin la fissuration de l'échantillon en cours de pressage que nous avons mentionné précédemment. Les deux premiers défauts ont été présentés à la figure V-12.

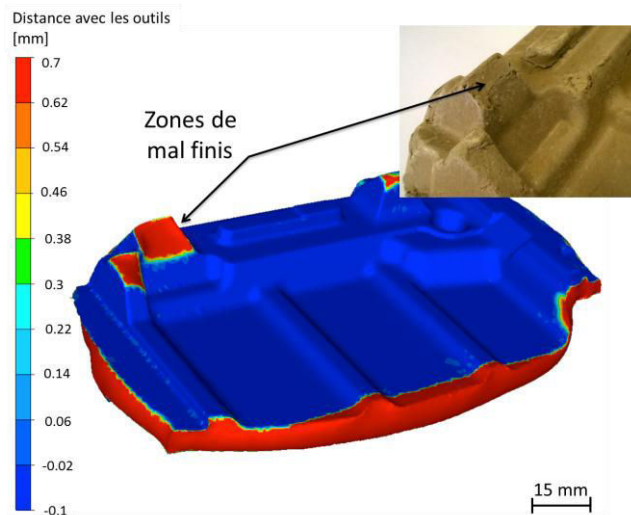


Figure V - 18 : Simulation numérique d'un mauvais remplissage

La figure ci-dessus (V-18) montre l'échantillon numérique en fin de pressage. Les champs tracés représentent la distance entre les outils et l'échantillon (distance selon la normale à la surface de l'échantillon). Les surfaces représentées en bleu sont celles au contact des outillages. On constate que les bords de fuite apparaissent en rouge ce qui est normal. Cependant, on voit que les tenons, en

particulier celui de gauche, apparaissent aussi en rouge. Cela traduit un mauvais remplissage. Dans le cas du tenon de gauche et de la barrette à proximité de celui-ci, le mauvais remplissage n'est pas dû à un piégeage d'air comme suggéré précédemment mais plutôt à un manque de matière. En effet, ces deux géométries sont remplies par écoulement. Leur positionnement sur la périphérie de l'échantillon est à l'origine de ce mauvais remplissage. En ce qui concerne le tenon de droite, le mauvais remplissage que l'on peut remarquer est, quant à lui, produit par un piégeage d'air. Il se traduit par la formation de congés sur les arêtes latérales supérieures du tenon.

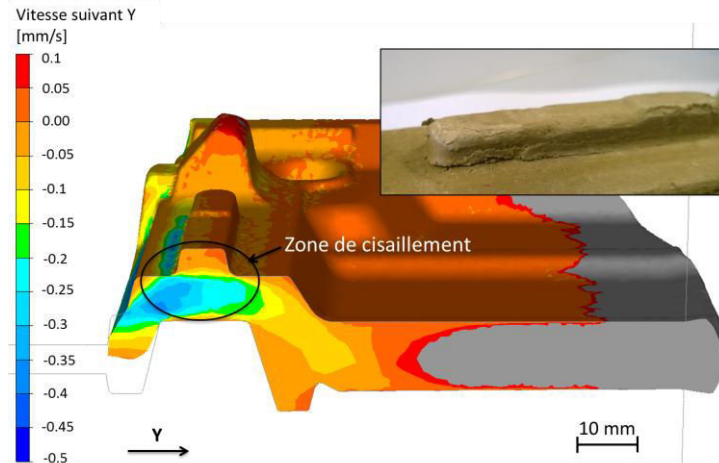


Figure V - 19 : Simulation numérique d'un phénomène de cisaillement de barrette

La figure V-19 représente le champ de vitesse suivant la direction Y à la fin du cycle de pressage dans une vue en coupe de l'échantillon. On constate que la matière formant la barrette ne se déplace pas. Il y a formation d'une zone morte en dessous de laquelle le reste de la matière s'écoule. Le gradient de vitesse observé à la base de la barrette dépend de la vitesse de descente de l'outil supérieur et du volume nécessaire pour remplir les différentes géométries des outils. Lorsque toutes les géométries des outils sont remplies, généralement avant la fin du cycle, la descente de l'outil permet uniquement de diminuer l'épaisseur finale de la tuile. Durant cette phase du cycle, de grands mouvements de matière sont générés vers les bavures. Ce phénomène est à l'origine du cisaillement des barrettes, se traduisant par un décollement au séchage.

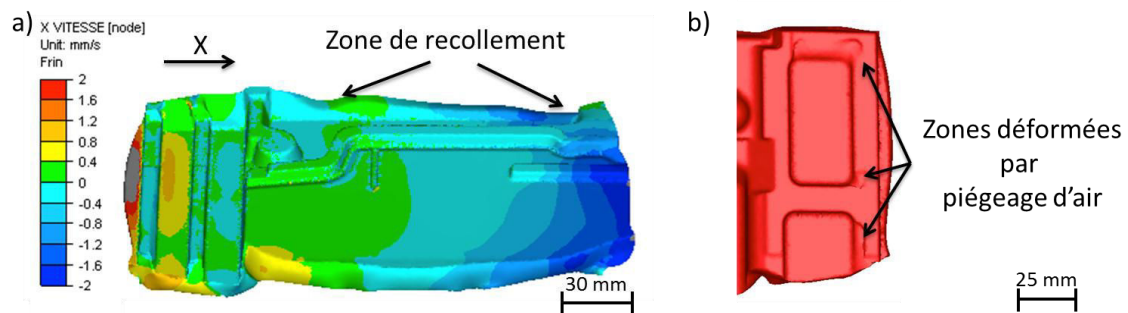


Figure V - 20 : Simulation de défauts de recollement (a) et de déformation par piégeage d'air (b)

Le modèle numérique permet de reproduire d'autres pathologies de pressage comme les déformations dues aux piégeages d'air et les phénomènes de roulements de terre. La figure V-20 illustre ces deux pathologies reproduites par le modèle numérique. La comparaison avec les défauts observés expérimentalement (figure V-13) montre de nouveau la capacité et la robustesse du modèle numérique, mis en place dans le logiciel Forge[®] 2009, à reproduire les phénomènes mis en jeu lors du façonnage avec des outils métalliques.

2.3.2 Outillage à membrane caoutchouc

2.3.2.1 Présentation du modèle numérique

La simulation numérique de l'essai de façonnage avec les membranes caoutchouc n'est pas réalisable avec le logiciel Forge[®] 2009. En effet, des premières simulations ont mis en évidence des problèmes d'instabilité aux interfaces argile - membrane. De plus, il n'offre pas la possibilité de simuler le comportement hyper-élastique des membranes (voir l'annexe 1 pour la caractérisation des membranes).

Pour prendre en compte la présence des membranes en caoutchouc dans le modèle numérique, le logiciel IMPETUS AFEA[®] a été retenu. Ce logiciel permet la résolution de problèmes dynamiques en grandes déformations sans remaillage. Pour cela, il s'appuie sur des éléments linéaires, quadratiques et cubiques (tétraèdres à 20 nœuds et hexaèdre à 64 nœuds) dont l'interpolation est assurée par des B-splines et non par des polynômes, ce qui lui offre une grande stabilité (Hughes et al., 2004). L'intérêt majeur de cette méthode est de supprimer les erreurs de discrétisation spatiale engendrées par des géométries non linéaires. L'annexe 2 présente les travaux de validation de ce nouveau logiciel sur la base des essais de caractérisation rhéologique (compression libre, cisaillement et flexion quatre points) qui ont permis la validation des modèles numériques réalisés avec Forge[®] 2009.

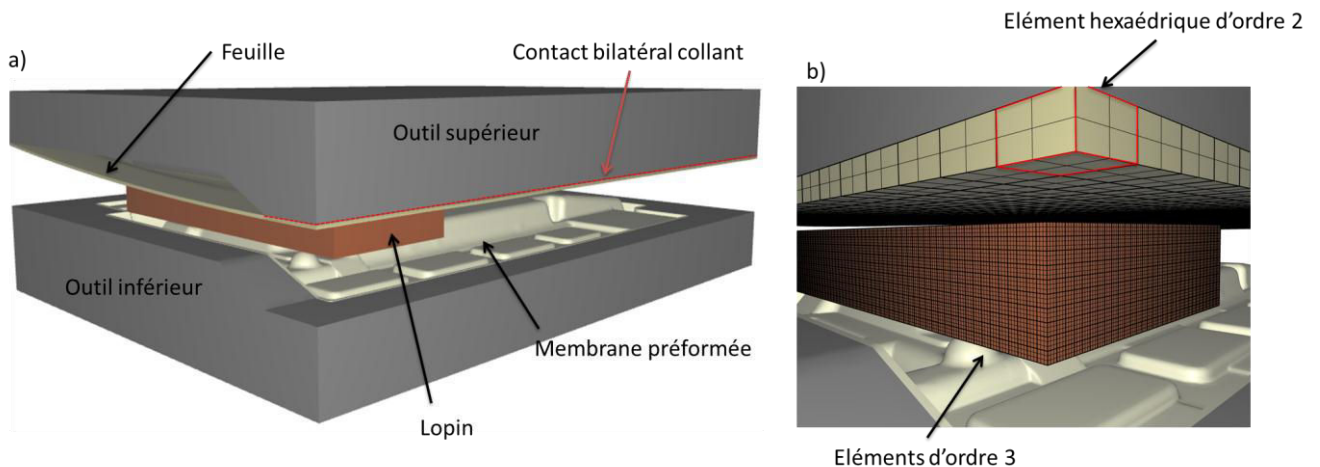


Figure V - 21 : Modèle numérique de la mise en forme avec membranes

La figure V-21 présente le modèle de mise en forme avec les outils à membrane en caoutchouc. Comme on peut le voir sur la figure de gauche, la membrane inférieure est préformée. La membrane supérieure correspond à une feuille de caoutchouc positionnée sur l'outil supérieur. Dans le cadre de

ce modèle, une géométrie légèrement préformée a été utilisée pour tendre vers la géométrie de la feuille tendue sur l'outillage. Cela a permis d'assurer un contact entre la feuille et l'outil supérieur à l'état initial au niveau des emplacements de fixation. Pour assurer le maintien de la feuille sur les bords de l'outil, un contact bilatéral collant a été utilisé dans les zones latérales. Les interfaces, entre les membranes et les outils, sont modélisées par un modèle de frottement de Coulomb avec un coefficient de 0,6. Un coefficient de frottement de 0,2 a été supposé pour les interfaces entre le lopin d'argile et les membranes en caoutchouc. Une vitesse de déplacement de l'outil supérieur de 1 mm.s^{-1} a été imposée conformément à l'essai. Pour limiter le temps de calcul, la course d'approche de l'outil supérieur a été réduite à 2 mm (20 mm dans l'essai).

Les modèles de comportement rhéologique de la membrane et du lopin utilisés correspondent respectivement à ceux donnés dans les annexes 1 et 2.

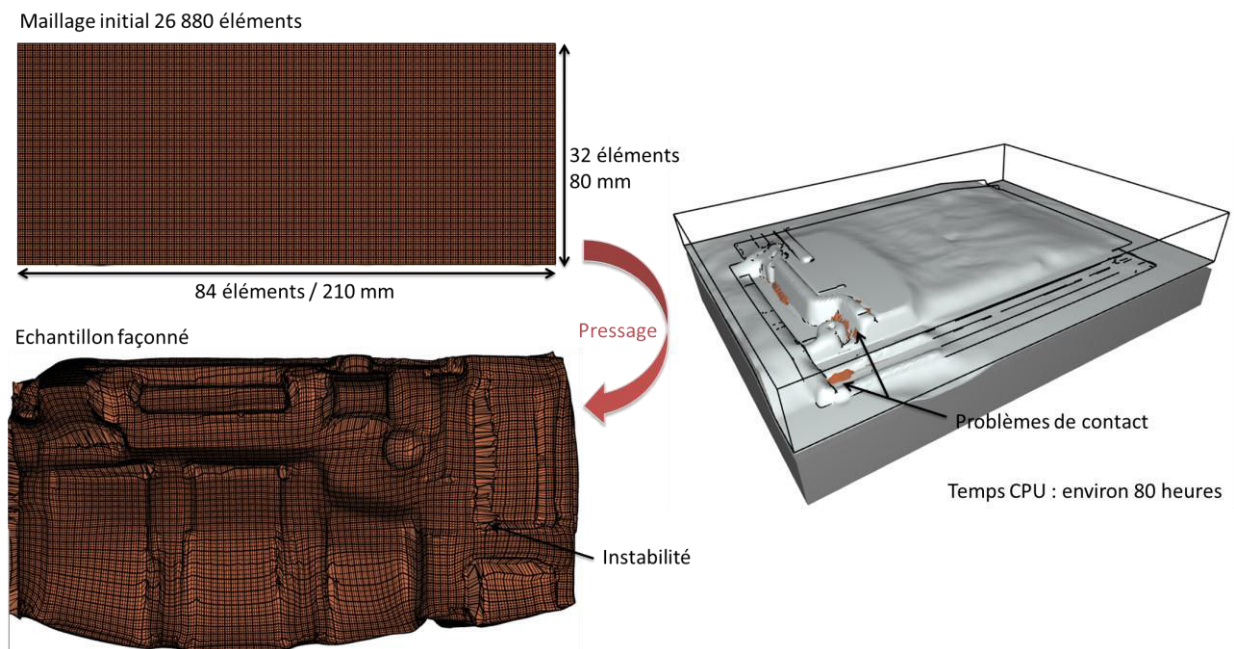


Figure V - 22 : Simulation de la mise en forme : évolution et problèmes de maillage

Un temps CPU d'environ 80 heures a été nécessaire pour réaliser cette simulation. La figure V-22 présente le maillage initial et sa transformation en fin de mise en forme. La galette a été maillée avec des éléments hexaédriques d'ordre 3 (64 nœuds). Une taille de maille de 2,5 mm a été fixée sur l'ensemble de la géométrie. Le maillage obtenu était composé de 10 éléments dans l'épaisseur soit 26880 éléments au total.

On constate quelques distorsions du maillage sur l'échantillon final. Ce phénomène est la conséquence d'un maillage pas suffisamment raffiné dans les zones subissant de grandes déformations. Les éléments ne peuvent pas se déformer pour atteindre la géométrie qui leur est imposée. Des problèmes de contact en découlent. L'image de droite de la figure V-22 illustre ce problème. En effet, on constate

que la surface du produit (marron) traverse la feuille en caoutchouc (gris clair) dans les zones d'instabilités.

2.3.2.2 Efforts de pressage

Avant de s'intéresser plus en détail à la géométrie de l'échantillon et aux défauts observables, il convient de vérifier la bonne corrélation entre les efforts mesurés au cours des essais et ceux calculés numériquement.

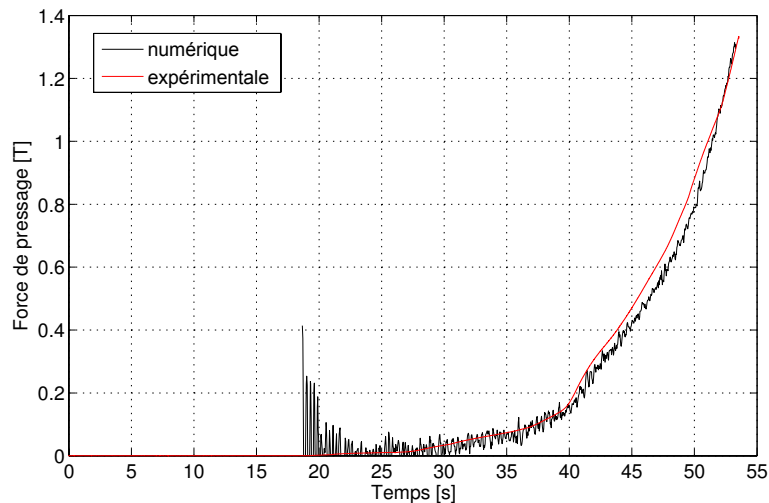


Figure V - 23 : Comparaison de l'efforts de pressage numérique et expérimental

La figure V-23 présente les efforts de pressage en fonction du temps mesurés expérimentalement et calculés numériquement à l'aide du modèle réalisé avec le logiciel IMPETUS AFEA[®]. La courbe d'effort calculée débute à 18,5 secondes. On constate une période d'oscillation au début de la simulation. Elle correspond à la mise en déplacement de l'outil supérieur. Ce phénomène s'amortit lorsque la membrane entre en contact avec le lopin à $t = 20,5$ secondes.

On constate que le modèle numérique reproduit assez bien la courbe d'efforts mesurés au cours de l'essai. Un écart inférieur à 2 % est observé sur l'effort maximum. Les écarts les plus importants sont calculés entre 45 et 50 secondes. L'écart maximum est de 10 %.

2.3.2.3 Géométrie et pathologies de pressage observées

La figure V-24 offre une comparaison entre les géométries expérimentales et simulées des échantillons à trois instants de la mise en forme. On remarque une bonne corrélation de ces résultats pour les deux premiers instants : les géométries formées sont similaires. En ce qui concerne la géométrie finale de l'échantillon, on constate quelques différences de géométrie, notamment sur la partie de droite des échantillons. Cela est la conséquence d'un entrefer final supérieur dans le cas du modèle numérique. Les deux échantillons observés ne sont donc pas rigoureusement pris au même instant. Cela est mis en évidence par l'effort maximal 1,6 % plus élevé dans le cas expérimental. De plus, sur la figure V-23,

on constate que le modèle numérique finit légèrement avant l'essai réel. Cela justifie donc les différences observées.

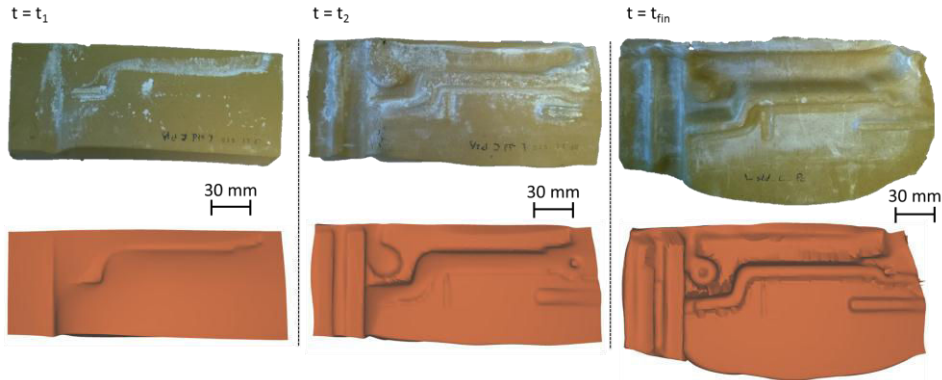


Figure V - 24 : Comparaison entre les échantillons expérimentaux et numériques à trois instants

Ce modèle numérique reproduit la grande majorité des pathologies observées sur les échantillons, comme les défauts de finition, de déformation,... Ces défauts étant similaires à ceux présentés dans le cas du pressage en moule métallique, nous ne rentrerons pas plus en détails dans le cadre de cette partie.

2.3.2.4 Déformation de la feuille caoutchouc

La figure V- 25 présente des champs de déformation dans le plan de la feuille.

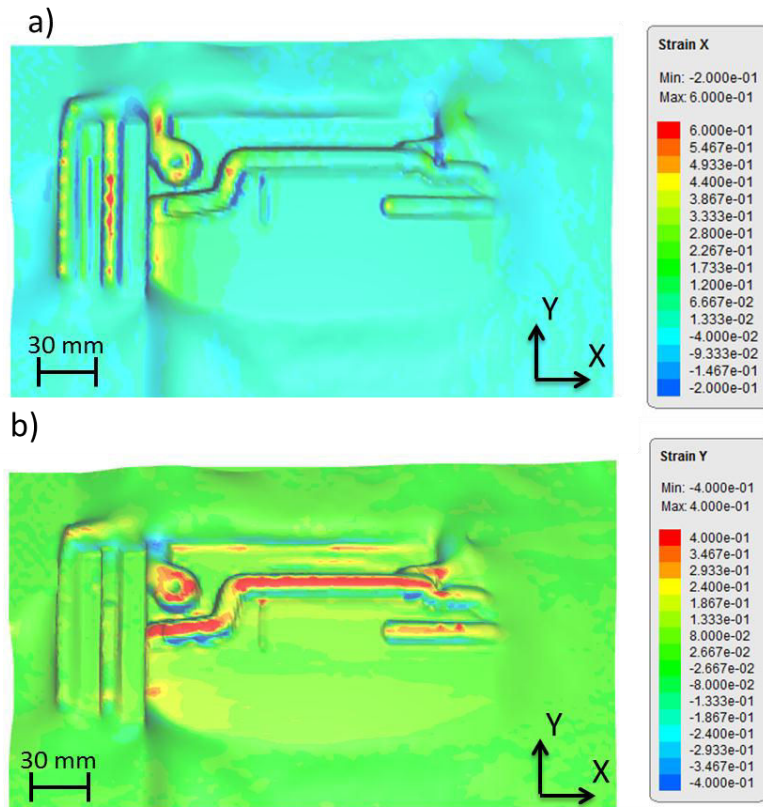


Figure V - 25 : Déformation de feuille suivant les directions X (a) et Y (b)

On constate que les champs de déformation les plus importants sont observés sur les faces supérieures des barrettes. Les déformations maximales calculées sont de 60 % dans la direction X et de 40 % dans la direction Y. L'amplitude des déformations est assez faible comparée à celle mesurée au cours des essais de caractérisation. Les résultats présentés dans l'annexe 1 mettent en évidence que le modèle de comportement de Mooney Rivlin reproduit assez bien les efforts jusqu'à un taux de déformation de 200 % à 300 %. L'utilisation de ce modèle peut donc être validée.

Marquages et zones d'usure



Figure V - 26 : Feuille caoutchouc après essais

La figure V-26 montre la feuille de caoutchouc après quelques essais de mise en forme. Comme il a été explicité précédemment, lors des essais, une fine couche de talc homogène a été déposée sur les galettes d'argile. Au cours des essais, un transfert de talc vers la feuille de caoutchouc s'est opéré. La comparaison avec les champs de déformation présentés à la figure V-25 montre que les zones les plus claires sont les zones où les déformations en traction sont les plus importantes (partie supérieure des barrettes par exemple). Les zones les plus foncées (partie latérale des barrettes) sont les zones soumises à des déformations de compression.

2.3.3 Synthèse

La comparaison des simulations numériques réalisées avec les logiciels Forge[®] 2009 et IMPETUS AFEA[®] avec les essais de façonnage mis en place a permis de valider les différents modèles de comportement (rhéologie, tribologie et endommagement) déterminés aux chapitres précédents. Les essais ont montré que l'utilisation des membranes en caoutchouc permettait de limiter la fissuration des échantillons sans modifier les écoulements. Les défauts liés aux écoulements, comme par exemple les mauvais remplissages, les recollements de matière,... sont similaires pour les deux technologies d'outillage. De ce fait, l'intégration systématique des membranes n'est pas obligatoire. Un choix devra être effectué, au coup par coup, en fonction des objectifs du modèle. La modélisation de la déformation des membranes augmente le temps de calcul et les risques d'instabilité au niveau des interfaces.

3 Applications industrielles

Le deux premières parties de ce chapitre ont permis de valider les différents modèles de comportement identifiés aux cours des trois chapitres précédents à partir d'essais de façonnage de géométrie industrielles partielles. Dans la suite de ce chapitre, nous allons nous intéresser à l'un des enjeux industriels de cette thèse : la compréhension et la prévision de l'influence des paramètres du procédé sur le produit final.

Dans un premier temps, nous allons étudier l'influence du volume initial de matière sur la finition géométrique d'une tuile obtenue par estampage. Dans un second temps, nous présenterons une étude effectuée dans le cadre du renouvellement d'une presse industrielle.

3.1 Influence du volume initial de matière sur l'estampage d'une tuile plate

L'objectif de cette partie est de mettre en exergue la capacité du modèle numérique à déterminer l'influence des paramètres du procédé sur l'étape de façonnage. Dans le cadre de ce chapitre, il n'est pas envisageable de présenter l'influence de tous les paramètres du procédé d'estampage sur l'apparition des défauts. Nous avons donc choisi de présenter ici l'étude d'un seul paramètre, à savoir, le volume initial de la galette d'argile. Ce paramètre a été retenu car il est la conséquence des étapes en amont de la mise en forme et est subi au cours de la mise en forme. En effet, les dimensions de la galette dépendent à la fois de l'étape d'extrusion (largeur et épaisseur) et de la phase de découpage de la galette (longueur).

3.1.1 Présentation de la géométrie et du modèle numérique

Avant de rentrer plus en détails sur l'influence de ces deux paramètres, nous allons présenter la géométrie du produit mis en forme. Elle est présentée à la figure V-27.

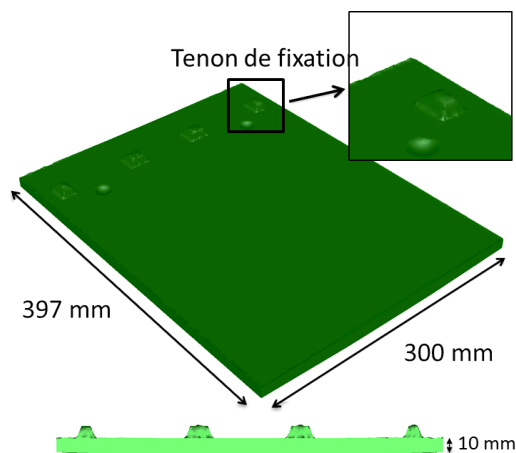


Figure V - 27 : Géométrie d'une tuile plate obtenue par estampage

Il s'agit d'une tuile plate comportant quatre tenons de fixation tels qu'il en a été question dans la première partie de ce chapitre. Cette tuile est légèrement bombée : l'épaisseur au centre est supérieure à l'épaisseur sur les bords. La géométrie de ce produit est relativement simple. Cela convient donc parfaitement à l'estampage en moule fermé (chapitre I section 3.1.3). En effet, cette technologie de mise en forme repose sur le principe que la géométrie du produit sortant est très proche de la géométrie de la galette entrante. Les déformations sont localisées et permettent uniquement la mise en forme de géométries telles que les tenons de fixation où les zones d'allègement. La mise en forme se déroulant dans un volume clos, aucune bavure n'est créée. Le volume de matière entrant est égal au volume du produit sortant. Il n'y a pas d'étape de découpage des produits sortant. Des risques de surcharge de l'outil supérieur due à une forte compression isostatique d'une matière faiblement compressible sont donc présents. Pour pallier à ce risque, les outils inférieurs sont montés sur un support mobile permettant leur descente lorsque l'effort appliqué par l'outil supérieur dépasse une valeur seuil. Dans le cas de cette étude, l'effort de débrayage de l'outil inférieur est de 10 tonnes. Le déplacement de l'outil supérieur est réalisé à une vitesse constante de 60 mm.s^{-1} .

Dans le modèle numérique, un déplacement à cette vitesse sera considéré jusqu'à atteindre un effort de pressage de 10 tonnes. Au-delà de cette charge, la vitesse de l'outil supérieur ne sera plus fixe. Elle sera ajustée de manière à maintenir une charge de 10 tonnes jusqu'à atteindre la fin de cycle théorique.

La galette est maillée de manière homogène avec des éléments dont la taille de maille est fixée à 2.5 mm. Le maillage est composé de 350 000 éléments tétraédriques.

3.1.2 Influence de la variation des dimensions initiales de la galette

Pour vérifier l'influence du volume de matière sur la mise en forme de la tuile, l'estampage de trois galettes ayant des dimensions minimales, standards et maximales a été simulé à l'aide du logiciel Forge[®] 2009. Les dimensions de la galette sont : $387 \pm 1 \text{ mm} \times 295 \pm 2 \text{ mm} \times 10,2 \pm 0,1 \text{ mm}$.

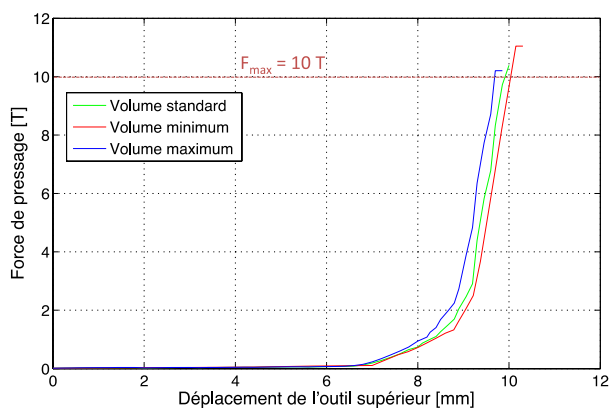


Figure V - 28 : Effort de pressage en fonction du déplacement pour différents volumes de matière

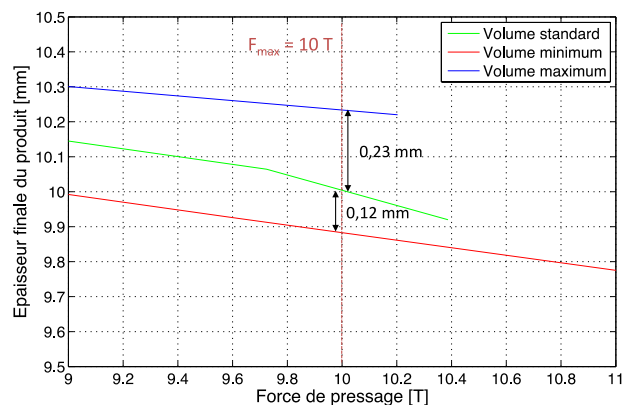


Figure V - 29 : Epaisseur du produit en fonction de l'effort de pressage pour différents volumes de matière

La figure V-28 représente l'évolution des efforts de pressage en fonction du déplacement de l'outil supérieur. On constate que le déplacement effectué par l'outil supérieur est plus faible lorsque le volume de la galette est maximum. L'espace entre les bords de la galette et l'outil inférieur étant plus faible, dans ce cas, un déplacement moins important de matière est donc nécessaire pour combler la géométrie. La diminution du volume initial se traduit par une augmentation des déplacements de matière et par conséquent une hausse de l'effort nécessaire à la mise en forme de la tuile.

La figure V-29 présente l'évolution de l'épaisseur de la tuile en fonction de l'effort de pressage. La mesure de l'épaisseur est réalisée sur le bord de la tuile (épaisseur la plus faible). Lorsque le volume de la galette est maximum, l'épaisseur de la tuile est supérieure à l'épaisseur standard (10,23 mm au lieu de 10 mm).

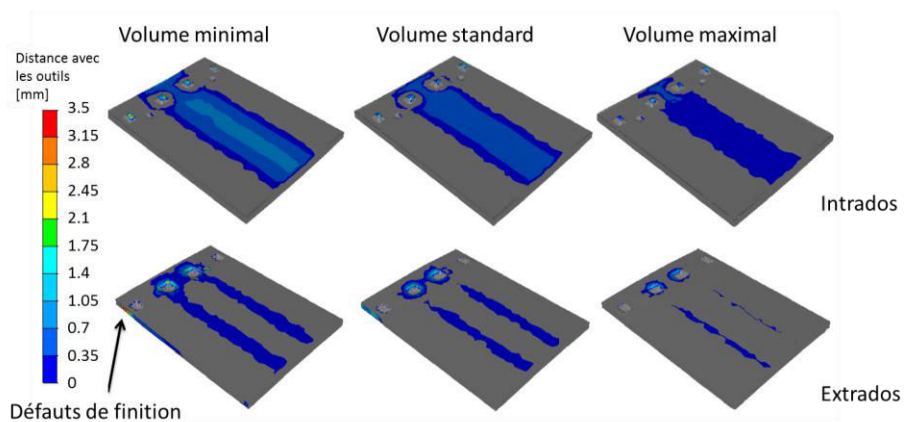


Figure V - 30 : Influence du volume de matière sur la géométrie d'une tuile

Comme on peut le voir sur la figure V-30, le volume de matière n'influence pas uniquement l'épaisseur du produit. Lorsque l'effort maximal de 10 tonnes est atteint, la galette n'est pas totalement au contact des outils. Sachant qu'une augmentation du volume de la galette se traduit par une baisse de l'effort nécessaire à la mise au contact de la matière sur les bords de l'outillage (figure V-28), la finition de la tuile sera meilleure.

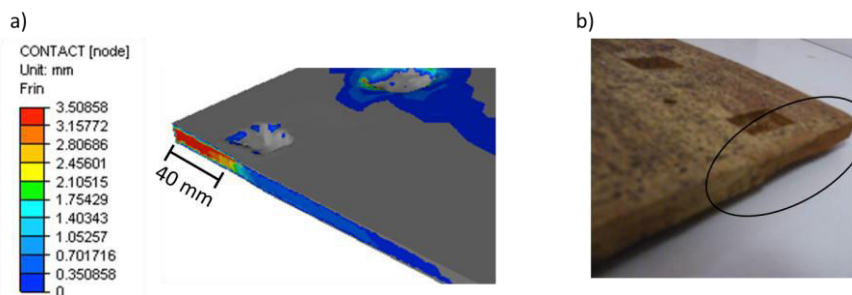


Figure V - 31 : Défauts de finition sur une tuile plate

La diminution du volume augmente le risque de mal finis sur le bord latéral de la tuile. Le défaut de finition, constaté sur la simulation (figure V-31a), est aussi observé en usine comme le montre la figure V-31b

3.2 Contribution au dimensionnement d'une presse dans le cas du renouvellement d'une ligne de production

3.2.1 Contexte de l'étude

L'objectif de cette partie est de montrer une autre application industrielle de la simulation numérique du façonnage. Cette étude a été effectuée dans le cadre du renouvellement d'une ligne de production de pressage en moule métallique. Avant de rentrer plus en détails dans le contexte de cette étude, nous allons rappeler les principales étapes du façonnage en moule ouvert. Elles sont présentées à la figure V-32:

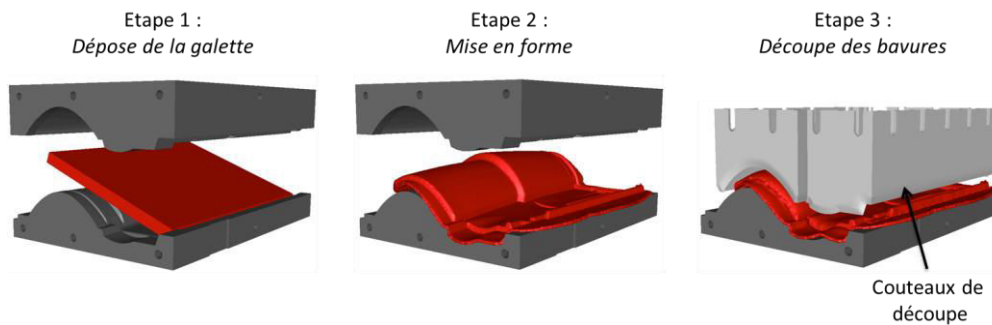


Figure V - 32 : Trois étapes principales de la mise en forme

La première étape consiste à la dépose de la galette. Une fois en position, elle est mise en forme par pressage. Dans une troisième étape, les bavures sont découpées à l'aide de couteaux.

Les attendus de cette étude portent sur le dimensionnement d'une presse à barillet (étape 2) et l'étude des sollicitations appliquées à l'ébarbeur au cours de la découpe (étape 3), mais aussi sur l'influence du profil de pressage. Trois produits doivent être indifféremment mis en forme sur cette ligne. Ils sont présentés à la figure V-33. Il s'agit de trois tuiles galbées, dont deux avec ressaut.

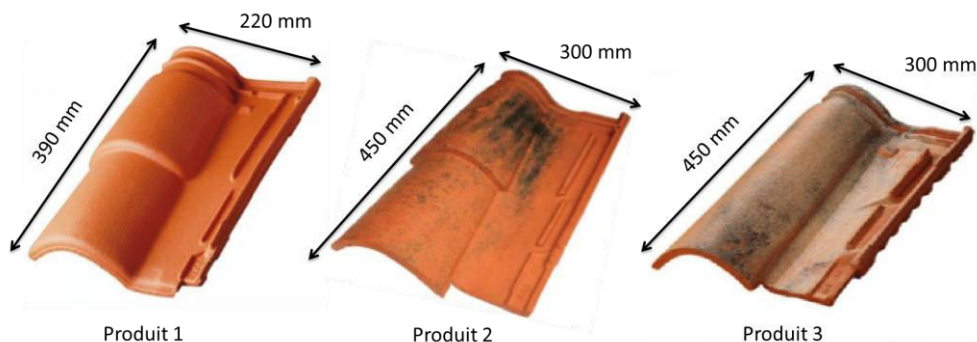


Figure V - 33 : Géométries des produits étudiés

3.2.2 Modèle numérique

Le matériau choisi pour ces simulations numériques correspond au mélange de fabrication J avec un taux d'humidité de 19,5%. Cette valeur correspond à la limite théorique basse de la teneur en eau

admise pour ce matériau sur les lignes de production. Les valeurs des paramètres utilisés ont été précédemment détaillées dans le tableau V-2. Un coefficient de frottement de Coulomb de 0,25 a été considéré.

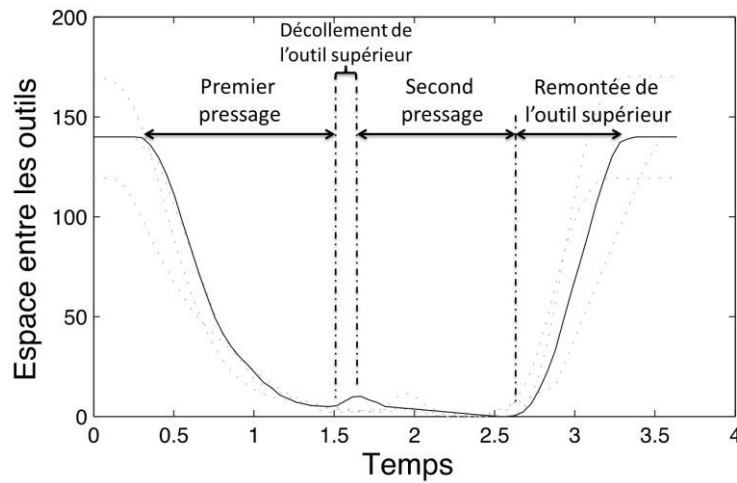


Figure V - 34 : Profil de déplacement de l'outil supérieur

Nous avons vu précédemment lors de la présentation des technologies de presses (Chapitre I partie 3.1) que le profil de déplacement de l'outil supérieur dépendait du profil de la came. La figure V-34 présente le profil de déplacement de l'outil supérieur utilisé par la presse devant être renouvelée (profil référence DR6-2000). Ce profil se décompose en quatre temps : le premier pressage, le décollement de l'outil supérieur, le second pressage et le retour en position initiale. Au cours du premier pressage, la géométrie globale de la tuile est donnée à la galette. Avant d'effectuer le second pressage qui a pour objectif de former les détails géométriques de la tuile (barrettes, tenons,...), une remontée de l'outil est effectuée. Elle a pour objectif d'extraire l'air piégé entre la galette et les géométries creuses des outils. La dernière étape correspond au retour en position initiale de l'outil supérieur.

Au regard des géométries et des dimensions finales de la tuile, un choix judicieux du maillage est nécessaire pour garantir des temps de calcul corrects. Pour ces simulations nous n'avons pas opté pour un maillage initial fin et une conservation d'une taille de maille constante au cours du calcul. En effet, la première partie du cycle repose sur une phase approche de l'outil supérieur et une déformation en flexion de la galette. Il n'est donc pas nécessaire d'imposer une taille d'élément faible pour obtenir une bonne précision du calcul. Le maillage initial utilisé est présenté à la figure V-35. Il est composé d'environ 14 000 éléments. Certains éléments de la tuile, comme les barrettes et les tenons de maintien par exemple, nécessitent un maillage plus fin, afin de simuler précisément leur formage. L'utilisation d'un remaillage et d'un raffinement automatique en cours de simulation a donc été choisie. Il s'opérera sur la base d'un critère de déformation maximale sur les éléments (10 % de déformation).

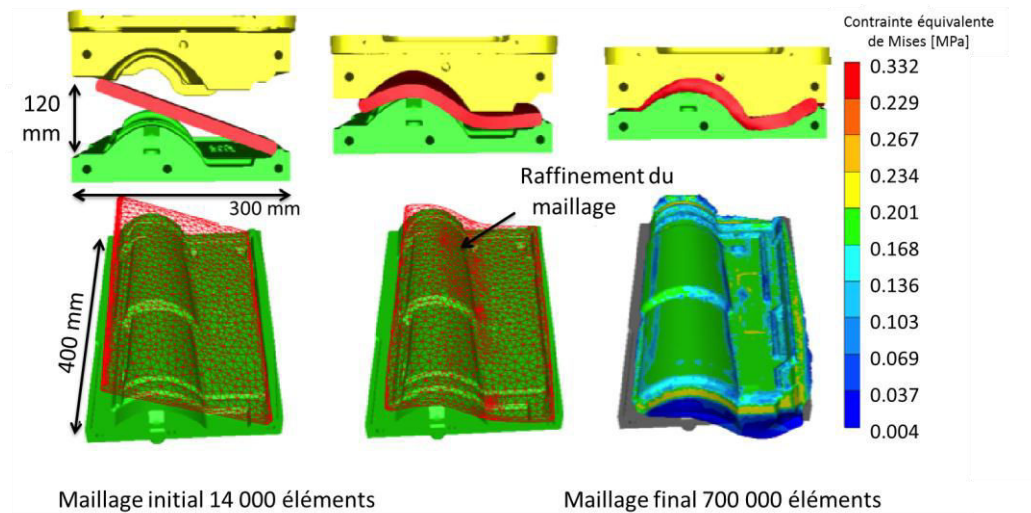


Figure V - 35 : Simulation numérique du façonnage de la géométrie 1

La figure V-35 montre une simulation numérique du pressage en moule ouvert du Produit 1 (figure V-33). En comparant le maillage entre les deux pas de calcul présentés, on peut voir le raffinement du maillage dans la zone de flexion de la galette. Cette méthode permet d'obtenir un maillage final raffiné dans les zones déformées. Il est composé d'environ 700 000 éléments. Ce maillage a permis d'obtenir une géométrie numérique précise. On constate, sur la figure de droite, la bonne formation des barrettes.

La durée moyenne de calcul pour ce type de simulation est de 7 heures dans le cas d'un simple pressage (vitesse de déplacement de l'outil supérieur constante) et de 21 heures dans le cas d'un cycle complet comprenant un double pressage et deux remontées de l'outil supérieur (figure V-34), sur une station de calculs *Intel® Xéon® CPU X5650 2.67 GHz – 12 Go RAM*. A titre de comparaison, la simulation de la mise en forme du tenon de fixation présenté dans la première partie de ce chapitre a nécessité un temps CPU de 11h. Le maillage utilisé comportait 365 000 éléments, avec une taille de maille fixe de 1 mm. Cela montre bien qu'un compromis judicieux entre un maillage grossier pouvant affecter la qualité des résultats et un maillage trop dense augmentant considérablement les temps de calculs est nécessaire.

3.2.3 Dimensionnement de la presse

Pour dimensionner la presse, trois simulations numériques ont été effectuées pour déterminer l'effort de pressage maximal nécessaire au façonnage des trois géométries.

La figure V-36 présente les courbes de force obtenues numériquement pour les trois géométries. On constate que l'effort maximal est obtenu au cours du second pressage. Il est de l'ordre de 40.2 tonnes pour le produit 1. On constate des oscillations de la force de pressage dans cette période du cycle. Cette instabilité est la conséquence des nombreux remaillages nécessaires à la simulation des écoulements dans les bavures.

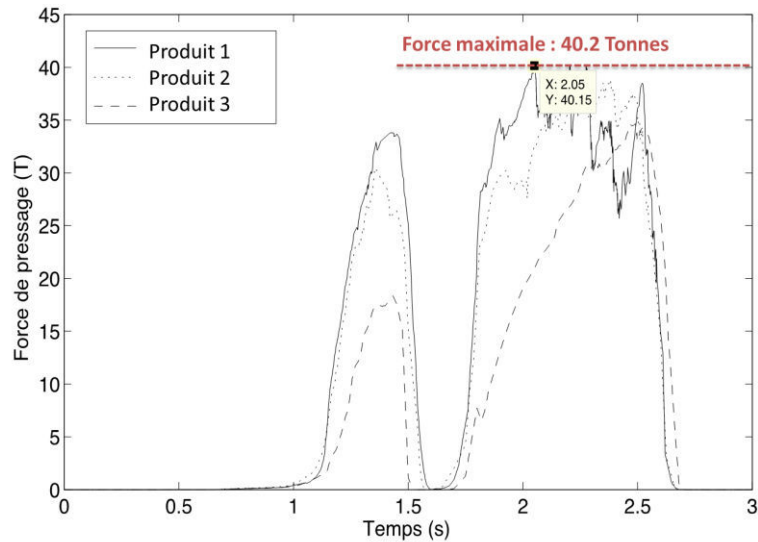


Figure V - 36 : Courbes d'efforts de pressage obtenus pour les trois produits

La force maximale n'est pas obtenue au même instant pour chaque géométrie. Dans le cas du produit 1, elle est atteinte au début du second pressage tandis que, pour le produit 3, elle est atteinte à la fin du cycle. Le paramètre principal influençant cet instant est le volume des bavures. En effet, dans le cas des produits 1 et 2, le volume initial de la galette est nettement supérieur à celui du produit final.

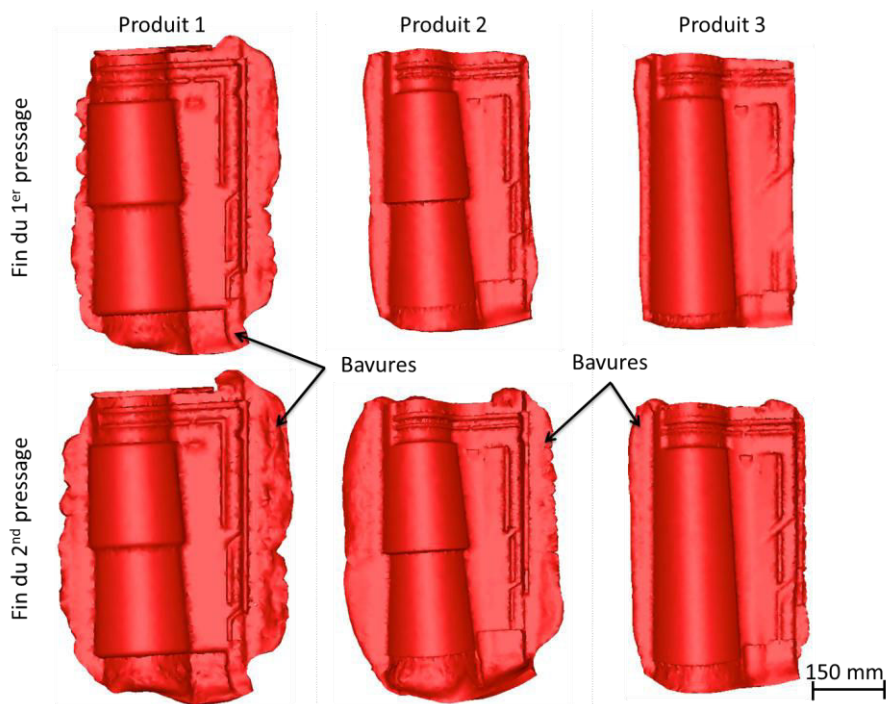


Figure V - 37 : Géométries des trois produits à la fin du 1^{er} et du 2nd pressage obtenues par simulation numérique

La géométrie finale de la tuile est quasiment achevée à la fin du premier pressage comme il est possible de le voir à la figure V-37. Le second pressage permet uniquement d'atteindre l'épaisseur

finale de la tuile. Dans le cas du troisième produit, on constate que le volume de bavure est très faible. La finition des barrettes se réalise au cours du second pressage.

3.2.4 Etude des efforts de découpe

Dans la section précédente, nous avons déterminé l'effort maximum nécessaire à la mise en forme des trois géométries de tuiles. Intéressons-nous à présent aux efforts appliqués sur les couteaux au cours de la découpe. Pour cela, une simulation numérique de la découpe des bavures a été réalisée (Figure V-38) avec le logiciel Forge[®] 2009.

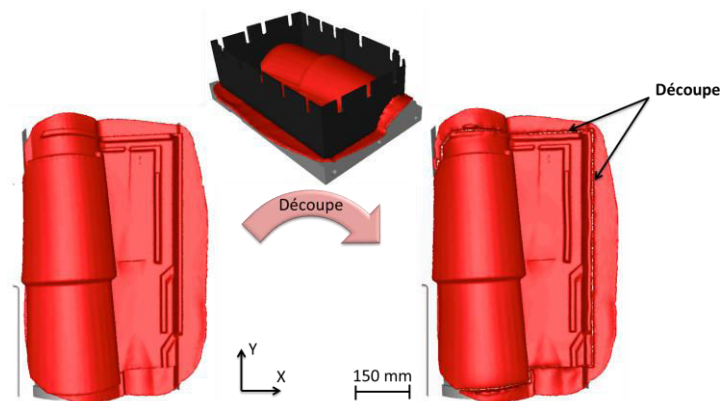


Figure V - 38 : Simulation numérique de la découpe des bavures d'une tuile

Le déplacement des couteaux se fait à vitesse constante. L'étape de découpe est réalisée en un seul temps. La figure V-39 présente les efforts appliqués aux couteaux pendant la découpe, selon les trois axes.

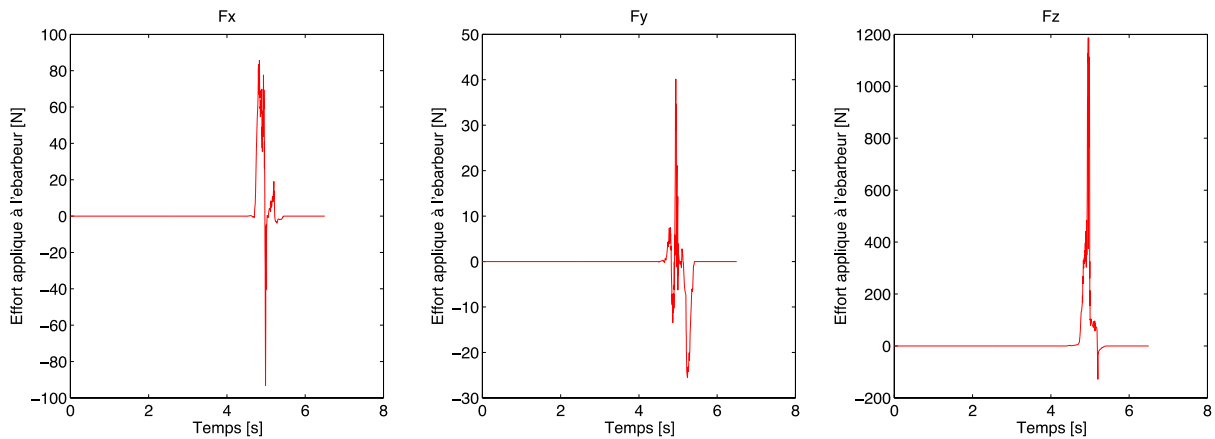


Figure V - 39 : Efforts appliqués aux couteaux de découpe

On constate que les efforts maximum sont appliqués selon l'axe Z de descente des couteaux (environ 1200N). La présence du galbe entraîne un effort selon l'axe X d'environ 7 % des efforts selon Z. Les efforts calculés sur Y sont négligeables. Le phénomène d'efforts désaxés peut être à l'origine d'une usure prématurée des guidages s'il n'est pas pris en compte lors du dimensionnement de la presse. Un phénomène identique est observé lors de la phase de pressage.

3.2.5 Choix du profil de la came

3.2.5.1 Présentation des profils

Lors du renouvellement de la presse, trois nouveaux profils de came ont été proposés comme solution alternative au profil DR6-2000 actuellement utilisé. Les quatre profils de pressage sont présentés à la figure V-40. Les courbes en pointillés, sur chaque graphique, correspondent aux trois autres profils.

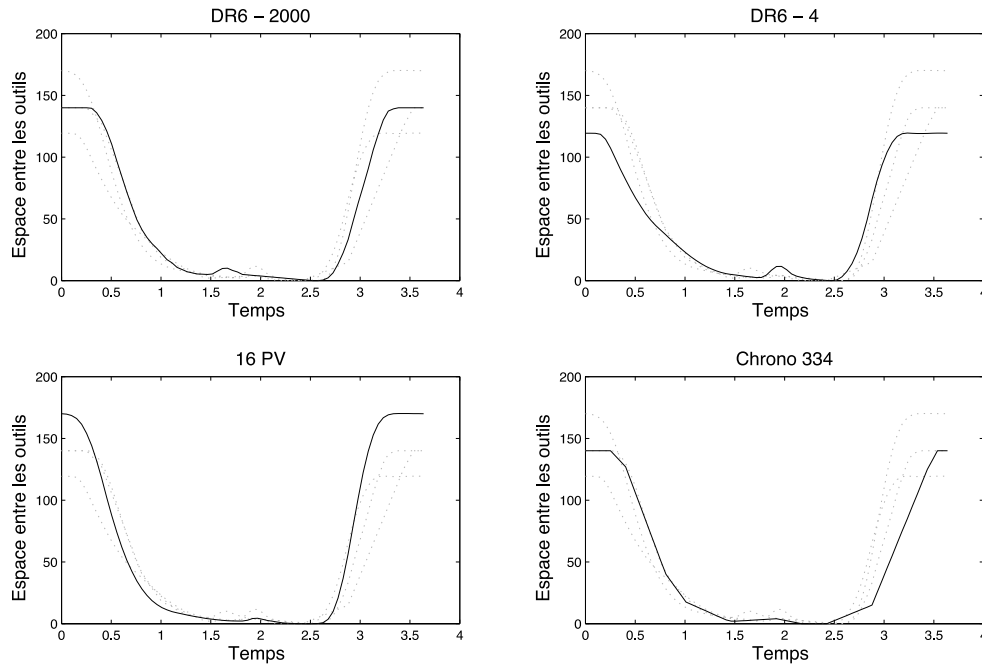


Figure V - 40 : Profils de pressage

Ces quatre profils permettent un double pressage. Ils se différencient principalement par les vitesses de descente des outils, la hauteur de remontée entre les deux pressages et la durée de la phase de relâchement. Le profil Chrono 334 est celui qui entraîne une vitesse de déformation la plus élevée pendant le premier pressage. Son temps de relâchement apparaît comme étant plus long avec une durée de 0,5 seconde. La remontée de l'outil supérieur est très courte et est réalisée à faible vitesse. Par opposition, le profil DR6-4 permet la remontée de l'outil supérieur la plus haute (10 mm). Une telle distance n'est pas synonyme d'une meilleure efficacité car elle peut engendrer des déplacements de la galette si l'adhésion de la matière sur l'outillage est importante. Le profil 16 PV se différencie par un temps de premier pressage plus long par opposition au profil DR6-2000 qui offre un temps de second pressage plus long.

3.2.5.2 Effort de pressage

L'influence du profil de pressage sur les efforts de pressage est le premier paramètre à analyser. Pour cela, la simulation du pressage de la Géométrie 1 a été réalisée pour les quatre profils. La figure V-41 donne les courbes d'efforts calculés numériquement.

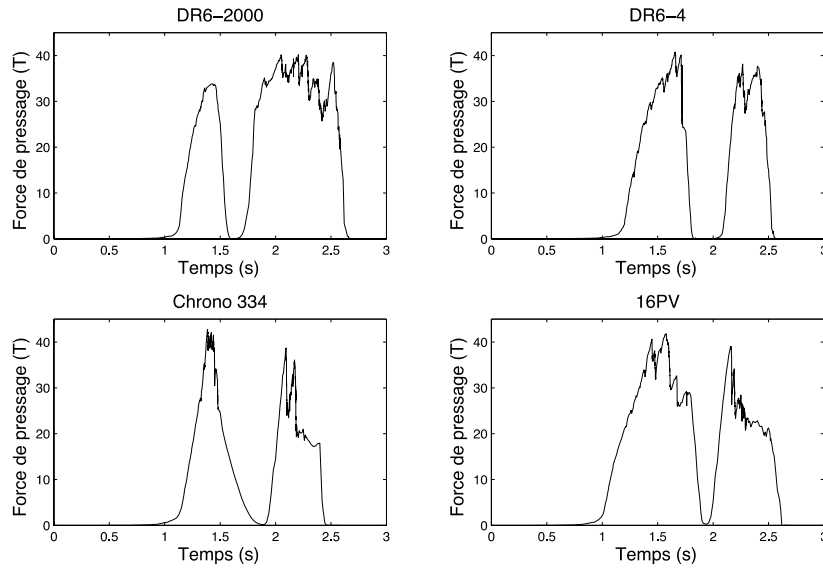


Figure V - 41 : Influence du profil de la came sur les efforts de pressage

Les efforts maximums, calculés pour les quatre profils, sont du même ordre de grandeur (environ 41 tonnes). La principale différence est l'évolution des efforts au cours du temps. On constate que le profil Chrono 334 produit les temps de chargement les plus courts. Le cycle DR6-2000 est celui qui permet d'obtenir un effort le plus constant. Les efforts durant le second pressage sont équivalents à ceux déterminés pour le premier cycle. Le chargement du second pressage est plus long mais constant, ce qui permet de lisser les chocs subis par la presse. Les profils avec des temps de chargement courts sont à proscrire car ils augmentent l'usure des mécanismes.

3.2.5.3 Contraintes équivalentes en fin de pressage

La figure V-42 montre le champ des contraintes équivalentes en fin de cycle. Cela permet d'avoir un aperçu des contraintes résiduelles de pressage.

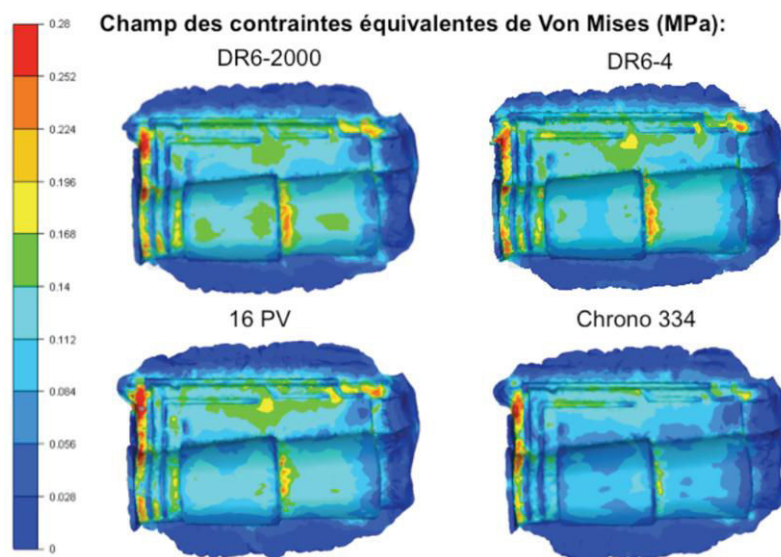


Figure V - 42 : Champs des contraintes équivalentes de von Mises en fin de cycle

On peut voir que le cycle de pressage Chrono 334 permet d'obtenir les contraintes équivalentes les plus faibles. Cette différence est principalement liée à une durée plus courte des phases de pressage. Le second pressage se termine plus rapidement que pour les autres cycles. Le temps de relaxation est donc plus élevé. Les cycles DR6-4 et 16 PV sont ceux qui créent les plus grandes hétérogénéités de contrainte.

On constate que les zones où les contraintes sont les plus élevées sont positionnées sur les bords de fuite et en particulier sur la partie haute de la tuile. Cela s'explique par la géométrie de l'outil supérieur. En effet, l'écoulement de la matière est freiné.

3.2.5.4 Usure des outils

L'usure abrasive des outils de pressage est un phénomène qui est porteur de défauts, en particulier de mauvaises tolérances géométriques. C'est donc un paramètre non négligeable à prendre en compte lors de la conception des outils de pressage. La figure V-43 révèle les zones où les sollicitations d'usure abrasive sont les plus élevées pour les quatre profils. Elles sont représentées ici par l'intégrale sur le temps du produit de la contrainte par la vitesse de glissement (déplacement de matière sous fortes contraintes normales).

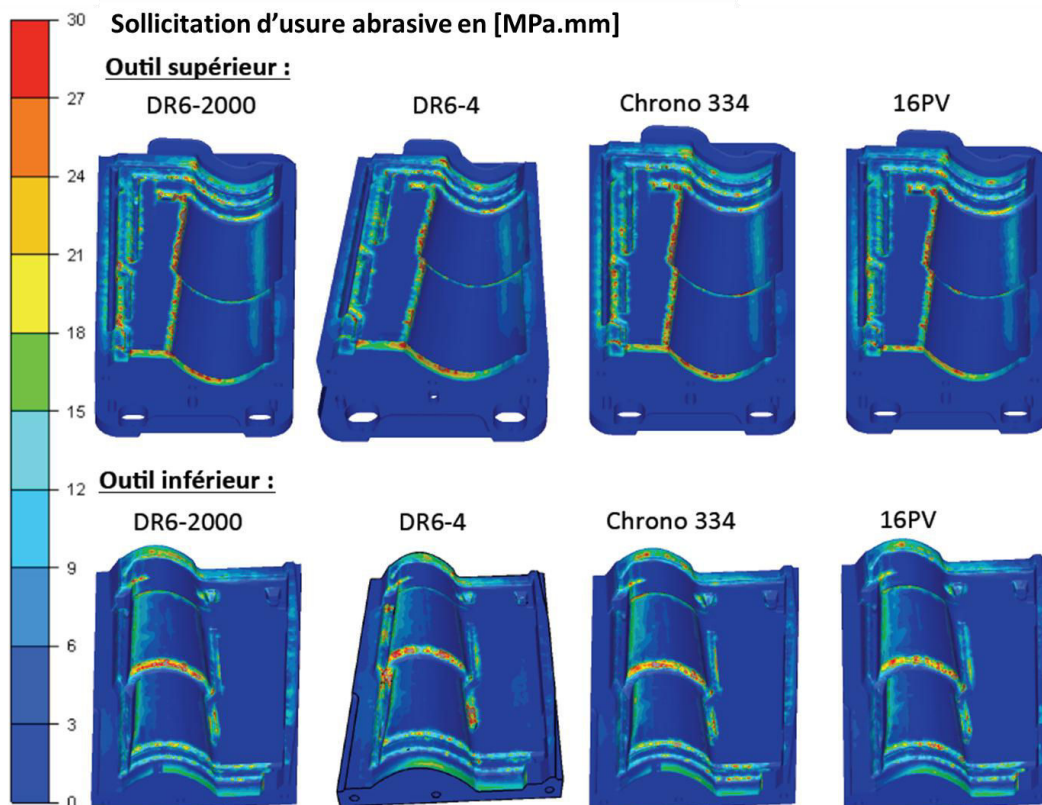


Figure V - 43 : Usure des outils en fonction des cycles de pressage

On remarque que les zones de pliage et de changement abrupt de déplacement sont les zones d'usure les plus probables. Les cycles n'ont pas une influence majeure sur l'usure abrasive des outillages.

3.2.6 Synthèse de l'étude

Les simulations numériques des trois géométries de tuiles ont montré qu'une force de 41 tonnes était requise pour façonner les tuiles. Le modèle numérique a mis en évidence l'existence d'efforts désaxés créés par la géométrie galbée de la tuile dans le cas du pressage mais aussi de la découpe. Ils peuvent atteindre 7% des efforts dans l'axe de la presse. Une force minimale de l'ébarbeur de 1200 N est nécessaire à la découpe des bavures. Le choix du profil de la came est complexe car il influence différemment plusieurs paramètres. En effet, le profil Chrono 334 est celui qui permet d'obtenir les contraintes en fin de cycle les plus faibles. Cependant, les chargements appliqués à l'outil supérieur sont courts. L'usure de la presse est donc plus rapide. Le profil DR6-2000, déjà utilisé apparaît comme un bon compromis. Il permet de lisser les chocs lors du pressage avec des temps de chargement plus long. Ce cycle permet d'obtenir une répartition des contraintes équivalentes en fin de cycles plus homogènes, comparé aux trois autres cycles. Enfin, les modèles numériques ont mis en évidence une influence négligeable du cycle de pressage sur l'usure abrasive des outillages. Ce paramètre n'est donc pas utilisable pour discriminer un profil de came.

4 Conclusion partielle

Ce dernier chapitre s'est articulé autour de la validation des modèles de comportement identifiés au cours des trois précédents chapitres. Pour cela, la simulation numérique d'essais de mise en forme a été confrontée à des essais expérimentaux.

Le premier essai mis en œuvre a reposé sur le formage d'un tenon de fixation d'une tuile. La comparaison des courbes d'effort de pressage, obtenues expérimentalement et numériquement, pour trois teneurs en eau, a permis de valider les modèles de comportement tribo-rhéologique. De plus, la comparaison, entre les contours en fin de pressage des géométries numériques et expérimentales des échantillons, a montré la capacité du modèle numérique à reproduire les écoulements de matière au cours de la mise en forme.

Deux autres essais de façonnage d'une géométrie partielle de tuile ont été mis en place. Ces essais ont permis d'étudier la mise en forme avec deux types d'outillage : les outils métalliques et les outils à membranes en caoutchouc. Ces essais, visant à mettre en forme une même géométrie, ont révélé des différences de finition géométrique entre les produits pressés avec les deux types d'outillage. L'utilisation des membranes caoutchouc permet de limiter les fissurations de surface par tension. Cependant, les arrêtes des géométries formées sont lissées et moins marquées.

Ces essais ont permis de reproduire certaines pathologies comme des mauvaises finitions, des cisaillements de barrettes, des recollements de matière et de la fissuration. La simulation numérique de la mise en forme avec les outils métalliques a été réalisée avec le logiciel commercial Forge[®] 2009. Le

modèle numérique reproduit la majorité des défauts observés expérimentalement. Pour modéliser la mise en forme avec les outils à membranes, un logiciel dédié à la simulation des grandes déformations en dynamiques, a été utilisé : IMPETUS[®] AFEA. Le modèle numérique reproduit avec une bonne précision les efforts mesurés expérimentalement. La simulation numérique a mis en évidence des déformations modérées de la feuille de caoutchouc (inférieures à 60 %).

Les modèles de comportement rhéologique, tribologique et d'endommagement, et leurs méthodes d'identification basées sur des essais simples ont donc pu être validés.

Une dernière partie de ce chapitre a été consacrée à des applications de la simulation numérique du façonnage de géométries industrielles. Une première étude a montré l'influence des dimensions de la galette sur la finition géométrique d'une tuile plate obtenue par estampage. Une seconde étude a porté sur la résolution d'une problématique industrielle à partir de la simulation numérique : le renouvellement d'une ligne de production. La simulation numérique a permis de déterminer les efforts nécessaires à la mise en forme de trois géométries ainsi qu'à la découpe des tuiles. La simulation des quatre cycles de pressage a montré que les cycles de pressage influencent principalement les efforts subis par la presse mais faiblement l'usure abrasive des outillages.

Conclusions et perspectives

L'objectif de ce travail, d'un point de vue industriel, était de mettre en place un modèle numérique des étapes de façonnage des tuiles en terre cuite, pour comprendre l'influence des variations des paramètres du procédé sur l'apparition de défauts. Dans ce procédé, une galette d'argile obtenue par extrusion est mise en forme par pressage. Le produit ainsi formé est ensuite séché puis cuit. Différentes technologies de presses et d'outillages de mise en forme sont actuellement utilisées dans les industries du groupe TERREAL. Un modèle numérique de chaque technologie, en particulier d'outillages, a été mis en place.

Pour répondre à ces objectifs industriels et pouvoir mettre en place un modèle numérique, différents modèles de comportement ont été déterminés. La caractérisation de ces comportements et l'identification des différents paramètres forment le principal apport scientifique de ces travaux de thèse. La démarche scientifique adoptée repose sur trois axes : la modélisation du comportement rhéologique du mélange argileux extrudé, la détermination du comportement aux interfaces et l'identification d'un modèle d'endommagement.

Des essais de compression libre ont révélé un comportement élasto-visco-plastique de la pâte d'argile extrudée. Les paramètres des lois de comportement élastique et viscoplastique sont déterminés par analyse inverse d'essais de compression libre effectués avec un profil de compression à vitesse croissante. L'utilisation de ce profil de compression permet d'identifier précisément les paramètres des lois de comportement élastique et viscoplastique, notamment les paramètres de sensibilité à l'écroutissage et à la vitesse de déformation. La comparaison entre les efforts de compression mesurés sur des essais de compression à vitesse constante et les efforts calculés numériquement avec les paramètres identifiés ont permis de valider le modèle de comportement.

Une légère anisotropie a été constatée lors d'essais de compression libre effectués sur des cubes extraits dans différentes directions, mais l'hypothèse d'un comportement isotrope peut être conservée.

Trois essais complémentaires ont été mis en place pour étudier plus finement le comportement rhéologique : cisaillement, flexion quatre points et compression confinée. Les essais de cisaillement ont montré que l'augmentation de la contrainte isostatique ne modifie pas le seuil d'écoulement dans le domaine de compression. Un modèle de Coulomb peut être utilisé pour modéliser le frottement interne (frottement matière / matière). Ce modèle a permis d'identifier une valeur de la cohésion en

cisaillement. Les essais de flexion quatre points ont permis de confirmer que le matériau suit un critère de plasticité de von Mises : le comportement rhéologique est symétrique en traction et en compression. Les essais de compression libre nous ont permis de mettre en évidence une légère compressibilité du mélange dans le domaine plastique.

La caractérisation du mélange pour différentes teneurs en eau a révélé une décroissance exponentielle du module d'élasticité apparent et de la consistance avec le taux d'humidité. Les paramètres de sensibilité à la vitesse de déformation et à l'écroutissage ne sont pas influencés par une variation de la teneur en eau de la pâte.

Le comportement aux interfaces argile acier, argile membrane, et membrane résine a été étudié. Pour déterminer le comportement à l'interface argile acier, deux approches ont été testées : l'approche globale qui consiste à déterminer les paramètres par analyse inverse d'essais de mise en forme et l'approche locale qui consiste à caractériser le frottement à partir d'un essai simple (tribomètre). La première méthode n'a pas permis de discriminer un modèle de frottement par rapport aux autres. La seconde méthode a mis en évidence une dépendance du coefficient de frottement de Coulomb avec la contrainte normale et la vitesse. Pour modéliser cette interface, un couplage des modèles de Norton et de Coulomb avec un coefficient dépendant de la contrainte normale a été proposé pour prendre en compte respectivement l'effet de la vitesse et de la contrainte normale.

D'autres interfaces ont été caractérisées dans le cadre de ces travaux. Le frottement entre l'argile et des membranes caoutchouc suit un modèle de Coulomb. L'ajout d'engobe solide (talc) à l'interface génère une augmentation du coefficient de frottement. Une diminution du frottement statique et dynamique lors de l'utilisation du lubrifiant liquide a été montrée. L'ajout d'engobe ne modifie pas le frottement statique (limite d'adhérence). Il entraîne une saturation de la contrainte de cisaillement par cisaillement de la couche de surface. Le comportement à l'interface suit un modèle de Coulomb-Tresca. Des essais cycliques de compression libre avec remontée de l'outillage ont permis de constater une adhésion dix fois plus faible de l'argile sur la membrane caoutchouc que sur l'acier. La présence des membranes dans le modèle numérique a nécessité d'étudier le frottement membrane-outillages en résine. Des essais à l'aide du tribomètre ont montré un frottement de type Coulomb.

Dans un troisième temps, nous avons étudié les défauts générés par le pressage. D'un point de vue industriel, les pathologies de pressage ont été classées en seize catégories. Au cours de ces travaux, nous avons fait le choix de les regrouper autour de trois familles : les défauts de fissuration / décohésion, les défauts dus aux écoulements de la matière et enfin les défauts résultant de mauvais réglages du procédé.

Nous avons comparé quatre critères d'endommagement pour simuler l'amorçage des fissures : un critère en déformation plastique maximale (rupture des ponts aqueux), un critère en cisaillement maximum (matériau pulvérulent), un critère en valeur maximale de la première contrainte principale

(rupture en traction) et un critère basé sur l'énergie de déformation. L'analyse inverse de trois essais (essai de compression libre, essai de cisaillement et essai de flexion quatre points) a permis de déterminer les valeurs seuils pour ces quatre critères de fissuration retenus. Le critère de Tresca (cisaillement maximum) est apparu comme le plus pertinent. Ce critère suppose une capacité du matériau à se plastifier lors de sollicitation en traction. Des essais de traction simple ont mis en évidence une plastification de 5 % de l'éprouvette lors de l'allongement.

Les principaux phénomènes d'écoulement ont été étudiés à partir d'une simulation numérique de la mise en forme d'une géométrie réelle. Le positionnement de certaines géométries (tenons, barrettes,...) en vis à vis sont à l'origine des défauts du type roulement de terre et recollement de matière. D'autres défauts liés aux écoulements ont été identifiés comme les cisaillements des barrettes et les mauvaises finitions dues au piégeage d'air.

La dernière partie des travaux s'est articulée autour de l'évaluation des différents modèles de comportement identifiés à partir d'essais de mise en forme. Le premier essai a consisté à presser un tenon de fixation d'une tuile. La comparaison des courbes d'effort de pressage, obtenues expérimentalement et numériquement, pour trois teneurs en eau, a permis de valider les modèles de comportement tribo-rhéologique. De plus, la comparaison, entre les géométries obtenues numériquement et les échantillons, a montré la capacité du modèle numérique à reproduire les écoulements de matière au cours de la mise en forme.

Deux autres essais de façonnage d'une géométrie partielle de tuile ont été mis en place. Ces essais ont permis d'étudier la mise en forme avec deux types d'outillage : les outils métalliques et les outils à membranes en caoutchouc. Ces essais, visant à mettre en forme une même géométrie, ont révélé des différences de finition géométrique. L'utilisation des membranes caoutchouc a permis de limiter les fissurations de surface par tension. Cependant, les arrêtes des géométries formées sont lissées et moins marquées.

Les simulations numériques du pressage avec les outils métalliques et avec les outils à membranes, réalisés respectivement avec les logiciels FORGE® 2009 et IMPETUS AFEA®, et en intégrant l'ensemble des paramètres rhéologiques, tribologiques et les critères de fissuration, reproduisent certaines pathologies comme des mauvaises finitions, des cisaillements de barrettes, des recollements de matière et de la fissuration. Les efforts déterminés numériquement sont en bon accord avec les efforts mesurés lors des essais. L'ensemble des modèles de comportement rhéologique, tribologique et d'endommagement, et leurs méthodes d'identification basées sur des essais simples, ont donc pu être validés.

Enfin, une dernière partie de ces travaux a porté sur des applications du modèle numérique à des problématiques industrielles telles que l'étude des variations des paramètres du procédé d'estampage et le dimensionnement d'une nouvelle presse.

Cette thèse a permis de mettre en place un outil fiable de simulation numérique du pressage de tuiles à partir d'un mélange argileux extrudé. Les limites de validité des modèles utilisés lors de ces simulations ont été définies. Les méthodes d'identification des paramètres à partir d'essais simples ont été décrites. Tous ces outils ont montré une sensibilité suffisante aux paramètres du matériau et du procédé pour permettre une application industrielle de la simulation pour l'optimisation des conditions opératoires de mise en forme.

Les trois familles de défauts identifiés peuvent être traitées par cet outil numérique qui permettra une réduction des coûts et délais de développement et d'industrialisation. Les leviers de correction des défauts de la première famille sont la conception, les réglages, et les propriétés matériaux. La conception du produit et les réglages du procédé influencent principalement l'apparition des défauts d'écoulement.

Les perspectives de ce travail sont multiples :

Tout d'abord, il serait envisageable de poursuivre l'étude du comportement rhéologique du matériau. En effet, certains aspects du comportement rhéologique ont été négligés comme l'anisotropie et certains effets viscoélastiques. Il serait donc intéressant d'ajouter ces phénomènes dans un modèle numérique, notamment pour vérifier leur influence sur les défauts observés. Dans ces travaux, nous avons supposé une homogénéité du comportement du matériau sur l'ensemble de la galette. Il pourrait être intéressant de vérifier cette hypothèse.

Dans le cadre de ces travaux, nous avons quantifié l'influence de la teneur en eau sur le comportement rhéologique de la pâte d'argile extrudée. Une perspective intéressante consisterait à étudier l'influence des différents composants du mélange dans l'optique de développer un méta-modèle permettant d'extrapoler le comportement de nouveaux mélanges.

Une autre perspective serait de poursuivre l'étude de l'interface argile-acier et de quantifier l'influence de la composition du mélange argileux sur les propriétés de frottement et d'adhésion. La prise en compte d'une dépendance du coefficient de frottement avec la contrainte normale dans le modèle numérique pourrait être envisagée.

D'autre part, il serait également intéressant de poursuivre les travaux de modélisation de la fissuration et de faire un lien entre la composition du mélange et le cisaillement maximum admissible par le matériau.

Enfin, une étude approfondie des étapes en amont et en aval de la mise en forme (mélangeage, extrusion, puis séchage et cuisson) serait nécessaire pour cerner précisément l'influence globale des différents paramètres du procédé sur l'apparition des défauts et l'influence sur l'étape de pressage. A

terme, une modélisation du procédé dans sa globalité permettrait d'optimiser la composition du mélange en fonction de la géométrie et de caractéristiques mécaniques et thermiques du produit final.

Bibliographie

[ALIAGA, 2000] ALIAGA (C.), *Simulation numérique par éléments finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement d'aciers : application à la trempe de pièces forgées ou coulées*, Ecole des mines de Paris, Thèse de doctorat, 2000

[ANCEY, 2007] ANCEY (C.), *Plasticity and geophysical flows: A review*, Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, vol. 142, pp. 4-35, 2007

[ANDRADE et al., 2010] ANDRADE (F.A.) ; AL QURESHI (H.A.) ; HOTZA (D.), *Measuring and modeling the plasticity of clay*, Materials Research Bulletin, vol. 13, pp. 395-399, 2010

[ANDRADE et al., 2011] ANDRADE (F.A.) ; AL QURESHI (H.A.) ; HOTZA (D.), *Measuring the plasticity of clays : a review*, Applied Clay Science, vol. 51, pp. 1-7, 2011

[AOUADJA, 1988] AOUADJA (F. Z.), *Comportement de mélange eau-argile concentrés vis à vis du procédé d'extrusion*, INSA de Rennes, Thèse de doctorat, 1988.

[ARRUDA et BOYCE, 1993] ARRUDA, (E. M.) ; BOYCE, (M. C.), *A three-dimensional model for the large stretch behavior of rubber elastic materials*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids , vol.42, pp. 389-412, 1993

[ATTERBERG, 1911] ATTERBERG (A.), *Die Plastizität des Tonen*, Internationale Mitteilungen für bodenkunde, vol. 1

[AUBERTIN et al., 2003] AUBERTIN (M.) ; LI (L.) ; SIMON (R.) ; BUSSIÈRE (B.), *Un critère de plasticité et de rupture pour les géomatériaux à porosité variable*, 56th Canadian Geotechnical conference, 2003

[AYDIN et al., 2000] AYDIN (I.) ; BIGLARI (F.R.) ; BRISCOE (B.J.) ; LAWRENCE (C.J.) ; ADAMS (M.J.), *Physical and numerical modelling of ram extrusion of paste materials: conical die entry case*, Computational Materials Science, vol. 18, pp. 141-155, 2000

[BARAN et al., 1998] BARAN (B.) ; ERTURK (T.) ; SARIKAYA (Y.) ; ALEMDAROGLU (T.), *Determination of the workability of clay using upset test*, Communications, Faculty of Sciences, University of Ankara, vol. 44, pp. 25-42, 1998

-
- [**BARAN et al., 2001**] BARAN (B.) ; ERTURK (T.) ; SARIKAYA (Y.) ; ALEMDAROGLU (T.), *Workability test method for metals applied to examine a workability measure (plastic limit) for clays*, Applied Clay Science, vol. 20, pp. 53-63, 2001
- [**BARNA, 1967**] BARNA (G.), *Plasticity of clay minerals*, American Ceramics Society Bulletin, vol. 46, pp. 1091-1093, 1967
- [**BEAUMEL, 1998**] BEAUMEL (C.), *Extrusion des pâtes d'argiles*, Institut National Polytechnique de Grenoble, Thèse de doctorat, 1998
- [**BELL, 1988**] BELL (D.A.), *Measuring the flexural strength of engineering ceramics*, British Ceramic Transactions Journal, vol. 87, pp. 33-38.
- [**BENBOW et BRIDGWATER, 1993**] BENBOW (J.J.) ; BRIDGWATER (J.), *Paste flow and extrusion*, Oxford Series an advanced Manufacturing, Clarenton Press, 1993
- [**BLOOR, 1957**] BLOOR (E.C.), *Plasticity: A critical survey*, Transaction and Journal of the British Ceramic Society, vol. 56, pp. 423-482, 1957
- [**BOUZAKIS et al., 2008**] BOUZAKIS (K.D.) ; EFSTATHIOU (K.) ; PARADISIADIS (G.) ; TSOUKNISDAS (A.), *Experimental and FEM-supported investigation of wet ceramic clay extrusion for determination of stress distributions on the applied tools' surfaces*, Journal of the European Ceramic Society, vol. 28, n°11, pp. 2117-2127
- [**BOYERE, 1999**] BOYERE (E.), *Contribution à la modélisation numérique thermo-mécanique tridimensionnelle du forgeage*, Ecole des mines de Paris, Thèse de doctorat, 1999
- [**BRABENDER, 2014**] BRABENDER CWB, Documentation technique. URL : <http://www.cwbrabender.com/Intelli-Torque-new.pdf> , 2014
- [**BROZZO et al., 1977**] BROZZO (P.) ; BUZZICHELLI (G.) ; MASCANZONI (A.) ; MIRABILE (M.), *Microstructure and cleavage resistance of low-carbon bainitic steel*, Metal science, vol. 11, pp. 123-129, 1977
- [**CAILLIERE et al., 1982**] CAILLIERE (S.) ; HENIN (S.) ; RAUTUREAU (M.), *Minéralogie des argiles tome 1 : Structure et propriétés physico-chimiques*, Masson, 1982
- [**CARDINAUX, 2008**] CARDINAUX (D.), *Etude et modélisation numérique 3D par éléments finis d'un procédé de traitement thermique de tôles embouties après chauffage par induction : application a un renfort de pied central automobile*, Ecole des mines de Paris, Thèse de doctorat, 2008
- [**CASAGRANDE , 1948**] CASAGRANDE (A.), *Classification and identification of soils*, Transaction of the American Society of Civil Engineers, vol. 113, pp. 901-991,1948
-

-
- [**CHANGTONG et al., 2011**] CHANGTONG (L.) ; SHAO-LIANG (Z.) ; CHUN (W.) ; ZONGLIN (J.), *A metamodel assisted evolutionary algorithm for expensive optimisation*, Journal of Computational and applied Mathematics, vol. 236, pp. 759-764, 2011
- [**CHEN et SALEEB, 1982**] CHEN (W.F.) ; SALEEB (A.F.), *Constitutive Equations for Engineering Materials*, Wiley, 1982
- [**COCKROFT et LATHAM, 1968**] COCKROFT (M. G.) ; LATHAM (D. J.), *Ductility and the workability of metals*, Journal of the institute of metals, vol. 96, 1968
- [**COULOMB, 1776**] COULOMB (C.A.), *Essais sur une application des règles des maximis et minimis à quelques problèmes de statique relatifs à l'architecture*, Mémoires de Mathématiques et de Physique présenté à l'Académie des Sciences par divers Savants, vol. 7, pp. 343–387, 1776
- [**COUPEZ, 1994**] COUPEZ (T.), *A mesh improvement method for 3d automatic remeshing*, Numerical grid generation in computational Fluid Dynamics and Related fields, pp. 615-626, 1994
- [**COUPEZ et al., 2000**] COUPEZ (T.) ; DIGONNER (H.) ; DUCHOUX (R.), *Parallel Meshing et Remeshing*, Applied modelling mathematical, pp. 153-175, 2000
- [**COUSSOT, 1995**] COUSSOT (P.), *Similitude structurelle et transition de comportement de suspensions naturelles eau-argiles*, Les cahiers de rhéologie, vol. 14 (1), pp. 11-19, 1995
- [**DECARREAU, 1990**] DECARREAU (A.), *Matériau argileux : Structure, propriétés et applications*, Société française de Minéralogie et de Cristallographie, 1990
- [**DJELAL, 1991**] DJELAL (C.), *Analyse du phénomène de frottement des mélanges eau-argile concentrés contre des surfaces métalliques*, INSA de Rennes, Thèse de doctorat, 1991
- [**DJELAL, 2001**] DJELAL (C.), *Designing and perfecting a tribometer for the study of friction of a concentrated clay water mixture against a metallic surface*, Materials and structures, vol. 34, pp. 51-58, 2001
- [**DO, 2006**] DO (T.T.), *Optimisation de forme en forgeage 3D*, Ecole des Mines de Paris, Thèse de doctorat, 2006
- [**DOMENECH et al., 1994**] DOMENECH (V.) ; SANCHEZ (E.) ; SANZ (V.) ; GARCIA (J.) ; GINES (F.), *Assessing the plasticity of ceramic masses by indentation force*, Industry and navigation, pp. 59-69, 1994
- [**DRUCKER et PRAGER, 1952**] DRUCKER (D.C.) ; PRAGER (W.), *Soil mechanics and plastic analysis on limit design*, Quarterly of Applied Mathematics, vol. 10, pp. 157-165, 1952
- [**EVESQUE, 2000**] EVESQUE (P.), *Eléments de mécanique quasi-statique des milieux granulaires mouillés ou secs*, 2000
-

-
- [FENG, 2004] FENG (T.W.), *Using a small ring and a fall cone to determine the plastic limit*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, pp. 630-635, 2004
- [FENILI et al., 2004] FENILI (E.P.) ; BIZ (F.) ; BOA HORA (P.R.M.) ; MADEIRA (R.) ; MODESTO (C.O.) ; BERNARDIN (A.M.), *Determination of clay plasticity : indentation method versus Pfefferkorn method*, VIII World Congress on Ceramic Tile Quality, Castellon, Spain, 2004
- [FLORES et al., 2010] FLORES (O.) ; ANDRADE (A.) ; HOTZA (D.) ; AL QURESHI (H.), *Modeling of plasticity of clays submitted to compression test*, Engineering and technology, pp. 162-167, 2010
- [FOUDRINIER, 2009] FOU DRINIER (E.), *Eude numérique et expérimentale du procédé d'extrusion de pâtes argileuses*, Ecole des Mines de Paris, Thèse de doctorat, 2009
- [GARRIGUES, 2014] GARRIGUES (J.), *Equations générales des milieux continus*, Cours en ligne, URL : cel.archives-ouvertes.fr/docs/01/00/67/31/PDF/EquGenerales.pdf, 2014
- [GARRIGUES, 2002] GARRIGUES (J.), *Initiation à la méthode des éléments finis*, Cours en ligne, URL : jean.garrigues.perso.centrale-marseille.fr/ef.html, 2002
- [GAYOU et al., 2008] GAYOU (Y.) ; PALAYODI (E.) ; ATCHOLI (E.) ; MEZZANE (K.E.) ; FREMY (D.) ; SAINT GREGOIRE (M.A.), *Etude comparative du comportement mécanique des matrices de quatre types d'argile*, 2008
- [GERMAIN et MULLER, 1980] GERMAIN (P.) ; MULLER (P.), *Introduction à la mécanique des milieux continus*, Masson, 1980
- [GINES et al., 1997] GINES (F.) ; FELIU (C.) ; GARCIA-TEN (J.) ; SANZ (V.), *Analisis de los métodos tradicionales utilizados para evaluar la plasticidad*, Boletín de la sociedad Española de Cerámica y Vidrio , vol. 36, pp.25-30, 1997
- [GOMZE, 1980] GOMZE (L.), *Mathematical principles of effectivity increase of smooth rollers in ceramic industry II*, Eptoanyag, pp. 339-345, 1980
- [GÖTZ et al, 2002] GÖTZ (J.) ; KREIBICH (W.) ; PECIAR (M.), *Extrusion of pastes with a piston extruder for the determination of the local solid and fluid concentration, the local porosity and the saturation and displacement profiles by mean of NMR imaging*, Rheologica Acta, vol. 41, pp. 134-143, 2002
- [GRABIANOWSKI et KLOCH, 1983] GRABIANOWSKI (A.) ; KLOCH (J.), *Numerical determination of the parameters of krupkowshi's function for a torsion test taking into consideration the strain hardening ranges*, Journal of materials science, vol. 18, pp. 1323-1330, 1983
- [HAINES, 1925] HAINES (W. B.), *Studies of the physical properties of soils: A note on the cohesion developed by capillarity forces in an ideal soil*, Journal of Agricultural Science, pp. 529-535, 1925
-

-
- [**HOFFMANN et BERGER, 2001**] HOFFMANN (W.) ; BERGER (H.), *Rheology of heavy clay extrusion body*, Ziegelindustrie International, Vol. 4, pp. 27-34, 2001
- [**HOFFMEISTER et BACK, 1990**] HOFFMEISTER (F.), BACK (T.), *Genetic Algorithms and Evolution Strategy: Similarities and differences*, Parallel Problem Solving form Nature , pp. 455-469, 1990
- [**HOTTA et al., 1974**] HOTTA (K.) ; TAKEDA (K.) ; LIONYA (K.), *The capillary binding force of a liquid bridge*, Powder Technology, pp. 231-242, 1974
- [**HUGHES et al., 2004**] HUGHES (T.J.R.) ; COTTRELL (J.A.) ; BAZILEVS (Y.), *Isometric analysis : CAD, Finite elements, NURBS, exact geometry and mesh refinement*, Computer methods Applied mechanics and Engineering, pp. 4135-4195, 2004
- [**HUON et al., 2007**] HUON (V.) ; WATTRISSE (B.) ; EL YOUSOUFI (M.S) ; CHRYSOCHOOS (A.), *Elastic behavior of anisotropic terra cotta ceramics determined by kinematic full-field measurements*, Journal of European Ceramics Society, vol. 27, pp. 2303-2310.
- [**JEFFERSON et FOS ROGER, 1998**] JEFFERSON (I.) ; FOS ROGER (C.D.), *Liquid limit and the temperature sensitivity of clays*, Engineering geology , pp. 95-109, 1998
- [**KLEIJNEN, 2009**] KLEIJNEN (J.), *Kriging metamodel in simulation: A review*, European Journal of Operational Research, pp. 707-716, 2009
- [**KOCSEHA et GOMZE, 2009**] KOCSEHA (I.) ; GOMZE (L.A.), *Friction properties of clay compounds*, Applied Clay Science, Vol. 48, pp. 425-430, 2009
- [**KOCSEHA et al., 2013**] KOCSEHA (I.) ; GOMZE (L.A.), KRISTALY (F.), GEBER (R.), GYORFFY (B.), *Effect of organic additives on the friction properties of clay based compound*, Trans Tech Publication, vol. 729, pp. 403-408, 2013
- [**KUHN et al., 1973**] KUHN (H.A.) ; LEE (P.W.) ; ERTURK (T.), *A Fracture Criterion for Cold Forming*, Journal Engineering Materials and Technology, vol. 95, pp. 213-218, 1973
- [**LAWRENCE, 1978**] LAWRENCE (W. G.), *The structure of water and its role in clay water systems*, Ceramic Processing Before Firing, vol. 193, 1978
- [**LEE et al., 2009**] LEE (H.C.) ; CHOI (J.S.) ; JUNG (K.H.) ; IM (Y.T.), *Application of element deletion method for numerical analyses of cracking*, Journal of achievement in materials and manufacturing engineering, pp. 154-161, 2009
- [**LEMAITRE et al., 2009**] LEMAITRE (J.) ; CHABOCHE (J.L.) ; BENALLAL (A.) ; DESMORAT (R.), *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 3^{ème} édition, 2009
-

-
- [LIAN et al., 1993] LIAN (G.) ; THORNTON (C.) ; ADAMS (M. J.), *A theoretical study of the liquid bridge forces between two rigid spherical bodies*, Journal of Colloid and Interface science, vol. 161, pp. 138-147, 1993
- [LUCKLAM et ROSSI, 1999] LUCKLAM (P.F.) ; ROSSI (S.), *The colloidal and rheological properties of bentonite suspensions*, Advances in Colloid and Interface Science, vol. 82, pp. 43-92, 1999
- [MATHEY, 2004] MATHEY (E.), *Optimisation numérique du refroidissement des moules d'injection de thermoplastiques basée sur la simulation des transferts thermiques par la méthode des éléments frontières*, Université de Toulouse, Thèse de doctorat, 2004
- [MC CABE, 1960] MC CABE (C.), *Rheological measurements with the Brabender plastograph*, Transaction of the Society of Rheology, vol. 4, pp. 335-346, 1960
- [MIKAMI et al., 1998] MIKAMI (T.) ; KAMIYA (H.) ; HORIO (M.), *Numerical simulation of cohesive powder behavior in a fluidized bed*, Chemical Engineering Science, vol. 53, pp. 1927-1940, 1998
- [MODESTO et BERNARDIN, 2008] MODESTO (C.O.) ; BERNARDIN (A.M), *Determination of the clay plasticity: Indentation method versus Pfefferkorn method*, Apply clay Science, vol.40, pp. 15-19, 2008
- [MOONEY, 1940] MOONEY (M.), *A theory of large elastic deformation*, Journal of Applied Physics, vol. 11, pp. 582-592, 1940
- [MOORE, 1963] MOORE (F.), *Two instruments for studying the plasticity of clays*, Journal of Scientific Instruments, vol. 40, pp. 228-231, 1963
- [MOORE, 1965] MOORE (F.), *Rheology of ceramic systems*, MacLaren, London, 1965
- [MOREL, 1996] MOREL (R.), *Les sols cultivés*, Lavoisier, Paris, 1996
- [NAKOUZI, 2012] NAKOUZI (S.), *Modélisation du procédé de cuisson de composites infusés par chauffage IR*, Université de Toulouse, Thèse de doctorat, 2012
- [NEGRE et al., 1994] NEGRE (F.) ; SANCHEZ (E.) ; GINES (F.), *Procedimiento experimental para determinar la resistencia mecanica mediante flexion por tres punto de apoyos*, Tecnica Ceramica, vol. 225, pp. 452-463, 1994
- [NF P 94-051, 1993] NF P 94-051, *Détermination des limites d'Atterberg : Limite de liquidité à la coupelle - limite de plasticité au rouleau*, Norme Française, 1993
- [NF P 94-052-1, 1995] NF P 94-052-1, *Détermination des limites d'Atterberg : Partie 1 : Limite de liquidité - Méthode du cône de pénétration*, Norme Française, 1995
-

-
- [**OGDEN, 1998**] OGDEN (R.W.), *Non-linear elastic deformations*, Dover civil and Mechanical engineering, 1998
- [**OYANE, 1972**] OYANE (M.), *Criteria of ductile fracture strain*, Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol. 15, n°90, pp.1507-1513, 1972
- [**PERRIN, 1997**] PERRIN (E.), *Optimisation globale par stratégie d'évolution*, Revue française d'automatique, d'informatique et de recherche opérationnelle, pp. 161-201, 1997
- [**PLUVINAGE, 1989**] PLUVINAGE (G.), *Mécanique élasto-plastique de la rupture: Critères d'amorçage*, Cepadues, 1989
- [**QUEROL VILLALBA, 1983**] QUEROL VILLALBA (A.M.), *Aplicacion del metodo de Pfefferkorn al control de la plasticidad en pastas de extrusion*, Boletin de la sociedad Espanola de Ceramica y Vidrio, vol. 22, pp. 285-289,1983
- [**RACHIK et al., 2001**] RACHIK (M.) ; SCHMIDT (F.) ; REUGE (N.) ; LE MAOULT (Y.) ; ABBE (F.), *Elastomer biaxial characterization using bubble inflation technique II : Numerical investigation of some constitutive models*, Polymer engineering and science, vol. 41, pp. 532-541, 2001
- [**REY, 2007**] REY (B.), *Méthode multigrilles pour les grandes déformations et simulation numérique du procédé de roulage*, Ecole des Mines de Paris, Thèse de doctorat, 2007
- [**RIBEIRO et al., 2004**] RIBEIRO (C.G.) ; CORREIA (M.G.) ; FERREIRA (L.G.) ; MARGARIDO (G.) ; RIBEIRO (M.J.P.) ; LABRONCHA (F.), *Estudo sobre a influencia de Materia Organica na plasticidade e no comportamento térmico de uma argila*, Cerâmica Industrial, vol. 9, pp.1-4, 2004
- [**RIBEIRO et al., 2005**] RIBEIRO (M.J.) ; FERREIRA (J.M.) ; LABRINCHA (J.A.), *Plastic behaviour of different ceramic pastes processed by extrusion*, Ceramic International , vol. 31, pp. 515-519, 2005
- [**RICHEFEU, 2006**] RICHEFEU (V.), *Étude par éléments discrets 3D du comportement de matériaux granulaires*, 14^e rencontre universitaires de Génie Civil, 2006
- [**RIVLIN, 1948**] RIVLIN (R.), *Large elastic deformation of isotropic materials IV*, Mathematical and Physical Sciences, pp. 379-39, 1948
- [**ROSCOE et BURLAND, 1968**] ROSCOE (K.H.) ; BURLAND (J.B.), *On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay*, Engineering plasticity , pp.535-609, 1968
- [**ROSCOE et al., 1958**] ROSCOE (K.H.) ; SCHOFIELD (A.N.) ; WROTH (C.P.), *On the yielding of soils*, Géotechnique ,vol. 9, pp. 71-83, 1958
- [**ROUX, 2011**] ROUX (E.), *Assemblage mécanique : Stratégie d'optimisation des procédés et d'identification des comportements mécaniques des matériaux*, Ecole des Mines de Paris, Thèse de doctorat, 2011
-

-
- [RUMACHER, 1970] RUMACHER (J.M.) *La structure des argiles, application à l'étude de leurs propriétés macroscopiques*, Université Joseph Fourier, Grenoble, Thèse de doctorat, 1970
- [RUSSEL et HANKS, 1942] RUSSEL (R.) ; HANKS (C.F.), *Stress Strain Characteristics of Plastic Clay Masses*, Journal of the American Ceramic Society, pp. 25, 1942
- [SANCHEZ et al., 1998] SANCHEZ (E.) ; GINES (V.) ; SANZ (V.) ; GOZALBO (A.), *Study of clay plastic behaviour by a torque rheometer*, World Congress on Ceramic Tile Quality, 1998.
- [SASSUOLO LAB, 2012] SASSUOLO LAB, Catalogue commercial. URL : <http://www.sassuololab.it/wp-content/uploads/2014/06/SassuoloLabcatalogo2012hr.pdf>, 2012
- [SCHLEICHER, 1926] SCHLEICHER (F.), *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, vol. 6, 199, 1926
- [SCHMITZ et al., 2004] SCHMITZ (R.M.) ; SCHOEDER (C.) ; CHARLIER (R.), *Chemo-mechanical interactions in clay: a correlation between clay mineralogy and Atterberg limits*, Applied clay science, vol. 26, pp. 351-358, 2004
- [SMITH, 2006] SMITH (F.), *Elements of Soils Mechanics*, Wiley-Blackwell, 8 edition, pp.94-95, 2006
- [SOULIE, 2005] SOULIE (F.), *Cohésion par capillarité et comportement mécanique de milieux granulaires*, Université de Montpellier, Thèse de doctorat, 2005
- [SOULIE et al., 2006] SOULIE (F.) ; CHERBLANC (F.) ; EL YOUSSEFI (M.S.) ; SAIX (C.), *Influence of liquid bridges on the mechanical behaviour of polydisperse granular materials*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics , vol. 30, pp. 213-228, 2006
- [SPRIGGS, 1961] SPRIGGS (R.M.), *Expression for effect of porosity on elastic modulus of polycrystalline refractory material, particularly aluminum oxide*, Journal of the American Ceramics Society, vol. 44, pp. 628-629, 1961
- [SPRIGGS et BRISSETTE, 1962] SPRIGGS (R.M.) ; BRISSETTE (L.A.), *Expressions for shear modulus and Poisson's ratio of porous refractory oxides*, Journal of the American Ceramics Society, vol. 45, pp. 198-199, 1962
- [SUTTON et al., 2009] SUTTON (M.A.) ; ORTEU (J.J.) ; SCHREIER (H.W.), *Image correlation for shape, Motion and Deformation Measurements : Basic concepts, Theory and Application*, Springer, 2009
- [YEOH, 1993] YEOH (O.H.), *Some forms of the strain energy function for rubber*, Rubber Chemistry and technology, vol.66, n°5, pp. 754-771, 1993
-

Annexe 1 :

Modélisation du comportement mécanique de la membrane caoutchouc

1 Comportement hyperélastique

1.1 Potentiel thermodynamique

Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, la loi de comportement élastique, pour un matériau isotrope, est définie à partir de l'énergie libre massique d'Helmholtz Ψ . Elle s'exprime en fonction du tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff :

$$\bar{\mathbf{S}} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}} \right) \quad (A1 - 1)$$

Il est possible de relier le second tenseur de Piola Kirchhoff au tenseur de contrainte de Cauchy à partir de la relation de transformation de Piola :

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \det(\bar{\mathbf{F}})^{-1} \cdot \bar{\mathbf{F}} \cdot \bar{\mathbf{S}} \cdot \bar{\mathbf{F}}^T \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}} \right) \quad (A1 - 2)$$

Avec $\bar{\mathbf{F}}$ le tenseur gradient de déformation.

En élasticité linéaire, on a :

$$\Psi = \frac{1}{2\rho} K_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \quad (A1 - 3)$$

Où K_{ijkl} est le tenseur des rigidités.

En combinant les deux équations ci-dessus, on retrouve la loi de Hooke :

$$\sigma_{ij} = K_{ijkl}\varepsilon_{kl} \quad (A1 - 4)$$

Il est aussi possible d'écrire l'énergie libre en fonction des deux premiers invariants du tenseur des déformations :

$$\Psi = \frac{1}{2\rho}(\lambda I_I^2 + 2\mu I_{II}^2) \quad (A1 - 5)$$

Les différents modèles de comportement sont le plus souvent exprimés en fonction du premier et du deuxième invariants du tenseur déviatorique des déformations :

$$\begin{cases} \bar{I}_1 = \bar{\lambda}_1^2 + \bar{\lambda}_2^2 + \bar{\lambda}_3^2 \\ \bar{I}_2 = \frac{1}{\bar{\lambda}_1^2} + \frac{1}{\bar{\lambda}_2^2} + \frac{1}{\bar{\lambda}_3^2} \end{cases} \quad (A1 - 6)$$

Où $\bar{\lambda}_j = J^{-\frac{1}{3}}\lambda_j$ (principale élongation) avec J le coefficient de variation totale de volume et $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ les termes diagonaux du tenseur gradient de déformation F exprimé dans le repère principal.

1.2 Principaux modèles de comportement

Les principaux modèles de comportement peuvent être classés selon trois catégories (Rachik et al, 2001) :

- les modèles ne dépendant que du premier invariant
- les modèles dépendant des deux premiers invariants
- les modèles s'exprimant à l'aide des élongations principales.

La forme polynomiale réduite est le modèle, dépendant uniquement du premier invariant, le plus généraliste. Il s'écrit sous la forme :

$$\rho\Psi = \sum_{i=1}^N C_{i0}(\bar{I}_1 - 3)^i + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i}(J^{el} - 1)^{2i} \quad (A1 - 7)$$

Deux cas particuliers de ce modèle sont à noter. Le premier est le comportement néo-Hookéen obtenu pour $N=1$:

$$\rho\Psi = C_{10}(\bar{I}_1 - 3) + \frac{1}{D_1}(J^{el} - 1)^2 \quad (A1 - 8)$$

Et le comportement de Yeoh (1993) obtenu pour $N=3$:

$$\rho\Psi = C_{10}(\bar{I}_1 - 3) + C_{20}(\bar{I}_1 - 3)^2 + C_{30}(\bar{I}_1 - 3)^3 + \frac{(J^{el} - 1)^2}{D_1} + \frac{(J^{el} - 1)^4}{D_2} + \frac{(J^{el} - 1)^6}{D_3} \quad (A1 - 9)$$

Pour ces trois modèles, le module de cisaillement initial μ_0 et le module de compressibilité initial k_0 sont calculés à partir des équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_0 = 2C_{10} \\ k_0 = \frac{2}{D_1} \end{array} \right. \quad (A1 - 10)$$

Le modèle d'Arruda-Boyce (1993) est basé sur un développement tronqué à l'ordre 5 de la forme polynomiale réduite. Il s'agit d'un modèle de physique statistique déterminé à partir de chaînes non gaussiennes.

$$\rho\Psi = \mu \sum_{i=1}^5 \frac{C_i}{(\lambda_m)^{2i-2}} (\bar{I}_1^i - 3^i) + \frac{1}{D} \left[\frac{(J_{el}^2 - 1)}{2} - \ln(J_{el}) \right] \quad (A1 - 11)$$

$$C_1 = \frac{1}{2}, C_2 = \frac{1}{20}, C_3 = \frac{11}{1050}, C_4 = \frac{19}{7050}, C_5 = \frac{519}{673750}$$

Ce modèle est souvent considéré comme le « meilleur » modèle de comportement lorsque l'on dispose de données uniquement sur un essai de traction uniaxiale.

Le module de cisaillement initial et le module de compressibilité initial s'expriment de la façon suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_0 = \mu \\ k_0 = \frac{2}{D} \end{array} \right. \quad (A1 - 12)$$

La forme polynomiale classique dépend quant à elle du premier et du second invariant. Elle s'écrit :

$$\rho\Psi = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} (\bar{I}_1 - 3)^i (\bar{I}_2 - 3)^j + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J_{el} - 1)^{2i} \quad (A1 - 13)$$

Le module de cisaillement initial et le module de compressibilité initial s'écrivent :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_0 = 2(C_{10} + C_{01}) \\ k_0 = \frac{2}{D_1} \end{array} \right. \quad (A1 - 14)$$

Le modèle de Mooney-Rivlin est un cas particulier de la forme polynomiale obtenu pour $N=1$ (Mooney, 1940 ; Rivlin, 1948) :

$$\rho\Psi = C_{10}(\bar{I}_1 - 3) + C_{01}(\bar{I}_2 - 3) + \frac{1}{D_1} (J_{el} - 1)^2 \quad (A1 - 15)$$

La forme de Van der Waals est un autre modèle dépendant aussi des deux premiers invariants du tenseur deviatorique des déformations. Elle est donnée par l'équation suivante :

$$\rho\Psi = \mu \left\{ -(\lambda_m^2 - 3) [\ln(1 - \eta) + \eta] - \frac{2}{3} \alpha \left(\frac{\bar{I} - 3}{2} \right)^{\frac{2}{3}} \right\} + \frac{1}{D} \left(\frac{J_{el}^2 - 1}{2} - \ln(J_{el}) \right) \quad (A1 - 16)$$

Avec :

$$\bar{I} = (1 - \beta)\bar{I}_1 + \beta\bar{I}_2 \quad \text{et} \quad \eta = \sqrt{\frac{\bar{I}-3}{\lambda_m^2-3}}$$

Ici α est le paramètre d'interaction globale et β est un paramètre de combinaison entre les deux premiers invariants. Le module de cisaillement initial μ_0 et le module de compressibilité initial k_0 sont calculés de la même façon que pour le modèle d'Arruda-Boyce.

Le modèle d'Ogden (1998) (A1-17) est exprimé en fonction des élongations principales $\bar{\lambda}_1, \bar{\lambda}_2, \bar{\lambda}_3$. Ce modèle est souvent choisi lorsque l'on dispose de données expérimentales provenant de plusieurs types d'essais.

$$\rho\Psi = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i^2} (\bar{\lambda}_1^{-\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{-\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{-\alpha_i} - 3) + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J^{el} - 1)^{2i} \quad (\text{A1 - 17})$$

Le module de cisaillement et le module de compressibilité initial s'écrivent

$$\begin{cases} \mu_0 = \sum_{i=1}^N \mu_i \\ k_0 = \frac{2}{D_1} \end{cases} \quad (\text{A1 - 18})$$

2 Essais de caractérisation

2.1 Essais de traction / compression uniaxiale

L'essai de traction uniaxiale est l'essai le plus commun. Il est présenté sur la figure 1.



Figure A1 - 1 : Essai de traction / compression uniaxiale

Il permet d'obtenir la contrainte nominale F/S en fonction de l'élongation λ . Le tenseur gradient de déformation s'exprime :

$$F = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda^{\frac{1}{2}} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda^{\frac{1}{2}} \end{bmatrix} \text{ pour un matériau incompressible isotrope} \quad (\text{A1 - 19})$$

Dans le cas de la traction uniaxiale, le premier et le second invariants s'écrivent :

$$\begin{cases} I_1 = \lambda^2 + 2\lambda^{-2} \\ I_2 = \lambda^{-2} + 2\lambda \end{cases} \quad (\text{A1 - 20})$$

2.2 Essais de traction / compression biaxiale

L'essai de traction biaxiale est reconnu pour être plus complet que l'essai de traction uniaxiale. Il permet d'identifier plus précisément le comportement mais cependant, il est plus difficile à mettre en place.

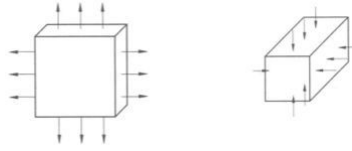


Figure A1 - 2 : essais de traction / compression équibiaxiale

Cet essai permet d'obtenir la contrainte nominale F/S en fonction de l'élongation λ dans deux directions en même temps. La sollicitation est plus représentative du comportement. Le tenseur gradient de déformation s'exprime :

$$F = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & \lambda^{-2} \end{bmatrix} \text{ pour un matériau incompressible en traction équibiaxiale} \quad (A1 - 21)$$

Dans le cas de la traction biaxiale, le premier et le second invariants s'écrivent :

$$\begin{cases} I_1 = \lambda^2 + 2\lambda^{-4} \\ I_2 = 2\lambda^{-2} + \lambda^4 \end{cases} \quad (A1 - 22)$$

2.3 Essais de traction / compression plane



Figure A1 - 3 : essais de traction / compression plane

Dans le cas de la sollicitation plane, le tenseur gradient de déformation s'exprime :

$$F = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1/\lambda \end{bmatrix} \text{ pour un matériau incompressible} \quad (A1 - 23)$$

Le premier et le second invariants s'écrivent :

$$\begin{cases} I_1 = \lambda^2 + 1 + \lambda^{-2} \\ I_2 = \lambda^{-2} + 1 + \lambda^2 \end{cases} \quad (A1 - 24)$$

Cet essai ne permet pas de déterminer, à lui seul, les paramètres de la loi polynomiale, du modèle d'Ogden et de Van der Valls. Il doit être couplé à un essai de traction / compression uniaxiale pour pouvoir identifier les constantes de ces trois modèles.

2.4 Compression isostatique

L'essai de compression isostatique est utilisé pour investiguer la compressibilité de l'élastomère. Il permet ainsi de déterminer les paramètres de compressibilité D et D_i présents dans les différents modèles à l'aide de l'équation A1-25:

$$p = -\left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}\right) = -\sum_{i=1}^N 2i \frac{1}{D_i} \left(\frac{V}{V_0} - 1\right)^{2i-1} \quad (A1 - 25)$$

La réalisation d'un essai de traction uniaxiale avec une contrainte σ_n et d'un essai de compression isostatique avec $p = -\sigma_n$ est équivalent à la réalisation d'un essai de compression équi-biaxiale avec une contrainte de compression $\sigma_b = -\sigma_n$ si le matériau est isotrope et incompressible.

3 Résultats et discussion

Maintenant que nous avons montré les principaux modèles de comportement disponibles en élasticité non linéaire ainsi que les essais disponibles pour identifier les différents paramètres de comportement, nous allons présenter l'essai de caractérisation effectué, la méthode d'identification et les résultats ainsi obtenus.

3.1 Essai de caractérisation

L'essai retenu pour la caractérisation de la membrane en caoutchouc est l'essai de traction uniaxiale. Cet essai est effectué sur une éprouvette de forme haltère suivant la Norme ASTM D638 (figure 4).

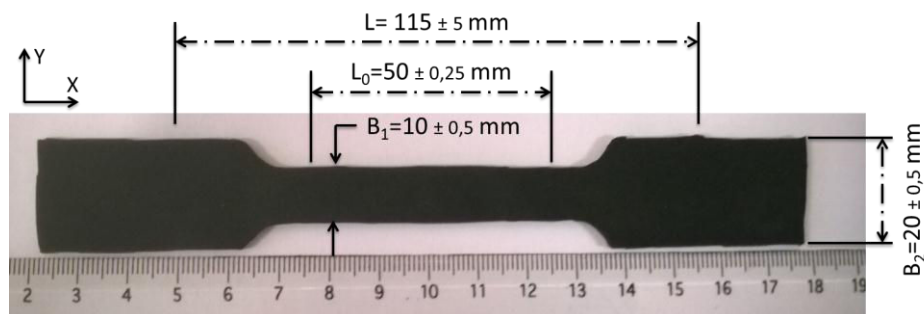


Figure A1 - 4 : Eprouvette haltère de traction uniaxiale

Les éprouvettes sont extraites d'une feuille de caoutchouc d'épaisseur 1,8 mm, dans deux directions : sens X et sens Y du plan. Deux essais ont été effectués pour chaque direction. La figure A1-5 présente l'évolution de la force en fonction de la déformation.

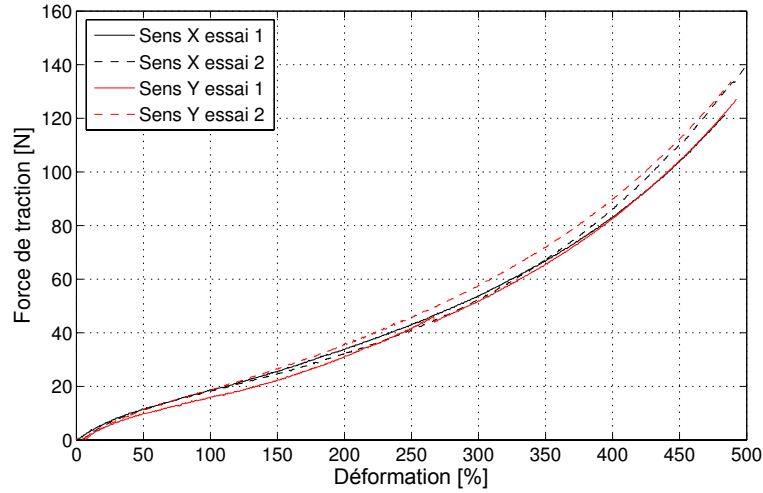


Figure A1 - 5 : Evolution de l'effort de traction uniaxiale en fonction de la déformation

On constate que la membrane caoutchouc possède un comportement isotrope dans le plan XY. Le comportement est élastique non linéaire avec deux non linéarités. Les modèles classiques du type Money-Rivlin ou neo-Hookéen ne permettent pas de modéliser les deux non-linéarités. De plus, seulement des données issues d'essais de traction uniaxiale sont disponibles pour identifier les paramètres de la loi de comportement. C'est pourquoi, nous utiliserons le modèle d'Arruda Boyce pour modéliser le comportement de la membrane.

3.2 Identification des paramètres

Pour identifier les paramètres des lois de comportement, nous allons chercher à exprimer la loi de comportement hyperélastique en fonction des paramètres mesurés au cours des essais : la force de traction, l'allongement de l'éprouvette et les variations de l'épaisseur et de la largeur de la zone utile au cours des essais.

Le théorème de l'énergie cinétique (Germain et Muller, 1980) s'exprime :

$$\frac{dE_c}{dt} = \iiint_{\Omega} \rho \vec{f} \cdot \vec{v} dV + \iint_{\Sigma} \vec{T} \cdot \vec{v} dS - \iiint_{\Omega} \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} dV \quad (A1 - 26)$$

Dans le cadre de l'essai de traction monotone uniaxiale, nous supposons négligeable les termes d'accélération ainsi que la pesanteur. On obtient donc :

$$\iint_{\Sigma} \vec{T} \cdot \vec{v} dS = \iiint_{\Omega} \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} dV \quad (A1 - 27)$$

L'inégalité de Clausius Duhem nous permet d'écrire que la somme des dissipations intrinsèque et des dissipations thermique est positive ou nulle :

$$\Phi_{int} + \Phi_{th} \geq 0 \quad (A1 - 28)$$

Avec :

$$\Phi_{int} = \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} - \rho \left(\frac{d\psi}{dt} + s \frac{dT}{dt} \right) \quad (A1 - 29)$$

$$\Phi_{th} = \frac{-1}{T} \vec{\Phi} \vec{\nabla} T \quad (A1 - 30)$$

Et ψ l'énergie libre massique d'Helmholtz. Pour un milieu élastique, $\Phi_{int} = 0$. Dans le cas d'une déformation isotherme, on a donc :

$$\bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} = \rho \frac{d\psi}{dt} \quad (A1 - 31)$$

En combinant les équations A1-27 et A1-31, on obtient :

$$\iint_{\Sigma} \vec{T} \cdot \vec{\nu} dS = \iiint_{\Omega} \rho \frac{d\psi}{dt} dV \quad (A1 - 32)$$

En supposant la vitesse constante sur la face supérieure de l'éprouvette, l'équation A1-33 peut s'écrire :

$$F \cdot v = \frac{d}{dt} \iiint_{\Omega} \rho \psi dV \quad (A1 - 33)$$

Soit encore

$$F \cdot v = \frac{d(\rho \psi V(t))}{dt} \quad (A1 - 34)$$

Après intégration, on obtient la relation suivante :

$$\rho(\psi V(t) - \psi_0 V_0(t)) = \int_0^t F \cdot v dt \quad (A1 - 35)$$

En supposant ψ_0 nulle à $t = 0s$, la relation A1-35 se réduit à :

$$\rho \psi = \frac{1}{V(t)} \int_0^t F \cdot v dt \quad (A1 - 36)$$

Avec $V(t)$ le volume à l'instant t , F la force de traction et v la vitesse d'allongement.

3.2.1 Evolution du coefficient de Poisson

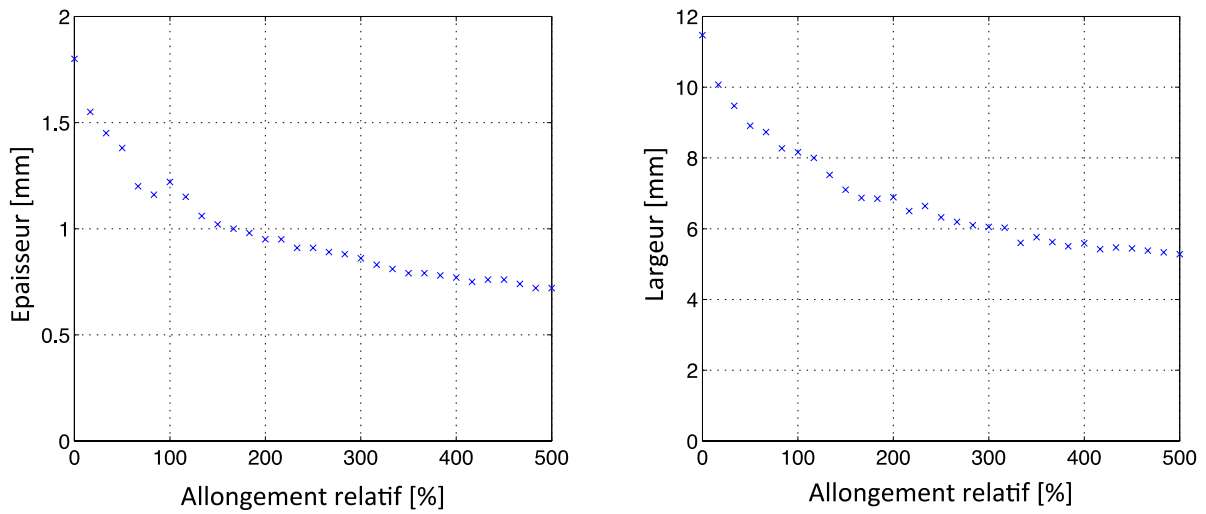


Figure A1 - 6 : Evolution de l'épaisseur et de la largeur de l'éprouvette en fonction de la déformation

L'épaisseur et la largeur dans le milieu de l'éprouvette ont été mesurées au cours des essais. Les valeurs sont données à la figure A1-6. En traçant les variations relatives d'épaisseur et de largeur en fonction de la déformation (figure A1-7), nous constatons un comportement similaire dans les deux directions de l'éprouvette. L'hypothèse d'un comportement isotrope sera donc faite.

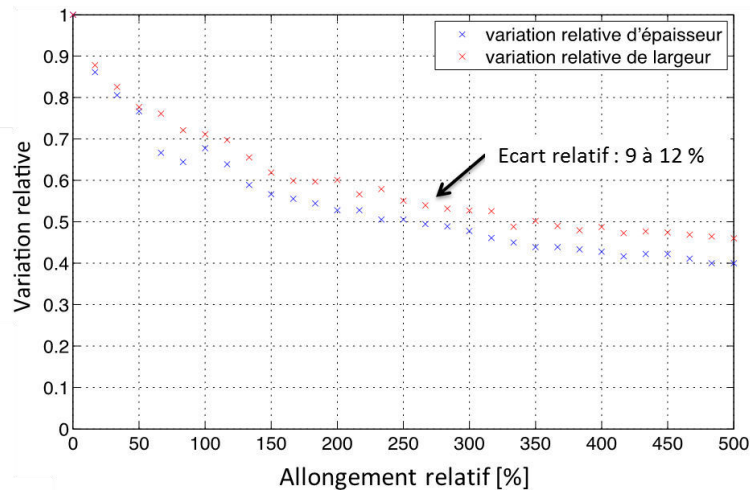


Figure A1 - 7 : Variation relative d'épaisseur et de largeur

Le coefficient de Poisson est calculé en faisant la moyenne des déformations :

$$\nu = -\frac{\Delta e/e_0 + \Delta l/l_0}{2 \cdot \varepsilon_u} \quad (A1 - 37)$$

Avec $\varepsilon_u = \frac{\Delta L}{L_0}$

La figure A1-8 montre l'évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation de l'éprouvette.

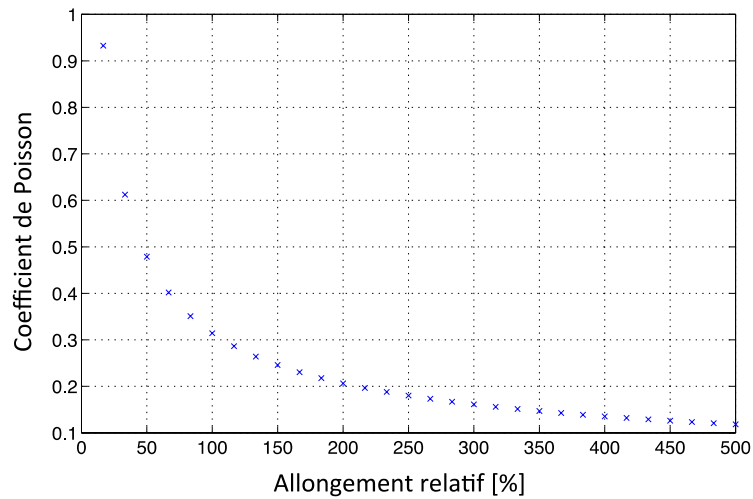


Figure A1 - 8 : Evolution du coefficient de Poisson au cours de l'essai de traction uniaxiale

On constate une forte diminution du coefficient de Poisson avec la déformation. Pour les petites déformations, le coefficient est proche de 1. Il tend vers 0,1 pour des déformations de l'ordre de 500 %. Il n'est donc pas possible de considérer constant.

3.2.2 Calcul de l'énergie externe

L'énergie emmagasinée dans l'éprouvette est calculée de la façon suivante :

$$E_{exp} = \int_0^{L(t)} F_{traction}(L) \cdot dL \tag{A1 - 38}$$

Avec $F_{traction}(L)$ l'effort de traction pour un déplacement L et $L(t)$ l'allongement à l'instant t .

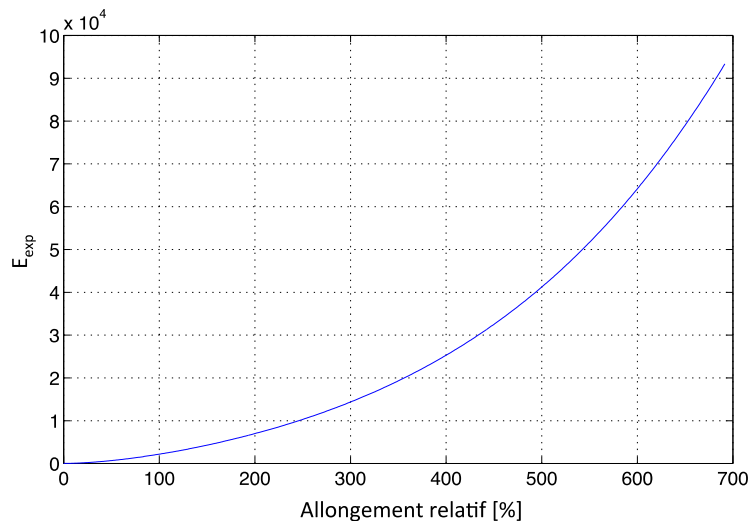


Figure A1 - 9 : Energie extérieure en fonction de l'allongement relatif

La figure A1-9 présente l'évolution de l'énergie élastique emmagasinée dans l'éprouvette en fonction de l'allongement relatif de l'éprouvette.

3.2.3 Calcul de l'énergie libre d'Helmholtz

Il est maintenant possible de calculer les élongations principales $\bar{\lambda}_1$, $\bar{\lambda}_2$, $\bar{\lambda}_3$ en fonction de la déformation :

$$\begin{aligned}\bar{\lambda}_1 &= 1 + \varepsilon_u \\ \bar{\lambda}_2 &= 1 - \nu \cdot \varepsilon_u \\ \bar{\lambda}_3 &= 1 - \nu \cdot \varepsilon_u\end{aligned}\tag{A1 - 39}$$

L'évolution des élongations principales est donnée à la figure A1-10.

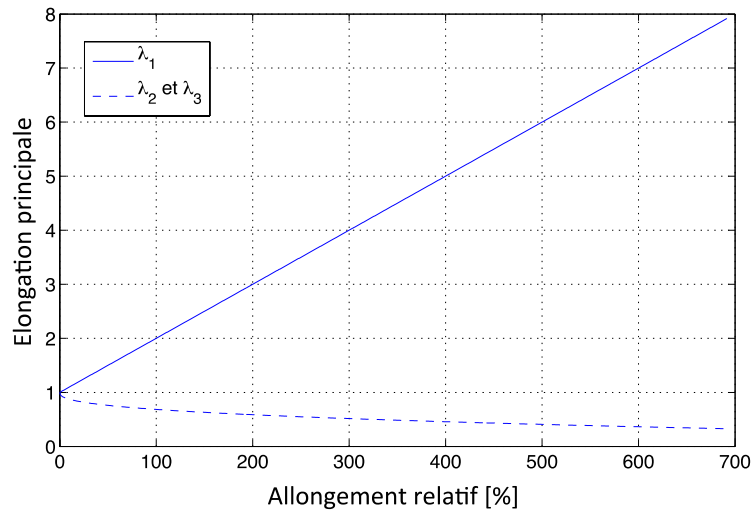


Figure A1 - 10 : Evolution des élongations principales en fonction des déformations

Le coefficient de variation de volume et le premier invariant du tenseur déviatorique des déformations sont déterminés respectivement à l'aide des équations A1-40 et A1-41

$$J_{el} = \bar{\lambda}_1 \cdot \bar{\lambda}_2 \cdot \bar{\lambda}_3\tag{A1 - 40}$$

$$\bar{I}_1 = \bar{\lambda}_1^2 + \bar{\lambda}_2^2 + \bar{\lambda}_3^2\tag{A1 - 41}$$

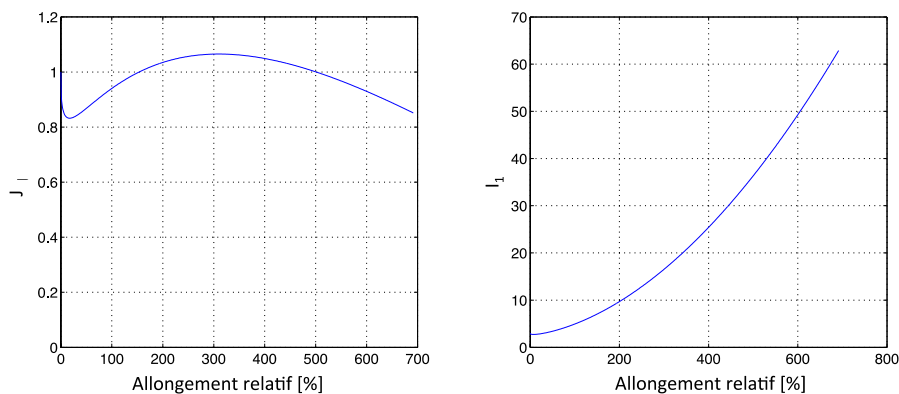


Figure A1 - 11 : Evolution du coefficient de variation de volume (a)
et du premier invariant du tenseur déviatorique de l'allongement relatif (b)

La figure A1-11 montre l'évolution du coefficient de variation de volume et du premier invariant en fonction de la déformation totale. La variation de volume n'est pas négligeable. En effet, sur le début

de l'essai, le volume diminue de 18%. Après un allongement de 30% (première non linéarité du comportement), on constate que le volume augmente et dépasse le volume initial de 7%. Après 300% de déformation (seconde non linéarité), le volume diminue de nouveau.

En appliquant la définition du modèle d'Arruda Boyce (équation A1-42), nous pouvons maintenant calculer l'énergie libre d'Helmholtz U :

$$U = \mu \sum_{i=1}^5 \frac{C_i}{(\lambda_m)^{2i-2}} (\bar{I}_1^i - 3^i) + \frac{1}{D} \left[\frac{(J_{el}^2 - 1)}{2} - \ln(J_{el}) \right] \quad (A1 - 42)$$

$$C_1 = \frac{1}{2}, C_2 = \frac{1}{20}, C_3 = \frac{11}{1050}, C_4 = \frac{19}{7050}, C_5 = \frac{519}{673750}$$

3.2.4 Identification des constantes du modèle

Pour déterminer les constantes du modèle d'Arruda Boyce, μ , λ_m et D , nous effectuons une analyse inverse en nous servant de la relation (A1-33). L'algorithme d'optimisation utilisé est une méthode du type SQP (Sequential Quadratic Programming). Cette méthode est détaillée dans les travaux de Nakouzi (2012).

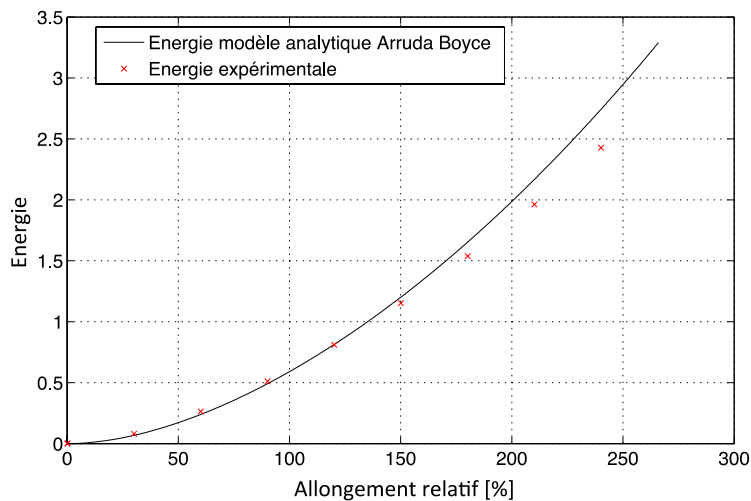


Figure A1 - 12 : Comparaison des énergies libres d'Helmholtz expérimentales et analytiques (modèle d'Arruda Boyce)

Des simulations préliminaires du passage avec les membranes de caoutchouc ont mis en évidence des déformations maximales inférieures à 100%. Pour identifier les paramètres, nous nous restreignons au domaine de déformation allant jusqu'à 150%. Les paramètres du modèle d'Arruda Boyce déterminés sont les suivantes : $\mu = 0,6$; $\lambda_m = 4,4$ et $D = 0,15$. La figure A1-12 montre l'évolution de l'énergie expérimentale (croix rouge) et du modèle analytique (ligne noire) avec ces valeurs de paramètres.

L'écart entre les deux courbes est de 6 % sur le domaine allant jusqu'à 250% de déformation. Sur le domaine d'identification, l'écart est inférieur à 2%. On constate une divergence de la courbe d'énergie

du modèle analytique par rapport à l'énergie expérimentale. Ce phénomène peut être engendré par des déformations des talons de l'éprouvette lors de grands allongements.

3.3 Comparaison expérimental-numérique

Pour vérifier la validité des paramètres identifiés, une simulation numérique de l'essai de traction sur l'éprouvette de caoutchouc a été réalisée dans le logiciel AbaqusTM. La courbe d'efforts de traction obtenue est présentée à la figure A1-13. En comparant avec les efforts mesurés au cours de l'essai, on constate que le modèle numérique reproduit bien les efforts sur un domaine d'essai de 200 secondes (jusqu'à 400% de déformation).

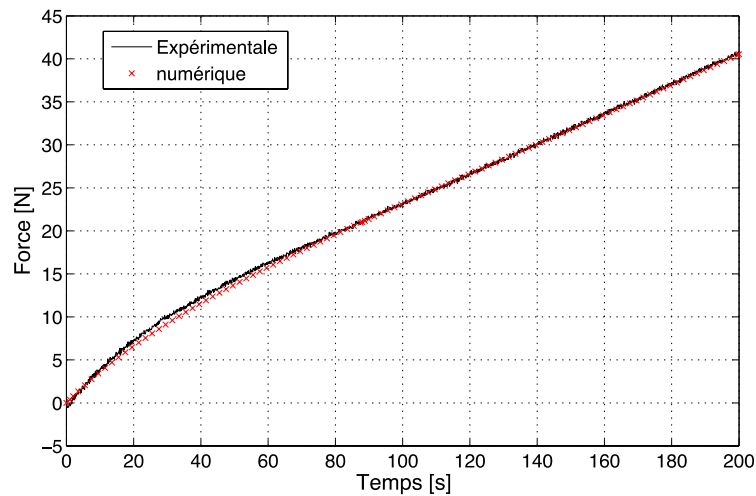


Figure A1 - 13 : Efforts de traction mesurés expérimentalement et efforts obtenus par simulation numérique

Il est donc possible de valider les paramètres identifiés. La figure A1-14 montre les champs de déformation (Lagrangienne) calculés numériquement à plusieurs instants de l'essai.

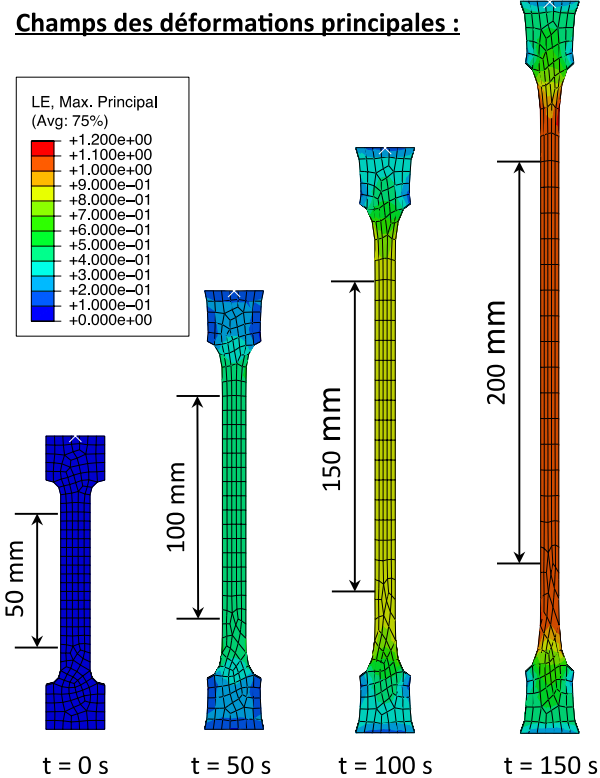


Figure A1 - 14 : Champs des déformations principales

On constate que la déformation dans la zone utile de l'éprouvette est homogène. La simulation numérique met en évidence une déformation des talons de l'éprouvette assez rapide. Ce phénomène peut être à l'origine des différences d'énergie observées entre le modèle analytique et l'énergie calculée à partir des données expérimentales.

4 Modèle de comportement pour la simulation de la mise en forme

Les simulations numériques du pressage avec les membranes de caoutchouc sont réalisées avec le logiciel Impetus[®] AFEA. Ce logiciel ne permet pas d'utiliser le modèle d'Arruda Boyce. Seul le modèle de Mooney Rivlin est implémenté dans ce code de calcul. Pour identifier les paramètres de ce modèle de comportement, nous avons appliqué la même méthode que celle présentée précédemment. La figure A1-15 montre l'évolution de l'énergie expérimentale et du modèle analytique après identification des paramètres ($C_{10} = 0,27$ et $C_{01} = 9e^{-3}$).

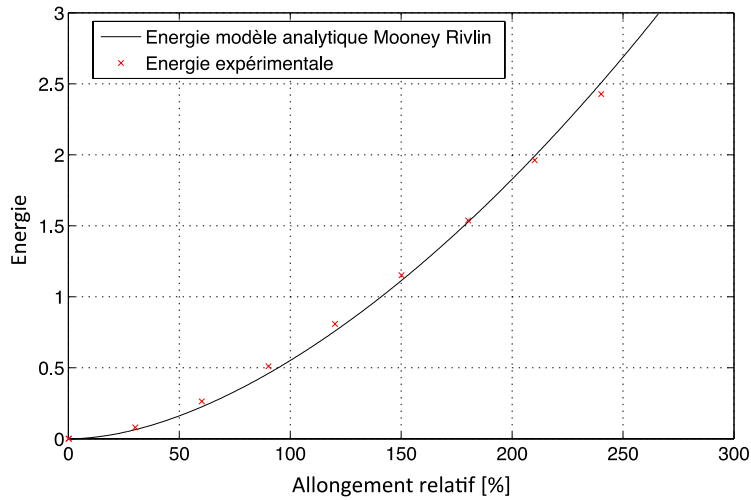


Figure A1 - 15 : Comparaison entre l'énergie estimée à partir de données expérimentales et l'énergie calculée à partir du modèle de Mooney Rivlin

On constate un écart légèrement supérieur (10% pour un allongement de 60%), par rapport au modèle d'Arruda Boyce, sur le domaine d'identification. Cependant, pour des déformations supérieures à 200%, ce modèle est plus proche des mesures expérimentales.

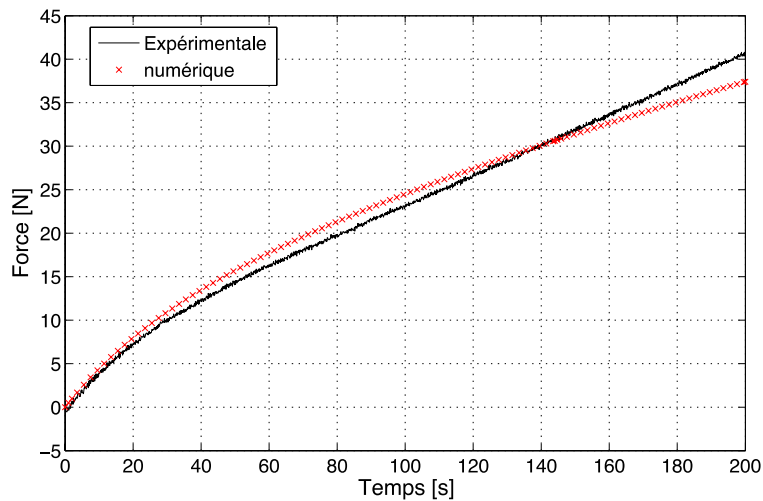


Figure A1 - 16 : Efforts de traction mesurés expérimentalement et efforts obtenus par simulation numérique avec le modèle de Mooney Rivlin

La figure A1-16 présente les efforts de traction déterminés numériquement avec le modèle de comportement de Mooney Rivlin. On constate que les deux courbes sont proches. Cependant, une divergence des deux courbes existe à la fin de l'essai. L'écart relatif à $t = 60s$ et à $t = 200s$ est d'environ 9 %.

5 Conclusion partielle

Cette annexe a présenté la démarche d'identification du comportement de la membrane caoutchouc. L'étude bibliographique a permis d'identifier les principales lois de comportement hyperélastique. Le modèle d'Arruda Boyce a été retenu pour modéliser le comportement des membranes. Pour identifier les paramètres de cette loi de comportement, des essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes de type haltère. La simulation numérique de l'essai a permis de valider les paramètres de la loi de comportement identifiée par analyse inverse des énergies.

Le modèle d'Arruda Boyce n'est pas disponible dans Impetus[®] AFEA pour modéliser le comportement de la membrane lors de la mise en forme. Le modèle de Mooney Rivlin sera alors utilisé. La comparaison des efforts mesurés lors des essais et ceux déterminés numériquement a montré que ce modèle permet de reproduire correctement le comportement de la membrane sur des plages de déformation allant jusqu'à 150 %.

Annexe 2 :

Comparaison des deux logiciels de calculs utilisés

Dans ce manuscrit, nous avons porté une attention particulière à la validation des modèles numériques implémentés dans le logiciel Forge[®] 2009 (plus particulièrement au chapitre 2 et 5). Nous nous proposons, au travers de cette annexe, de comparer des modèles numériques d'essais simples implémentés dans les deux logiciels utilisés au cours de ces travaux de thèse : Forge[®] 2009 et Impetus[®] AFEA. Les essais retenus sont : l'essai de compression libre, l'essai de cisaillement et l'essai de flexion 4 points pour lesquels des mesures de champs cinématiques sont disponibles.

1 Loi de comportement rhéologique

Avant de simuler numériquement ces trois essais dans le logiciel Impetus[®] AFEA, il est nécessaire de réidentifier une loi de comportement rhéologique. En effet, les modèles de comportement rhéologique disponibles dans Forge[®] 2009 (Eq A2-1) et dans Impetus[®] AFEA (Eq A2-2) pour décrire le comportement dans le domaine plastique ne sont pas identiques.

$$\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}_p^n \dot{\bar{\varepsilon}}_p^m + \sigma_0 \quad (A2 - 1)$$

$$\bar{\sigma} = K \left(1 + \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^c \quad (A2 - 2)$$

Les paramètres de la loi de comportement rhéologique (K , ε_0 et c) utilisée dans le logiciel Impetus[®] AFEA, sont déterminés par analyse inverse de l'évolution de la contrainte d'écoulement en fonction de la vitesse de déformation décrite par le modèle de Spittel, utilisé dans Forge[®] 2009.

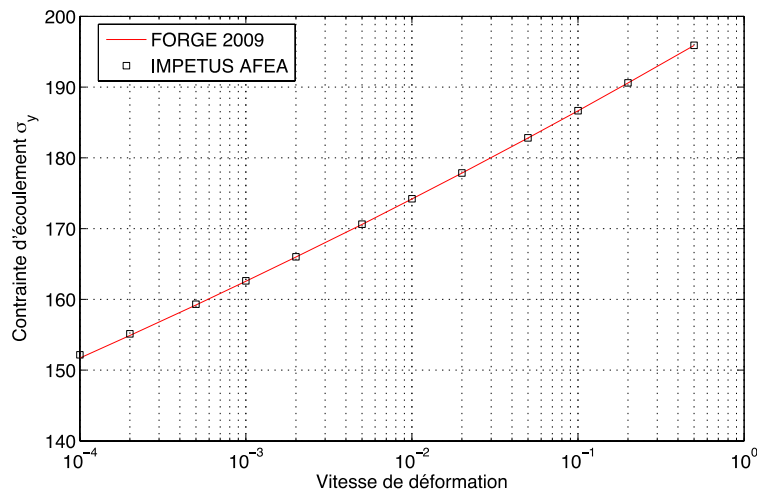


Figure A2 - 1 : Evolution de la contrainte d'écoulement pour deux modèles de comportement

La figure A2-1 présente l'évolution de la contrainte d'écoulement en fonction de la vitesse de déformation. On constate un écart faible (0,04 %) entre les deux lois de comportement. Les valeurs identifiées des paramètres des deux modèles de comportement sont données dans le tableau A2-1.

Modèle rhéologique		Modèle rhéologique	
<i>Forge[®] 2009</i>		<i>Impetus AFEA</i>	
<i>K</i>	<i>200 kPa</i>	<i>K</i>	<i>146,1 kPa</i>
<i>n</i>	<i>0</i>	<i>ε₀</i>	<i>1e⁻⁵</i>
<i>m</i>	<i>0,03</i>	<i>c</i>	<i>0,03</i>

Tableau A2 - 1 : Paramètres des lois de comportement rhéologique

La loi de comportement dans le domaine élastique est identique pour les deux logiciels. Il s'agit de la loi de Hooke avec un module d'Young $E = 3,5$ MPa et un coefficient de Poisson $\nu = 0,495$.

2 Essai de compression libre

Pour valider les paramètres identifiés pour la loi de comportement rhéologique dans le domaine plastique, un essai de compression libre a été simulé avec les deux logiciels.

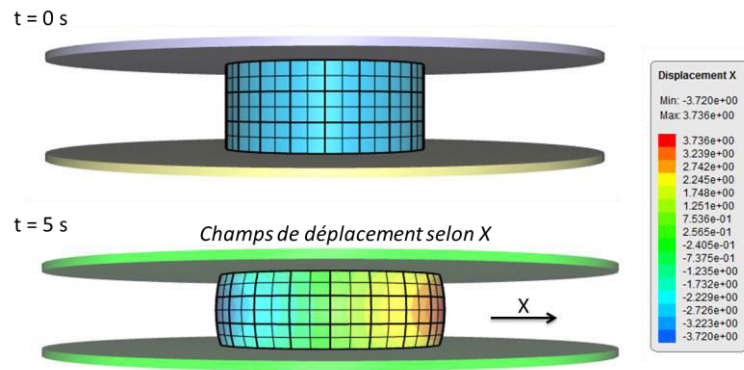


Figure A2 - 2 : Simulation numérique de l'essai de compression libre

La figure A2-2 présente le modèle Impetus® AFEA réalisé en 3D. Le maillage utilisé est composé de 150 éléments hexaédriques. Pour améliorer la précision des résultats, un schéma d'interpolation d'ordre 2 a été utilisé. Le temps CPU de cette simulation numérique est de 330 secondes.

Le modèle numérique de l'essai de compression libre implémenté dans Forge® 2009, a été présenté précédemment au cours du chapitre 2 (partie 2.3.1.1 figure II-12). Il s'agit d'un modèle 2D axisymétrique. Le maillage utilisé est composé de 1112 éléments triangulaires d'ordre 1. Le temps CPU est d'environ 80 secondes.

Les paramètres rhéologiques utilisés dans ces modèles sont ceux présentés dans la partie précédente. Un modèle de frottement de Coulomb avec $\mu = 0,3$ a été considéré. La vitesse de déplacement de l'outil supérieur a été fixée à 1 mm/s.

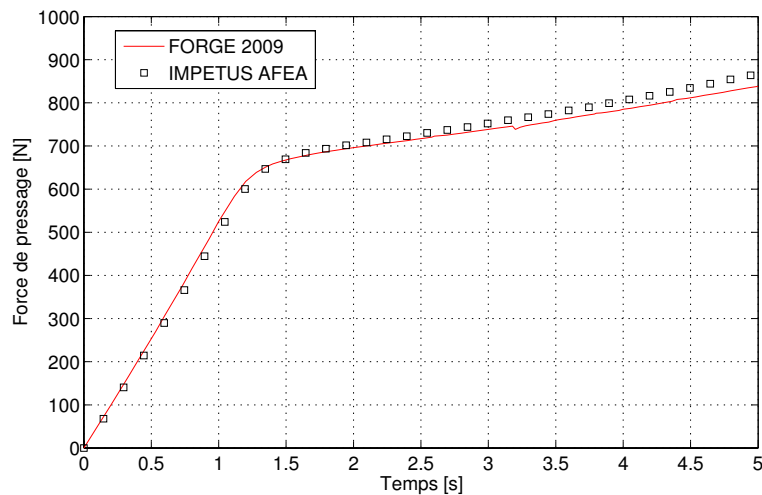


Figure A2 - 3 : Evolution de la force de pressage en fonction du temps

La figure A2-3 représente l'évolution de la force de pressage calculée numériquement avec les deux logiciels. On constate que les deux courbes sont proches. L'écart est d'environ 1 %. Ces deux modèles donnent donc des résultats similaires. Cependant, le remaillage, nécessaire à la simulation dans Forge® 2009, entraîne une légère chute de la force calculée à $t=3,2$ s.

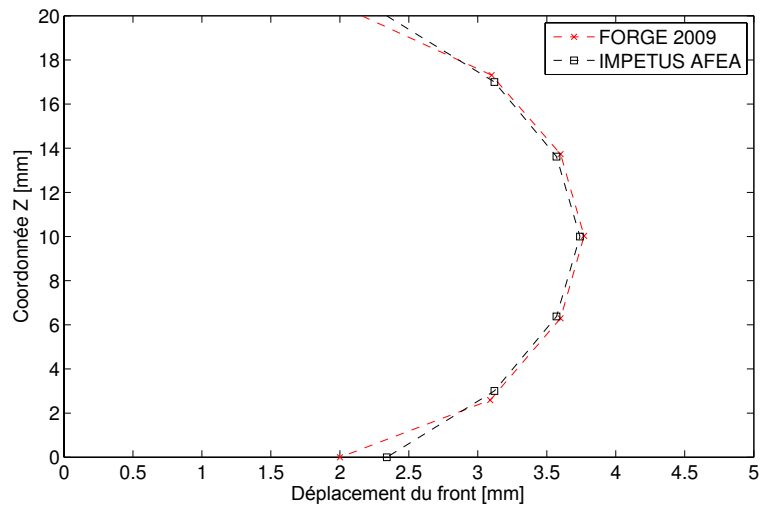


Figure A2 - 4 : Profil du front de matière

La figure A2-4 montre le profil de l'échantillon à la fin de l'essai. Comme observé pour la force de pressage, les résultats sont très proches. Les écarts les plus importants se trouvent au contact des outils. Ce phénomène est la conséquence des maillages très grossiers utilisés.

L'utilisation, dans le modèle Impetus® AFEA, de seulement trois éléments d'ordre 2 (sept nœuds) dans la hauteur a permis de retrouver assez précisément le front de matière calculé sur trente cinq nœuds dans le modèle Forge 2009.

3 Essai de cisaillement

Nous avons montré que les deux logiciels donnaient des réponses similaires sur l'essai de compression libre. Nous allons maintenant regarder ce qu'il en est pour un essai de cisaillement. Pour cela, nous avons créé un modèle numérique de l'essai présenté à la partie 2.2.3.1 du chapitre 2.

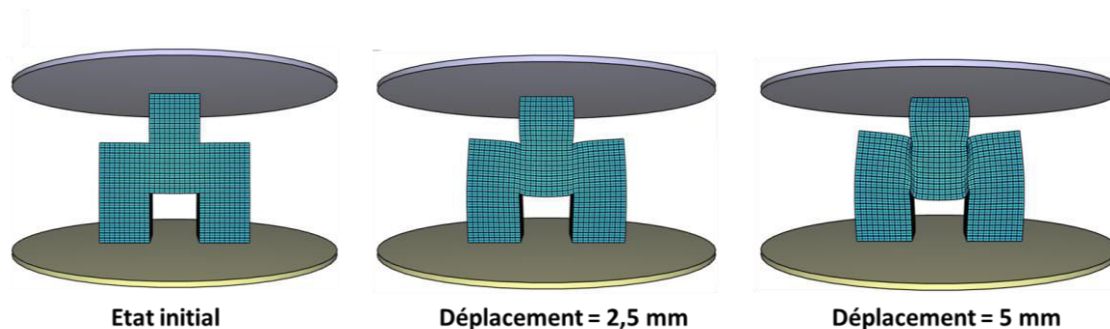


Figure A2 - 5 : Simulation de l'essai de cisaillement

La mise en données réalisée dans le logiciel Forge® 2009 a été présentée au cours du chapitre 2 (partie 2.3.1.4). La figure A2-5 montre une simulation de cet essai réalisé avec le logiciel Impetus® AFEA. Dans ce modèle, nous avons supposé un contact collant entre des plateaux et l'échantillon. La vitesse de descente du plateau supérieur a été fixée à 1 mm.s^{-1} . L'échantillon est maillé avec 6000 éléments

hexaédriques d'ordre 2. Le temps CPU mesuré est de 6 heures. Ce modèle numérique met en évidence la bonne stabilité du logiciel malgré de grandes déformations des éléments dans les deux plans cisailés.

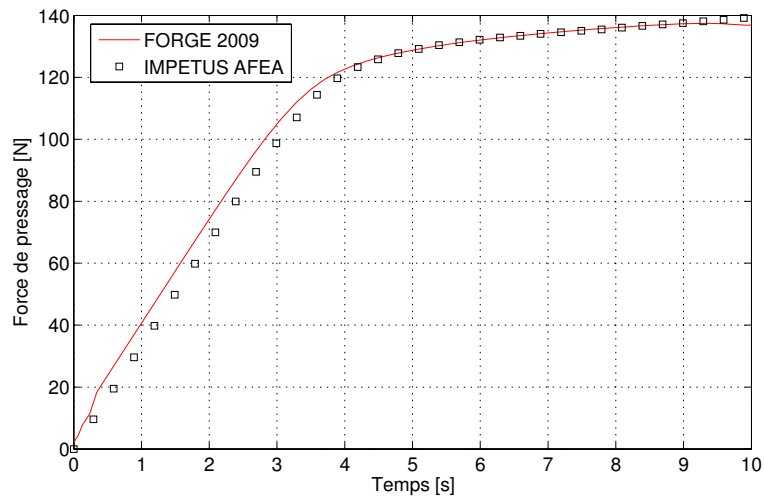


Figure A2 - 6 : Efforts calculés pour l'essai de cisaillement

La figure A2-6 montre que les courbes de force calculées numériquement avec les deux modèles sont proches. On constate une non-linéarité au début du calcul dans Forge® 2009 qui engendre un écart entre les deux modèles (écart relatif d'environ 10% sur le domaine élastique). Cet écart s'estompe lorsque les déformations deviennent plastiques.

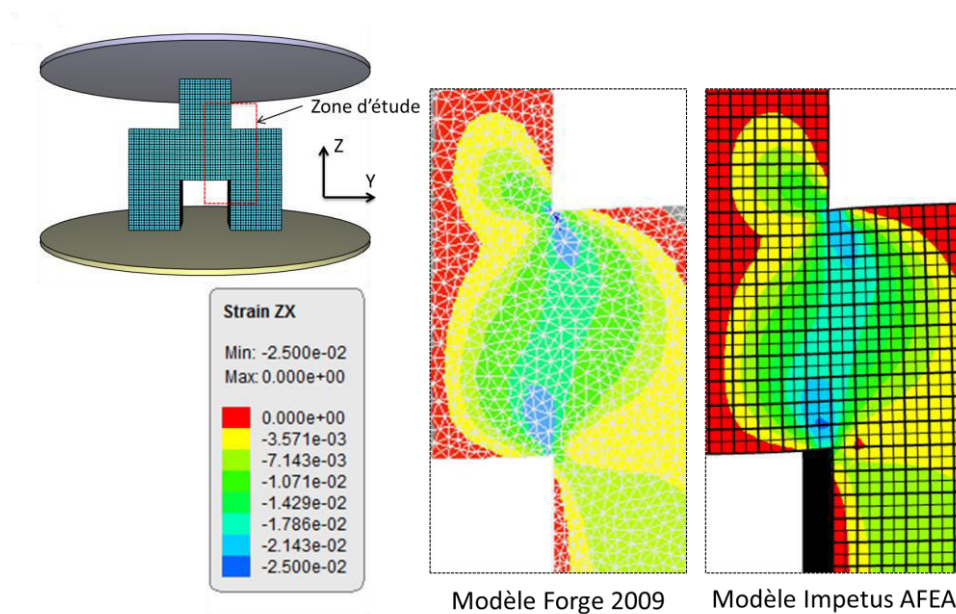


Figure A2 - 7 : Champs de déformation en cisaillement

La figure A2-7 présente les champs de déformation en cisaillement, dans le plan YZ, calculés numériquement. Les deux modèles donnent des champs de cisaillement très similaires. Le modèle réalisé avec Impetus® AFEA offre une précision similaire au modèle Forge® pour représenter l'essai de cisaillement.

4 Essai de flexion 4 points

Maintenant que nous avons constaté que les deux modèles, réalisés avec Forge® 2009 et Impetus® AFEA, donnent des résultats proches dans le cas des essais de compression libre et de cisaillement, nous allons regarder ce qu'il en est pour l'essai de flexion quatre points. La figure A2-8 montre les courbes d'effort obtenues avec les deux modèles.

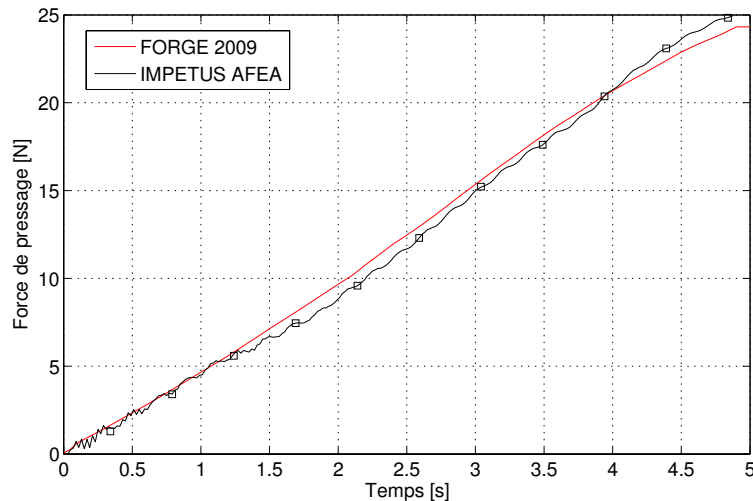


Figure A2 - 8 : Champs de déformation en cisaillement

On constate une oscillation des efforts calculés par le logiciel Impetus® AFEA et plus particulièrement sur le début de l'essai. Ce phénomène est dû à un pas de temps trop élevé. En effet, le pas de temps minimal a été imposé à 10^{-4} s de manière à limiter les temps de calculs. Le temps CPU mesuré pour ces deux modèles est de cinq heures avec le logiciel Impetus® AFEA (10000 éléments) et de vingt minutes avec le logiciel Forge® 2009 (127000 éléments).

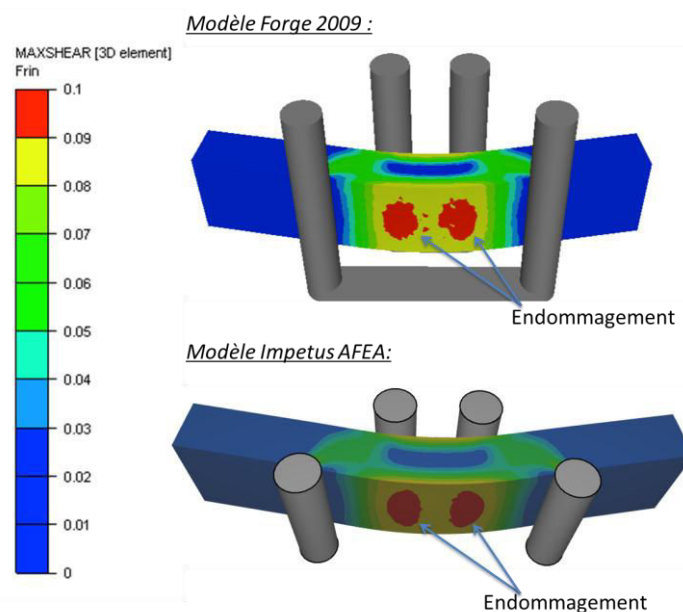


Figure A2 - 9 : Champs des contraintes de cisaillement maximales [MPa]

La figure A2-9 montre les champs de cisaillement maximum calculés à partir des deux modèles numériques. On constate que les deux logiciels déterminent les mêmes zones d'endommagement. Le logiciel Impetus[®] AFEA peut donc être utilisé pour simuler l'endommagement au cours du pressage.

5 Conclusion

Dans le cadre de cette annexe, nous avons comparé les modèles de trois essais simples réalisés avec les logiciels Forge[®] 2009 et Impetus[®] AFEA. Les paramètres rhéologiques de la loi de comportement implémentée dans le logiciel Impetus[®] AFEA ont été déterminés par analyse inverse du modèle de Spittel. Les efforts calculés au cours des essais de compression libre, de cisaillement et de flexion quatre points sont similaires entre les deux modèles. Cela permet donc de valider la méthode d'identification ainsi que les paramètres déterminés. Une oscillation des efforts simulés avec le logiciel Impetus[®] AFEA a été constatée, notamment sur le début des essais (mise en mouvement des outils).

Les champs de déplacement, de déformation et de contrainte obtenus avec les deux modèles sont similaires. Il est donc possible de valider les modèles réalisés avec le logiciel Impetus AFEA sur la base des modèles Forge 2009, déjà validés expérimentalement.

Annexe 3 :

Défauts	Phénomènes physiques	Identifiable numériquement
Aspect :		
Arrachements	<i>Frottement en surface / Cisaillement de la couche limite</i>	oui
Marquages	<i>Chocs par des éléments extérieurs au procédé</i>	non
Tâches	<i>Variation d'état de surface créée par des contraintes normales hétérogènes</i>	oui
Spectres	<i>Hétérogénéité des champs de pression isostatique / retour élastique</i>	oui
Défauts de couleur :		
Fluage	<i>Glissement des membranes sur la galette – mouvement de matière du cœur vers la surface.</i>	oui
Manque de couleur	<i>Mauvaise dépose de la couleur ou mauvais positionnement initial de la galette</i>	oui
Pollution	<i>Dépôt de corps extérieur au procédé</i>	non
Défauts de finition :		
Mal finis	<i>Manque de matière / piégeage d'air / écoulements préférentiels</i>	oui
Mauvais remplissage	<i>Manque de matière / piégeage d'air / écoulements préférentiels</i>	oui
Dimension	<i>Réglages ou outillage non conforme</i>	partiellement (épaisseur)
Géométrie	<i>Adhérence trop importante au démoulage</i>	oui
Défauts de cohésion :		
Plis	<i>Replis de la feuille de caoutchouc</i>	oui
Roulement de terre	<i>Piégeage d'air / écoulement de matière</i>	oui
Recollement	<i>Écoulement de matière</i>	oui
Décollement des barrettes	<i>Gradient de vitesse/ mouvement de matière</i>	oui
Fissuration	<i>Taux de cisaillement / contrainte de traction</i>	oui

AUTEUR : Jérémie VIGNES

TITRE: Modélisation de l'étape de façonnage des tuiles en terre cuite

DIRECTEURS DE THESE : Fabrice SCHMIDT ; Gilles DUSSERRE

LIEU ET DATE DE SOUTENANCE : Ecole des Mines d'Albi, 12 décembre 2014

DISCIPLINE ADMINISTRATIVE : Génie mécanique, mécanique des matériaux

RESUME :

Ces travaux de thèse, financés par la société TERREAL (convention CIFRE), ont pour objectif de modéliser l'étape de façonnage des tuiles en terre cuite. La mise en forme des tuiles est à l'origine d'un tiers du rebus. Les attentes industrielles autour de ce sujet sont doubles : comprendre les phénomènes générant les défauts et mettre en place un outil de simulation numérique permettant de prévoir l'influence des paramètres produits / procédés sur l'apparition des défauts. La démarche scientifique s'est orientée autour de trois axes : la modélisation du comportement rhéologique, l'identification du comportement aux interfaces, la détermination d'un critère de fissuration et des mécanismes générant les défauts.

Le modèle rhéologique est déterminé par analyse inverse d'essais de compression libre. Des essais complémentaires (cisaillement, flexion,...) ont été réalisés pour étudier plus finement le comportement du matériau. Des mesures de champs de déformation par stéréo corrélation ont permis de valider les modèles numériques de ces essais. Des mesures effectuées avec un tribomètre rectiligne ont permis de déterminer des modèles de frottement aux différentes interfaces du procédé (argile/acier ; argile/caoutchouc ; caoutchouc/résine). Quatre critères de fissuration ont été étudiés. Un critère en cisaillement maximum s'est montré le plus pertinent pour modéliser l'initiation des fissures. Des essais de façonnage sur des géométries partielles de tuiles ont permis de valider les différents modèles de comportement identifiés et de comparer deux technologies d'outillage (rigide et déformable). La simulation numérique 3D a permis de prédire la majorité des défauts liés aux écoulements.

MOTS-CLES : Argile ; Rhéologie ; Tribologie ; Endommagement ; Simulation numérique ; Tuile

TITLE: Modeling of forming step of clay tiles

SUMMARY:

This PhD study was supported by the company TERREAL. The aim is to model the forming step of clay tiles. The industrial expectations around this topic were double: understand the phenomena leading to defect occurrence and to put in place a numerical simulation tool which allows to predict the influence of the product / process variations. The scientific approach turned around three axes: the determination of the constitutive model of the clay paste, the identification of the behavior at the different interfaces, the determination of a damage criterion and the mechanisms which generate defects.

The different parameters of the constitutive law were identified by an inverse analysis of compression tests. Some additional tests (shearing test, bending test,...) were performed to investigate more precisely the material behavior. Kinematic full-field measurements by 3D digital image correlation allowed to validate the numerical model of these tests. Measurements with a rectilinear tribometer were carried out to identify a model of friction for the different interfaces involved in the process (clay/steel; clay/rubber and rubber/resin). Four cracking criteria have been studied. A maximum shear stress criterion proved to be the most relevant to assess the initiation of cracks. Forming tests of partial geometries of tiles allowed to validate the different behavior models identified and to compare two dies technologies (rigid dies and deformable dies). 3D numerical simulation allowed to predict the most of the defects related to the clay paste flow.

KEYWORDS: Clay; Rheology; Tribology; Damage; Numerical simulation; Tile