



N° d'ordre : 5337

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ LOUIS PASTEUR

Ecole doctorale

Mathématiques, Sciences de l'Information et de l'Ingénieur

par

ANNE-SOPHIE LICHTLE

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Discipline : Sciences de l'Ingénieur

ETUDE DE LA RÉSISTANCE AUX CHOCS DE TUBES PVC À PAROIS STRUCTURÉES : INFLUENCE DU PROCÉDÉ DE FABRICATION SUR LES PROPRIÉTÉS FINALES

soutenue le 28 février 2007 devant la commission composée de :

E. CAILLAUD	Professeur des Universités, ULP	Directeur de thèse
Y. HOLL	Professeur des Universités, ICS	Rapporteur interne
R. DETERRE	Professeur des Universités, IUT Nantes	Rapporteur externe
M. CHEVALIER	Professeur des Universités, UMV	Rapporteur externe
D. BADIE-LEVET	Maître de Conférences, ENSAM	Examinateur
L. MEYLHEUC	Maître de Conférences, INSA	Examinateur
D. ANCEAUX	Docteur, REHAU	Invité

Remerciements

Cette thèse CIFRE est le résultat du travail de recherche mené en collaboration entre la division Bâtiment de la société REHAU, localisée à Morhange, et le laboratoire LGeCO de l'INSA de Strasbourg.

Je tiens donc à remercier le service Applications Techniques de la société REHAU et notamment monsieur Dominique Anceaux et monsieur Didier Ensminger pour leur soutien. Je souhaite également remercier tout le personnel de l'usine de production de tubes de La Chapelle St Ursin et plus particulièrement l'équipe du Laboratoire. Merci à vous ...

Je remercie monsieur Daniel Badie-Levet, maître de Conférences, et monsieur Philippe Dal Santo, agrégé, pour m'avoir accueillie à l'ENSAM d'ANGERS et permis de mener dans d'excellentes conditions mes essais de chocs. Je n'oublie pas les étudiants de l'école qui m'ont aidé à réaliser ces tests, et plus particulièrement Thomas.

Je remercie également monsieur Yves Holl, professeur à l'Institut Charles Sadron, monsieur Rémy Deterre, professeur à l'IUT de Nantes, et monsieur Luc Chevalier, professeur à l'Université de Marne-La-Vallée, pour avoir accepté de juger ce travail en tant que rapporteur.

Je suis également reconnaissante à madame Laurence Meylheuc et monsieur Emmanuel Caillaud, respectivement Maître de Conférences et Professeur à l'INSA de Strasbourg, pour m'avoir permis de mener à bien mes travaux de thèse. Merci à monsieur Roland De Guio, Professeur et Directeur du LGeCo de m'avoir accueilli au sein dans son équipe de recherche.

Je tiens à remercier tout particulièrement monsieur Sébastien Bornert pour la qualité de son travail fourni durant son projet de fin d'études et qui a ainsi grandement contribué à la réussite de cette thèse.

Je souhaite également remercier l'ensemble de mes collègues du LICIA pour leur bonne humeur. Merci notamment à Elena, Alexis, Adrien, Thomas, Sébastien, Nathalie et Joëlle.

Merci infiniment à Aurélien.

Table des matières

Introduction	1
I Étude de la résistance aux chocs	7
I.1 Selection du régime : quasi-statique ou dynamique ?	11
I.1.1 Caractéristiques du percuteur : vitesse - masse - énergie cinétique	12
I.1.2 Propagation des ondes	13
I.1.3 Endommagement de la structure	15
I.1.4 Taux de déformation	16
I.1.5 Déformation	16
I.1.6 Conclusion	17
I.2 Théorie du contact	17
I.3 Modélisation des chocs faiblement dynamiques	20
I.4 Influence de la structure	26
I.4.1 Propriétés mécaniques attendues	27
I.4.2 Structure particulière du tube	30
I.4.3 Conclusion	42
I.5 Phénomènes d'endommagement	43
I.5.1 Mécanismes d'endommagement	43
I.5.2 Critères caractérisant la ténacité d'une structure	44
I.5.3 Conclusion	45
I.6 Conclusion	45

II Paramètres produit - process et propriétés finales	47
II.1 Paramètres produit - propriétés produit	48
II.1.1 Gélification de la matière	48
II.1.2 Influence de la formulation sur les caractéristiques rhéologiques du PVC compact	55
II.1.3 Influence de la formulation sur les caractéristiques rhéologiques du PVC alvéolaire	60
II.1.4 Conclusion	68
II.2 Paramètres process - propriétés produit	69
II.2.1 Viscosité fonction de la température, du taux cisaillement, de la pression de la matière	69
II.2.2 Plastification d'un polymère : trois étapes	71
II.2.3 Liens entre l'outillage et les propriétés produits	77
II.3 Conclusion	85
III Essais expérimentaux de résistance aux chocs	87
III.1 Conception d'une machine d'essais de chocs instrumentée	87
III.1.1 Conception mécanique	87
III.1.2 Présentation de la chaîne d'acquisition	90
III.1.3 Réglage de la machine d'essais de chocs	93
III.1.4 Incertitudes de mesures et répétabilité des essais	95
III.2 Allure de la courbe d'accélération	97
III.3 Résultats d'essais	103
III.3.1 Influence de l'énergie cinétique sur la réponse de la structure	104
III.3.2 Comparaison du comportement des différentes génératrices d'un tube	108
III.3.3 Analyse de l'endommagement progressif lors de chocs répétés	112
III.3.4 Influence de la position du point d'impact par rapport aux lignes de recollement	115
III.3.5 Analyse de la rupture	116
III.4 Conclusion	125

IV Modélisation de l'écoulement sous PolyFlow	127
IV.1 Conception d'un outillage	127
IV.2 Équations différentielles régissant l'écoulement de la matière	130
IV.3 Lois de comportement	131
IV.3.1 Fluides newtoniens généralisés	131
IV.3.2 Fluides viscoélastiques différentiels	133
IV.4 Conditions aux limites	135
IV.4.1 Entrée d'écoulement	135
IV.4.2 Contact entre le polymère et la filière	135
IV.4.3 Sortie de tête d'extrusion	136
IV.4.4 Fin d'écoulement	137
IV.4.5 Condition de symétrie	137
IV.5 Résultats	138
IV.5.1 Étude préliminaire	138
IV.5.2 Analyse en trois dimensions de l'écoulement du polymère dans la couche intermédiaire : influence de la géométrie des ailettes	144
IV.5.3 Analyse en deux dimensions de l'ensemble de l'écoulement	154
IV.5.4 Analyse thermique	158
IV.6 Conclusion	162
Conclusion	165
A Choc élastique inélastique	169
B Propagation des ondes de compression	171
C Légende	175
D Facteur d'intensité de contraintes	177
D.1 Facteur d'intensité des contraintes	177
D.2 Taux de restitution critique d'énergie	178

E	Fiches techniques des capteurs	181
	Publications	191

Introduction

Contexte général

La conception des réseaux d'assainissement, et notamment des canalisations, a subi de nombreuses évolutions ces dernières années. Initialement en fonte, les canalisations en polychlorure de vinyle (PVC) se développent, car elles concilient résistance mécanique et légèreté.

Les tubes en PVC compact ont été introduits pour le marché de l'assainissement à partir de 1978. Le choc pétrolier a conduit les fabricants à réduire la quantité de PVC dans leurs produits. Dès 1990, des tubes à parois structurées de haute rigidité sont apparus sur le marché. La société REHAU, quant à elle, développe des tubes à parois structurées de type alvéolaire : une couche de PVC moussé comprise entre deux couches de PVC compact (voir figure 1 et 2). Cette solution permet d'économiser la matière.

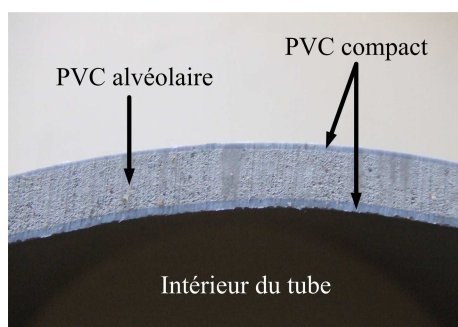


FIG. 1 – Vue en coupe d'un tube.

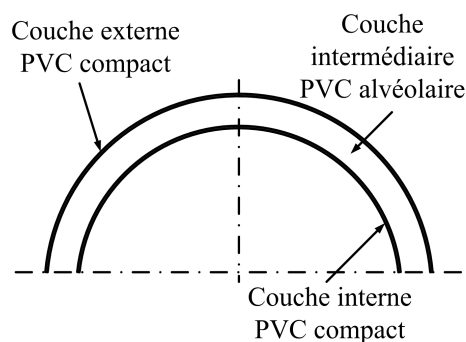


FIG. 2 – Structure des tubes PVC.

Les tubes PVC sont produits par extrusion. Le procédé d'extrusion des tubes PVC (voir figure 3) est un processus continu qui se décompose en 5 principales étapes :

- l'alimentation en matière première de l'extrudeuse ;
- la plastification de la matière première grâce à un ensemble vis-fourreau, puis la mise en forme de la matière fondue à l'aide d'une tête d'extrusion. Cette étape constitue le coeur du procédé d'extrusion ;
- le figeage des dimensions de l'extrudât grâce au calibreur et aux bacs de refroidissement ;
- la découpe et le manchonnage des tubes aux dimensions imposées ;
- le conditionnement des tubes.

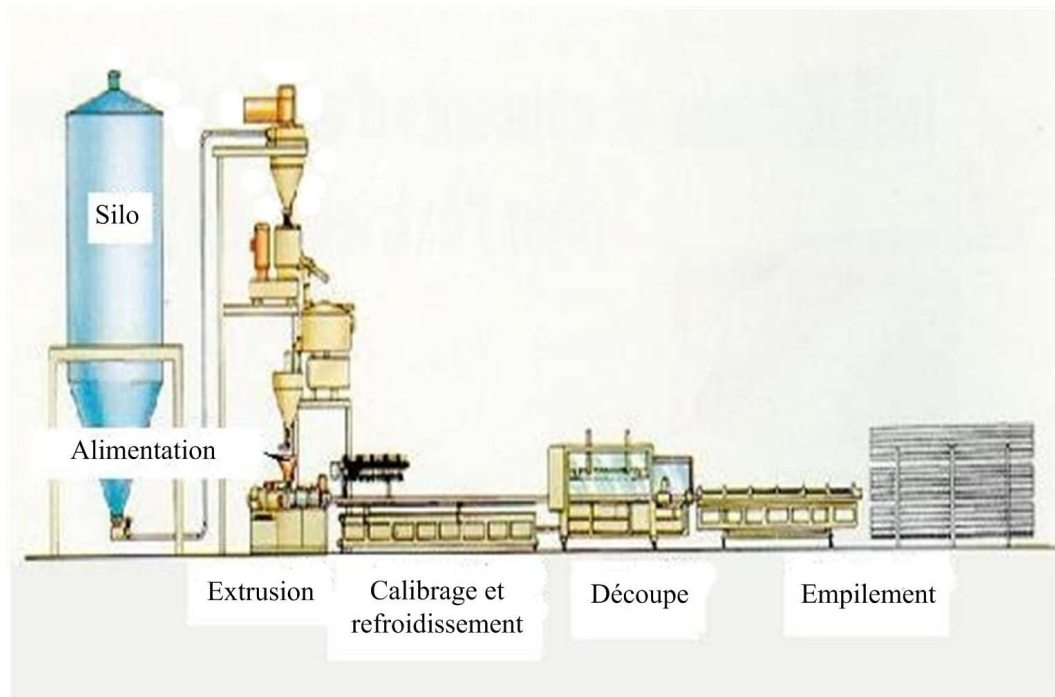


FIG. 3 – Ligne d'extrusion des tubes PVC.

Reprenons plus en détail ces différentes opérations. La matière première introduite dans une extrudeuse est aussi appelée formulation. Deux formulations sont réalisées, car les tubes comportent deux matières, du PVC compact et du PVC alvéolaire. Une formulation de PVC compact contient :

- du PVC vierge ;
- des craies ;
- des stabilisants thermiques ;
- des agents antichocs.

Une formulation de PVC alvéolaire diffère de celle du PVC compact et comporte en supplément :

- du PVC recyclé ;
- des lubrifiants ;
- des agents gonflants.

L'homogénéité d'une formulation est un critère essentiel pour assurer la qualité du produit fini. En amont du procédé d'extrusion, des mélangeurs sont utilisés. Les différents composants d'une formulation sont dosés puis mélangés dans une cuve chaude à haute température (120°C). La matière est ensuite transférée dans une cuve froide, réglée à 40°C , pour lui permettre de se refroidir sans créer d'amalgame. Une fois refroidie, la matière est stockée pour pouvoir alimenter en matière première la machine.

Trois couches de matière composent les tubes : une couche interne de PVC compact, une couche intermédiaire en PVC alvéolaire et une couche externe composée de PVC compact. Trois unités de plastification sont nécessaires à la réalisation de ces tubes à parois structurées. L'unité de plastification principale, située dans l'axe de la ligne d'extrusion, transforme le PVC alvéolaire pour former la structure interne du tube. Deux extrudeuses secondaires, placées perpendiculaire-

ment à la ligne d'extrusion, gélifient le PVC compact pour former les peaux internes et externes de la structure. Les trois flux de matière se rejoignent dans la tête d'extrusion pour former un tube circulaire. Ce tube est ensuite calibré aux dimensions fixées par les normes, puis refroidi pour figer ses dimensions. Pour finir, les tubes sont découpés à l'aide d'une scie et manchonnés. Le manchonnage consiste à modifier la géométrie des extrémités pour permettre aux tubes de s'emboîter entre eux. L'étanchéité des emboîtures est assurée par un joint mis en place lors de l'opération de manchonnage.

REHAU est leader international dans la fabrication de systèmes pour les domaines du bâtiment, de l'automobile et de l'industrie. L'entreprise développe pour le marché du bâtiment des produits du type profilés pour menuiseries, équipements techniques pour le bâtiment ainsi que des tubes pour travaux publics. L'usine de fabrication des tubes PVC est située à La Chapelle St Ursin près de Bourges. La société REHAU produit annuellement en France environ 2000 km de tube, tous diamètres confondus.

Problématique industrielle

Le procédé d'extrusion des thermoplastiques est un processus complexe encore peu étudié comparé au procédé d'injection. La principale difficulté rencontrée par les extrudeurs est la maîtrise des propriétés finales du produit, les **propriétés produit**.

Les trois étapes du procédé de fabrication (alimentation, extrusion et calibration-refroidissement) sont susceptibles d'interférer sur les propriétés finales du tube. En effet, une formulation inadaptée ou manquant d'homogénéité, des réglages de l'extrudeuse erronés (en terme de vitesse de rotation des vis, température des zones de chauffe, température des bacs de refroidissement, etc..) ont une incidence sur la fabrication des tubes et leurs propriétés. Les propriétés finales des tubes dépendent donc des réglages du procédé de fabrication qui seront nommés **paramètres process**.

Les paramètres relatifs au tube comme la variation d'épaisseur des différentes couches du tube, la variation de la densité de la structure alvéolaire, modifient les propriétés du tube. Nous nommerons ces paramètres **paramètres produit**. En cas d'écart de l'un de ces paramètres produit, les paramètres process doivent être ajustés. La production doit se stabiliser (15 à 30 minutes) avant de tester de nouveau la conformité des tubes. En attendant, les tubes produits risquent d'être non conformes et mis au rebut.

La conséquence d'un réglage machine (paramètres process) défectueux est la non-conformité aux normes (génériques, produits) fixées par la France et l'Europe [1]. Pour être conformes, les tubes doivent :

- respecter les propriétés mécaniques (propriétés produits) de choc [2], de traction [3], de rigidité [4] et de retrait thermique [5] fixées par les normes ;
- respecter les tolérances dimensionnelles fixées par les normes (paramètres produits). Les diamètres internes, externes ainsi que l'épaisseur de la couche interne sont imposés [1].

Un réglage inadapté peut donner lieu à un arrêt de la production suite à une rupture de l'extrudât ou à une stagnation de la matière dans la machine. Cette dernière situation implique le démontage de l'outillage pour le nettoyer avant de procéder au redémarrage de la ligne d'extrusion. Ces

opérations peuvent prendre plusieurs heures. Elles sont non seulement coûteuses en temps, mais également en personnel, en énergie ainsi qu'en matière.

Parmi les essais réalisés, l'essai le plus contraignant est le test de résistance aux chocs. Cet essai consiste à lâcher, d'une hauteur fixée, un poids afin de tester la capacité des tubes à résister à des charges soudaines. Ces charges sont appliquées successivement sur plusieurs génératrices du tube. Pour que les tubes soient conformes, aucun dommage ne doit être visible. Il arrive que des fissures s'initient sous le point d'impact et se propagent dans l'épaisseur et la longueur du tube (voir figure 4).



FIG. 4 – Faciès de rupture d'un tube après un choc.

Actuellement, et du fait des difficultés à maîtriser cet essai, l'entreprise REHAU a décidé d'engager des travaux, visant à mieux expliquer ce phénomène. Pour cette raison, une thèse sous financement CIFRE a été entreprise. Afin d'améliorer la résistance aux chocs de ces tubes, la société allemande souhaite reconsidérer la structure actuelle de ces tubes. Plusieurs problèmes essentiels se posent alors. Comment et dans quelles mesures est-il possible de modifier le produit ou le procédé de fabrication du fait des multiples implications entre **paramètres produit**, **paramètres process** et **propriétés produit**? De plus, toute nouvelle conception doit être économiquement viable. Enfin, plusieurs contraintes sont à intégrer. Les normes régissant la fabrication des tubes imposent non seulement :

- d'assurer les propriétés mécaniques telles que la conformité aux tests de choc, de traction, de rigidité et de retrait thermique ;
 - de respecter les tolérances dimensionnelles fixées par les normes. Les diamètres internes, externes ainsi que l'épaisseur de la couche interne sont imposés ;
- mais également :
- de réaliser un tube en PVC non plastifié ;
 - d'assurer la continuité hydraulique du fluide circulant au sein de la structure. Le débit au sein des canalisations doit être constant. Le fluide doit circuler sans rencontrer d'obstacles. La continuité hydraulique se traduit actuellement par une section interne du tube circulaire ;
 - d'assurer l'étanchéité du réseau d'assainissement ;

- de réaliser cette structure par extrusion.

Étant données les multiples contraintes imposées par l'entreprise, il est alors possible d'optimiser des paramètres process comme les conditions de transformations ou l'architecture de l'outillage ainsi que des paramètres produit tels que la répartition des épaisseurs. La modification de ces paramètres, produit et process conduit à de nouvelles propriétés produit. Certaines de ces propriétés sont liées entre elles, notamment la ténacité, la rigidité, la morphologie de la structure alvéolaire ou encore les propriétés de l'interface entre les couches. Il est envisageable également de modifier la structure alvéolaire du PVC ou d'intervenir sur la formulation de PVC alvéolaire en ajustant la quantité de recyclé.

Problématique scientifique

Concevoir une nouvelle structure produite en extrusion fait appel à de multiples connaissances. Des phénomènes physico-chimiques se produisent lors de la transformation de la matière et ont une influence notable sur les propriétés finales de la structure. Vu le nombre de paramètres susceptibles de modifier les propriétés finales du tube, l'un des enjeux de cette thèse sera de sélectionner les paramètres fondamentaux qui influencent la résistance aux chocs. Une étude expérimentale permettra de valider le choix des paramètres produit et process critiques sur la résistance aux chocs. Une machine d'essais de chocs par poids tombants sera instrumentée à cet effet.

Pour être capable de concevoir une nouvelle structure, il est nécessaire de comprendre les phénomènes mécaniques qui se produisent au sein d'un tube. Différents modèles mathématiques simples (masse ressort) et critères de ténacité existent ; ils ont pour objectif de prédire le comportement d'une structure impactée. Ces modèles présentent deux limites importantes. D'une part, ils prennent difficilement en compte la géométrie de la structure étudiée, à savoir un tube circulaire composé de trois couches. D'autre part, ces modèles supposent un comportement idéal et homogène de la structure. Or, le procédé de fabrication peut dégrader localement les propriétés produit des tubes rendant ceux-ci hétérogènes.

Après cette introduction, quatre chapitres seront développés.

Le premier chapitre sera consacré à l'étude de la résistance au choc. Les modèles mathématiques permettant de prédire le comportement seront développés. Un ordre de grandeur de la force et du temps de contact seront mis en évidence. Enfin, nous présenterons les critères permettant de caractériser la ténacité d'une structure. Nous montrerons en quoi ces critères ne sont pas adaptés à la caractérisation des tubes, mais ouvrent toutefois une piste pour corrélérer l'épaisseur du tube à la force de contact maximum que la structure est capable d'accepter sans s'endommager.

Le deuxième chapitre mettra en évidence les principaux liens entre paramètres produit (structure et matière), paramètres process (machine et outillage) et propriétés finales. Nous montrerons que l'outillage, composé d'une tête d'extrusion puis d'une unité de calibrage-refroidissement, est en grande partie responsable de la diminution de la ténacité de la structure. La tête d'extrusion est à l'origine de lignes de recollement qui dégradent localement la ténacité de la structure.

L'unité de calibrage-refroidissement induit des contraintes internes dans le tube. Les contraintes de traction sur la face interne du tube réduisent la résistance aux chocs de la structure.

Le troisième chapitre sera consacré à la validation expérimentale des paramètres process et produit identifiés comme critiques sur la résistance aux chocs. Après une phase de mise au point de la machine, nous avons testé l'hétérogénéité du comportement du tube autour de sa circonférence. Les lignes de recollement apparaîtront comme être la principale cause de fragilité des tubes. Nous analyserons également l'influence de l'épaisseur locale du tube sous le point d'impact sur la réponse au choc.

Les lignes de recollement étant la principale cause de fragilité des tubes, nous modélisons, dans le quatrième chapitre, l'écoulement de la matière dans la tête d'extrusion. Nous nous concentrerons sur les ailettes responsables de la formation des lignes de recollement. Le flux de matière se sépare au contact des ailettes et se résout en aval de celles-ci. Il se crée alors des lignes de recollement qui fragilisent les tubes. L'analyse de l'écoulement dans la tête d'extrusion nous permettra de proposer une nouvelle géométrie d'ailettes pour la couche intermédiaire et pour laquelle les lignes de recollement apparaissent moins fragiles.

Chapitre I

Étude de la résistance au choc de la structure

Les conditions d'utilisation des tubes en PVC dans les réseaux d'assainissement justifient des exigences fortes sur les propriétés mécaniques attendues. Les tubes ont pour fonction d'évacuer les eaux usées. La température maximale des eaux peut atteindre 45 °C. Les tubes doivent donc posséder une plage de résistance au retrait thermique importante. Les tubes doivent également posséder des propriétés de résistance en traction et de rigidité élevées. En effet, les tubes enfouis sous terre, ne doivent pas se déformer sous le poids du sol afin d'assurer la continuité hydraulique du liquide transporté. Les canalisations doivent également résister aux chocs. Lors d'interventions sur les réseaux d'assainissement, il est parfois nécessaire d'ouvrir les tranchées. Les tubes n'étant plus protégés par le remblai, la chute d'un objet risque de les endommager. La fragilité des tubes PVC est accrue par les faibles températures rencontrées en France ou plus particulièrement dans le nord de l'Europe durant la période hivernale. Pour éviter de remplacer trop fréquemment les canalisations, celles-ci doivent donc posséder une bonne résistance aux impacts.

La propriété de résistance aux chocs par rapport aux autres propriétés produit est la plus critique. Moghri et al [6] ont montré que les variations de process dégradent en premier lieu le comportement au choc. Les essais expérimentaux réalisés par REHAU corroborent ces données bibliographiques. Le tableau I.1 présente la répartition des rebuts pour non-conformité à différents essais réalisés en production.

Sur une période d'un an environ, 7000 tonnes de tubes, tous diamètres confondus, sont produits. Sur la quantité totale des déchets, la résistance aux chocs est la propriété qui crée le plus de rebuts. 83% de rebuts ont été déclarés non conformes pour résistance aux chocs insuffisante. Cette constatation motive le choix de REHAU d'étudier plus en détail cette propriété. L'essai de choc est le test le plus critique : il convient donc de mieux le comprendre.

La norme NF EN 744 [2] spécifie les conditions dans lesquelles l'essai de choc par poids tombant doit être réalisé. La fréquence des essais est précisée. L'essai doit être réalisé une fois par campagne, au moins une fois par jour, par machine et en cas de changement de diamètre. Des contraintes strictes sont imposées au percuteur, au tube et à son support en vé :

- la masse du percuteur et sa géométrie sont fixées en fonction du diamètre du tube. Le percuteur doit être rigide pour ne pas se déformer et ne pas absorber l'énergie du choc à

Tests mécaniques	Pourcentage
Choc	83
Rigidité	1,1
Traction	0,45
Retrait thermique	0
Autres (aspect, ovalité, épaisseurs)	15,45

TAB. I.1 – Pourcentage de tubes non conformes par type d'essai.

la place de la structure impactée. La norme fixe les dimensions du percuteur (voir figure I.1) et plus particulièrement la zone qui impacte le tube : celle-ci doit être sphérique. Le percuteur est lâché d'une hauteur variant de 1,60 à 2 m suivant le diamètre des tubes ;

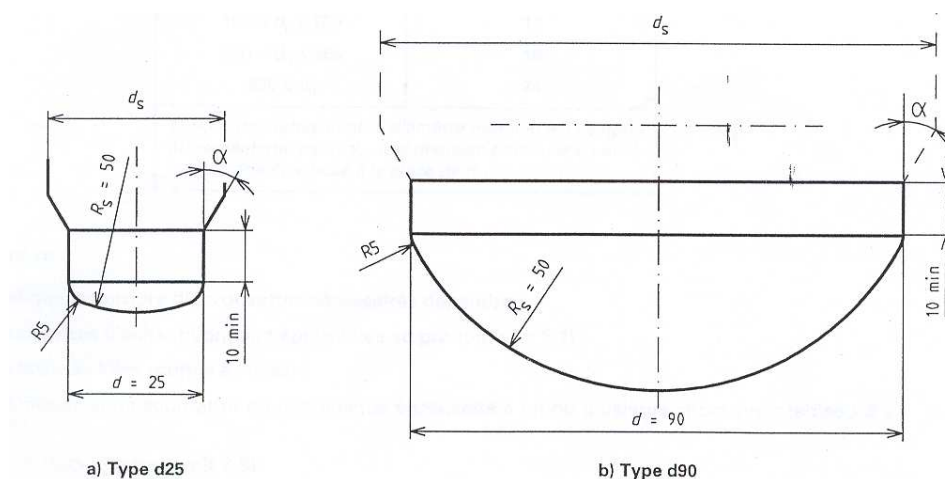


FIG. I.1 – Géométrie des percuteurs.

- l'essai de choc est réalisé sur un échantillon de 20 cm de long. Au préalable, plusieurs génératrices ont été tracées sur toute la circonférence du tube en veillant à les répartir régulièrement. Leur nombre est défini par la norme. Le rôle des génératrices est d'indiquer la position des chocs successifs qui seront répétés autour de la structure. Une fois les génératrices tracées, les échantillons de tube sont conditionnés pendant 15 min dans un bain d'eau réfrigéré à 0 °C ;
- l'échantillon de tube réfrigéré est placé horizontalement sur le support en vé rigide à 120 °C (voir figure I.2). Le percuteur est lâché sur la première génératrice. Le choc est ensuite répété sur les génératrices suivantes. La norme précise le temps maximum durant lequel l'ensemble des chocs doit être réalisé. Si ce temps est dépassé, le tube doit être placé à nouveau dans le bain d'eau réfrigéré.

L'essai provoque un blanchiment du tube sous le point d'impact, voire un endommagement.



FIG. I.2 – Banc typique d’essai de chute.

Lors d’un choc, il se crée une force de contact entre le tube et le percuteur. Des contraintes et des déformations se propagent dans la structure impactée. En fonction des conditions d’essais et du diamètre du tube, le niveau de ces sollicitations varie et peut entraîner la rupture de la structure.

Les tests de chocs ne sont pas instrumentés, l’énergie cinétique initiale est la seule valeur connue. Pour analyser plus finement l’essai, l’un des modèles les plus simples consiste à identifier l’énergie transférée à la structure durant l’impact. En appliquant le principe de conservation du mouvement, et d’après l’hypothèse de Newton, la vitesse initiale du percuteur, V_1 , est liée à la vitesse de rebond, V'_1 , par la relation I.1 :

$$V'_1 = -eV_1 \quad (\text{I.1})$$

où e est le coefficient de restitution. Un choc parfaitement élastique possède un coefficient égal à 1. Pour un choc parfaitement mou, le coefficient de restitution est nul. L’énergie absorbée par la structure, E_s , s’écrit en fonction de l’énergie cinétique initiale, E_c :

$$E_s = E_c(1 - e^2) \quad (\text{I.2})$$

Le détail du calcul est présenté en annexe A.

Goldsmith [7] et Stronge [8] illustrent de manière différente le choc colinéaire de deux corps en se concentrant sur la déformation. L’évolution de la déformation dans le temps diffère selon que le choc est parfaitement élastique ou plastique (voir figure I.3).

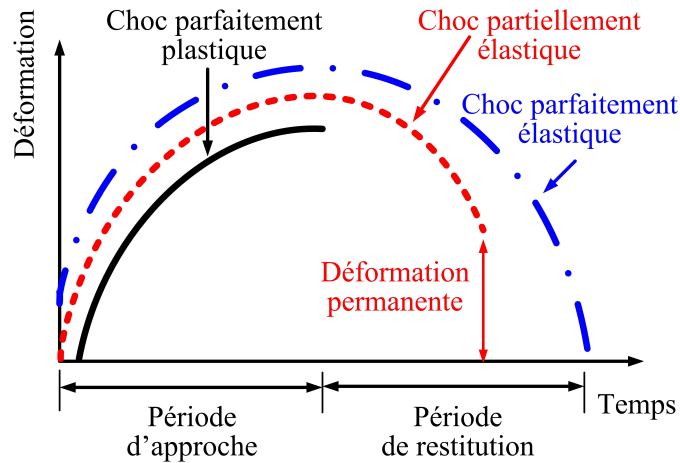


FIG. I.3 – Évolution de la déformation en fonction du temps.

Lors d'un choc parfaitement élastique, les déformations sont comparables entre la phase de compression du percuteur et la phase de rebond. Toute l'énergie cinétique est restituée au percuteur. Lors d'un choc partiellement élastique, voire parfaitement plastique, cette symétrie n'est pas respectée. Il se produit une déformation permanente de la structure percutée. Une partie de l'énergie cinétique est absorbée par la structure. Elle se déforme et éventuellement s'endommage.

Cette première approche a pour avantage d'être simple à mettre en oeuvre. Les données d'entrée, les masses et vitesses, peuvent facilement être mesurées ou calculées. Ce modèle permet de calculer l'énergie absorbée par une structure lors du choc. L'essai de choc pratiqué sur deux structures différentes permet, pour des conditions d'essais équivalentes, de comparer la capacité d'une structure à absorber l'énergie d'un choc. Toutefois, si l'on est capable de connaître les vitesses du percuteur avant et après choc, il n'est pas possible de caractériser plus finement le comportement de la structure impactée. Les évolutions temporelles de la force de contact, des contraintes et des déformations ne sont pas connues. Pour accéder à ces données, des modèles plus complets doivent être mis en oeuvre. Le comportement de la structure impactée ainsi que la mécanique de contact doivent être pris en compte pour connaître les phénomènes qui se produisent au moment du choc.

Un deuxième concept important doit être développé lors de travaux sur le choc : la différence fondamentale entre déformation statique (ou quasi statique) et déformation dynamique. Lorsqu'une déformation est quasi statique, le corps soumis à cette déformation suit une succession d'états d'équilibre. La somme des forces agissant sur ce corps est considérée comme nulle. Lors d'un choc, le comportement du corps impacté diffère. Lalanne [9] définit le choc mécanique comme toute modification brusque de la **force**, de l'**accélération**, de la **vitesse** ou de la **position** d'un système. Alors que, sous le point d'impact, la structure impactée subit de fortes déformations, le reste de la structure n'en subit pas encore. En effet, un choc, par rapport à un chargement statique, est une sollicitation de courte durée qui entraîne des contraintes transitoires dans l'objet impacté (voir figure I.4 (Trait plein : chargement dynamique. Trait pointillé : chargement quasi statique)). La différence se manifeste par un temps de contact plus faible. Autrement dit, un choc entraîne une propagation des déformations au sein du corps impacté alors

qu'une sollicitation quasi statique suppose une séquence d'états d'équilibre du solide considéré. Ces deux phénomènes sont bien distincts et se modélisent différemment. Il est donc nécessaire de connaître le régime du choc avant de modéliser le comportement de la structure.

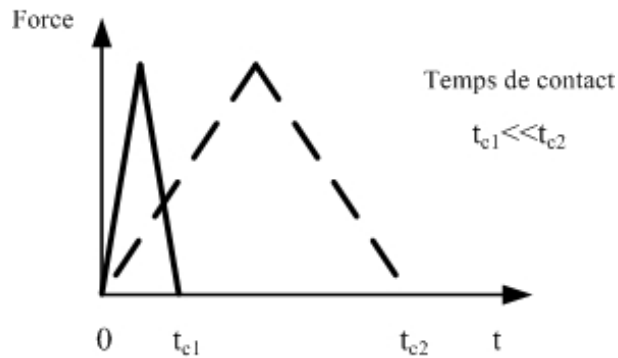


FIG. I.4 – Évolution de la force en fonction du temps.

La première partie de ce chapitre met en évidence les critères qui permettent de déterminer le régime d'un choc. Pour modéliser correctement un choc et calculer précisément la force de contact, il est nécessaire de prendre en compte le mouvement du projectile, de la structure, ainsi que les déformations locales au voisinage de la zone d'impact. **Dans une seconde partie, la loi de contact est détaillée dans l'optique d'analyser les déformations proches du point d'impact.** Les modèles permettant de décrire le comportement de la structure impactée sont décrits dans une troisième partie. La quatrième partie présente l'influence de la géométrie, du matériau et plus particulièrement de la structure sandwich sur la réponse au choc. L'objectif est d'établir les liens entre paramètres et propriétés produit. Les modèles mathématiques s'avèrent toutefois insuffisants pour caractériser la structure étudiée. **Pour finir, les dommages qui prennent naissance dans les structures impactées ainsi que les critères d'endommagement couramment utilisés sont présentés dans la dernière partie.**

I.1 Selection du régime : quasi-statique ou dynamique ?

Différents critères sont utilisés dans la bibliographie pour spécifier le régime d'un choc. Les critères les plus couramment cités sont ceux qui portent sur les caractéristiques du percuteur comme sa vitesse d'impact et sa masse. En général, les chocs sont classés en faible vitesse ou forte vitesse. Rappelons que nous cherchons à déterminer si le choc étudié est de type quasi-statique ou dynamique. Il convient donc de se demander si un choc à faible vitesse peut-être assimilé à un événement quasi statique ou non. Quelle est la vitesse limite au-delà de laquelle un choc est de type dynamique ? Outre la vitesse, la masse du percuteur modifie la réponse de la structure. D'autres critères, portant sur la propagation des ondes, l'endommagement ou les déformations au sein de la structure, sont présentés par la suite.

I.1.1 Caractéristiques du percuteur : vitesse - masse - énergie cinétique

Les termes "chocs à faible ou forte vitesse" sont couramment employés. Les impacts de balles, sont associés à des chocs à haute vitesse considérés comme dynamique. Les chocs par poids tombants sont communément nommés chocs à faible vitesse. Il est toutefois bien difficile de préciser la notion de choc à faible vitesse. Un tel choc est-il à classer parmi les chocs quasi-statiques ou les chocs dynamiques (voir figure I.5) ? Où se situe la frontière ?

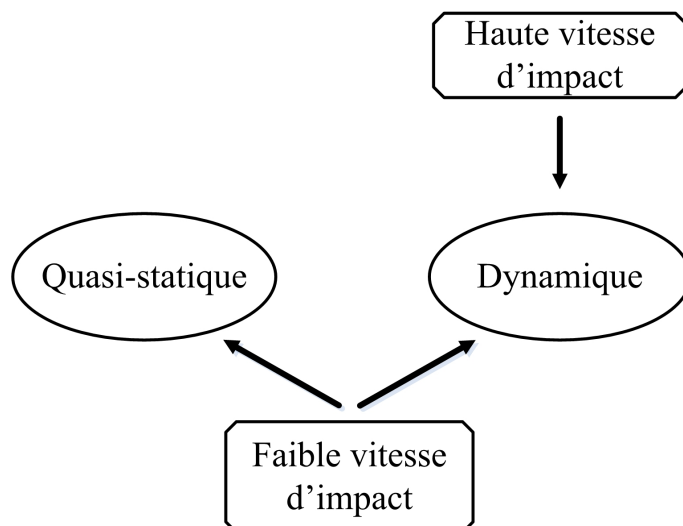


FIG. I.5 – Classification d'un choc.

Sjöblom [10], Shivakumar et al [11] et Cantwell et al [12] définissent les chocs à faible vitesse comme des événements quasi-statiques. La limite haute de la vitesse varie de 1 à 10 m/s. Schoeppner [13] fixe cette valeur à 40 m/s. Cette valeur seuil fluctue, car elle est fonction des propriétés du matériau impacté ainsi que des caractéristiques du percuteur. Pour affirmer que les chocs à faible vitesse sont quasi-statiques, il a été vérifié au préalable, lors de ces études, que le taux de déformation ne modifie pas le comportement de la structure impactée. La vitesse seule ne permet pas de caractériser le régime. L'influence du taux de déformation sur le comportement semble plus pertinente, et est présentée dans l'un des paragraphes suivants.

La vitesse n'étant pas un critère suffisant, Olsson [14] montre que la réponse est gouvernée par les valeurs de la masse du percuteur et de la masse de l'échantillon impacté. Lorsque la masse du percuteur est faible par rapport à la masse effective de l'échantillon (voir équation I.3), c'est-à-dire si la masse du percuteur est inférieure au cinquième de la masse effective de la structure impactée, le choc est contrôlé par la propagation des ondes, et notamment des ondes de flexion. Le problème doit être modélisé en dynamique. Si la masse du percuteur est supérieure à deux fois la masse effective, le comportement de la structure impactée est considéré comme quasi-statique. Dans le cas intermédiaire, il se crée une superposition entre une réponse quasi-statique et une réponse dominée par la propagation d'ondes de flexion.

Analysons le régime dynamique des chocs réalisés sur un tube de diamètre 200 mm. La vitesse d'impact d'un percuteur sur un tube de ce diamètre est de l'ordre de 6.26 m/s. Le percuteur pèse 1,6 kg et est lâché d'une hauteur de 2 m. Le choc peut être classé parmi les chocs à faible vitesse.

La masse de l'échantillon de tube impacté est de 800 g. D'après Stronge [15], seule une portion du tube impacté participe à la réponse de la sollicitation. Généralement, la masse effective M_2 d'une structure impactée est définie par la relation I.3 :

$$M_2 = \frac{M_1 M_{tube}}{M_1 + M_{tube}} \quad (I.3)$$

avec M_1 la masse du percuteur et M_{tube} la masse du tube.

La masse effective du tube impacté est de 0,53 kg. Notons que certaines études [16] considèrent que la masse effective est égale au quart de la masse totale. Lors de cette étude, nous nous référons à la définition proposée par Stronge. Nous constatons que la masse du percuteur est supérieure au double de la masse effective du tube. En se basant sur le critère proposé par Olsson, le choc se classe parmi les chocs quasi-statiques. Nous allons maintenant vérifier si cette propriété se confirme en analysant les phénomènes de propagation des ondes, le taux de déformation ou les mécanismes d'endommagement.

I.1.2 Propagation des ondes

Lorsqu'un corps est impacté, la structure se déforme sous le point d'impact. Il se crée des ondes de compression sous le point d'impact. Ces ondes se propagent dans toute la structure grâce au mouvement local des particules du milieu de propagation. Les trois principales ondes sont :

- longitudinales (de compression) ;
- transversales (de cisaillement) ;
- de flexion.

Les ondes qui possèdent la vitesse de propagation la plus rapide sont les ondes de compression ; viennent ensuite les ondes de cisaillement et de flexion par ordre décroissant.

Étudions maintenant les phénomènes qui se produisent lors de chocs fortement dynamiques. Lors de tels chocs, la réponse de la structure est déterminée à l'aide des équations de propagation des ondes. Les ondes se propagent, se réfléchissent ou se transmettent d'un milieu à un autre. La propagation d'une onde dans un milieu solide génère des contraintes qui déforment le solide dans lequel elles se déplacent. Lorsque l'amplitude de l'onde n'excède pas la limite élastique du matériau, l'onde est dite élastique. Lorsque la limite est dépassée, l'onde est dite plastique, la structure s'endommage. Ce type de chocs fortement dynamique est réalisé sur des barres d'Hopkinson [17] [18]. Les taux de déformations avoisinent alors 1500 s^{-1} .

Pour déterminer le régime d'un impact, le critère important est l'énergie transférée à la structure par l'onde de compression. Si l'onde de compression se propage en consommant une part importante de l'énergie initiale, les phénomènes de propagation des ondes sont à prendre en compte. Dans le cas inverse, c'est-à-dire si la propagation d'ondes consomme peu d'énergie par rapport à l'énergie initiale, le choc est dit quasi-statique. Plutôt que d'analyser les énergies, la vitesse d'impact et la célérité de l'onde de compression sont comparées. La vitesse de propagation de l'onde de compression C dans l'épaisseur du tube est donnée par l'équation :

$$C = \sqrt{\frac{(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \frac{E}{\rho}} \quad (I.4)$$

avec E le module d'Young du tube, ρ sa densité et ν le coefficient de Poisson.

Le calcul pour déterminer l'expression de ces vitesses à partir des équations de propagation des ondes est placé en annexe B. Lorsque la vitesse d'impact est très inférieure à la célérité de l'onde en compression, le choc est considéré comme faiblement dynamique. Dans le cas contraire, le choc est dit dynamique.

Olsson [14] étudie la réponse de composites plans soumis à des chocs. Le temps de propagation de l'onde de compression est comparé au temps de contact entre le percuteur et la plaque impactée. Pour des temps de contact du même ordre de grandeur que le temps de propagation de l'onde de compression dans l'épaisseur de l'échantillon, la réponse est dominée par la propagation des ondes compression (voir figure I.6).

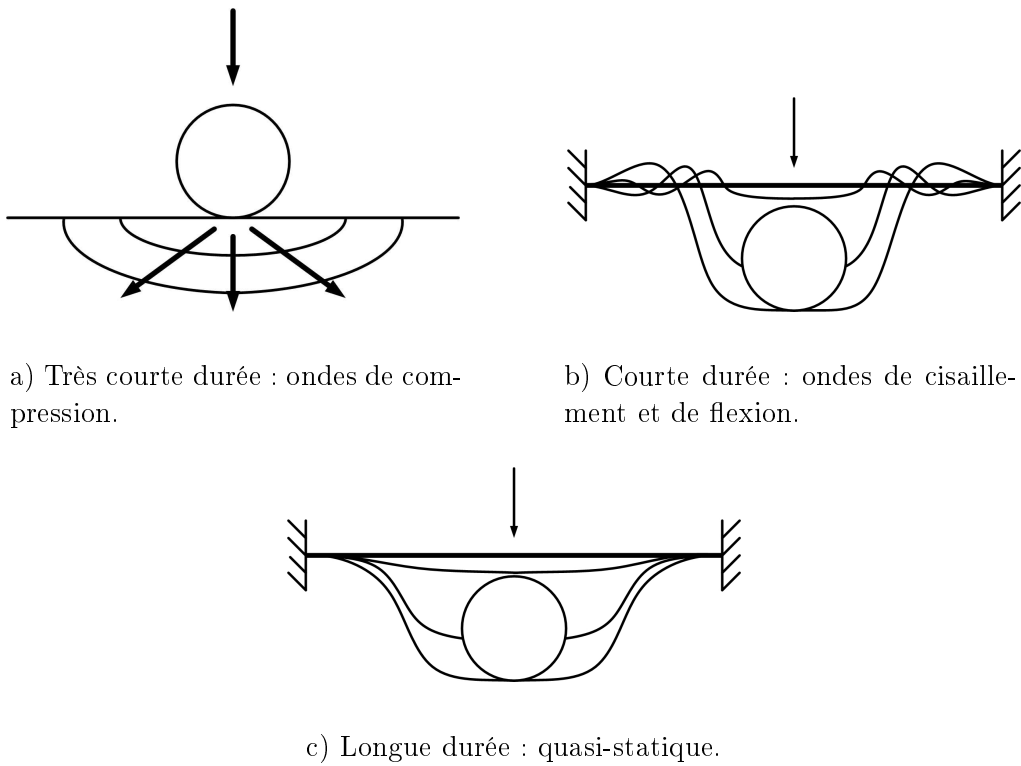


FIG. I.6 – Réponse d'une plaque lors d'un choc.

Lorsque le temps de contact s'allonge, le choc n'est plus contrôlé par les ondes de compression, mais plutôt par les ondes de cisaillement et de flexion. La réponse type d'une plaque encastree est représentée figure I.6.

Dans les cas extrêmes des chocs quasi-statiques, les ondes se propagent à travers l'épaisseur de l'échantillon plusieurs fois avant que la plaque ne se déforme. Les modes de vibration les plus faibles sont excités. La réponse résultante est quasi-statique dans la mesure où la déflexion et la charge ont la même relation que dans le cas statique. L'endommagement se produit quand tout le mouvement de flexion de la plaque est établi.

Comparons maintenant le temps de propagation des ondes dans l'épaisseur d'un tube au temps de contact. D'après l'équation I.4, connaissant le module de Young, la masse volumique

et les coefficients de poisson du PVC rigide et de la mousse, il est possible de calculer la vitesse de propagation de l'onde de compression (voir tableau I.1.2).

	PVC compact	PVC mousse
Module de Young (MPa)	3300	240
Masse volumique (kg/m ³)	1300	720
Coefficient de poisson	0,4	0,3
Vitesse de propagation longitudinale (m/s)	2332	669

TAB. I.2 – Vitesse de propagation des ondes de compression dans l'épaisseur d'un tube de diamètre 200 mm.

Pour un tube de diamètre 200 mm, la mousse a une épaisseur de 6 mm et la peau de 1 mm. L'épaisseur totale de la paroi est de 8 mm. Le temps de propagation de l'onde de compression est de l'ordre de 10 μ s. D'après les essais expérimentaux réalisés, le temps d'impact est de l'ordre de 8 ms. L'onde a le temps de se propager plusieurs fois dans l'épaisseur du tube, ce qui est caractéristique des chocs à faible vitesse qui sont considérés comme faiblement dynamiques. Si le tube n'est pas sensible aux ondes de compression, il peut s'endommager à cause d'ondes de flexion dont la vitesse de propagation est plus faible. D'après Olsson [14], une structure est soumise à des ondes de flexion si la masse du percuteur est inférieure au cinquième de la masse effective du tube. Pour un tube de 200 mm, la masse du percuteur est de 1,6 kg pour une masse effective du tube de 0,53 kg. Les tubes ne sont pas non plus soumis à des ondes de flexion. Donc, d'après l'ensemble de ces critères, la réponse de la structure est de type quasi-statique.

I.1.3 Endommagement de la structure

La vitesse du percuteur ne permet pas de conclure précisément quant au régime de la structure impactée. Le ratio des masses entre le percuteur et la structure impactée ainsi que l'analyse de la propagation des ondes montrent que la réponse est de type quasi-statique. Analysons au travers de l'endommagement le régime du choc étudié.

Abrate [19] classe le choc suivant le dommage induit. Lorsque le choc est quasi-statique, la totalité de la structure est déformée, toute la structure est susceptible de s'endommager. Bien souvent, le mouvement de flexion de la structure induit des contraintes de traction dans la face inférieure de la pièce impactée. Un endommagement est susceptible de naître à cet endroit. Ce type de choc est caractérisé par les phénomènes de délaminage et de fissuration [20] [21]. D'après Aymerich et al [22], les chocs faiblement dynamiques sont responsables de dommages internes difficiles à détecter, mais qui réduisent les performances de la structure impactée.

Dans le cas des chocs fortement dynamiques, l'endommagement caractéristique se situe à proximité du point d'impact, mais sur la face inférieure. Une onde de compression se propage dans l'épaisseur de l'échantillon. En se réfléchissant sur la face arrière, elle génère une onde de traction. Les polymères étant moins résistants aux sollicitations en traction qu'en compression, un endommagement peut se créer. Ce type de choc se singularise par une pénétration du percuteur dans l'échantillon.

Lors d'essais de chocs sur des tubes, deux sortes d'endommagement sont observées. Un choc sur un point de fragilité du tube induit un éclatement complet du tube. Dans les cas moins sévères, aucun endommagement n'est observé. Un blanchiment de la matière est relevé sous le point d'impact, et plus précisément sur la face inférieure des tubes, ce qui semble caractéristique des chocs quasi-statique.

I.1.4 Taux de déformation

D'après Lalanne [23], le taux de déformation est un critère important pour déterminer le régime d'un choc. Pour chaque plage de taux de déformation, Lalanne précise le phénomène observé, le type d'essai ainsi que le moyen d'essai (voir tableau I.3).

Taux de déformation (s^{-1})	Phénomène observé	Type d'essai	Moyen d'essai
0 à 10^{-5}	Évolution de la vitesse de fluage au cours du temps	Fluage	Machines à charges constantes
10^{-5} à 10^{-1}	Vitesse de déformation faible	Statique	Machines hydrauliques
10^{-1} à 10^1	Réponse de la structure - résonance	Dynamique lent	Vérins hydrauliques
10^1 à 10^5	Propagation d'ondes élasto-plastiques	Dynamique rapide	Impact métal-métal
10^5 à 10^{10}	Propagation d'ondes de chocs	Dynamique très rapide	Explosifs

TAB. I.3 – Classification du régime dynamique.

D'après Olsson et le ratio entre la masse du percuteur (1,6 kg) et la masse effective de la structure (0,53 kg), le choc sur un tube de diamètre 200 est associé à des déformations variant de 1 et $10 s^{-1}$. En se basant sur les taux de déformation, les chocs réalisés sur des tubes de diamètre 200 sont à classer parmi les chocs au régime dynamique lent.

I.1.5 Déformation

Robinson et al [24] et Abrate [25] suggèrent un modèle simple pour définir la transition entre faiblement et fortement dynamique. Une zone cylindrique est définie sous le percuteur et est supposée à déformation uniforme lorsque l'onde de compression se propage à travers l'épaisseur d'un échantillon plan. La déformation en compression ϵ est donnée par :

$$\epsilon = \frac{v}{c} \quad (I.5)$$

avec v la vitesse d'impact et c la vitesse de propagation de l'onde dans le matériau.

La déformation à la rupture se situe entre 0.5 et 1%. En dessous de cette déformation, le choc est considéré comme étant faiblement dynamique, au dessus fortement dynamique. Les tubes de diamètres 200 sont impactés par des percuteurs lancés d'une hauteur de 2 m. La vitesse du percuteur au moment du choc atteint donc 6,26 m/s. Pour une vitesse de propagation de l'onde de compression dans l'épaisseur du tube calculée dans le tableau I.1.2, la déformation obtenue est proche 0,75%. Le régime du choc étudié se situe donc dans un cas intermédiaire entre faiblement et fortement dynamique.

I.1.6 Conclusion

Établir le régime d'un choc est difficile. La multitude des critères rend difficile l'émergence d'un consensus. La vitesse du percuteur et l'endommagement de la structure impactée ne permettent pas de conclure sur le régime dynamique du choc. L'analyse des masses du percuteur et du tube impacté, du temps de propagation des ondes, du taux de déformation montre que ce choc tend vers un régime quasi-statique. Le dernier critère, la déformation, tend à classer le régime du choc étudié dans un cas intermédiaire entre faiblement et fortement dynamique. Toutefois, aucun des critères n'a amené à conclure à un choc fortement dynamique. Par la suite, les chocs par poids tombants effectués sur les tubes seront classés parmi les chocs faiblement dynamique. Connaissant le régime du choc, il est possible de proposer des modèles mathématiques plus précis que celui présenté précédemment reposant sur le calcul de l'énergie absorbée par la structure impactée (voir équation I.2). Pour apporter plus de précisions aux modèles proposés, les théories du contact développées par Hertz seront présentées. Dans un second temps, des modèles masse-ressort qui permettent d'analyser le comportement d'une structure soumise à des chocs faiblement dynamiques seront développés.

I.2 Théorie du contact

La théorie de Hertz propose d'analyser les forces de contact et les déformations qui se créent lors d'une compression quasi-statique de deux corps, numérotés respectivement 1 et 2, de surface sphérique [26] (voir figure I.7).

Les déformations sont négligées en dehors de la zone de contact. La zone déformée est limitée, sa masse est donc négligée. Cette zone agit comme un ressort non linéaire entre deux corps rigides. La force d'indentation F , s'écrit durant la phase de compression :

$$F = K_c \delta^{\frac{3}{2}} \quad (\text{I.6})$$

où K_c est la rigidité de contact, exprimée en $\text{N/m}^{3/2}$. δ correspond à l'indentation du matériau au niveau du point de contact et s'écrit :

$$\delta = \delta_1 + \delta_2 \quad (\text{I.7})$$

avec δ_1 la compression de corps 1 et δ_2 la compression du corps 2. Durant la phase de rebond, la

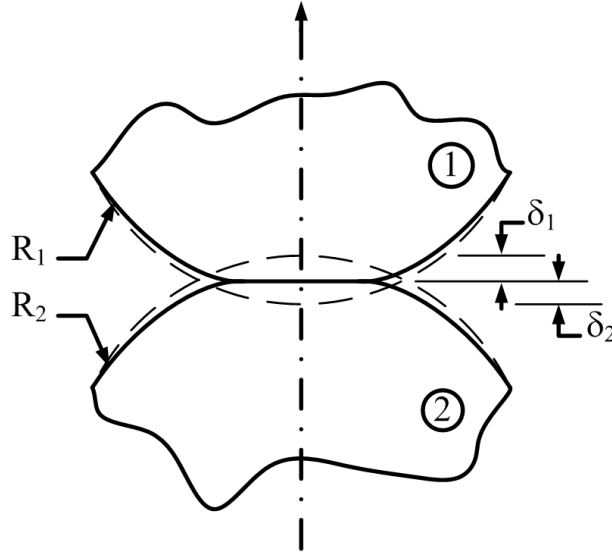


FIG. I.7 – Indentation du matériau sous le point d'impact.

force de contact est telle que :

$$F = K_c \left(\frac{\delta - \delta_0}{\delta_m - \delta_0} \right)^{\frac{5}{2}} \quad (\text{I.8})$$

avec

$$\begin{aligned} \delta_0 &= \delta_m \left(1 - \left(\frac{\delta_{cr}}{\delta_m} \right)^{\frac{5}{2}} \right) & \text{si } \delta_m > \delta_{cr} \\ \delta_0 &= 0 & \text{si } \delta_m < \delta_{cr} \end{aligned}$$

δ_0 est l'indentation permanente, δ_m correspond à l'indentation maximale de la structure, δ_{cr} est l'indentation critique qui définit la transition entre la zone de déformation élastique et plastique.

La rigidité de contact K_c est donnée par l'expression suivante :

$$K_c = \frac{4}{3} E \sqrt{R} \quad (\text{I.9})$$

E et R représentent respectivement le module d'Young et le rayon de courbure équivalent. Dans le cas général d'un choc entre deux corps de surface sphérique, le module d'Young et le rayon de courbure équivalent se calculent par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \\ \frac{1}{E} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \end{cases} \quad (\text{I.10})$$

Appliquons maintenant ces expressions au cas d'un contact entre un percuteur sphérique supposé indéformable et un tube circulaire déformable. L'hypothèse de solide rigide du percuteur se traduit par les équations suivantes :

$$\begin{cases} \delta_1 &= 0 \\ \delta &= \delta_2 \end{cases} \quad (\text{I.11})$$

Suite à un choc, le tube impacté fléchit (voir figure I.8). La face supérieure, en contact avec le percuteur, se déplace d'une distance X_1 , la face inférieure d'une distance X_2 . L'indentation de la structure s'exprime alors par la relation I.12 :

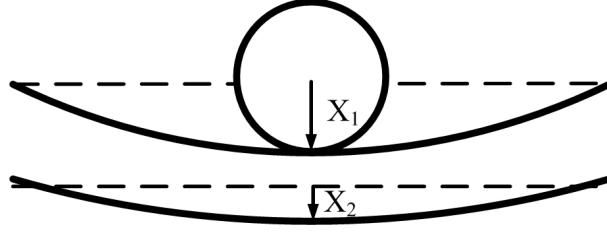


FIG. I.8 – Déformation de la structure sous le point d'impact.

$$\delta = X_1(t) - X_2(t) \quad (\text{I.12})$$

La force s'écrit alors :

$$F = K_c [X_1(t) - X_2(t)]^{\frac{3}{2}} \quad (\text{I.13})$$

Si la structure ne fléchit pas on a $\delta = \delta_2 = X_1$.

L'expression du module de Young équivalent et du rayon de courbure est fonction de la géométrie impactée. Selon le type de contact (sphère/sphère, sphère/coque cylindrique [27] ou sphère/cylindre [28]), la rigidité de contact s'exprime différemment. Ces différentes expressions sont récapitulées dans le tableau I.4.

	Nature du contact		
	Percuteur sphérique sur sphère	Percuteur sphérique sur coque cylindrique	Percuteur sphérique sur cylindre
$\frac{1}{R}$	$\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$	$\frac{1}{R_1} + \frac{1}{2R_2}$	$\frac{1}{R_1} + \frac{1}{2R_2}$
$\frac{1}{E}$	$\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_1^2}{E_2}$	$\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1}{E_2}$	$\frac{3(1 - \nu_1^2)}{E_1} + \frac{(1 - \nu_2^2)}{E_2}$

TAB. I.4 – Rayon de courbure et module équivalent.

Effectuons une application numérique pour un tube de diamètre 200 mm. Le module de Young identifié est de 1100 MPa, le coefficient de poisson est de 0,35. Le rayon de courbure de ces tubes est de 0,1 m. Le percuteur est en acier. Pour ce matériau, le module de Young atteint 210000 MPa pour un coefficient de poisson de 0,3. Le rayon du percuteur est de 0,05 m. La valeur de la rigidité de contact calculée, dans les trois cas est très proche (voir figure I.5). Pour la suite

	Nature du contact		
	Percuteur sphérique sur sphère	Percuteur sphérique sur coque cylindrique	Percuteur sphérique sur cylindre
K_c (N/m $^{\frac{3}{2}}$)	303	291	339

TAB. I.5 – Rigidité de contact K_c en fonction de la géométrie des corps impactés.

de l'étude, la rigidité de contact retenue est celle calculée lors d'un contact cylindre/percuteur sphérique.

La théorie du contact de Hertz suppose que les déformations sont localisées au voisinage du point d'impact. Les déformations en dehors de cette zone ne sont pas prises en compte. Or, une observation visuelle des tubes lors des chocs montre que les déformations se développent dans une zone beaucoup plus large, la structure fléchit. Pour cette raison, dans la partie suivante, nous développons des modèles mathématiques qui prennent en compte à la fois les déformations sous le point d'impact, mais aussi celles qui se créent dans toute la structure.

I.3 Modélisation des chocs faiblement dynamiques par des modèles masse-ressort

Il existe différents outils mathématiques pour modéliser un choc faiblement dynamique. Les modèles les plus simples sont les modèles masse-ressort. Très proches de ces modèles, les modèles à équilibres sont également rencontrés. Il existe également des modèles plus compliqués, du type théorie des poutres, des plaques ou des coques. Ces modèles prennent en compte l'influence de la géométrie sur la réponse. Les modèles les plus complets sont bien entendu ceux de types éléments finis. Notre objectif est d'obtenir un ordre de grandeur de la force et du temps de contact qui entrent en jeu lors d'un choc, c'est pourquoi nous développons dans ce paragraphe les modèles masse-ressort.

Les modèles masse-ressort permettent de modéliser le comportement d'un objet de masse effective M_2 , maintenu en position, soumis à un choc par un impacteur de masse M_1 . Les modèles masse-ressort les plus complets prennent en compte la rigidité de contact K_c entre les deux corps impactés ainsi que la rigidité de flexion de la structure K_{bs} et la rigidité de membrane K_m . Les déformations locales sous le point d'impact ainsi que les déformations globales de la structure sont donc prises en compte. Ce modèle sera nommé **MODÈLE A**. Ce modèle sera décliné en deux autres versions **MODÈLE B ET C** suivant si l'une ou l'autre des déformations est négligée.

Modèle A

Le modèle le plus complet, présenté par Shivakumar et al. [11], est à deux degrés de liberté. M_1 est la masse du percuteur et M_2 la masse effective de la structure. Le ressort K_m représente la rigidité de membrane non linéaire de la structure. Le ressort K_{bs} modélise la rigidité de flexion et cisaillement de la structure. Le ressort K_c représente le comportement non linéaire du contact (voir figure I.9). Rappelons que d'après Stronge [15], la masse effective du tube impacté M_2 se

calcule par la relation :

$$M_2 = \frac{M_1 M_{tube}}{M_1 + M_{tube}} \quad (\text{I.14})$$

Ce modèle permet de calculer le déplacement du percuteur $X_1(t)$ ainsi que celui de la structure

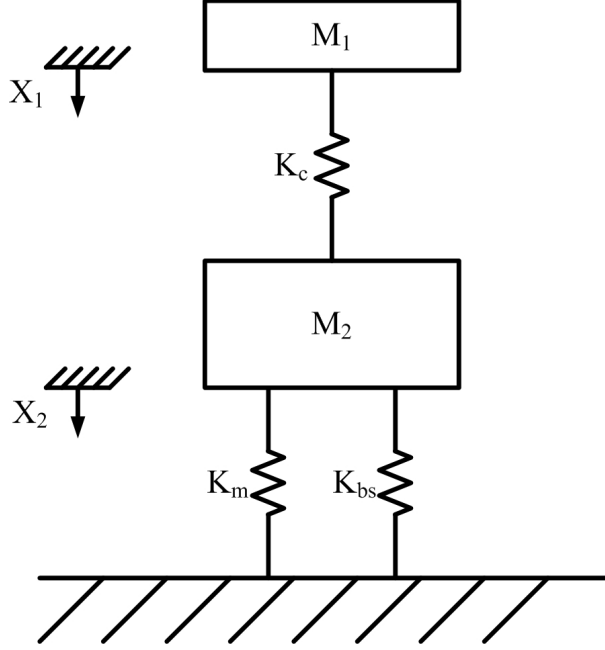


FIG. I.9 – Modèle masse-ressort A.

sous le point d'impact $X_2(t)$ grâce aux équations suivantes :

$$\begin{cases} M_1 \ddot{X}_1 + F & = 0 \\ M_2 \ddot{X}_2 + K_{bs} X_2 + K_m X_2^3 - F & = 0 \end{cases} \quad (\text{I.15})$$

avec F , force de contact calculée d'après la loi de Hertz (voir équation I.13). Les conditions initiales du problème sont les suivantes :

$$\begin{cases} \dot{X}_1(0) & = V_0 \\ \dot{X}_2(0) & = 0 \\ X_1(0) = X_2(0) & = 0 \end{cases} \quad (\text{I.16})$$

où V_0 est la vitesse du percuteur juste avant l'impact.

La résolution de ces équations permet d'établir l'équation du mouvement du projectile en fonction des données du problème, la force de contact ainsi que le temps de contact [16]. Notons que le système non linéaire I.15 ne présente pas de solution analytique.

Afin d'encadrer la réponse du système, nous supposerons respectivement que l'indentation puis la déflexion de la structure sont négligeables. [27] supposent que la rigidité de membrane est

négligeable devant les rigidités de contact, de flexion et de cisaillement. Ces hypothèses donnent lieu à deux modèles : les modèles B et C présentés ci-dessous.

modèle B

Supposons que le choc induit de très faibles mouvements de flexion et de cisaillement de la pièce impactée comparé à l'indentation. Ainsi, les déformations se concentrent localement sous le point d'impact. Dans ce cas, la réponse au choc est très bien représentée par la théorie de Hertz. Il en résulte une période de contact brève, une force de contact élevée. Pour représenter un tel choc, la déflexion de la structure est négligée. Le modèle masse-ressort correspondant à cette hypothèse de travail possède un degré de liberté et est représenté figure I.10. L'équation du mouvement s'écrit alors :

$$M_1 \ddot{X}_1 + K_c X_1^{\frac{3}{2}} = 0 \quad (\text{I.17})$$

Les conditions initiales du problème sont les suivantes :

$$\begin{cases} \dot{X}_1(0) = V_0 \\ X_1(0) = 0 \end{cases} \quad (\text{I.18})$$

La vitesse s'écrit :

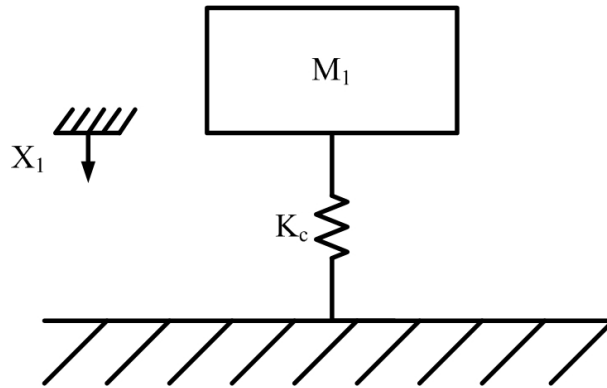


FIG. I.10 – Modèle masse-ressort B à un degré de liberté.

$$\dot{X}_1^2 = V_0^2 - \frac{4K_c}{5M_1} X_1^{\frac{5}{2}} \quad (\text{I.19})$$

À la fin de la phase de compression, la vitesse du percuteur s'annule. Le déplacement et la force de contact sont alors maximales. Notons t_c le temps de contact pour lequel la vitesse s'annule. Exprimons la rigidité de contact K_c en fonction du module de Young E et du rayon de courbure équivalent R (voir équation I.9). Il est alors possible de calculer le déplacement maximal $X_1(t_c)$:

$$X_1(t_c) = \left(\frac{15M_1 V_0^2}{16E\sqrt{R}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (\text{I.20})$$

La force de contact se déduit de l'équation I.13 :

$$\begin{aligned} F_{max} &= K_c X_1(t_c)^{\frac{3}{2}} \\ \Leftrightarrow F_{max} &= \frac{4}{3} E \sqrt{R} \left(\frac{15M_1 V_0^2}{16E\sqrt{R}} \right)^{\frac{3}{5}} \end{aligned} \quad (\text{I.21})$$

En intégrant l'équation I.19, on obtient l'expression du temps de contact :

$$t_c = \int_0^{X_1(t_c)} \left(V_0^2 - \frac{4K_c}{5M_1} X_1^{\frac{5}{2}} \right)^{-\frac{1}{2}} dt \quad (\text{I.22})$$

D'après Deresiewicz [29], le temps de contact s'écrit :

$$t_c \sim 1,43 \left(\frac{M_1^2}{E^2 R V_0} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (\text{I.23})$$

Application numérique :

Pour un tube de diamètre 200 mm, la vitesse initiale du percuteur V_0 est de 6,26 m/s. Le percuteur possède une masse de 1,6 kg. Le tableau I.6 donne les valeurs calculées à l'aide du modèle B du temps de contact, du déplacement et de la force de contact. Ce modèle donne des minorants du déplacement et du temps de contact réel. La force de contact et l'accélération sont quant à elles majorées. Les résultats de ce modèle sont dus à l'hypothèse de départ qui suppose que la déflexion de la structure est négligeable comparée à l'indentation.

Rigidité K_c (MN/m $^{\frac{3}{2}}$)	Temps de contact t_c (ms)	Déplacement X_{1max} (mm)	Force de contact F_{max} (kN)	Accélération \ddot{X}_{1max} (g)
339	0,47	2,22	35	2252

TAB. I.6 – Modèle B pour les tubes PVC.

Modèle C

Supposons maintenant que les déformations par flexion sont très supérieures à celles par indentation. Les déformations locales sous le point d'impact sont alors négligeables par rapport aux déformations globales. Le modèle A se résume alors à un modèle masse-ressort d'un degré de liberté de rigidité K_{bs} (voir figure I.11).

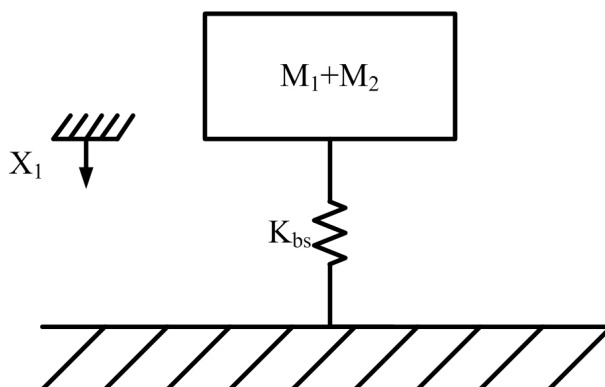


FIG. I.11 – Modèle masse-ressort C.

Certains auteurs [27] négligent la masse effective de la structure et ne considèrent que la masse du percuteur. Dans notre cas, la masse effective du tube (0,53 kg) n'est pas négligée par

rapport à la masse du percuteur (1,6 kg). De plus, le déplacement du projectile est égal à celui de la structure donc $X_1 = X_2$. L'équation du mouvement s'écrit alors :

$$(M_1 + M_2)\ddot{X}_1 + K_{bs}X_1 = 0 \quad (\text{I.24})$$

avec

$$\begin{cases} \dot{X}_1(0) = V_0 \\ X_1(0) = 0 \end{cases} \quad (\text{I.25})$$

La solution se met sous la forme :

$$X_1 = \frac{V_0}{\omega} \sin(\omega t) \quad (\text{I.26})$$

avec $\omega = \sqrt{\frac{K_{bs}}{M_1}}$. La force appliquée à la structure s'écrit alors :

$$\begin{aligned} F &= K_{bs}X_1 \\ \Leftrightarrow F &= V_0 \sqrt{K_{bs}(M_1 + M_2)} \sin(\omega t) \\ \Rightarrow F_{max} &= V_0 \sqrt{K_{bs}(M_1 + M_2)} \end{aligned} \quad (\text{I.27})$$

Le déplacement maximal X_{1max} est égal à :

$$X_{1max} = \sqrt{\frac{(M_1 + M_2)V_0^2}{K_{bs}}} \quad (\text{I.28})$$

Le contact a lieu entre le projectile et la masse tant que $t < \frac{\pi}{\omega}$. Dans ces conditions, le temps de contact t_c est donné par :

$$t_c = \pi \sqrt{\frac{(M_1 + M_2)}{K_{bs}}} \quad (\text{I.29})$$

Application numérique :

Calculons dans un premier temps la rigidité de flexion et de cisaillement de la structure K_{bs} . Watkins [30] calcule la rigidité linéaire d'un tube comprimé entre deux charges parallèles F par la relation :

$$\frac{X}{2r} = \left(\frac{\pi}{8} - \frac{1}{\pi} \right) \frac{FR^3}{EI} \quad (\text{I.30})$$

X est le déplacement de la structure, R le rayon du tube, E le module de Young, I le moment d'inertie et F la charge par unité de longueur du tube. Le moment d'inertie d'un tube est égal à :

$$I = \frac{e^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (\text{I.31})$$

avec e l'épaisseur du tube et ν le coefficient de poisson. Tous les tubes sont conçus de manière à posséder une classe de rigidité, nommée CR, de 8 kN/m². La classe de rigidité s'écrit :

$$CR = \frac{EI}{8R^3} = 8 \text{ kN/m}^2 \quad (\text{I.32})$$

La charge par unité de longueur du tube s'exprime en fonction de la classe de rigidité par la relation suivante :

$$F = CR \frac{32\pi}{\pi^2 - 8} X \quad (\text{I.33})$$

Pour un tube de longueur L , la rigidité de flexion K_b est donc donnée par la relation suivante :

$$K_b = CR \frac{32\pi}{\pi^2 - 8} * L \quad (\text{I.34})$$

Ainsi, la rigidité de cisaillement se déduit de la rigidité de flexion :

$$K_s = \frac{K_b}{2(1 + \nu)} \quad (\text{I.35})$$

Enfin, la rigidité équivalente de flexion et de cisaillement est égale à :

$$\begin{aligned} \frac{1}{K_{bs}} &= \frac{1}{K_b} + \frac{1}{K_s} \\ \Leftrightarrow K_{bs} &= \frac{K_b \cdot K_s}{K_b + K_s} \\ \Leftrightarrow K_{bs} &= \frac{K_b}{1 + 2(1 + \nu)} \\ \Leftrightarrow K_{bs} &= \frac{4EI\pi L}{(\pi^2 - 8)(1 + 2(1 + \nu)) R^3} \end{aligned} \quad (\text{I.36})$$

Le tableau I.7 présente les valeurs numériques de la rigidité, du temps de contact, du déplacement ainsi que de la force de contact. Comme précédemment, ces valeurs sont calculées pour un tube de diamètre 200 mm.

Rigidité K_{bs} (kN/m)	Temps de contact t_c (ms)	Déplacement X_{1max} (mm)	Force de contact F_{max} (kN)	Accélération \ddot{X}_{1max} (g)
22,8	30	60	1,3	66

TAB. I.7 – Modèle C - valeurs caractéristiques lorsque seules les déformations globales de la structure sont prises en compte.

Ce modèle permet de vérifier que le fait de prendre en compte les déformations globales de la structure augmente le temps de contact et diminue les forces appliquées à la structure. La valeur de l'accélération semble plus réaliste que celle proposée par le **MODÈLE B**. Ce modèle permet de représenter des chocs présentant une dynamique plus faible que ceux représentés par le **MODÈLE B**. Le déplacement de la structure passe de 2,2 mm pour le **MODÈLE B** à environ 52 mm pour le **MODÈLE C**. En conséquence, nous pouvons seulement conclure que le cas réel doit se situer entre ces deux extrêmes. Les modèles B et C permettent de définir des minorants et majorants qui sont regroupés dans le tableau I.8.

Les indices B et C indiquent le modèle à partir duquel les valeurs sont issues. Nous vérifierons lors d'essais de chocs expérimentaux que les valeurs mesurées se situent bien entre les valeurs hautes et basses définies ci-dessus. Pour résumer, **les paramètres et propriétés produit** influençant le comportement de la structure sont :

	Temps de contact t_c (ms)	Déplacement X_{1max} (mm)	Force de contact F_{max} (kN)	Accélération \ddot{X}_{1max} (g)
Majorant	30 (C)	60 (C)	35 (B)	2252 (B)
Minorant	0,47 (B)	2,22 (B)	1,3 (C)	66 (C)

TAB. I.8 – Limites hautes et basses des valeurs caractéristiques.

⇒ La rigidité de flexion et de cisaillement K_{bs}

Cette rigidité dépend de la classe de rigidité du tube $CR=8 \text{ kN/m}^2$, de **la longueur du tube L** et **du coefficient de poisson** de la structure.

⇒ La rigidité de contact K_c

La rigidité de contact dépend **du module de Young équivalent E** et **du rayon de courbure équivalent R** .

Les normes européennes fixent certains de ces paramètres. La classe de rigidité est imposée ainsi que la longueur du tube. Les dimensions du percuteur sont prédéterminées, ainsi que sa matière. **Pour modifier la réponse au choc, la seule possibilité semble être de modifier le module de Young et le coefficient de poisson de la structure, tout en s'assurant bien que la rigidité soit supérieure à la valeur minimale imposée.**

Conclusion

L'utilisation des modèles masse-ressort est très flexible. Ils permettent notamment de prendre compte les phénomènes d'indentation et de déflexion de la structure. Des travaux proposés par Fatt et al [31] et [32] prennent compte le comportement des différentes couches d'une structure sandwich. Dans notre cas d'étude, les modèles masse-ressort nous ont permis de minorer et de majorer le temps de contact, le déplacement de la structure sous le point d'impact, la force de contact ainsi que l'accélération. De plus, ces modèles permettent de confirmer que le choc au regard du temps de propagation des ondes est de type quasi-statique. Enfin, ces modèles montrent que la réponse à un choc est influencée par des paramètres et propriétés produit. Modifier le comportement du système ne peut se faire qu'en modifiant le module de Young équivalent de la structure et le coefficient de poisson. Il apparaît un lien net entre deux propriétés produit : la résistance aux chocs et la rigidité d'un tube. Pour cette raison, nous détaillerons dans la partie suivante l'ensemble des propriétés mécaniques attendues, autres que la résistance aux chocs.

I.4 Influence de la structure sandwich circulaire sur les propriétés mécaniques

D'après l'analyse des modèles masse-ressort, modifier le module de Young équivalent est l'une des voies possibles pour modifier le comportement de la structure. Améliorer la résistance aux chocs ne doit pas se faire au détriment des autres propriétés attendues. Pour s'en assurer, les

propriétés de résistance en traction et en rigidité seront décrites plus en détail. Les rebuts pour non-conformité aux tests de retrait thermiques étant minimales, nous ne nous attarderons pas cette propriété.

I.4.1 Propriétés mécaniques attendues

I.4.1.1 Détermination de la résistance en traction - Norme NF EN ISO 638 [3]

Rappelons que pour un essai de traction, plusieurs comportements sont couramment décrits pour les polymères [33] [34] (cf figure I.12) comme les comportements :

⇒ *Fragiles*

Ce type de comportement est couramment observé sur des thermodurcissables ou des thermoplastiques lors d'essais à forte vitesse ou à basse température.

⇒ *Ductiles avec ou sans seuil d'écoulement*

La majorité des thermoplastiques présente ce comportement à température ambiante.

⇒ *Caoutchoutiques*

Ce comportement est caractéristique des élastomères et des polymères amorphes au dessus de la température de transition vitreuse.

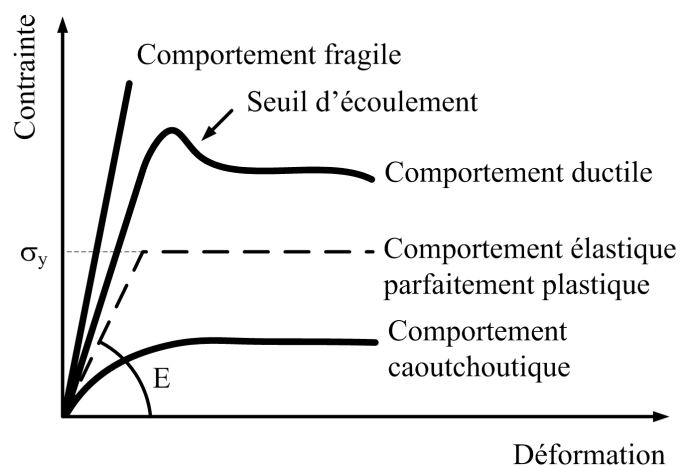


FIG. I.12 – Courbe contrainte-déformation pour des polymères présentant un comportement fragile, ductile ou caoutchoutique.

Les tests de traction réalisés en entreprise sur des éprouvettes constituées des trois couches montrent que le comportement de la matière est proche d'une loi élastique parfaitement plastique. Cette loi est représentée figure I.12 et permet d'identifier le module de Young équivalent E , la

contrainte limite σ_y et l'allongement à la rupture $\epsilon_{rupture}$. Ces trois grandeurs ¹ ont, pour un échantillon prélevé sur un tube de diamètre 200, les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} E &= 1100 \text{ MPa} \\ \sigma_y &= 24 \text{ MPa} \\ \epsilon_{rupture} &= 25 \% \end{cases} \quad (\text{I.37})$$

Le module de Young E , la contrainte limite à la rupture σ_y ainsi que l'allongement A sont trois paramètres produit qui permettent de caractériser la structure. Le module de Young influence la propriété de résistance en traction et aux chocs.

Pour être conformes aux normes, les tests de traction doivent être effectués au moins une fois par campagne de production, au moins une fois par semaine et par machine et en cas de changement de diamètre. Une résistance limite à la rupture de 20 MPa doit être assurée. L'énergie de rupture peut-être calculée à partir de ces courbes. L'aire comprise entre la courbe et l'axe des allongements traduit l'énergie, par unité de volume, qu'il est nécessaire de fournir pour rompre une éprouvette (voir figure I.21). L'énergie de rupture W s'écrit donc :

$$W = \int_0^{\epsilon_{max}} \sigma d\epsilon \quad (\text{I.38})$$

À même niveau de contrainte à la rupture, l'énergie requise pour rompre un matériau ayant un comportement fragile est plus faible que celle pour rompre un matériau ayant un comportement ductile. Autrement dit, un matériau ductile est plus tenace qu'un matériau fragile.

I.4.1.2 Détermination de la rigidité annulaire - Norme NF EN ISO 9969

La classe de rigidité d'un tube est obtenue en mesurant la force et la déformation produite au cours de l'ovalisation d'un tube. Un échantillon de tube, placé horizontalement, est comprimé verticalement entre deux plateaux parallèles, plats et indéformables se déplaçant sur une distance y à une vitesse constante (voir figure I.13 et I.14). La distance y est fonction du diamètre du tube D_i (voir équation I.39).

$$y = 0.03 D_i \quad (\text{I.39})$$

La rigidité s'exprime alors par la relation (I.40) :

$$CR = \frac{EI}{D_m^3} \quad (\text{I.40})$$

La rigidité d'un tube est fonction du module de Young moyen de la structure E , de la quantité I ainsi que du diamètre moyen du tube D_m . La quantité I s'exprime par l'équation (I.41) :

$$I = \frac{e^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (\text{I.41})$$

¹Ces trois grandeurs sont des valeurs moyennes, car elles caractérisent le comportement de la structure composée de trois couches. Ces valeurs moyennes sont donc différentes des valeurs associées au PVC compact seul ou au PVC alvéolaire seul.



FIG. I.13 – Test de détermination de rigidité annulaire.

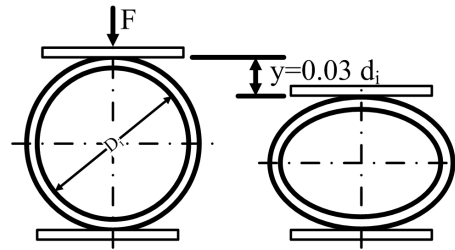


FIG. I.14 – Représentation schématique du test.

avec	CR	(KN/m^2)	Classe de rigidité
	E	(MPa)	Module de Young
	D_m	(m)	Diamètre nominal du tube
	e	(m)	Épaisseur du tube
	ν		coefficient de poisson

Les essais de rigidité sont réalisés une fois par campagne, au moins une fois par semaine, par machine ainsi qu'en cas de changement de diamètre.

Augmenter l'épaisseur, augmenter le module de Young ou diminuer le diamètre de la structure sandwich permet d'assurer une meilleure rigidité du tube. La rigidité minimale à garantir est de 8 kN/m^2 . **Le module de Young, le coefficient de poisson, le diamètre du tube et son épaisseur sont des paramètres produits qui influencent la réponse du tube lors de tests de rigidité.**

I.4.1.3 Conclusion

Les tests de traction et de rigidité ont mis en évidence l'influence de propriétés et de paramètres produit sur la réponse des tubes. Les propriétés sont **le module de Young équivalent, la résistance limite à la rupture, l'allongement à la rupture et le coefficient de poisson**. Les paramètres produit sont **l'épaisseur du tube et son diamètre**. Le module de Young équivalent semble donc influencer à la fois la résistance aux chocs et la résistance en traction et en rigidité. Le module de Young équivalent de la structure dépend de la répartition des couches de PVC compact et alvéolaire ainsi que de la densité de la couche intermédiaire. Il existe donc une corrélation entre le module de Young et un paramètre produit couramment utilisé en production, le poids au mètre des tubes. Plus le poids au mètre augmente et plus le module de Young croît. Le tableau I.9 montre l'évolution de ces propriétés étudiées précédemment en fonction du poids au mètre de tubes de diamètre 200 mm.

L'analyse de ce tableau montre que, lorsque la masse des tubes augmente, la résistance maximale en traction ainsi que la rigidité des tubes augmentent. La résistance maximale en traction est toujours supérieure à la valeur seuil fixée par la norme soit 20 MPa. Il existe toutefois

Poids au mètre (kg/m)	Résistance maximale en traction (MPa)	Rigidité (kN/m ²)	Pourcentage de tubes défectueux suite aux essais de chocs
3,5 – 3,65	20,5	7,5	0
3,65 – 3,8	22,3	8	11
3,8 – 3,95	24	8,2	11
3,95 – 4,1	23,5	8,4	7
4,1 – 4,25	26,2	9,3	25

TAB. I.9 – Propriétés attendues en fonction de la masse des tubes.

une valeur seuil du poids au mètre à ne pas franchir pour assurer une rigidité minimum de 8 kN/m². Le poids au mètre minimum se situe aux alentours de 3,65 kg/m. En deçà de cette valeur, la rigidité chute à 7,5 kN/m². Ce tableau montre également que plus la rigidité des tubes s'accroît et plus le pourcentage de tubes défectueux suite aux essais de chocs augmente. Ces données industrielles montrent qu'il est difficile de concilier la rigidité et la résistance aux chocs d'une structure. Assurer la ténacité d'une structure ainsi que sa rigidité, est un problème couramment rencontré et complexe à résoudre [35]. Actuellement, la résistance aux chocs peut-être améliorée, mais en dégradant la rigidité de la structure.

Ce tableau montre une corrélation étroite entre le poids au mètre des tubes, donc le module de Young équivalent de la structure, et leurs propriétés mécaniques. Nous allons maintenant analyser l'influence de la structure sandwich sur le module de Young et, plus généralement, le comportement au choc.

I.4.2 Structure particulière du tube

Une structure sandwich est composée typiquement de deux couches d'un matériau fin et rigide, présentant de bonnes propriétés mécaniques et d'une couche d'un matériau léger et épais. Cette combinaison de matériaux permet d'obtenir des structures à la fois légères et rigides. Les peaux ont pour intérêt de résister aux sollicitations en traction, compression et en flexion. Le rôle du matériau intermédiaire est de transférer les contraintes de cisaillement d'une peau vers l'autre. Pour que cela soit possible, les différentes couches doivent être solidaires. Ce type de structure est couramment utilisé, car il présente de bonnes propriétés d'isolation thermique et phonique. De plus, la résistance aux chocs de certains matériaux alvéolaires est supérieure à celle des matériaux compacts. Zenkert [36] décrit quatre grandes catégories de matériaux utilisés à cœur pour former une structure sandwich :

- le balsa ;
- les nids d'abeilles ;
- les structures ondulées ;
- les mousses cellulaires.

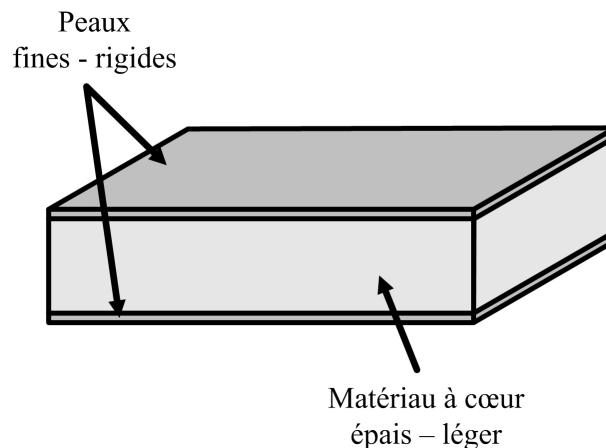


FIG. I.15 – Structure sandwich classique.

Le matériau retenu doit être en PVC. La couche intermédiaire ne peut donc pas être en balsa. Les nids d'abeilles possèdent des propriétés intéressantes lorsque les efforts s'exercent dans l'axe des alvéoles. Pour assurer de bonnes propriétés au tube, les axes des alvéoles devraient être perpendiculaires à l'axe d'extrusion du tube. Les contraintes sur le procédé d'extrusion excluent cette possibilité. Les deux solutions possibles sont les structures ondulées et cellulaires. Le choix retenu par REHAU est un matériau à cœur de type mousse cellulaire.

Le choix d'une structure cellulaire par rapport à une structure compacte est motivé par l'augmentation du coût du pétrole qui se répercute sur les prix des matières premières. Le coût de la matière représente environ 70 % du coût final du produit. En conséquence, REHAU a décidé d'alléger la structure des tubes en introduisant une couche de PVC alvéolaire entre deux couches de PVC compact. Par exemple, pour un tube de 200 mm, le gain de masse est d'environ 40 %.

Les tubes utilisés dans le domaine de l'assainissement sont conçus pour évacuer les eaux usées. L'une des contraintes est donc d'assurer l'étanchéité de la surface interne du tube. De plus, l'écoulement des eaux usées au sein des tubes ne doit pas abîmer la surface interne du tube. Le PVC alvéolaire ne permet pas de remplir cette fonction. La peau interne en PVC compact permet de garantir, en plus de l'étanchéité, une bonne résistance à l'abrasion ainsi qu'un bon aspect extérieur. Avant d'être installés dans les tranchées, les tubes PVC sont manipulés. Il est donc nécessaire d'extruder une peau externe en PVC compact pour le protéger lors de cette étape.

Le tableau I.4.2 présente l'influence de l'épaisseur respective des couches sur la réponse au choc de la structure. Ce tableau présente une moyenne de la répartition des épaisseurs pour des tubes de diamètre 200 mm et de classe de rigidité de 8 kN/m² (CR8).

Ce tableau montre que les écarts entre un tube conforme aux tests de chocs et un tube non conforme sont minimes. La seule différence significative se situe au niveau de la couche externe. Il semble qu'augmenter l'épaisseur de la couche externe contribue à améliorer la résistance aux chocs.

		Épaisseur des couches (mm)		
		Interne	Intermédiaire	Externe
Choc conforme	Moyenne	0,84	7,16	0,69
	Écart-type	0,1	0,42	0,14
Choc non conforme	Moyenne	0,82	7,23	0,43
	Écart-type	0,09	0,16	0,16

TAB. I.10 – Influence de l'épaisseur des couches pour un tube de diamètre 200 mm et de classe de rigidité de $8 \text{ KN}/m^2$ (CR8).

Pour des structures sandwich, l'épaisseur des couches influence directement les mécanismes d'endommagement. Les endommagements peuvent prendre naissance sur la surface inférieure, sur la face supérieure, dans le matériau à cœur ou à l'interface des couches [32]. Ces mécanismes d'endommagement sont dus aux contraintes de cisaillement et de traction qui se développent dans la structure.

Considérons le cas d'un sandwich à peaux épaisses, c'est-à-dire l'épaisseur de la peau est supérieure au déplacement du point d'impact lors d'un choc. Le percuteur comprime le sandwich, le choc crée des contraintes de cisaillement τ au sein de la peau (voir figure I.16). Ces contraintes de cisaillement peuvent donner naissance à des fissures dans la peau supérieure.

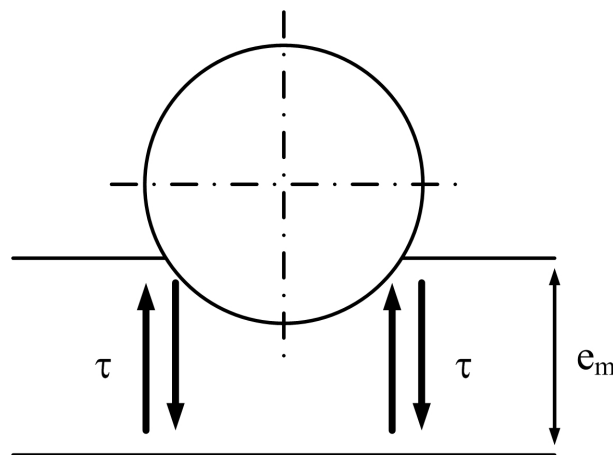


FIG. I.16 – Endommagement par cisaillement.

Étudions maintenant le cas des sandwichs à peaux fines. Un sandwich est dit à peau fine lorsque le déplacement du point d'impact est supérieur à l'épaisseur de la peau supérieure. Dans ce cas, les contraintes de cisaillement ne sont pas prédominantes dans la peau externe. L'endommagement est dû à la présence de contraintes de traction σ dans la peau supérieure, mais aussi de cisaillement dans la mousse (voir figure I.17)

Lorsque la structure fléchit, il se crée des contraintes de traction, mais cette fois-ci dans la peau inférieure. Dans les cas les plus sévères, ces différents mécanismes d'endommagement se

cumulent dans les trois couches du tube.

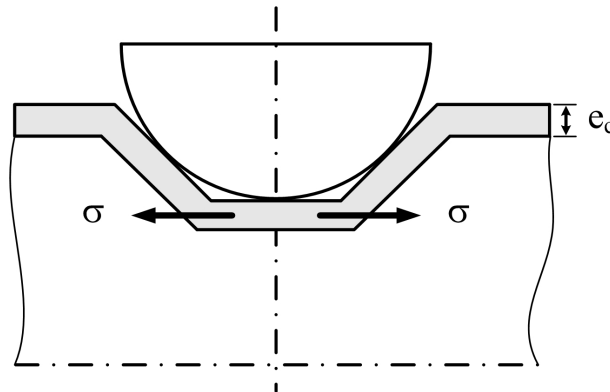


FIG. I.17 – Endommagement par traction.

L'analyse du comportement de la structure à l'aide du modèle masse ressort C montre que le déplacement de la structure par flexion est de l'ordre de 60 mm. L'indentation du percuteur, calculée d'après le modèle B, en négligeant la flexion de la structure, est d'environ 2mm. Ces modèles montrent que le mouvement de flexion est prédominant par rapport à l'indentation. Vu les ordres de grandeur des déplacements, des contraintes de cisaillement peuvent se créer dans la couche intermédiaire, et des contraintes de traction peuvent apparaître dans la peau inférieure et la couche intermédiaire. Toh *et al.*[37] confirment ce type de répartition des contraintes dans un sandwich.

Maintenant que le rôle de chaque couche du tube est précisé, nous allons présenter le comportement de chacun des éléments. Nous présenterons dans un premier temps le comportement général d'un polymère puis d'une mousse alvéolaire.

I.4.2.1 Comportement général d'un polymère

Le PVC, comme de nombreux polymères, présente un comportement viscoélastique. Autrement dit, la matière se comporte comme si elle était composée d'un solide élastique et d'un fluide visqueux [38]. Le comportement des tubes PVC est donc dépendant du taux de déformation ainsi que de la température. Les conditions d'essais et notamment celles lors de tests de chocs sont de la plus grande importance.

Les normes des tests de chocs imposent de conditionner les échantillons à 0 °C durant 15 mn. Diminuer la température contribue à réduire la capacité de la matière à se déformer plastiquement (voir figure I.18). Le module de Young augmente, la structure est donc plus rigide. La contrainte limite à la rupture chute également. De ce fait, à température plus faible, une structure est capable d'absorber moins d'énergie lors d'un choc.

Nous avons vu au début de ce chapitre que les chocs réalisés sur les tubes se classaient parmi les chocs quasi-statiques à faible vitesse. Le taux de déformation se situe donc entre 1 et 10¹ s⁻¹. D'après la figure I.19, augmenter fortement le taux de déformation réduit les déformations plastiques, le module de Young augmente. La capacité à absorber l'énergie d'un choc diminue lorsque le taux de déformation augmente.

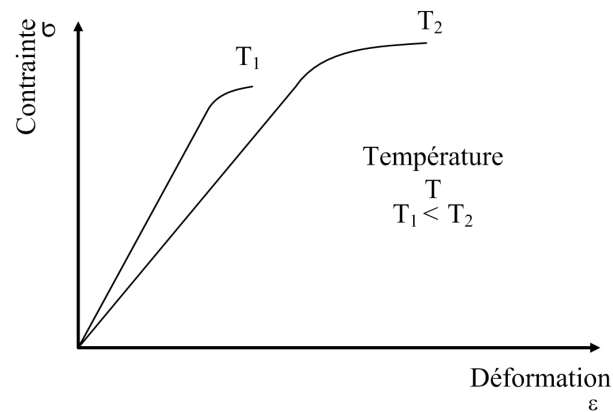


FIG. I.18 – Comportement dépendant de la température.

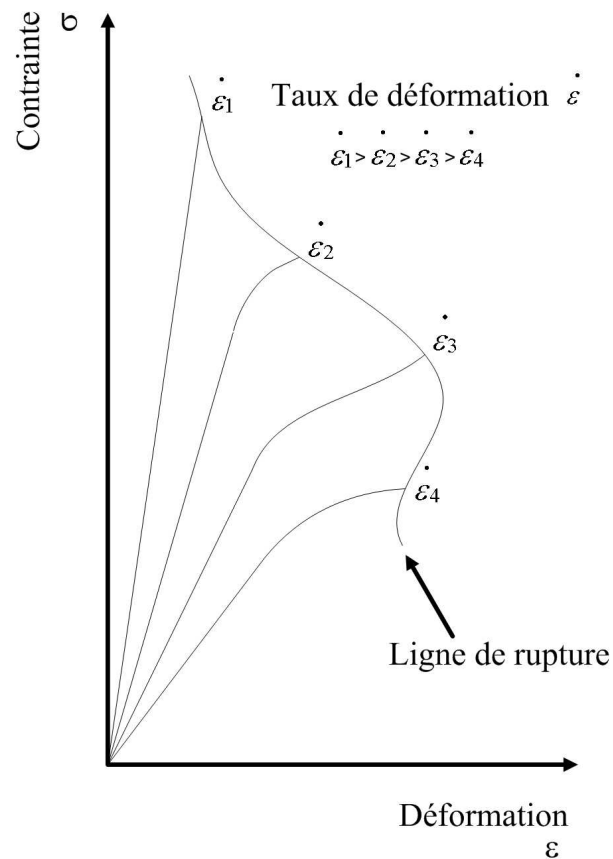


FIG. I.19 – Comportement dépendant du taux de déformation.

Le taux de déformation, la température d'essai et l'incidence du taux de déformation sur la température sont des éléments à prendre en compte pour analyser le comportement de polymères.

I.4.2.2 Comportement de la mousse cellulaire

Les matériaux alvéolaires résultent de la volonté de créer des cavités dans une matrice polymère dans le but, d'après Biron et al [39] d'alléger, mais aussi d'augmenter la souplesse pour rendre la matrice amortissante. Pour modifier le comportement d'une mousse, il est possible de modifier deux caractéristiques :

- le type de cellules (alvéoles ouvertes ou fermées) ;
- la densité de la mousse.

Modéliser le comportement des mousses est complexe. Suivant le type de cellules (ouvertes ou fermées), la réponse à une sollicitation diffère. Les comportements ont été décrits par Gibson et al [40]. Dans une mousse à cellules ouvertes, les parois des alvéoles se déforment par flexion. Le gaz situé dans les alvéoles s'écoule à travers les parois des cellules ouvertes. Dans une mousse à alvéoles fermées, le gaz est emprisonné dans les cellules. En cas de sollicitation, les cellules s'étirent, le gaz est comprimé. La compression du gaz contribue à augmenter la rigidité de la structure. Lorsque la sollicitation est importante, les parois s'endommagent, le gaz se diffuse entre les cellules. La figure I.20 montre une vue de coupe la paroi d'un tube. Cette figure montre que la structure alvéolaire est composée de cellules ouvertes et fermées. Le comportement des

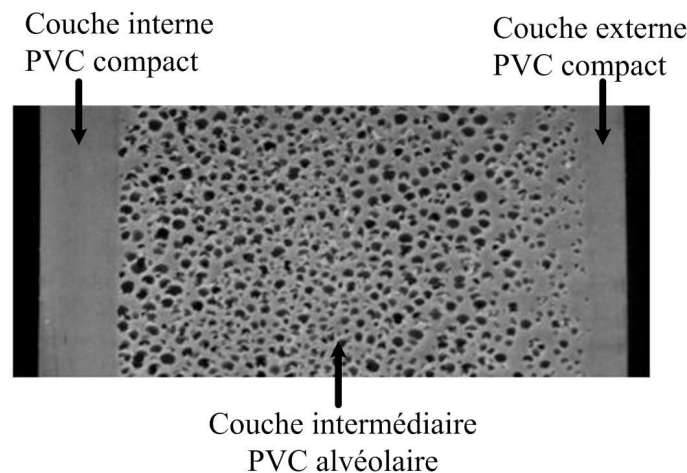


FIG. I.20 – Vue en coupe du sandwich - tube de diamètre 200 mm - épaisseur d'environ 8 mm.

mousses est le plus souvent analysé en compression. Nous détaillerons donc le comportement des mousses lors de ce type de sollicitation avant d'expliquer le comportement en traction.

Comportement en compression

Lors d'un essai de compression d'une mousse, il apparaît trois zones distinctes sur la courbe contrainte déformation (voir figure I.21) [41]. Dans la première partie de la courbe, la mousse présente un comportement linéaire élastique. Cette phase est suivie d'un plateau pendant lequel les parois de la mousse fléchissent. La mousse s'effondre progressivement. Dès que les parois supérieures et inférieures des mousses se touchent, les contraintes augmentent. On parle alors de densification de la mousse. À même niveau de contraintes, un matériau de type alvéolaire est capable d'absorber plus d'énergie qu'un matériau de type compact. Le niveau du plateau dépend de la densité de la mousse et de la structure des cellules (ouvertes ou fermées). Les

caractéristiques de la mousse doivent être telles que, lors d'un choc, l'énergie cinétique du choc soit absorbée sans que la contrainte atteigne une valeur critique. Si la densité de la mousse est insuffisante, les cellules se touchent alors que toute l'énergie n'est pas encore absorbée. Si la densité est trop forte, les contraintes excèdent la valeur critique avant que l'énergie n'ait été emmagasinée.

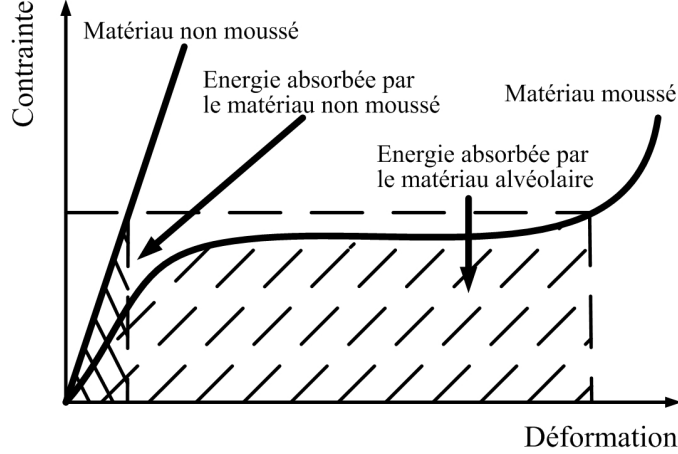


FIG. I.21 – Comparaison de la quantité d'énergie absorbée par un matériau compact et un matériau de même nature, mais moussé.

Pour une mousse à alvéoles ouvertes, le module de Young d'une structure moussée ainsi que la contrainte d'écoulement plastique s'écrivent [40] :

$$\begin{cases} \frac{E_m}{E_s} \sim \left(\frac{\rho_m}{\rho_s} \right)^2 \\ \frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ys}} \sim 0,23 \left(\frac{\rho_m}{\rho_s} \right)^{\frac{3}{2}} \left(1 + \left(\frac{\rho_m}{\rho_s} \right)^{\frac{1}{2}} \right) \end{cases} \quad (\text{I.42})$$

avec E_m et E_s Module de Young du PVC moussé et du PVC à l'état solide
 ρ_m et ρ_s Densité du matériau moussé et solide
 σ_{ym} et σ_{ys} Contrainte d'écoulement plastique du matériau moussée et solide

Volontairement, nous n'appelons pas le module de Young du PVC moussé à l'état compact "compact" mais "solide" pour ne pas le confondre avec le module de Young du PVC compact des couches internes et externes du tube. Pour une mousse à alvéoles fermées [40], ces expressions s'écrivent :

$$\begin{cases} \frac{E_m}{E_s} \sim \phi^2 \left(\frac{\rho_m}{\rho_s} \right)^2 + (1 - \phi) \frac{\rho_m}{\rho_s} + \frac{\rho_m}{\rho_s} \left(\frac{1 - 2\nu_m}{1 - \frac{\rho_m}{\rho_s}} \right) \\ \frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ys}} \sim 0,3 \left(\phi \frac{\rho_m}{\rho_s} \right)^{\frac{3}{2}} + 0,4(1 - \phi) \frac{\rho_m}{\rho_s} + \left(\frac{p_0 - p_{atm}}{\sigma_{ys}} \right) \end{cases} \quad (\text{I.43})$$

avec ϕ Constante fonction de la géométrie des alvéoles

ν_m	Coefficient de poisson du matériau moussé
p_0	Pression dans les cellules
p_{atm}	Pression atmosphérique

Indépendamment de la géométrie des alvéoles, le module de Young et la contrainte limite sont fonction des propriétés initiales et de la densité de la mousse. Plus la densité augmente, et plus le module de Young et la contrainte limite s'accroissent. Analysons maintenant le comportement en traction.

Comportement en traction

Dans le domaine élastique, le module de Young en traction est le même que le module de Young en compression. Dans le domaine plastique, les contraintes diffèrent et s'écrivent indépendamment du type de cellules :

$$\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ys}} \sim \frac{\rho_m}{\rho_s} \quad (I.44)$$

avec σ_{ym} et σ_{ys} Contrainte d'écoulement plastique du matériau moussée et solide
 ρ_m et ρ_s Densité du matériau moussé et solide

Le module de Young de la couche intermédiaire est fonction du module de Young de cette matière à l'état non moussé ainsi que la densité. Plus un matériau est dense et plus le module de Young et la contrainte d'écoulement plastique s'accroissent. **D'APRÈS LES ANALYSES PRÉCÉDENTES, LA RÉSISTANCE AUX CHOCs DÉCROIT LORSQUE LE MODULE DE YOUNG, DONC LA DENSITÉ AUGMENTE.** La figure I.22 présente l'influence des paramètres produit sur le module de Young du matériau.

Conclusion

Saha et al. [42] étudient expérimentalement l'effet de la densité et du taux de déformation sur des mousses en PVC à alvéoles fermées. Les échantillons de matière PVC qui se rapprochent le plus du cas industriel ont une densité de 300 kg/m³. Des tests de compression sont réalisés sur des cubes de 12,5 mm de côté. Les essais sont réalisés en faisant varier le taux de déformation de 0,001 s⁻¹ à 1750 s⁻¹. Analysons l'évolution de la courbe contrainte déformation pour certaines valeurs du taux de déformation (voir figure I.23) :

- pour un taux de cisaillement de 0,1 s⁻¹, la mousse présente un comportement élastique. Le plateau n'est pas linéaire, car les cellules fléchissent sans s'écraiser. La contrainte élastique du plateau σ_{el} atteint 7 MPa ;
- à fort taux de cisaillement, $\dot{\epsilon}=714$ s⁻¹, le comportement est de type élastoplastique. La pente de la partie initiale de la courbe est plus importante, la courbe contrainte déformation présente un plateau linéaire. Ce plateau est le résultat du fléchissement des cellules et de leur effondrement. La contrainte plastique du plateau σ_{pl} est de 14 MPa.

Saha et al [42] analysent l'influence de la densité d'une mousse sur son comportement. En cas de chocs, la densité de la mousse est un critère primordial pour garantir sa ténacité. À fort

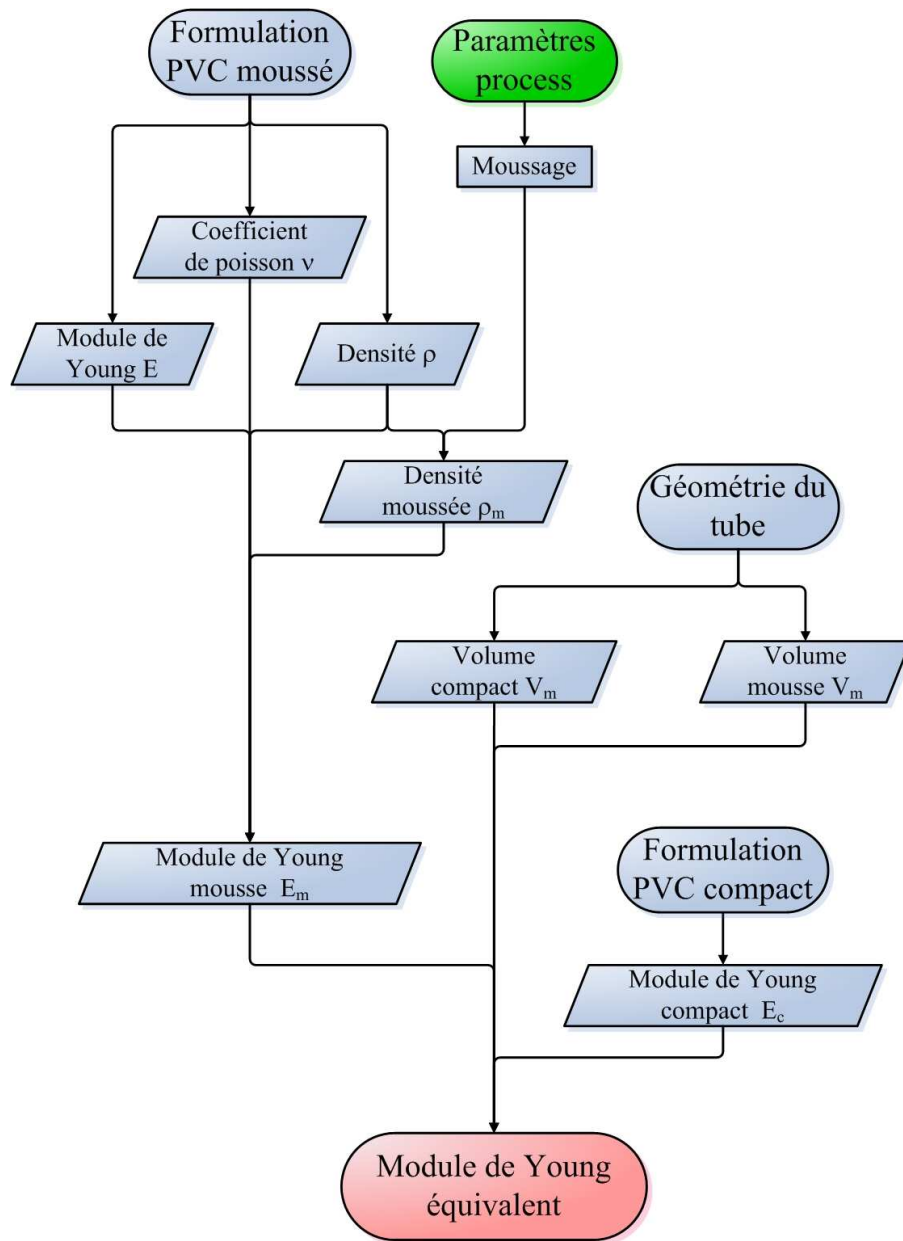


FIG. I.22 – Influence des paramètres produits sur le module de Young équivalent du matériau.

taux de déformation (1600 s^{-1}), augmenter la densité de la mousse de PVC de 75 à 300 kg/m^3 a pour conséquence d'augmenter la contrainte limite σ_{pl} , de 2 à 13 MPa . Plus la densité augmente, et plus la matière est capable d'absorber une quantité d'énergie importante.

Shah et al ont également montré que la taille des alvéoles influence le comportement des mousses. Sur des échantillons de PVC présentant une densité de 130 kg/m^3 , le diamètre des cellules varie de $200 \mu\text{m}$ à $500 \mu\text{m}$. Cette étude a montré qu'à faibles taux de déformation, un échantillon possédant des cellules de $500 \mu\text{m}$ de diamètre absorbe plus d'énergie qu'un échantillon composé de cellules de $200 \mu\text{m}$ de diamètre. A partir de 35 s^{-1} , cet effet s'inverse. Dans ce cas, pour optimiser la tenue au choc, il est donc préférable de réduire la taille des cellules.

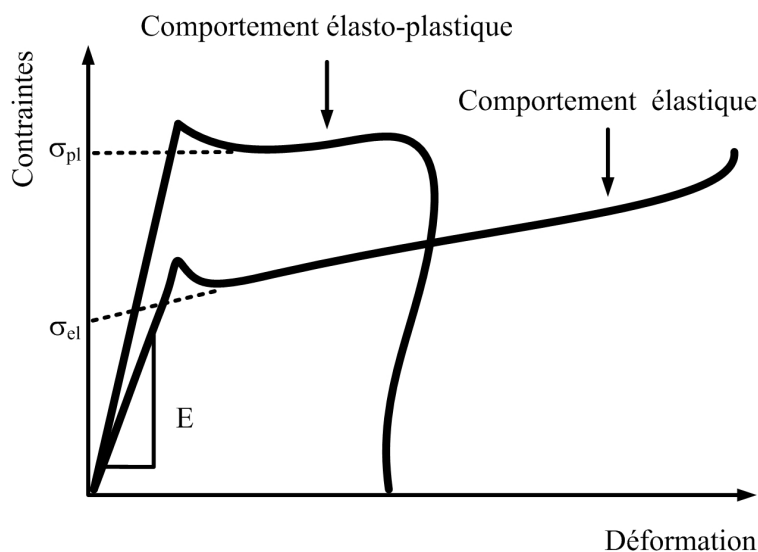


FIG. I.23 – Comportement en compression d’une mousse.

Dans certaines applications visant à améliorer la ténacité d’une structure, des mousses micro-cellulaires sont développées. La taille des cellules est beaucoup plus faible, de l’ordre de $10\ \mu\text{m}$ et la morphologie très régulière. Ces mousses sont obtenues à l’aide d’agents gonflants physiques, c’est-à-dire par ajout de gaz directement dans la matière fondue. Bureau et al [43] et Rachtanapun et al [44] décrivent le mécanisme qui permet d’améliorer la ténacité de la structure. Les micro-vides de la mousse agissent comme des concentrateurs de contraintes. Quand les contraintes au sein de la structure augmentent, les micro-vides s’agrandissent, atteignent les cellules avoisinantes de plus petite taille et fusionnent. Les fissures se propagent ainsi de cellule en cellule. Il est donc possible de redistribuer dans toutes les directions l’énergie du choc. Toutefois, il existe une taille critique de bulle au-delà de laquelle la propagation de fissures devient instable et ne contribue plus à améliorer la ténacité de la structure.

À forts taux de déformations, la densité de la mousse et la taille des alvéoles influencent fortement le module de Young et la contrainte limite d’écoulement plastique. Pour améliorer la ténacité, il semble préférable d’augmenter la densité de la mousse (pour augmenter le module de Young et la contrainte limite σ_{pl}) et de privilégier des cellules de petite taille. Analysons maintenant le type de mousse produite par REHAU. Les mousses produites par la société sont de types conventionnels et produits à l’aide d’agents gonflants chimiques. La taille des bulles n’est pas homogène (voir figure I.20). Par exemple pour un tube de diamètre 200 mm, la taille moyenne des cellules est de $115\ \mu\text{m}$, la taille maximale des cellules atteint $400\ \mu\text{m}$. Le tableau I.11 indique la taille des cellules pour chaque diamètre de tube. Le tableau I.12 montre, pour des tubes de diamètre 200, la dimension des cellules dans le cas d’un choc conforme et d’un choc non conforme. Contrairement aux informations issues de données bibliographiques, il semble qu’augmenter le diamètre des cellules de 98 à $122\ \mu\text{m}$ améliore la ténacité de la structure.

Si la mousse joue un rôle important, l’interface entre le PVC alvéolaire et PVC influence également le comportement global de la structure. Les interfaces doivent assurer le transfert des forces de cisaillement et de traction de la peau vers la mousse. Elles doivent donc être tenaces pour éviter que le sandwich ne se délamine. Sous l’effet du cisaillement, deux couches consécutives

Diamètre (mm)	Pourcentage de surface poreuse	Nombre de pores par mm ²	Diamètre maximal des cellules (μm)	Diamètre des cellules (μm)
125	32,53	52,29	232,87	89,73
160	32,17	49,63	280,73	101,03
200	30,53	41,55	401,48	115,39
250	31,15	37,19	435,91	121,65
315	32,45	36,46	594,77	141,11
400	30,91	29,88	610,63	153,00

TAB. I.11 – Influence de la conformité des chocs sur la structure alvéolaire - tube de diamètre 200 CR 8.

	Pourcentage de surface poreuse	Nombre de pores par mm ²	Diamètre maximal des cellules (μm)	Diamètre des cellules (μm)
Choc conforme	30,69	40,36	436,12	121,7
Choc non conforme	28,38	41,81	299,31	98,94

TAB. I.12 – Influence de la structure alvéolaire sur la conformité des chocs - tube de diamètre 200 CR 8.

ne doivent pas se désolidariser l'une de l'autre.

I.4.2.3 Influence de l'interface entre le PVC alvéolaire et le PVC compact

Xu et al [45] ont étudié à haute vitesse (33 m/s) le comportement d'un sandwich métal/polymère. La peau inférieure et la peau supérieure sont en acier, le coeur du sandwich est en PVC. Cette étude montre que l'interface polymère/métal est fragile. Les craquelures se créent à cet endroit pour se propager ensuite au coeur du PVC et conduire à l'endommagement total de la structure. Plutôt que de privilégier une résistance interfaciale importante, mais supportant peu de déformations, Xu et al préconisent de diminuer la résistance à l'interface et de permettre les déformations plastiques. Le comportement des interfaces tend alors vers un comportement de type ductile.

Suivant la ténacité du PVC alvéolaire, du PVC compact et des interfaces, les dommages lors d'un choc peuvent prendre naissance dans l'une de ces trois zones. Majundar et al [46] ont étudié les performances mécaniques de sandwichs à coeur alvéolaire. Les peaux sont des composites à base d'époxy ou d'ester de vinyle. Le matériau à coeur est de la mousse de PVC. Cette étude a montré qu'à basse densité ($\rho=75 \text{ kg/m}^3$), la mousse est le matériau le plus fragile, les craquelures

s'initient donc dans cette zone. Pour des densités plus importantes ($\rho=130 \text{ kg/m}^3$), la mousse est suffisamment résistante, les craquelures s'initient à l'interface entre la mousse et la peau.

Le tableau I.13 récapitule par diamètre la masse volumique de la mousse.

Diamètre (mm)	Poids au mètre (kg/m)	Masse volumique du tube (kg/m ³)	Masse volumique de la mousse (kg/m ³)
125	1,59	891	793
160	2,44	929	825
200	3,85	904	829
250	6,09	924	827
315	9,74	913	810
400	1,599	990	915

TAB. I.13 – Évolution du poids, de la masse volumique du tube et de la mousse en fonction du diamètre.

La masse volumique du PVC compact est d'environ 1400 kg/m^3 . La densité élevée de la couche intermédiaire peut expliquer que le délaminage soit l'un des modes de rupture observés par REHAU lors de tests de chocs.

I.4.2.4 Influence de la géométrie

Nous venons de constater que la structure alvéolaire d'un sandwich ainsi que l'interface entre une couche alvéolaire et compacte influencent la résistance aux chocs. Nous allons maintenant étudier l'impact de la géométrie du sandwich sur la résistance aux chocs. Dans un premier temps, nous analyserons l'influence de l'épaisseur des différentes couches sur la réponse. Nous analyserons ensuite l'influence de la structure circulaire sur la réponse au choc.

Nous avons vu précédemment (voir tableau I.4.2) sur un tube de diamètre 200 mm, qu'augmenter la taille de la couche intermédiaire et diminuer la taille de la couche externe tend à dégrader la résistance aux chocs. En étudiant plusieurs diamètres de tubes, nous constatons que cette tendance ne se confirme pas systématiquement (voir tableau I.14). Il est donc difficile de tirer une répartition d'épaisseur type qui assure une résistance aux chocs optimale de la structure pour tous les diamètres.

Analysons maintenant l'influence de la géométrie circulaire. Toh et al [37] étudient par voie analytique la réponse en contraintes d'une coque cylindrique orthotropique soumise à un impact de faible vitesse. Diminuer le rayon de la structure cylindrique, tout en gardant les autres caractéristiques identiques (épaisseurs, masse volumique, etc.) augmente la rigidité de la structure. Les contraintes normales sont réduites alors que les contraintes de cisaillement responsables du délaminage des couches augmentent. Dans ce cas, le risque d'endommagement par délaminage des couches est accru.

		Épaisseur des couches (mm)		
		Interne	Intermédiaire	Externe
Diamètre 125	Choc conforme	0,51	4,38	0,33
	Choc non conforme	0,47	4,55	0,39
Diamètre 160	Choc conforme	0,77	5,62	0,47
	Choc non conforme	0,6	5,6	0,45
Diamètre 200	Choc conforme	0,84	7,16	0,69
	Choc non conforme	0,82	7,23	0,43
Diamètre 250	Choc conforme	0,96	8,76	0,82
	Choc non conforme	0,83	8,61	0,84
Diamètre 315	Choc conforme	1,25	10,84	1,04
	Choc non conforme	1,32	10,98	1

TAB. I.14 – Influence de l'épaisseur des couches pour des tubes de classe de rigidité de 8 KN/m² (CR8).

Kim et al [47] étudient le comportement au choc de coques cylindriques. Par rapport à des plaques, dans de mêmes conditions d'essais, augmenter la courbure a pour conséquence d'augmenter la force de contact. L'endommagement caractéristique, principalement du délaminage, est le même que le choc ait lieu sur une coque ou un composite plat. La seule différence est que la zone d'endommagement des coques par rapport aux composites plats est accrue.

Ce résultat ne nous permet pas de comparer la sévérité d'un choc réalisé sur deux tubes de diamètres différents, dans des conditions d'essais identiques, car les rigidités d'un diamètre de tube à l'autre sont équivalentes.

I.4.3 Conclusion

Les possibilités pour modifier le comportement au choc de ce type de structure sont réduites. L'analyse des modèles masses ressorts nous indique que le module de Young de la structure est susceptible de modifier le comportement. Ce paramètre intervient également dans la résistance en traction et en rigidité. En fonction de la structure du tube, il est possible d'augmenter le module de Young ainsi que la rigidité du tube. La résistance aux chocs est alors dégradée.

Le module de Young de la structure dépend de la température du tube. Plus la température diminue et plus le module de Young augmente. Réaliser des chocs à 0 ° C augmente la sévérité des chocs. De même, un choc à faible vitesse, par rapport à une sollicitation statique est plus sévère, car le taux de cisaillement auquel la structure est soumise lors d'un choc augmente, tout comme le module de Young.

Le module de Young du tube dépend fortement des caractéristiques de la couche alvéolaire

et notamment du type de cellules, du module de Young du matériau non moussé ainsi que de la densité. Toutefois, à partir des données connues, il est difficile de définir une répartition des épaisseurs des couches, un type et une taille de cellules améliorant systématiquement la résistance aux chocs. De ce fait pour améliorer notre compréhension du comportement de la structure, une machine d'essais de chocs sera instrumentée.

Pour pouvoir exploiter ces essais, nous devons comprendre les mécanismes d'endommagement qui peuvent se produire au sein de la structure et être capable de juger de la sévérité relative des essais. Dans la dernière partie de ce chapitre, nous expliquerons les mécanismes d'endommagement. Nous nous intéresserons également aux critères d'endommagement pertinents pour pouvoir analyser la sévérité des essais de chocs.

I.5 Phénomènes d'endommagement observés lors d'un choc

Deux modes de rupture sont couramment rencontrés : les ruptures dites "fragiles" et les ruptures dites "ductiles". Prenons le cas d'un essai de traction. Une éprouvette est soumise à une déformation à vitesse constante. La charge est mesurée en fonction de la déformation. Un polymère présente un comportement fragile lorsque la rupture intervient dans le domaine élastique et que les déformations plastiques sont inexistantes. La rupture ne donne lieu à aucun mécanisme d'endommagement. Au contraire, un matériau ductile se caractérise par une déformation élastique puis plastique importante. Des mécanismes d'endommagement sont visibles. Par exemple, le blanchiment de l'éprouvette lors de tests de traction est couramment rencontré.

I.5.1 Mécanismes d'endommagement

L'endommagement des polymères se manifeste par la création de bandes de cisaillement et de craquelures. Les bandes de cisaillement se créent lors de sollicitations en compression. Les craquelures apparaissent plutôt dans un matériau sollicité en traction. La direction de propagation des craquelures est perpendiculaire à la direction de sollicitation. L'observation de ces craquelures au microscope montre que les faces supérieures et inférieures de la craquelure sont reliées par des fibrilles (voir figure I.24). Les fibrilles contiennent quelques molécules du matériau fortement étirées dans la direction de sollicitation. Notons que, lorsque le tube fléchit, des contraintes de traction se créent dans la peau interne. Les craquelures ont alors tendance à se propager dans l'épaisseur du tube.

I.5.1.1 Origine des craquelures

Les craquelures se génèrent à l'endroit où le matériau est soumis à des concentrations de contraintes importantes. Lorsque ces contraintes sont suffisamment élevées, le matériau se déforme dans la direction de sollicitation. Des micro-vides se créent. Sous l'effet de la sollicitation, le matériau s'étire autour des micro-vides formant ainsi des fibrilles. Les alvéoles de grande taille au sein de la mousse ou des infondus sont susceptibles de provoquer ces concentrations.

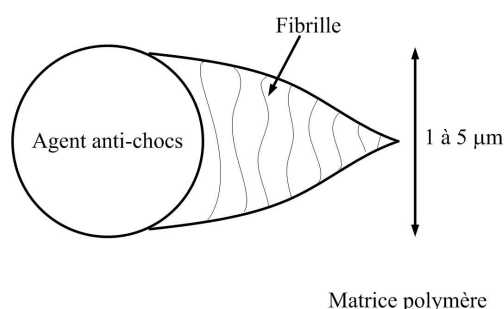


FIG. I.24 – Formation d'une craquelure.

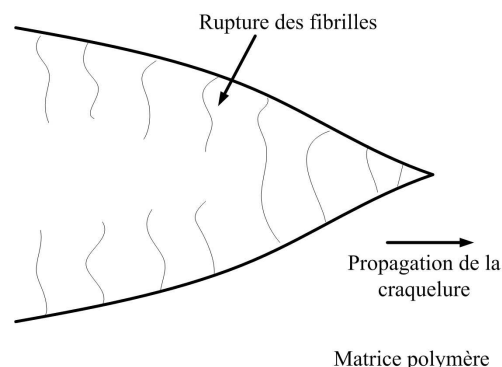


FIG. I.25 – Propagation d'une craquelure.

I.5.1.2 Propagation et ouverture d'une fissure

Deux conditions doivent être réunies pour qu'une fissure se propage : la fissure doit créer sa propre concentration de contraintes et s'ouvrir dans le sens de la craquelure. Notons que l'enchevêtrement moléculaire joue un rôle très important dans le processus de propagation des craquelures. Pour qu'une fissure se propage, les molécules doivent se déchevêtrer. Or, les chaînes moléculaires sont liées par des points de réticulation. Si leur nombre est suffisamment important, les molécules ne peuvent pas se déchevêtrer. La seule possibilité alors pour la craquelure est de rompre les chaînes moléculaires. Ce mécanisme consomme beaucoup plus d'énergie que le déchevêtrement.

I.5.2 Critères caractérisant la ténacité d'une structure

Pluinage et al [48] définissent la ténacité comme **la capacité à résister à la propagation instable de fissures où d'amorcer une fissure stable**. Pour caractériser la capacité des matériaux à résister à la propagation de fissures, la mécanique de la rupture a été développée. La mécanique de la rupture a pour objet l'étude de la rupture et des fissures macroscopiques. Les champs de contraintes et de déformations sont calculés afin de déterminer la taille critique des défauts et de prévoir l'éventuelle propagation des fissures. Deux critères sont utilisés pour caractériser la ténacité d'un matériau : le facteur d'intensité des contraintes critique K_{Ic} et le taux critique de restitution d'énergie G_{Ic} (voir annexe D). Comme nous l'avons vu dans le paragraphe précédent, une fissure se propage que si elle crée sa propre concentration de contrainte. La rupture se propage en pointe de fissure lorsque le facteur d'intensité des contraintes est supérieur à une valeur limite K_{Ic} définie en annexe. Le facteur d'intensité des contraintes n'est pas le seul critère pour caractériser la ténacité du matériau. Un deuxième critère nommé taux d'énergie G_{Ic} est couramment utilisé. Griffith [49] a montré que l'énergie élastique G_I libérée par l'extension d'une fissure est consommée par la création de nouvelles surfaces. Il est ainsi possible de prédire le moment où une fissure devient instable et se propage.

À partir de ces critères, Davies et al [50] définissent la force de contact entre les pièces impactées, l'aire de la zone d'endommagement ainsi que les contraintes de cisaillement dans la structure impactée à ne pas dépasser pour éviter la formation de craquelures. L'objectif est de

déterminer le seuil à partir duquel des dommages internes se créent dans des stratifiés plans et circulaires en fibre de carbone lors de chocs à faible vitesse. La force de contact F_c s'écrit en fonction du taux d'énergie libéré par cisaillement G_{IC} (voir équation I.45) :

$$F_c = \sqrt{\frac{8\pi^2 E t^3 G_{IC}}{9(1 - \nu^2)}} \quad (\text{I.45})$$

avec E module de flexion, ν coefficient de poisson et t l'épaisseur. Les contraintes de cisaillement maximales responsables du délaminage s'expriment par la relation suivante (voir équation I.46) :

$$\tau_{max} = \frac{3F_c}{4\pi r t} \quad (\text{I.46})$$

avec r rayon de la structure impactée. Les contraintes de cisaillement créent un endommagement circulaire de rayon r et d'aire A donnée par (voir équation I.47) :

$$A = \pi r^2 = \frac{9}{16\pi t^2} \left(\frac{F_c}{\tau} \right)^2 \quad (\text{I.47})$$

Schoeppner et al [13] étudient le comportement de composites stratifiés graphite époxy soumis à des chocs de faible vitesse. L'observation dans le temps de la force de contact permet également d'évaluer l'initiation du dommage. Ils vérifient expérimentalement que la valeur critique de la force de contact est proportionnelle à l'épaisseur du stratifié. La force de contact maximale à partir de laquelle le délaminage se produit est nommée DTL (voir équation I.48), Delamination Threshold Load.

$$DTL = C t^{\frac{3}{2}} \quad (\text{I.48})$$

Le coefficient C est calculé par voie expérimentale.

I.5.3 Conclusion

Les critères d'endommagement couramment utilisés en mécanique linéaire de la rupture sont le facteur d'intensité des contraintes et le taux de restitution d'énergie. Ces critères se mesurent sur des éprouvettes de dimensions normalisées de forme parallélépipédique, possédant une entaille. Or, nous cherchons à obtenir un critère d'endommagement pour des tubes soumis aux essais de chocs définis par la norme NF EN 744 [2]. Cette norme spécifie qu'un tube de longueur 20 mm est soumis à un choc, et non un échantillon de tube de forme parallélépipédique. De plus, les machines d'essais de chocs qui permettent de calculer les facteurs d'intensité de contraintes sont des pendules de type Mouton Charpy. Nous souhaitons définir un critère d'endommagement compatible avec la machine d'essais de chocs par poids tombants. De ce fait, ces critères ne seront pas utilisés au cours de l'étude. Notons qu'il est toutefois qu'il semble intéressant de corréliser la force de contact à l'épaisseur du tube sous le point d'impact.

I.6 Conclusion

La résistance aux chocs est un domaine d'étude vaste. L'étude des chocs à faible vitesse ne fait pas appel aux mêmes connaissances que l'étude des impacts par balle. Pour spécifier

le cadre de l'étude, nous avons, dans un premier temps, mis en évidence le régime dynamique de l'étude. Les chocs réalisés par REHAU sur les tubes de diamètre 110 à 400 mm peuvent se classer parmi les chocs à faible vitesse et faiblement dynamique. À partir de cette hypothèse, des modèles mathématiques simples, de types masse-ressort ont permis d'encadrer les valeurs des déplacements, des accélérations, des forces et des temps de contact attendus. Les modèles masse-ressort ont également mis en évidence le lien entre la rigidité de la structure et sa réponse lors d'un choc. Nous avons donc détaillé, par la suite, les liens entre les propriétés mécaniques attendues par la structure. Le module de Young équivalent de la structure semble être un paramètre important influençant à la fois la résistance en traction, en rigidité et aux chocs. Ce paramètre est dépendant de la structure du sandwich. La répartition des épaisseurs des différentes couches, la densité de la couche alvéolaire, le type d'alvéoles modifient considérablement le module de Young et peuvent dégrader la résistance aux chocs. Plus la densité de la couche intermédiaire est élevée, ou globalement le poids au mètre du tube augmente, la rigidité de la structure augmente. La force de contact s'accroît, le choc est plus sévère. L'augmentation de la rigidité a donc pour conséquence de réduire la résistance aux chocs. À l'heure actuelle, concilier ces deux propriétés est problématique. Avec les données connues, il est difficile de définir dans l'immédiat les paramètres produit (en terme de répartition d'épaisseur ou de densité) des tubes qui permettraient de concilier toutes ces propriétés mécaniques. De plus, certains paramètres produit, comme la densité, sont tributaires du procédé de fabrication. La température, la pression d'extrusion modifient considérablement le processus d'expansion de la mousse dans la couche intermédiaire. Il convient donc d'exploiter les liens entre paramètres produit, propriétés produit et paramètres process. Cette étude fera l'objet du chapitre suivant. Pour analyser l'influence de paramètres produit sur la résistance aux chocs, il nous faudra mener une étude par voie expérimentale. Cette étude sera développée dans le chapitre III du mémoire. Pour pouvoir exploiter les résultats d'essais de chocs, un critère d'endommagement de la structure sera défini. Les critères rencontrés en mécanique linéaire de la rupture ne s'avèrent pas directement utilisables pour des essais de chocs par poids tombants sur des structures circulaires. Ils ouvrent toutefois une piste de recherche en corrélant la force de contact seuil responsable du délaminage à l'épaisseur de la structure impactée.

Chapitre II

Influence des paramètres produit et paramètres process sur les propriétés produit

De nombreux phénomènes physico-chimiques se produisent au cours du processus d'extrusion de la matière et ont une influence notable sur les propriétés finales de la structure [51]. La matière première sous forme de poudre est fondue pour pouvoir être mise en forme et obtenir au final un tube circulaire. Les propriétés finales du produit, que nous nommons **propriétés produit** dépendent de **paramètres process** et de **paramètres produit**. Revenons en détail sur la définition de ces trois termes.

Les **propriétés produit** sont les propriétés mécaniques et physiques attendues par le tube. La norme XP P 16 362 [1] définit l'ensemble des spécifications des tubes en polychlorure de vinyle non plastifié (PVC-U) à parois structurées. Les propriétés régulièrement testées par l'entreprise REHAU sont les propriétés de :

- résistance au retrait thermique, NF EN 743 [5] ;
- résistance an traction, NF EN 638 [3] ;
- résistance en rigidité, NF EN ISO 9969 [4] ;
- résistance aux chocs, NF EN 744 [2].

La transformation de la matière est réalisée à l'aide d'une extrudeuse (destinée à fondre la matière) et d'un outillage (destiné à mettre en forme la matière). Les **paramètres process** sont des paramètres fixes ou réglables liés à l'extrudeuse et à l'outillage. La vitesse de rotation des vis, la température de consigne des zones de chauffe, la géométrie de la tête d'extrusion sont des paramètres process.

Ce procédé permet d'obtenir au final un tube. Les **paramètres produit** caractérisent la matière : la composition des formulations de PVC, les caractéristiques rhéologiques de la matière à l'état fondu... Les paramètres produit caractérisent également la structure finale, par exemple sa géométrie, la densité de la couche alvéolaire ou la répartition des épaisseurs entre les différentes couches du sandwich. L'influence de ces paramètres sur la résistance aux chocs a été décrite dans le chapitre précédent.

L'extrusion est un procédé complexe qui fait apparaître la difficulté de bien apprécier la répercussion des choix de paramètres process et produit sur la pièce à extruder, donc ses propriétés finales. Parmi les propriétés produit, la résistance aux chocs pose de réels problèmes industriels. Nous avons donc choisi de nous concentrer sur l'origine de ces problèmes et de mettre en évidence les liens critiques entre les paramètres process, produit et les propriétés finales de la structure.

Outre le procédé, il faut également s'intéresser à la matière extrudée. Le PVC, présente une particularité à prendre en compte : c'est une matière pour laquelle la notion de degré de gélification est très importante. Gélifier la matière consiste à transformer une matière sous forme de poudre en une matière fondue. L'étude de ce chapitre montrera que la propriété de résistance aux chocs dépend du degré de gélification de la matière. Ce dernier dépend de la formulation de PVC (paramètre produit) ainsi que des réglages du process (paramètres process). Il existe donc des liens entre paramètres process, paramètres produit et propriétés produit que nous expliciterons .

La première partie de ce chapitre est consacrée à l'étude de l'influence des paramètres produit liés à la matière sur la résistance aux chocs. Après avoir défini le processus de gélification, nous décrirons l'influence du degré de gélification sur la viscosité de la matière puis les propriétés mécaniques du tube et plus particulièrement la résistance aux chocs. Nous étudierons ensuite l'influence de la résine, des additifs sur la viscosité et le degré de gélification de la matière.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'étude des paramètres process. Nous analyserons l'influence de ces paramètres sur le degré de gélification de la matière. Nous étudierons pour cela l'énergie thermique et mécanique apportée à la matière. La matière gélifiée est mise en forme en sortie d'extrudeuse à l'aide d'un outillage. Cet outillage perturbe l'écoulement de la matière. Nous analyserons l'incidence de l'outillage sur les propriétés produit.

II.1 Influence des paramètres produit sur les propriétés produit

Tout au long de ce chapitre des liens entre paramètres produit, process et propriétés produit seront mis en exergue. Pour comprendre ces liens, il est nécessaire de comprendre la notion de gélification de la matière. Nous allons dans un premier temps définir cette notion avant de décrire l'influence du degré de gélification sur les propriétés produit et plus particulièrement la résistance aux chocs.

II.1.1 Gélification de la matière

II.1.1.1 Processus d'obtention de la matière fondue

La matière sous forme de poudre est introduite dans l'unité de plastification composée d'une double vis et d'un fourreau. La taille des grains de la matière utilisée par REHAU est de l'ordre de 100 à 200 μm . L'unité de plastification doit transformer la poudre en une matière homogène fondue. Le mouvement de rotation des vis permet à la matière de progresser dans l'unité de plastification. Le volume dans les pas des vis se réduit progressivement. La matière sous forme de poudre est donc cisailée et échauffée. Sous l'effet de la température du fourreau et du cisaillement,

une poche de matière “pseudo fondue” se forme à l’arrière du filet de la vis (voir figure II.1). Cette poche progresse, jusqu’à ce que les grains non plastifiés disparaissent.

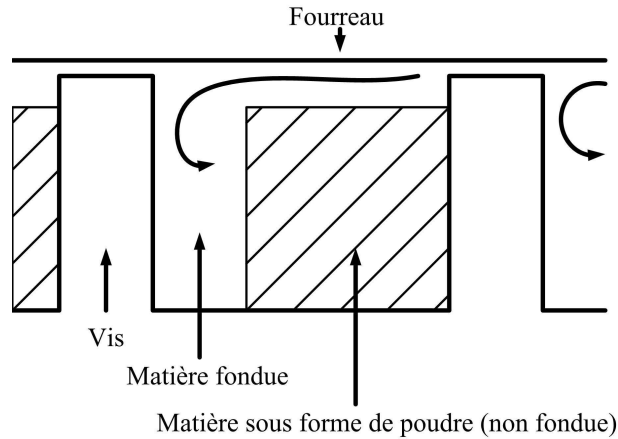


FIG. II.1 – Gélification de la matière dans l’ensemble vis-fourreau.

De manière générale, il est possible de définir la gélification comme un processus qui décrit la transformation d’une résine, de sa forme poudre vers une forme homogène où les grains de PVC ont totalement fondu. Détaillons ce processus. À l’état non fondu, le PVC se présente sous forme de poudre. Les grains de poudre sont constitués de particules primaires de 1 à 2 μm de diamètre. Ces particules contiennent des macromolécules de PVC ainsi qu’une phase cristalline (environ 5 %). Sous l’effet de la température et du cisaillement, une partie des cristallites fondent et les macromolécules se diffusent entre elles. L’ensemble constitue une phase quasi homogène. Les cristallites qui n’ont pas fondu sont nommées cristallites primaires. Au cours du refroidissement de la matière, des cristallites appelées secondaires se forment.

II.1.1.2 Moyens de mesure et définition du degré de gélification de la matière

Tests DSC

L’un des moyens de mesure du degré de gélification de la matière est le test DSC (Differential Scanning Calorimetry). L’analyse enthalpique différentielle met en évidence les effets thermiques associés à des transitions physiques ou chimiques au sein d’un matériau. Un programmeur assure une montée linéaire de la température en fonction du temps d’une référence et de l’échantillon du tube.

Les transformations sont associées à des modifications des flux de chaleur au sein du matériau, qui vont entraîner des écarts de température entre la référence et l’échantillon. Un système de thermocouples différentiel mesure ces écarts et permet le réajustement de la puissance de chauffe de l’échantillon de façon à ce que les températures de l’échantillon et de la référence restent égales (boucle de programmation dite différentielle). Ce sont ces compensations de puissance calorifiques que l’on mesure en fonction de la température.

La DSC permet donc l’analyse de différents types de phénomènes, associés à des transformations :

- exothermiques (cristallisation, décomposition, polymérisation) ;
- endothermiques (fusion, transition vitreuse, évaporation).

La figure II.2 représente la puissance à apporter à un matériau pour le fondre suivant un cycle de température donné (vitesse de chauffe de 20 °C/min). Quatre zones distinctes se dégagent sur la courbe de la figure II.2 :

⇒ *Zone 1*

À température ambiante, le PVC est rigide dans un état dit vitreux. Lorsque la température augmente, le PVC peut se déformer. Le comportement est alors de type caoutchoutique. La température de transition vitreuse marque le changement entre l'état vitreux et l'état caoutchoutique. Pour le PVC, la température de transition vitreuse est proche de 80 °C.

⇒ *Zone 2*

Une réaction endothermique se produit entre la température de transition vitreuse et la température de transformation T_t . La température de transformation du PVC est de l'ordre de 190 °C. Cette réaction correspond à la fusion des cristallites secondaires du PVC.

⇒ *Zone 3*

Une seconde réaction endothermique se produit entre la température de transformation et la température de dégradation du PVC. Ce pic correspond à la fusion des cristallites primaires du PVC.

⇒ *Zone 4*

Au-delà de 250 °C, le PVC se dégrade.

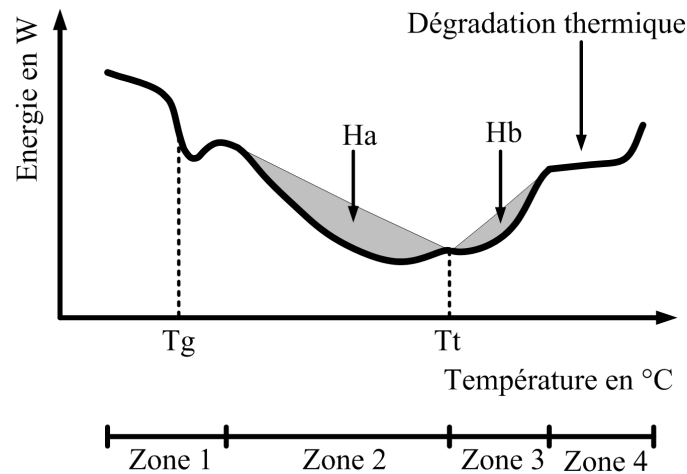


FIG. II.2 – Mesure du degré de gélification par tests DSC.

Définition du degré de gélification

D'après Fujiyama et al. [52], l'analyse de la courbe DSC (voir figure II.2) permet de calculer le degré de gélification de la matière. La température de transformation de la matière permet de calculer les enthalpies de fusion des cristallites secondaires H_a (zone 2) et primaires H_b (zone 3).

Graphiquement, les enthalpies H_a et H_b sont égales aux aires grisées sur la courbe. Le degré de gélification de la matière se définit alors par la relation :

$$G = \frac{H_a}{H_a + H_b} \quad (\text{II.1})$$

Pour augmenter le degré de gélification de la matière, la quantité de cristallites secondaires fondues doit augmenter tandis que la quantité de cristallites secondaires doit diminuer.

D'après Kausch et al [53] *“la gélification transforme les grains de polymères en une masse continue souvent appelée gel.”* Ce phénomène correspond à une transformation rencontrée dans le cas des polymères principalement amorphes (polymère sous forme de poudre ayant $T_g > 20^\circ \text{C}$). Après gélification, les particules sont totalement mélangées.

Le degré de gélification peut être quantifié aussi en mesurant la viscosité de la matière. Ces mesures sont effectuées par MFI (Melt Flow Index) ou par rhéométrie capillaire [54]. Les tests MFI consistent à mesurer la masse de polymère extrudé à travers une filière cylindrique sous l'action d'une pression à température donnée. En comparant le degré de gélification à la périphérie et au coeur de la structure extrudée, Piszczek et al. [55] ont montré que la matière prélevée en périphérie présente une meilleure gélification. Les échantillons de matière prélevée ont été introduits dans une machine de type MFI. Il apparait que la valeur du MFI est plus faible à l'extérieur de la matière qu'à l'intérieur. L'extérieur de la matière est donc plus visqueux et son degré de gélification est plus élevé qu'au centre. Piszczek et al expliquent ce phénomène en supposant que localement, à la périphérie de l'outillage, la matière est soumise à des températures et des taux cisaillements plus élevés d'où un meilleur degré de gélification.

II.1.1.3 Degré de gélification pour REHAU

Le degré de gélification n'est pas mesuré. Toutefois, l'expérience montre que la gélification de la matière est importante notamment pour le PVC alvéolaire. Une matière insuffisamment gélifiée n'est pas homogène. La présence d'hétérogénéités est l'une des causes qui participent à la dispersion de la taille des alvéoles du PVC moussé.

Analysons l'influence du degré de gélification sur les propriétés de la matière.

II.1.1.4 Influence du degré de gélification sur les paramètres et propriétés produit

Les polymères présentent généralement vers un comportement de type viscoélastique. Lors de la transformation, les polymères sont soumis à des taux de cisaillement importants. Suivant la nature de la sollicitation, le matériau présente un comportement élastique ou visqueux. Si le temps caractéristique de la sollicitation est faible par rapport au temps de relaxation du polymère, le matériau présente un comportement élastique. Dans le cas contraire, le matériau présente un comportement assimilable à un comportement visqueux.

Ces phénomènes viscoélastiques influencent le procédé de fabrication et sont responsables des phénomènes de gonflement en sortie de filière, voire de peaux de requin. La figure II.3 représente l'écoulement d'un polymère dans une filière. Le polymère garde en mémoire les déformations

subies lors de son écoulement dans la contraction de la filière. Cet effet se traduit en sortie de filière par le gonflement de la matière.

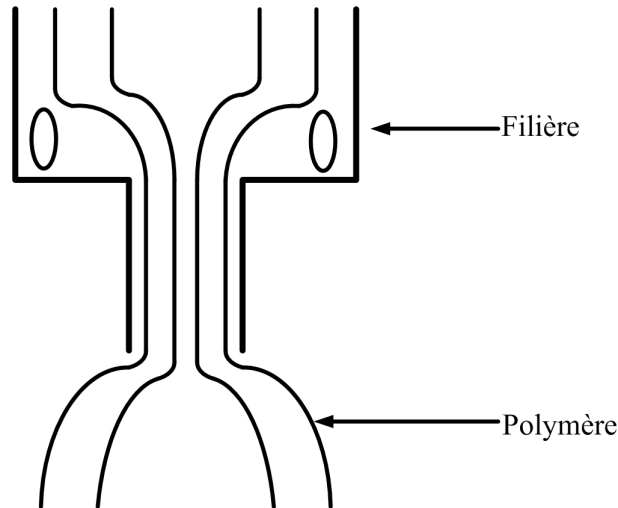


FIG. II.3 – Gonflement en sortie de filière.

Le gonflement en sortie de filière nuit à la qualité du produit. Si le gonflement n'est pas constant au cours du temps, ou s'il est hétérogène sur la circonférence du tube, il est difficile de garantir la stabilité dimensionnelle du produit fini.

Le procédé de fabrication permet de calibrer l'extérieur du tube. En sortie de filière, les parois encore chaudes du tube sont plaquées, par le vide, contre les parois refroidies du calibre. Le diamètre extérieur du tube est donc imposé par les dimensions du calibre, contrairement aux dimensions du diamètre interne. En cas de gonflement important en sortie de filière, comme seul le diamètre extérieur est imposé par le calibre, les cotes des différentes couches ainsi que la cote sur le diamètre interne risquent de ne pas être respectées.

Les phénomènes de gonflement en sortie de filière sont accrus lorsque le matériau présente de nombreux enchevêtrements moléculaires. Il est possible d'augmenter le nombre d'enchevêtrements de deux manières : en augmentant la masse moléculaire et en augmentant le degré de gélification [56]. La viscosité de la matière est alors accrue.

Nous venons de voir que la masse moléculaire de la résine, le degré de gélification de la matière influencent le gonflement de sortie d'outillage. Ces phénomènes ont une incidence sur les caractéristiques dimensionnelles du produit fini, voire son état de surface. Analysons maintenant l'influence du degré de gélification sur la résistance aux chocs et en traction.

Kuriyama et al [57], Lau et al [58] ont corrélé le degré de gélification à la ténacité des tubes en PVC. Ils ont montré l'existence d'un degré de gélification limite marquant la transition entre un comportement fragile et ductile de la structure. Lorsque la matière est correctement gélifiée, les molécules sont enchevêtrées. Il y a **cohésion** entre les molécules, **le matériau peut se déformer** sans se rompre. Dans ce cas, la ténacité est obtenue par cavitation du matériau, c'est à dire par création de micro-vides dans la structure. Une matière insuffisamment gélifiée contient des particules non plastifiées. Dans ce cas, le nombre de micro-vides qui s'initient est largement

supérieur au nombre présent dans une matrice correctement gélifiée. Du fait de la faible adhésion entre les molécules, peu d'énergie est nécessaire pour créer des craquelures entre ces micro-vides. Dans ce cas, on observe une rupture fragile du PVC.

Kuriyama et al. [57], Thomas et al. [59], Covas et al [60] ont étudié l'influence des conditions d'extrusion sur le degré de gélification du PVC et les propriétés mécaniques du produit fini. Ils ont montré que le degré de gélification qui permet de maximiser la résistance aux chocs se situe autour de 70 % (voir figure II.4). Thomas et al ont mesuré qu'à 45 % de gélification, l'énergie absorbée lors d'un test de Charpy est de 10 kJ/m², contre 20 kJ/m² à 70 % de gélification.

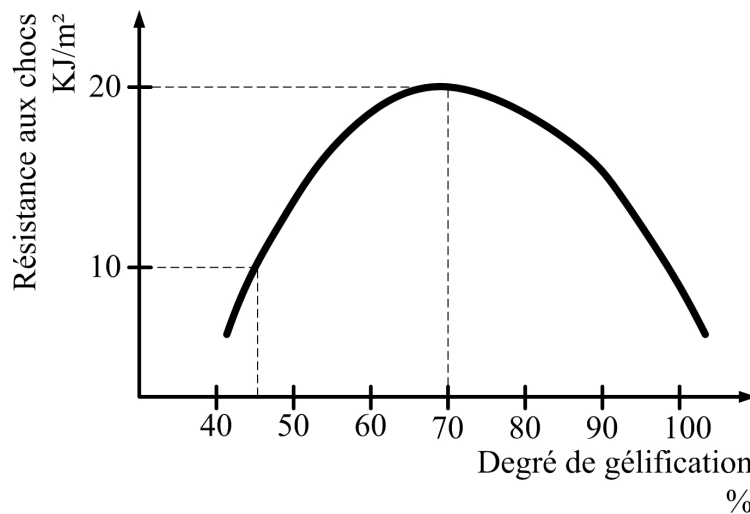


FIG. II.4 – Influence du degré de gélification sur la résistance aux chocs.

Moghri et al. [6] étudient l'influence du degré de gélification sur les propriétés mécaniques de tubes PVC obtenus par extrusion bi-vis. Ils ont observé des résultats similaires concernant l'influence du degré de gélification sur la résistance aux chocs par poids tombants. Cette étude montre de plus que le degré de gélification influence peu la résistance limite en traction. La résistance limite en traction augmente linéairement de 40 à 45 % lorsque le degré de gélification passe de 40 % à 90 % (voir figure II.5). L'élongation à la rupture est également fonction du degré de gélification (voir figure II.6). À 40 % de gélification, la déformation à la rupture est égale à 30 %. Elle croît pour atteindre plus de 100 % à 70 % de degré de gélification. L'élongation à la rupture décroît ensuite.

Mai et Kerr [61] ont étudié l'influence du procédé de fabrication sur les propriétés mécaniques de tubes PVC non plastifiés. Ils ont analysé l'effet du degré de gélification sur la ténacité, le module de Young et la résistance limite en traction d'éprouvette en PVC. Cette étude montre que le degré de gélification modifie peu le module de Young et la résistance maximale en traction. L'écart sur le module de Young entre un matériau insuffisamment gélifié et correctement gélifié est de l'ordre de 3 %. Concernant la résistance maximale en traction, l'écart est de 8 %. Cette valeur est donc cohérente à celle annoncée par Moghri et al. [6].

Yarahmadi et al [54] ont étudié l'influence de la réextrusion du PVC sur son degré de gélification et les propriétés en traction. Ils ont observé qu'extruder à nouveau une matière revient à augmenter son degré de gélification de 10 % et à pour conséquence d'améliorer la résistance à la

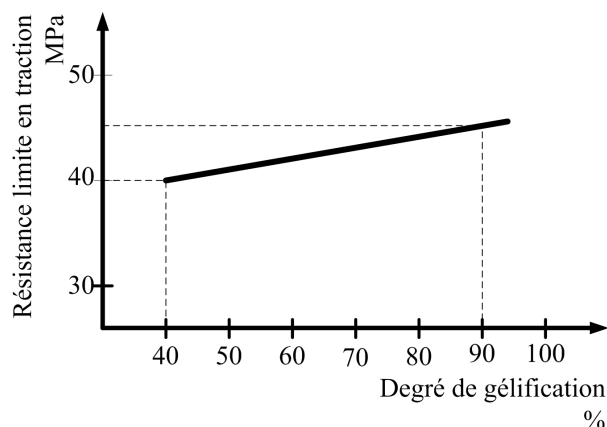


FIG. II.5 – Influence du degré de gélification sur la résistance en traction.

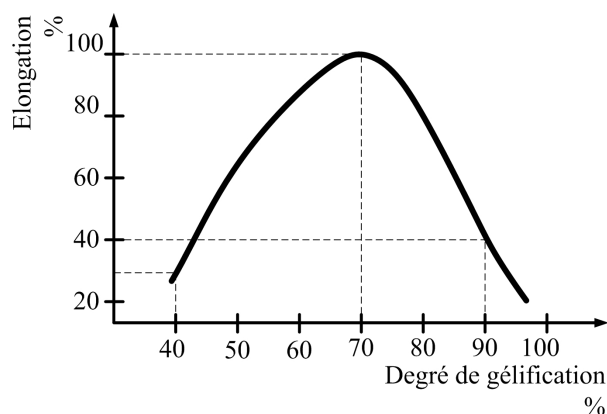


FIG. II.6 – Influence du degré de gélification sur l'élongation à la rupture.

traction de seulement 5 %.

Si la gélification a une influence minime sur la résistance en traction, elle peut fortement améliorer ou dégrader la propriété de résistance aux chocs. Les liens mis en évidence dans cette partie entre paramètres produit, paramètres process et propriétés produit sont récapitulés figure II.7.

Le PVC, par rapport aux autres thermoplastiques, est une matière pour laquelle la notion de degré de gélification est très importante. Le degré de gélification a une influence directe sur la viscosité de la matière, le gonflement en sortie de filière, les caractéristiques dimensionnelles de la structure, et par conséquent les propriétés produit finales. Nous avons vu qu'augmenter le degré de gélification ne peut qu'améliorer la résistance en traction. Augmenter le degré de gélification jusqu'à 70 % améliore la résistance aux chocs. Au-delà, la résistance aux chocs décroît.

Analysons maintenant l'influence de la formulation sur les caractéristiques rhéologiques du PVC compact.

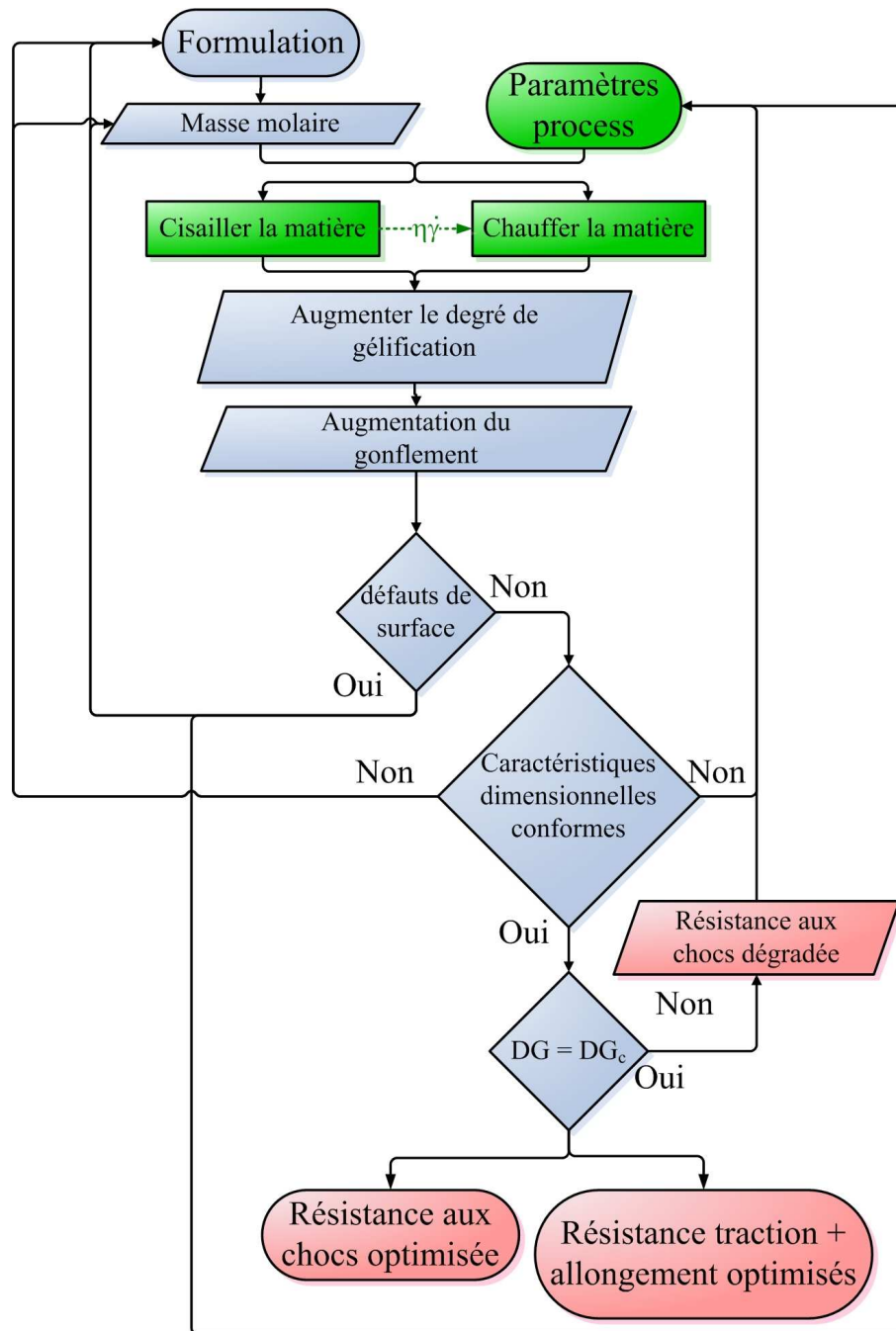


FIG. II.7 – Liens entre la gélification de la matière, son extrudabilité et ses propriétés mécaniques.

II.1.2 Influence de la formulation sur les caractéristiques rhéologiques du PVC compact

Avant toute transformation, la résine de PVC se présente sous forme de poudre. Cette résine ne peut pas être extrudée seule, des additifs comme des stabilisants thermiques, des craies, des agents anti chocs ou encore des colorants doivent être ajoutés. Une formulation de PVC alvéolaire

comporte en plus du PVC recyclé, des lubrifiants et des agents gonflants.

Nous allons décrire l'influence de la résine et des différents additifs sur les caractéristiques rhéologiques du PVC compact.

II.1.2.1 La matière vierge

Le PVC utilisé par REHAU est obtenu par polymérisation en suspension, il constitue 80 % de la formulation. La polymérisation est un procédé qui permet de former une chaîne macromoléculaire de PVC (voir équation II.1.2.1) par addition successive de n monomères de chlorure de vinyle (voir II.8).



Cette chaîne moléculaire se caractérise par :

- sa masse molaire ;
- sa tacticité ;
- ses branchements.

Les résines sont principalement caractérisées par leur masse molaire moyenne exprimée en K-Wert. Le K-Wert est calculé à partir de la viscosité relative d'une solution de PVC diluée à 0,5 % dans une solution de cyclohexane à 25 ° C.

La masse molaire M d'une macromolécule est égale à la masse du motif élémentaire M_0 multipliée par le degré de polymérisation DP .

$$M = M_0.DP \quad (II.3)$$

avec	M	$(g.mol^{-1})$	Masse molaire
	M_0	$(g.mol^{-1})$	Masse molaire du motif élémentaire
	DP		Degré de polymérisation

La masse molaire ou le degré de polymérisation sont des caractéristiques importantes de la résine, car elles modifient les propriétés rhéologiques et mécaniques du produit. Wool [62] étudie les conséquences de la masse molaire sur la viscosité de la matière et ses propriétés finales. Il montre qu'il existe une masse molaire critique M_c à partir de laquelle la matière a la possibilité de s'enchevêtrer (voir figure II.9). Si la masse molaire est inférieure à la masse critique, les chaînes moléculaires ne forment pas un réseau. Sous l'effet d'une sollicitation, les chaînes glissent les unes contre les autres. À l'état fondu, la viscosité de la matière est très faible. À l'état solide, les propriétés mécaniques sont réduites. Les chaînes se désenchevêtrent et conduisent prématurément à la rupture de la structure. Au contraire, lorsque la masse molaire est supérieure à la masse critique, les chaînes sont suffisamment interpénétrées pour former un réseau. La viscosité est alors plus élevée, les propriétés mécaniques sont meilleures. Pour du PVC, Woll estime le degré de polymérisation doit atteindre 11000 pour assurer une masse molaire suffisante.

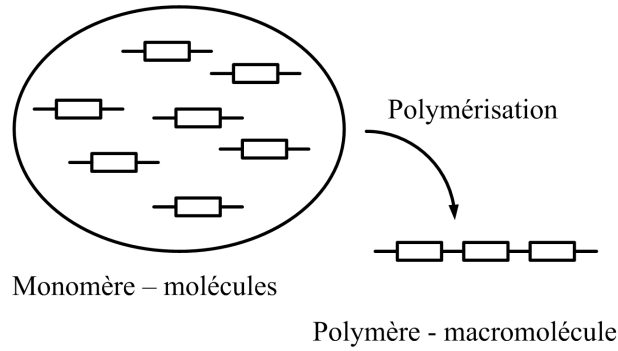


FIG. II.8 – Principe de polymérisation.

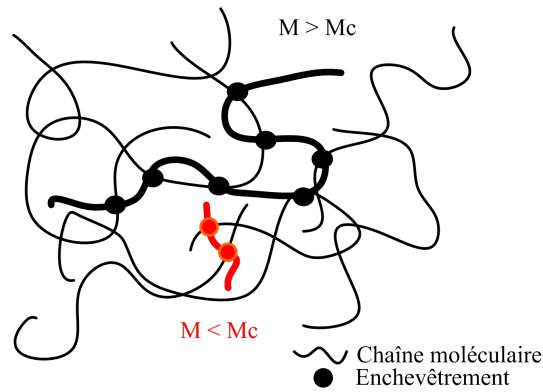


FIG. II.9 – Enchevêtrement d'un polymère à l'état fondu.

Il existe donc un lien entre la masse molaire d'une résine et sa viscosité à l'état fondu. En effet, pour un **polymère linéaire**, la viscosité est liée à la masse molaire par une relation de type Mark-Houwink :

$$\begin{aligned} \text{si } M < M_c &\rightarrow \eta = K_t M \\ \text{si } M > M_c &\rightarrow \eta = K_t M^\alpha \end{aligned} \quad (\text{II.4})$$

avec	M	$(g.mol^{-1})$	Masse molaire
	M_c	$(g.mol^{-1})$	Masse molaire critique
	η	$(Pa.s)$	Viscosité du polymère fondu
	K_t		Constante dépendante du temps
	α		Exposant

Augmenter la masse molaire d'une résine de PVC a pour conséquence d'augmenter la viscosité de la matière (voir figure II.10).

Fujyama et al. [52] [56] étudient expérimentalement l'impact du degré de polymérisation, donc de la masse molaire M sur la gélification du PVC. Si l'on compare deux polymères dans des

conditions équivalentes de transformation, diminuer le degré de polymérisation diminue le degré de gélification. Pour des conditions de transformation égales, un polymère de plus petit degré de polymérisation génère moins d'échauffement par cisaillement de la matière, sa température est donc plus faible. Sa viscosité ainsi que son degré de gélification sont moindres. À l'inverse, dans de mêmes conditions de transformation, un polymère de plus fort poids moléculaire génère plus d'énergie thermique par auto-échauffement de la matière. La matière atteint une température plus élevée, le degré de gélification augmente. Notons toutefois que, si les énergies thermiques et mécaniques ne sont pas adaptées à la matière transformée, des risques de dégradations thermiques sont importants (voir figure II.10). L'une des solutions pour limiter ce problème est d'ajouter des stabilisants thermiques à la formulation.

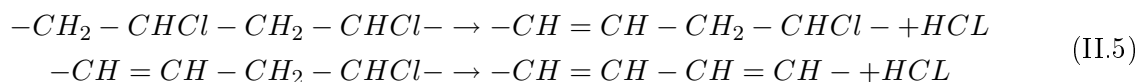
II.1.2.2 Les stabilisants thermiques

Nous avons vu précédemment qu'augmenter le degré de gélification jusqu'à 70% améliore les propriétés produit. Toutefois, si la gélification de la matière demande un apport excessif d'énergie, le PVC est susceptible de se dégrader.

Marongiu et al [63], Stranes [64] et Girois [65] ont étudié les réactions chimiques complexes qui se produisent lorsque le PVC est soumis à une énergie thermique trop importante. La plage de température étudiée varie de 200 °C à 600 °C. La dégradation du PVC se manifeste par deux réactions :

- une réaction de déshydrochloruration ;
- une réaction d'oxydation.

Expliquons dans un premier temps le mécanisme de déshydrochloruration. L'énergie de dissociation entre les atomes de carbone et de chlore C-Cl est plus faible que l'énergie de dissociation entre les atomes de carbone et d'hydrogène C-H ou de carbone-carbone C-C. La rupture des liaisons se produit donc préférentiellement entre un atome de carbone C et de chlore Cl. La dégradation thermique du PVC se manifeste donc par un dégagement d'un atome de chlore sous la forme de chlorure d'hydrogène HCL (voir équations II.1.2.2). L'atome de chlore laisse place à une double liaison carbone-carbone [66]. Cette réaction se propage vers l'atome de chlore suivant. Il se forme à nouveau une molécule de HCl et la formation d'une double liaison conjuguée. Ce phénomène se traduit par une **coloration jaune** de la matière, mais surtout par une **diminution des propriétés mécaniques**. Le dégagement d'HCL provoque **la corrosion du matériel de transformation, c'est à dire de l'ensemble de plastification (vis et fourreau) et de l'outillage**.



Le mécanisme d'oxydation conduit à la coupure des chaînes macromoléculaires. Il se forme des radicaux qui réagissent avec l'air. Ces radicaux favorisent le mécanisme de réticulation qui augmente la **viscosité du polymère**.

Les stabilisants thermiques ont pour fonction d'inhiber et de ralentir les réactions de déshydrochloruration et d'oxydation du PVC en :

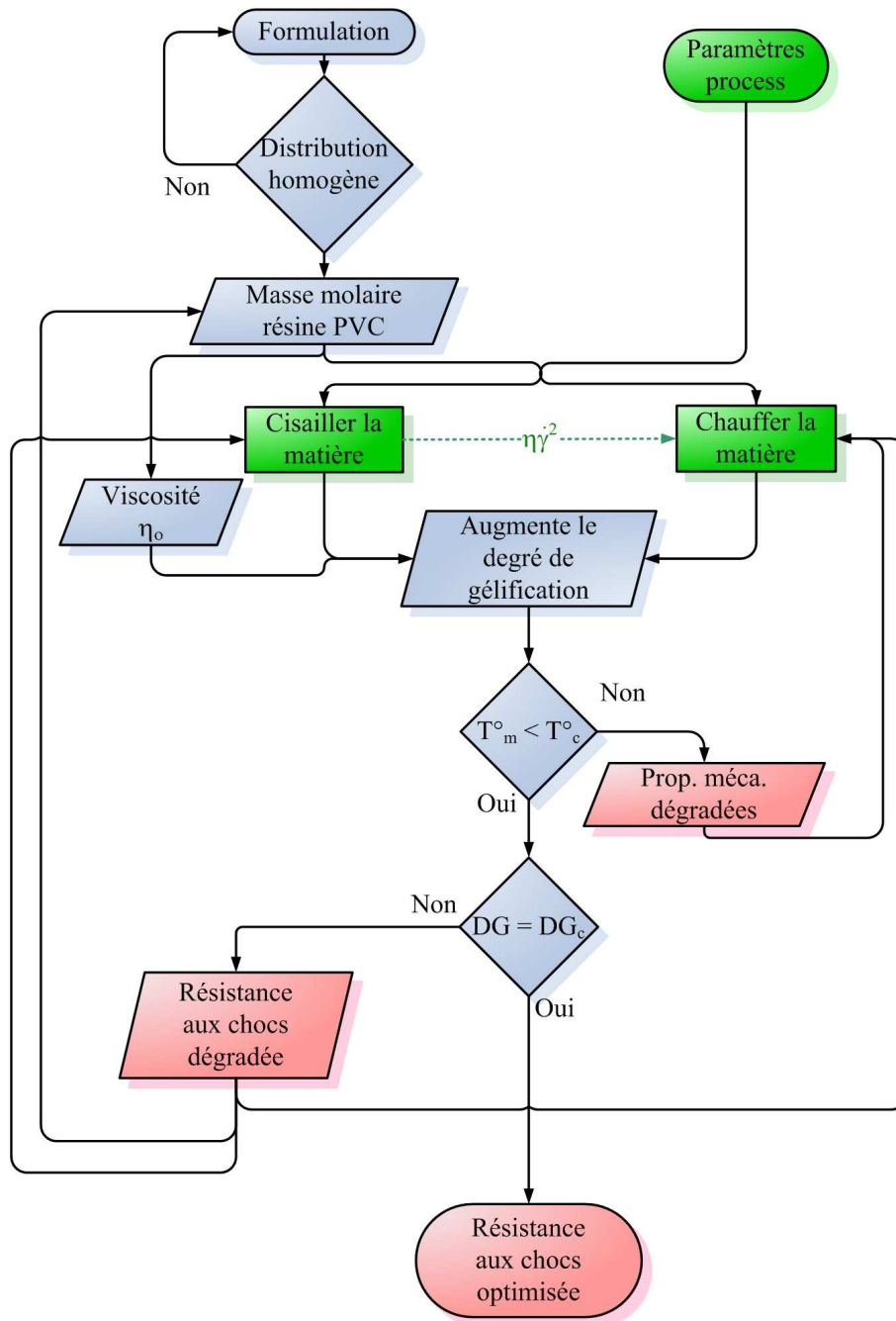


FIG. II.10 – Lien entre la masse moléculaire et la viscosité.

- limitant la formation d'HCL ;
- évitant la formation de doubles liaisons nommées polyènes conjugués ;
- bloquant les radicaux responsables de l'oxydation du PVC.

Les stabilisants permettent de :

- limiter les mécanismes de dégradation qui augmentent la **viscosité** de la matière ;

- maintenir les propriétés mécaniques du produit extrudé ;
- éviter une coloration jaune du tube ;
- éviter la corrosion des outillages.

Shah [67] propose de mesurer la dégradation du PVC expérimentalement par rhéométrie capillaire. Il observe lors de la dégradation du PVC une augmentation de la viscosité de la matière. Shah définit le degré de dégradation de la matière étudiée comme le rapport entre la viscosité à un instant donné et la viscosité à un instant initial. En mesurant la viscosité du PVC à différentes températures, Shah constate que le PVC est stable thermiquement durant un temps critique. Ce temps est fonction de la température de la matière. A 190 °C et pendant 50 min, la viscosité du PVC varie peu, le PVC est stable. A 204 °C, le polymère se dégrade en 20 min. Les stabilisants thermiques permettent **d'accroître le temps t_{stab} pendant lequel la matière peut être soumise à des températures et des taux de cisaillement importants sans pour autant se dégrader**. Si le temps de séjour de la matière dans l'extrudeuse est supérieur à ce temps de stabilisation, la matière risque de se dégrader (voir figure II.11).

Les formulations de PVC compact utilisées par REHAU contiennent environ 3 % de stabilisants thermiques. La coloration jaune des profilés en cas de dégradation thermique est limitée par l'introduction de colorants bleus.

II.1.2.3 Les charges et agents antichocs

Les charges, comme les craies, sont des substances inertes qui sont incorporées dans les mélanges pour améliorer l'aspect des surfaces ou tout simplement pour réduire le coût de revient des produits. Les charges les plus utilisées sont les carbonates de calcium, les kaolins et le talc. Elles sont introduites à hauteur d'environ 10 % dans une formulation de PVC compact.

Améliorer la résistance aux chocs du PVC est le plus souvent obtenue par ajout de particules antichocs de type élastomères (moins de 2 %). Ces particules agissent comme concentrateurs de contraintes. Sous l'effet du choc, les particules se déforment. Des craquelures se créent de part et d'autre de la particule. Ces craquelures se propagent vers les agents antichocs voisins (voir figure II.12). L'énergie du choc est absorbée par la déformation de particules antichocs et les mécanismes d'initiation et de propagation des craquelures (voir chapitre I). Les charges, de types craies, ou les agents antichocs ont comme caractéristique d'être insolubles. Leur efficacité est donc intimement liée à leur degré de dispersion dans la matrice de polymère ainsi qu'à leur taille [68]. L'efficacité des mélangeurs est alors déterminante pour garantir les meilleures propriétés mécaniques des produits finis.

II.1.3 Influence de la formulation sur les caractéristiques rhéologiques du PVC alvéolaire

Nous venons de voir que la composition d'une formulation de PVC compact a une influence notable sur la viscosité de la matière et son processus de gélification. Nous allons maintenant étudier l'influence de la formulation sur le PVC alvéolaire sur les caractéristiques rhéologiques du PVC.

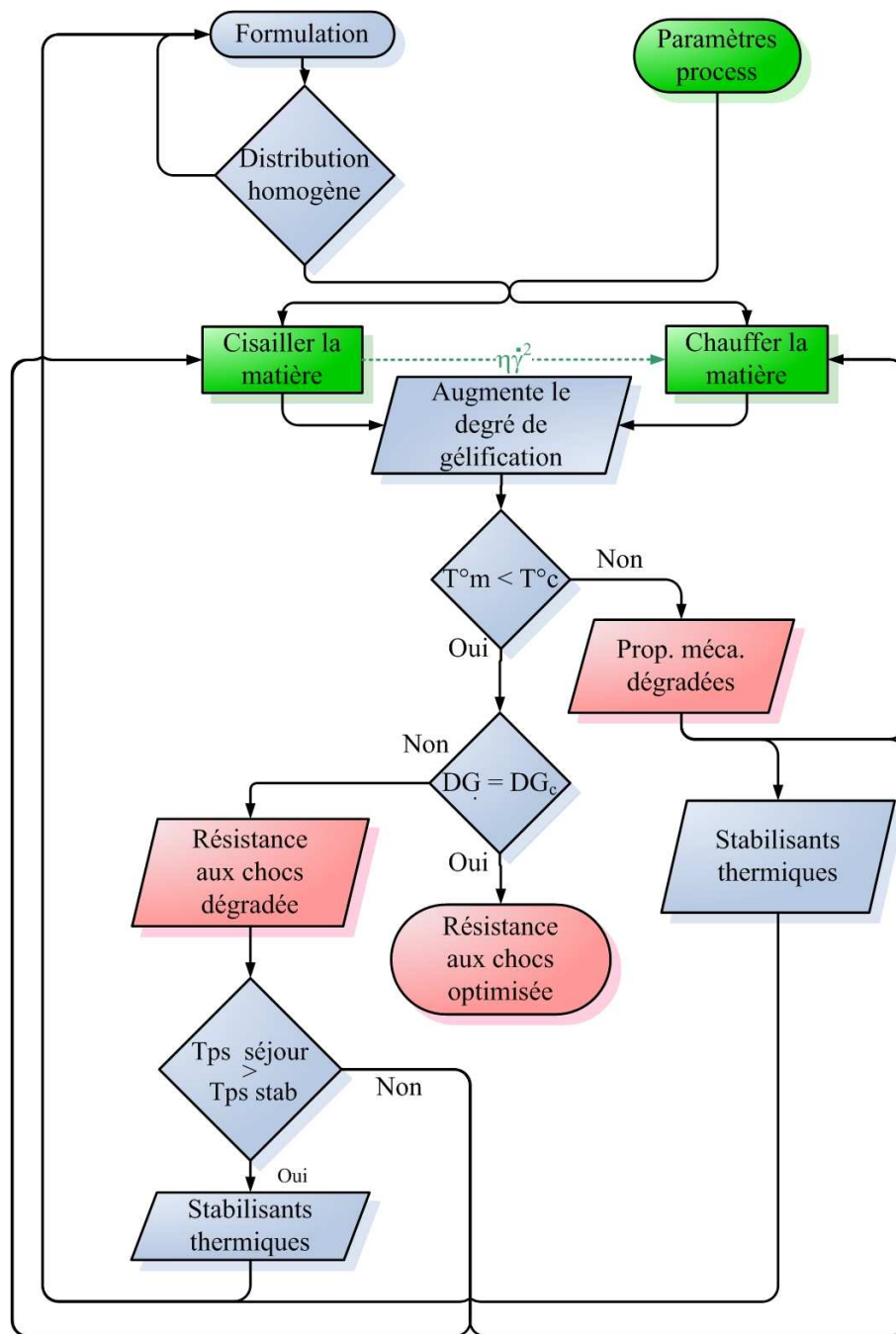


FIG. II.11 – Conséquences de l'emploi de stabilisants thermiques.

Une formulation de PVC alvéolaire est sensiblement proche de celle d'une formulation de PVC compact, mais contient en plus des agents gonflants, des lubrifiants et de la matière recyclée. La norme NF EN 16-362 [1] autorise l'introduction de PVC recyclé dans la couche intermédiaire. Le PVC recyclé contribue donc à réduire les coûts de la matière.

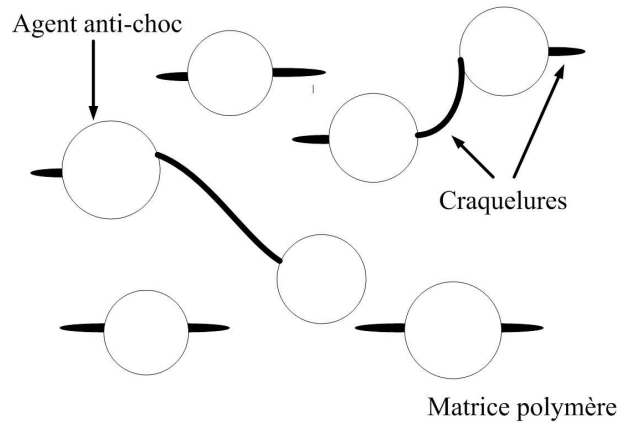


FIG. II.12 – Propagation des craquelures dans une matrice contenant des agents anti-chocs.

II.1.3.1 Les agents gonflants

Il existe deux catégories de mousses :

- les mousses conventionnelles fabriquées à l'aide d'agents gonflants chimiques. Ces agents, sous l'effet de la température, se décomposent sous forme de gaz dans le polymère. Actuellement, les tubes PVC sont fabriqués à l'aide de ce type d'agents. Ils sont introduits à hauteur de 0,3 % ;
- les mousses microcellulaires fabriquées à l'aide d'agents gonflants physiques. Un gaz sous pression est directement introduit dans la matrice de polymère.

Quel que soit le type d'agents gonflants, le processus d'expansion de la mousse est similaire. La première étape du moussage consiste à dissoudre un gaz dans un polymère sous haute pression. Les bulles peuvent alors s'expanser.

Lee [69] définit deux facteurs pour caractériser l'expansion des bulles : la pression au sein d'une cellule p et la différence de pression entre deux bulles de rayon r_1 et r_2 . La pression au sein d'une cellule est donnée par la relation :

$$p = \frac{2\gamma}{r} \quad (\text{II.6})$$

avec γ tension de surface du liquide et r rayon de la bulle. La pression au sein d'une cellule de petite taille est donc plus élevée que la pression dans une cellule de grande taille. La différence de pression δp entre deux bulles de rayon r_1 et r_2 est égale à :

$$\delta p = 2\gamma \left(\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right) \quad (\text{II.7})$$

Comme la pression est plus élevée dans une bulle de petite, le gaz a tendance à se diffuser d'une bulle de faible taille vers une plus grande contribuant ainsi à la formation de bulles de grande taille (voir figure II.13).

Pour que les bulles puissent s'accroître, des conditions précises sur la pression et la viscosité de la matière sont requises. Potente [70] montre que pour qu'une bulle puisse s'expanser, **la pression au sein de la cellule doit être supérieure à la pression de la matière**. Le processus de

moussage dépend également de la viscosité de la matière. Plus la matière est visqueuse et le processus d'expansion des bulles est difficile. La densité du produit final est donc élevée.

Sims et al [71] observent les relations entre la procédé de fabrication, la structure de mousses de polyéthylène obtenues par injection. Sous l'effet de la température et de la pression, la densité de la matière varie. Pour des conditions de refroidissement identiques, chauffer la matière de 165 à 185 ° diminue la densité de 67 à 54 kg/m³. Plus la température est élevée et moins la matière est visqueuse. Les cellules s'expansent alors plus facilement, il en résulte une densité plus faible du produit fini.

Initialement, la structure des cellules est de type à alvéoles fermées. En s'expansant, l'épaisseur des parois se réduit, les parois peuvent se rompre. Des alvéoles ouvertes se forment alors progressivement. Si les alvéoles continuent à s'expanser, elles fusionnent créant ainsi des vides importants dans la mousse.

La viscosité et la pression de la matière influencent le processus d'expansion des mousses. Analysons maintenant l'influence des autres composants de la formation sur le processus de gonflement de la matière.

II.1.3.2 La matière vierge

D'après Klempner et al. [72], la masse moléculaire du PVC, désignée par le K-Wert, est le facteur le plus important pour déterminer l'aptitude d'un PVC à être extrudé sous forme de mousse. La masse moléculaire influence directement la viscosité de la matière. Une augmentation de la masse moléculaire entraîne une augmentation de la viscosité de la matière et une meilleure gélification. Toutefois, les bulles s'expansent plus difficilement, la densité de la matière est élevée. Au contraire, une diminution du poids moléculaire, donc une diminution de la viscosité de la matière, facilite l'expansion de la matière. La densité de la mousse est réduite. Les résines utilisées ont souvent des K-Wert proches de 62.

II.1.3.3 Les stabilisants thermiques

Les stabilisants thermiques jouent un double rôle. Comme nous l'avons vu précédemment, les stabilisants permettent de limiter les phénomènes de dégradation thermique. Dans le cas des mousses, ils activent le processus d'expansion de la matière en réduisant la température de décomposition de l'agent gonflant.

II.1.3.4 Les lubrifiants

Lors de la gélification, des forces de frottements importantes prennent naissance entre le polymère et les parois de la machine ainsi qu'entre les grains de polymère. Le rôle des lubrifiants est de limiter ces forces, de réduire l'autoéchauffement et d'éviter tous les phénomènes de dégradation thermique.

Il existe deux types de lubrifiants, les lubrifiants internes et externes. Les mécanismes d'action de ces lubrifiants sont décrits par Carette [73].

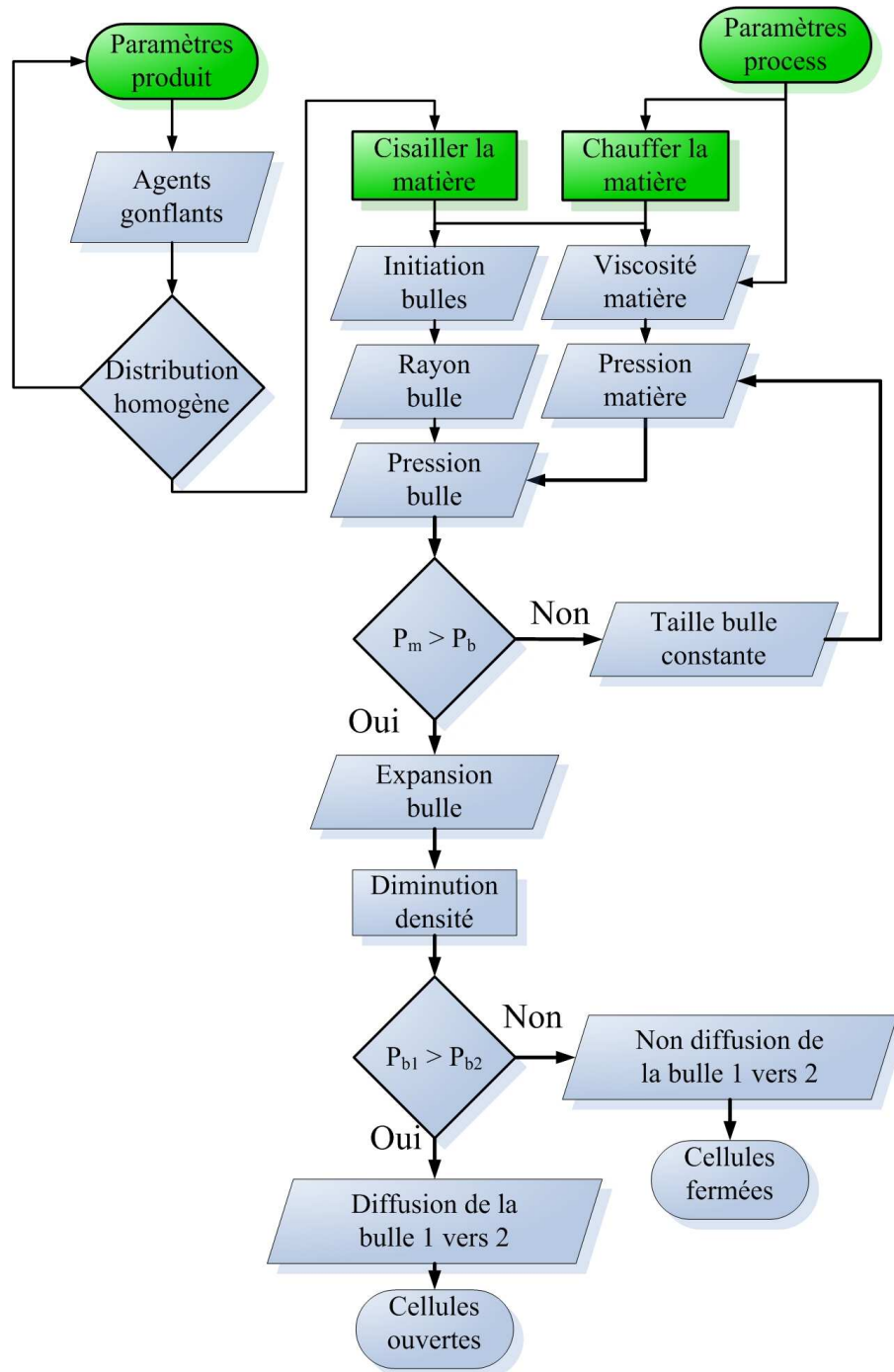


FIG. II.13 – Influence des caractéristiques rhéologiques sur la structure alvéolaire et la résistance aux chocs.

Les lubrifiants internes

Les lubrifiants internes limitent les frottements entre les grains de polymère. Les phénomènes d'autoéchauffement de la matière puis de dégradation sont ainsi réduits. Les lubrifiants internes sont miscibles au PVC. L'étude de Summers et al [74] montre que ces additifs ont une incidence

sur deux caractéristiques rhéologiques de la matière :

- la viscosité ;
- le temps de gélification.

Détaillons l'influence des lubrifiants sur ces deux caractéristiques.

Ajouter des lubrifiants réduit **la viscosité de la matière**. La viscosité suit une loi de type Cross. La présence de lubrifiants a pour conséquence, à forts taux de cisaillements, d'augmenter la pente de la courbe (voir tracé en pointillé sur la figure II.14). Comme la matière est moins visqueuse, elle génère moins d'auto-échauffement, le temps nécessaire à sa gélification augmente. Un excès de lubrifiant peut donc ralentir le processus de gélification de la matière. Le temps de gélification doit être inférieur au temps de passage dans l'extrudeuse sous peine que des infondus subsistent dans l'extrudât.

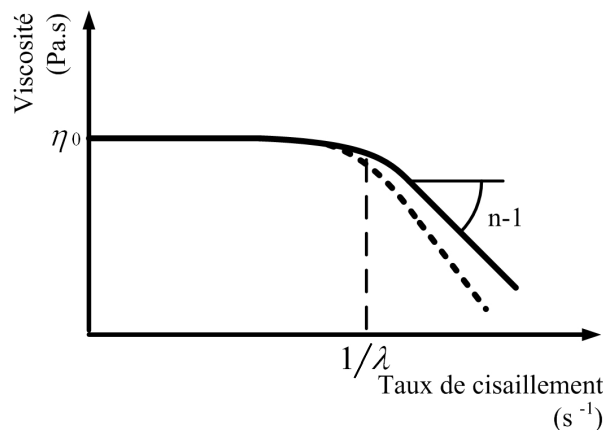


FIG. II.14 – Loi de Cross.

Les lubrifiants externes

Les lubrifiants externes se déposent à la surface de l'outillage et limitent le contact direct du polymère sur l'outillage. Les lubrifiants externes réduisent le collage superficiel, la stagnation et la décomposition du polymère. Contrairement aux lubrifiants internes, ils ne sont pas miscibles à la matrice de PVC et n'influencent pas la viscosité de la matière. Les cires sont couramment utilisées comme lubrifiant externe.

Summers et al. [74] ont étudié les mécanismes de lubrification du PVC et l'incidence de la température de transformation. Cette étude a montré qu'au-delà de 190° , les lubrifiants externes ne constituent plus une phase homogène. Une fois refroidie, l'hétérogénéité de la structure est propice à la formation de craquelures, la structure est alors moins tenace.

Pour résumer, les lubrifiants externes limitent les risques de **stagnation de la matière** et de **dégradation thermique**. Les lubrifiants internes réduisent **la viscosité de la matière** et augmentent **le temps de gélification**. L'ensemble des liens est décrit figure II.15.

Détaillons maintenant l'influence des lubrifiants sur le processus d'expansion du PVC alvéolaire. Klenk et al [75] ont montré que l'expansion du gaz au sein de la matière, est fortement dépendant de cet additif. Une quantité excessive de lubrifiant, répartie de manière hétérogène,

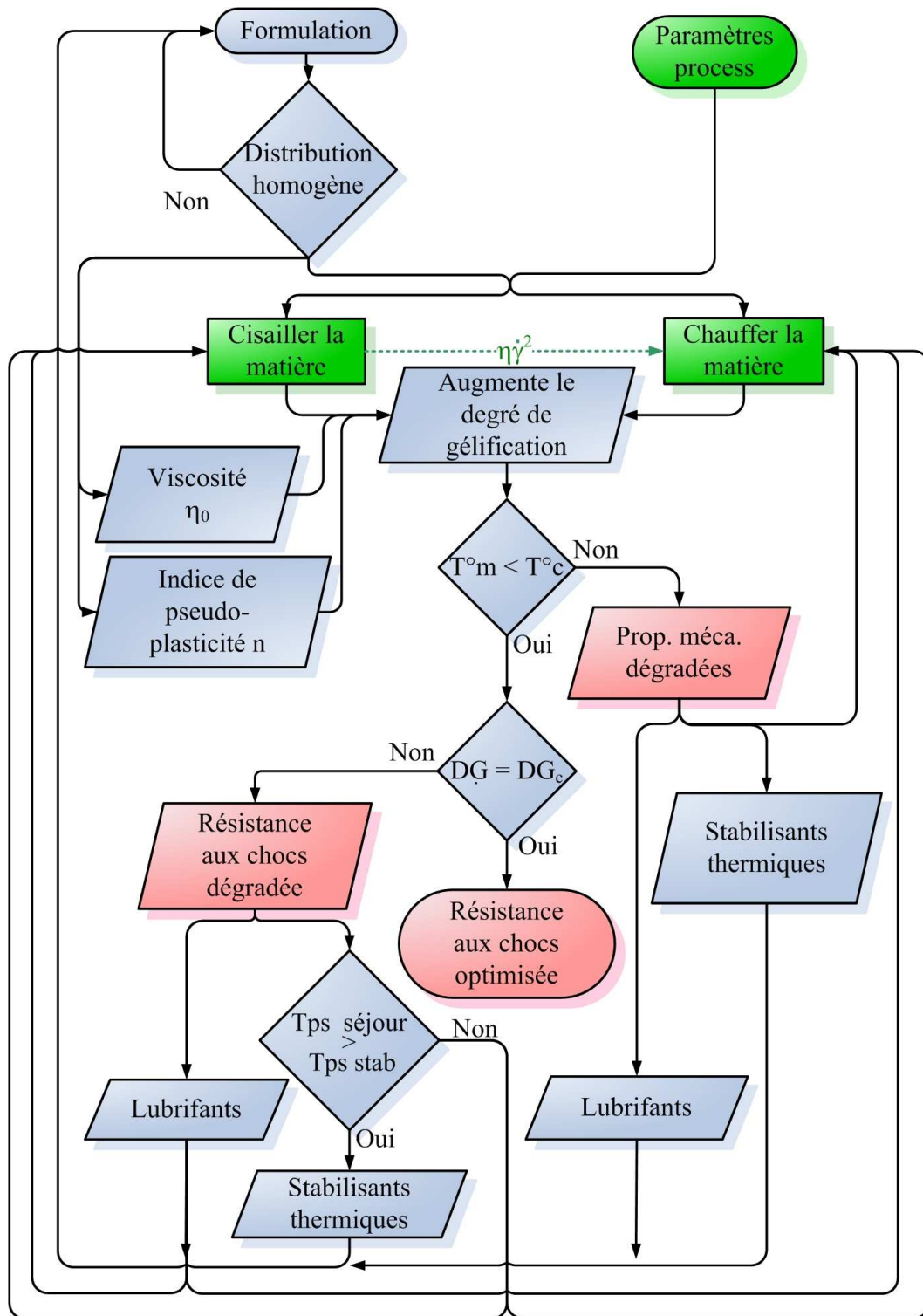


FIG. II.15 – Influence des lubrifiants sur les caractéristiques rhéologiques.

perturbe le mécanisme de gélification de la matière, mais aussi le moussage. Un excès de lubrifiants est susceptible de retarder le processus d'expansion. La structure des bulles n'est alors plus

homogène.

II.1.3.5 La matière recyclée

Sombatsompop et al [76] ont montré l'influence de l'ajout de PVC recyclé à du PVC vierge sur la viscosité de la matière et la résistance aux chocs de tubes. La viscosité est évaluée à l'aide d'un test MFI. Les résultats indiquent qu'incorporer du PVC recyclé augmente **la viscosité de la matière**. Les tests MFI sur du PVC vierge montrent qu'1 g de matière est extrudé en 10 min contre 0,25 g durant le même laps de temps sur une matière comportant 40 % de matière recyclée. La viscosité est donc accrue. Introduire une matière recyclée impose des contraintes fortes sur la taille et la dispersion des particules de matière. Dans la mesure où le PVC recyclé est plus visqueux que le PVC vierge, les particules doivent être les plus fines possible et réparties de manière homogène pour ne pas créer d'infondus. Après avoir analysé la viscosité de la matière, la résistance aux chocs du produit fini est mesurée par test Izod. Le maximum de l'énergie absorbée par l'éprouvette est atteint lorsque la quantité de recyclé introduite dans le PVC vierge est de 40 %. Dans ce cas, l'énergie absorbée augmente de 50 %. Cette modification de comportement s'explique par la présence d'adjuvants, notamment des agents antichocs et des lubrifiants dans la matière recyclée qui contribuent à augmenter la ténacité de la structure.

Le PVC ne peut être recyclé qu'un nombre limité de fois. Braun et al [77] et Ditta et al. [78] ont montré les propriétés produit sont améliorées après plusieurs cycles avant de se dégrader. En effet, recycler la matière permet d'améliorer son degré de gélification. Le nombre de cycle, pendant lesquels il est possible de recycler la matière varie de trois à plus, suivant la formulation de la matière. Au-delà, une **coloration jaune** signe de dégradation thermique apparaît, les propriétés mécaniques chutent.

L'influence du PVC recyclé sur les paramètres produits et propriétés produit est représenté figure II.16. Ce schéma récapitule l'ensemble des liens décrits jusqu'à présent. Ajouter du PVC recyclé est susceptible d'augmenter le degré de gélification de la matière, donc les propriétés mécaniques. Les risques de dégradation thermique sont toutefois plus élevés. La matière recyclée en augmentant la viscosité de la matière ne favorise pas le processus d'expansion de la matière.

II.1.3.6 Conclusion

La mousse de la couche intermédiaire est obtenue par la décomposition d'un agent gonflant à partir d'une certaine température. L'expansion des cellules est fonction de la viscosité de la matière et de sa pression. Si la pression dans l'alvéole est supérieure à la pression de la matière, la cellule peut s'expanser, la densité de la structure finale diminue. Augmenter la masse molaire du PVC vierge ou incorporer du PVC recyclé à la formulation tend à augmenter la viscosité de la matière. Les cellules s'expansent plus difficilement, la densité du produit final est élevée. Les stabilisants thermiques réduisent la température de décomposition de l'agent moussant. Les lubrifiants limitent quant à eux les phénomènes d'autoéchauffement de la matière et tendent à réduire la viscosité de la matière. Ils favorisent donc le processus d'expansion de la mousse PVC.

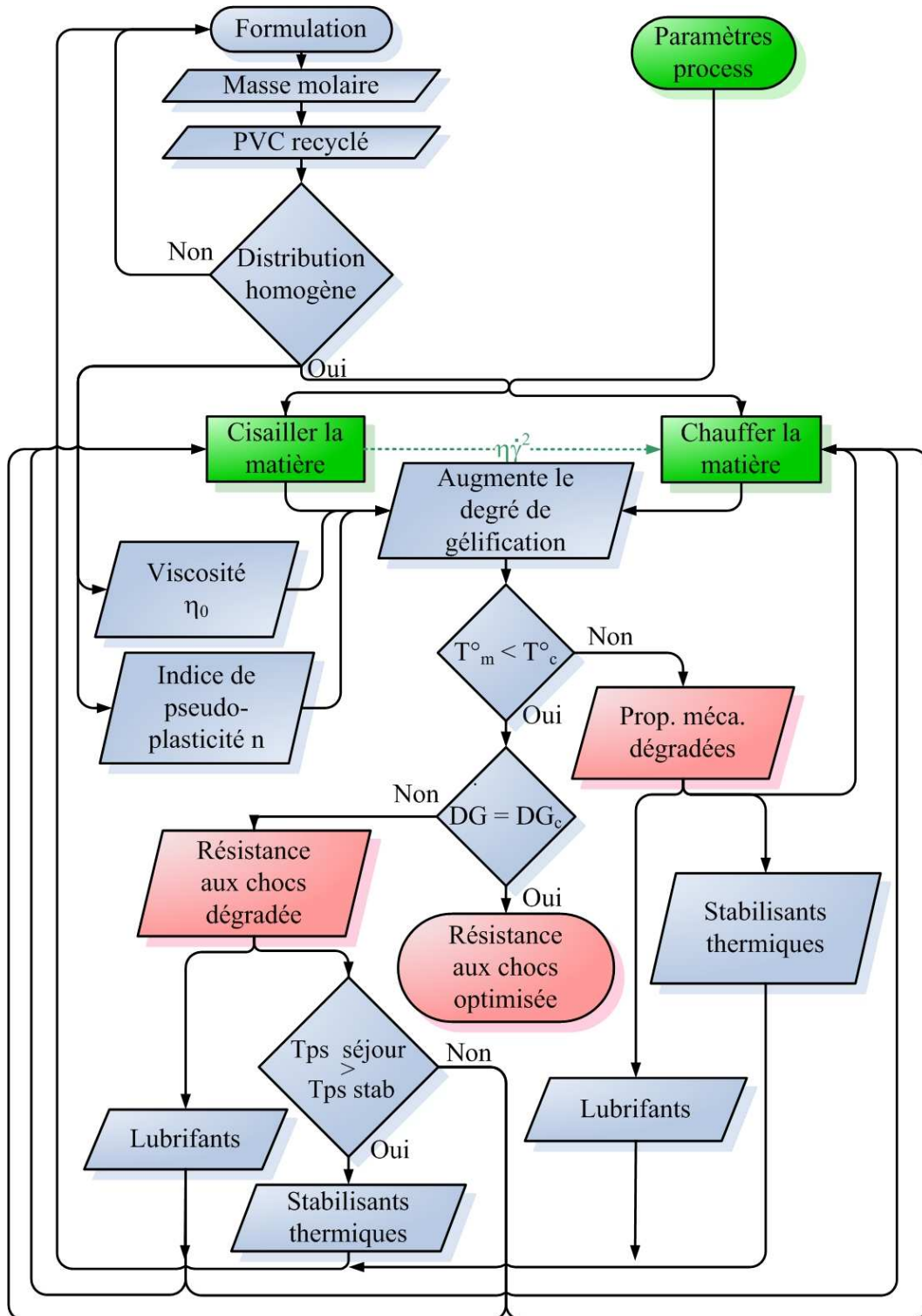


FIG. II.16 – Influence du recyclé sur les propriétés produit.

II.1.4 Conclusion

Réaliser une formulation de PVC est complexe. Augmenter la masse molaire de la résine de PVC augmente la viscosité de la matière et améliore le degré de gélification et les propriétés pro-

duit notamment la résistance aux chocs. Notons qu'une résine de masse molaire plus importante demande plus d'énergie thermique et mécanique pour être fondue. En conséquence, les risques de dégradations thermiques sont accrus. Pour limiter ce problème, des stabilisants et des lubrifiants sont ajoutés. Les lubrifiants entraînent une diminution de la viscosité. Les additifs agissant en synergie, il est donc difficile de prédire au final le degré de gélification de la matière ainsi que sa capacité à s'expanser. Une deuxième difficulté vient se greffer. La gélification de la matière et l'expansion de la mousse dépendent très fortement du procédé de fabrication. Cisailner et chauffer la matière permet de la gélifier puis de déclencher le processus de moussage. Nous détaillerons donc, dans le paragraphe suivant, l'influence du procédé de fabrication sur le taux de cisaillement et l'échauffement de la matière.

II.2 Influence des paramètres process sur les propriétés produit

Un paramètre produit, lié à la matière, apparaît essentiel : la viscosité de la matière. De la viscosité dépend le degré de gélification de la matière ainsi que la densité du produit final. La gélification de la matière étant obtenue par cisaillement et échauffement, nous relierons la viscosité de la matière aux paramètres process par l'intermédiaire du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ et de l'échauffement de la matière ΔT . Dans un premier temps, nous établirons le lien entre la viscosité, la température, le taux de cisaillement ainsi que la pression de la matière. Nous relierons ensuite le taux de cisaillement et l'échauffement de la matière aux paramètres process.

II.2.1 Viscosité fonction de la température, du taux cisaillement, de la pression de la matière

Les polymères à l'état fondu présentent un comportement de type **viscoélastique**. Les lois viscoélastiques traduisent le comportement variable d'un polymère selon la vitesse de sollicitation. Ces lois prennent donc en compte le comportement en fonction du temps. Toutefois, il est souvent difficile d'identifier les coefficients de ces lois. Généralement les lois newtoniennes généralisées sont suffisantes pour traduire le comportement d'un polymère dans le cas d'un procédé de fabrication continu. Le comportement des polymères à l'état fondu ne dépend plus que (voir équation II.8) :

- du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$;
- de la température T ;
- de la pression P .

$$\eta = F(\dot{\gamma}).H(T).J(P) \quad (\text{II.8})$$

Nous allons décrire l'influence de la température, du taux de cisaillement et de la pression sur la viscosité de la matière.

II.2.1.1 La viscosité fonction du taux de cisaillement

La viscosité des fluides non newtoniens est fonction de la vitesse de cisaillement (voir équation II.9), la fonction $F(\dot{\gamma})$ s'écrit :

$$\begin{cases} F(\dot{\gamma}) &= \eta(\dot{\gamma}) \\ \dot{\gamma} &= \sqrt{2 \sum_{ij} D_{ij}^2} \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

avec $\sum_{ij} D_{ij}^2$ composantes du tenseur des taux de déformation.

Une loi simple couramment utilisée est la loi de Cross donnée par l'équation suivante :

$$F(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_0}{[1 + (\lambda\dot{\gamma})^{1-n}]} \quad (\text{II.10})$$

avec η_0 (Pa.s) Viscosité à taux de cisaillement nul
 λ (s) Temps caractéristique
 n Indice de pseudo-plasticité

Cette loi est représentée figure II.17.

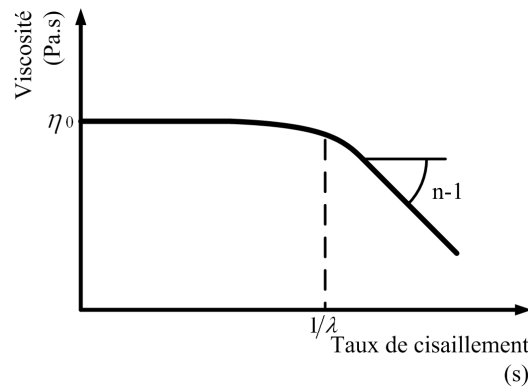


FIG. II.17 – Loi de Cross.

II.2.1.2 La viscosité fonction de la température

La loi d'Arrhénius explicite le lien entre la viscosité et la température de la matière. La fonction $H(T)$ s'écrit (voir équation II.11) :

$$H(T) = e^{\frac{E}{R}(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0})} \quad (\text{II.11})$$

avec R ($J.mol^{-1}.K^{-1}$) Constante des gaz parfaits ($R = 8,32 J.mol^{-1}.K^{-1}$)
 E ($J.mol^{-1}$) Energie d'activation
 T ($^{\circ}K$) Température absolue
 T_0 ($^{\circ}K$) Température de référence. Souvent, $T_0 = T_g$

Cette relation, valable pour une température strictement supérieure à T_g , montre que la viscosité est inversement proportionnelle à la température. La viscosité décroît lorsque la température augmente.

II.2.1.3 La viscosité en fonction de la pression

La pression, en réduisant le volume libre du polymère, réduit la mobilité des chaînes moléculaires. Les molécules étant moins mobiles, la viscosité augmente. La fonction $J(P)$ dépend de la différence entre la pression de la matière P et la pression atmosphérique P_{atm} , soit :

$$J(P) = e^{[w(P-P_{atm})]} \quad (\text{II.12})$$

avec w un coefficient lié à la matière.

II.2.1.4 Conclusion

Le procédé d'extrusion ne met pas en jeu des pressions importantes par rapport à l'injection. L'influence de la pression sur la viscosité est négligée. Nous supposons que l'écoulement est isotherme, la viscosité est donc uniquement fonction du taux de cisaillement. Nous allons maintenant analyser l'influence du procédé de fabrication sur le taux de cisaillement et l'échauffement de la matière, donc sa viscosité.

II.2.2 Plastification d'un polymère : trois étapes

Les extrudeuses mono-vis ont été développées au cours des années 30. Le processus de transport et de fusion de la matière a été étudié à de nombreuses reprises. Plus récemment, des extrudeuses bi-vis ont été introduites sur le marché. Contrairement aux extrudeuses mono-vis, les études sur les extrudeuses doubles vis sont peu nombreuses. White [79] et Rauwendaal [80] ont développés des modèles pour décrire la fusion de la matière dans ce type d'extrudeuse.

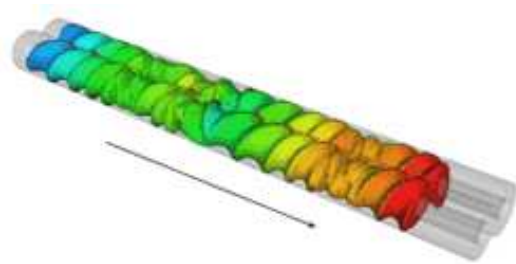


FIG. II.18 – Double vis à filets interpénétrés.

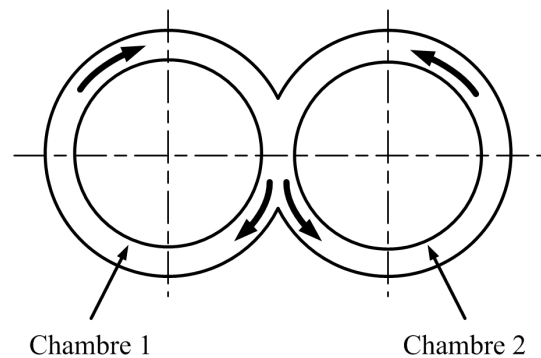


FIG. II.19 – Sens de rotation de vis contra-rotatives à filets interpénétrés.

Les unités de plastification utilisées par REHAU sont composées de deux vis contrarotatives à filets interpénétrés (voir figure II.18 et II.19). Leur rôle est de transporter et de fondre la matière. Les unités de plastification sont composées de trois zones principales :

- **une zone d'alimentation.** La matière, introduite sous forme de poudre dans la trémie, est compactée et convoyée suivant le long de la vis ;
- **une zone de compression.** Sous l'effet de la chaleur fournie par la conduction et par dissipation d'énergie due au cisaillement, la matière passe progressivement de l'état solide à l'état fondu. Le diamètre de la vis augmente progressivement ;
- **une zone de pompage.** Le diamètre de la vis se stabilise dans la partie finale de la vis. Le polymère est ainsi mis en pression afin d'assurer un débit constant de l'extrudeuse.

Les bi-vis servant à la transformation du PVC comportent 5 zones au lieu de 3 pour les mono-vis. Les zones supplémentaires permettent le dégazage du chlore (voir figure II.20).

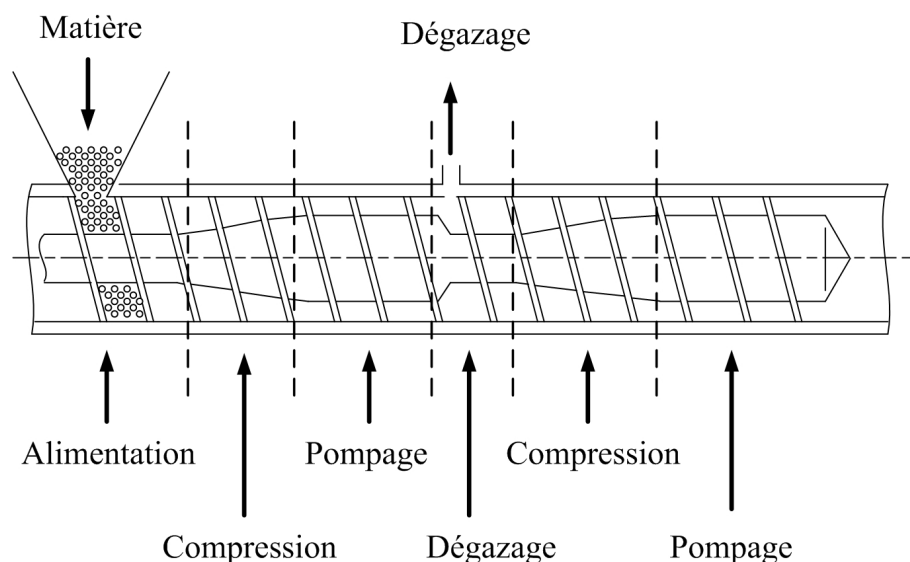


FIG. II.20 – Géométrie des vis utilisées lors de la transformation du PVC.

La fusion de la matière est réalisée principalement dans la zone de compression. Le changement d'état de la matière est obtenu grâce à l'action conjuguée du cisaillement de la matière et de son échauffement. Nous allons donc établir l'influence des paramètres process sur le taux de cisaillement et la température de la matière, donc sa viscosité.

II.2.2.1 Influence des paramètres process sur le taux de cisaillement de la matière

La circulation de la matière est plus complexe dans le cas des unités de plastification bi-vis que dans le cas des unités de plastification mono-vis. Considérons un élément de matière situé dans la première chambre (voir figure II.19). Du fait du mouvement de rotation des vis, cet élément est amené vers l'intérieur du fourreau, cisailé entre les vis. La matière peut alors soit rester dans la chambre, soit migrer vers la deuxième chambre.

En simplifiant les calculs, il est toutefois possible analytiquement de mettre en évidence l'influence de paramètres process sur la température et le taux de cisaillement de la matière.

Pour une matière cisailée dans un entrefer de hauteur H , présentant une vitesse V à la paroi, le taux de cisaillement à la paroi est donné par la relation :

$$\dot{\gamma} = \frac{V}{H} \quad (\text{II.13})$$

avec V ($m.s^{-1}$) Vitesse linéaire du polymère
 H (m) Hauteur de filet.

La vitesse linéaire du polymère est égale à :

$$V = \frac{BN}{60} \quad (\text{II.14})$$

avec N ($tr.min^{-1}$) Vitesse de rotation des vis
 B (m) Pas de la vis

Comme le montre la figure II.21, le pas de la vis est fonction de l'angle du filet ϕ et du diamètre extérieur D soit :

$$B = \tan(\phi)\pi D \quad (\text{II.15})$$

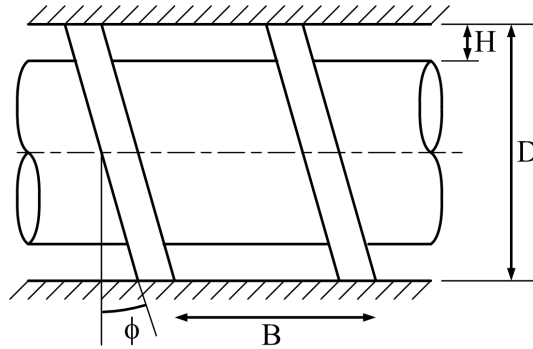


FIG. II.21 – Géométrie du système vis-fourreau.

L'expression de la vitesse devient donc :

$$V = \frac{\pi ND}{60} \tan(\phi) \quad (\text{II.16})$$

avec N ($tr.min^{-1}$) Vitesse de rotation des vis
 D (m) Diamètre extérieur des vis
 ϕ ($^{\circ}$) Angle des filets

Le taux de cisaillement s'écrit en fonction des caractéristiques de la vis et de la vitesse de rotation :

$$\dot{\gamma} = \frac{\pi N D \tan \phi}{60 H} \quad (\text{II.17})$$

Les paramètres process influençant le taux de cisaillement de la matière sont donc :

- H , la hauteur du filet ;
- D , le diamètre extérieur de la vis ;
- ϕ , l'angle du filet ;
- N , la vitesse de rotation des vis.

II.2.2.2 Influence du procédé de fabrication sur la température matière

L'évolution de la température de la matière est conditionnée par la puissance dissipée pour cisailier la matière et par les échanges thermiques entre la vis et le fourreau. Par définition, la puissance mécanique dissipée totale est estimée par :

$$\dot{W} = 2\eta\dot{\gamma}^2 V_c \quad (\text{II.18})$$

avec	\dot{W}	$(J.s^{-1})$	Puissance dissipée
	η	$(Pa.s)$	Viscosité
	$\dot{\gamma}$	(s^{-1})	Taux de cisaillement
	V_c	(m^3)	Volume d'une chambre

Pour simplifier les prochains calculs, la viscosité est estimée par une loi puissance définie par l'équation II.19. Cette loi permet des calculs simples et prend bien en compte le comportement des polymères à taux de cisaillement élevés.

$$\eta(\dot{\gamma}) = K(\dot{\gamma})^{n-1} \quad (\text{II.19})$$

avec	K	$(Pa.s^n)$	Consistance
	n		Indice de pseudo-plasticité

Dans ce cas, la puissance dissipée \dot{W} s'écrit :

$$\dot{W} = 2KV_c\dot{\gamma}^{n+1} \quad (\text{II.20})$$

Plaçons nous dans un premier temps dans le cas d'un régime adiabatique (absence de transfert de chaleur par les parois), le bilan des échanges thermiques s'écrit :

$$\dot{W} = C_V Q \Delta T \quad (\text{II.21})$$

avec	C_V	$(J.m^{-3}.K^{-1})$	Capacité calorifique à volume constant
	Q	$(m^3.s^{-1})$	Débit volumique
	T	$(^\circ K)$	Écart de température le long d'une chambre

Cherchons maintenant à expliciter le débit Q . Le débit théorique d'une machine double vis est égal à :

$$Q = 2n_f V_c \frac{N}{60} \quad (\text{II.22})$$

avec Q ($m^3.s^{-1}$) Débit
 n_f Nombre de filets
 V_c (m^3) Volume d'une chambre
 N (tr/min) Vitesse de rotation

Le débit théorique est le débit obtenu en l'absence de jeux entre les vis et le fourreau. Dans la réalité, cette hypothèse n'est pas vérifiée. Il existe des écoulements de fuite qui diminuent le débit de l'extrudeuse. Dans le cas présent, nous supposons qu'ils sont négligeables. Calculons le volume de matière transporté dans une chambre. Le volume de la matière convoyée est imposé par la géométrie de la vis. Plus ce volume est important et plus le débit augmente. Le volume d'une chambre est estimé par la relation :

$$V_c = S.B \quad (\text{II.23})$$

B est le pas de la vis, S est la section de la zone d'alimentation à laquelle il faut retrancher la surface des filets α_1 ainsi que la surface de superposition des vis α_2 , soit (voir figure II.22) :

$$V_c = B \left(\frac{\pi}{4} (D^2 - (D - 2H)^2) - n_f \alpha_1 - 2n_f \alpha_2 \right) \quad (\text{II.24})$$

avec n_f nombre de filets. Les surfaces α_1 et α_2 s'écrivent :

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{eH}{\sin \phi} \\ \alpha_2 &= \frac{\gamma}{180} \frac{\pi D^2}{4} - \frac{D-H}{2} \sqrt{\frac{H}{2} \left(D - \frac{H}{2} \right)} \end{aligned} \quad (\text{II.25})$$

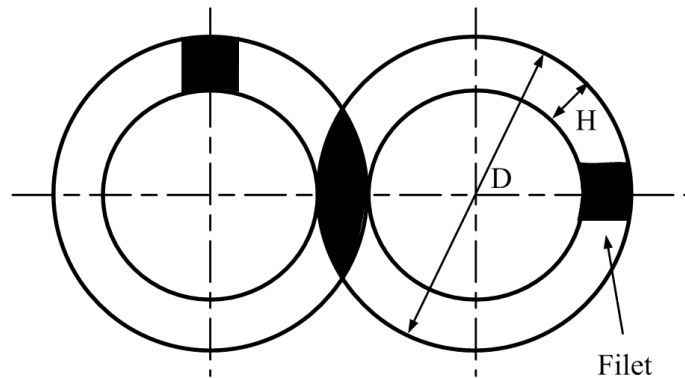


FIG. II.22 – Vue en coupe des vis.

D'après les équations (II.17) et (II.22), le débit s'exprime en fonction du taux de cisaillement par la relation :

$$Q = \frac{2n_f V_c H}{\pi D \tan(\phi)} \dot{\gamma} \quad (\text{II.26})$$

Connaissant le débit, il est possible d'exprimer l'échauffement de température ΔT en fonction du taux de cisaillement de la matière, soit :

$$\begin{aligned} 2KV_c \dot{\gamma}^{n+1} &= C_v \frac{2n_f V_c H}{\pi D \tan(\phi)} \dot{\gamma} \Delta T \\ \Delta T &= \frac{K \pi D \tan \phi}{C_v n_f H} \dot{\gamma}^n \end{aligned} \quad (\text{II.27})$$

Introduisons l'expression de $\dot{\gamma}$ (voir équation II.17), l'échauffement s'écrit alors :

$$\Delta T = \left(\frac{N}{60} \right)^n \frac{K}{C_v n_f} \left(\frac{\pi D \tan \phi}{H} \right)^{n+1} \quad (\text{II.28})$$

Cette dernière équation montre que l'échauffement de la matière est fonction de multiples paramètres produit et process. L'écart de température croît avec :

- K la consistance (paramètre produit) ;
- N la vitesse de rotation de la vis (paramètre process) ;
- D le diamètre de la vis (paramètre process) ;
- n indice de pseudo-plasticité (paramètre produit) ;
- et ϕ l'angle d'hélice des vis (paramètre process).

Au contraire, l'écart de température diminue avec :

- C_v la capacité thermique (paramètre produit) ;
- n_f le nombre de filets (paramètre process) ;
- H la profondeur du filet (paramètre process).

Ce calcul, même très simplifié, montre que la température est un paramètre critique. L'échauffement de la matière qui conditionne son degré de gélification est fonction à la fois des caractéristiques rhéologiques de la matière, mais aussi des caractéristiques géométriques de l'ensemble de plastification.

Ce premier calcul supposait que le régime était de type adiabatique. Dans la réalité, il existe des échanges par conduction entre le fourreau et la vis qui doivent être pris en compte. Dans ce cas, le régime est dit non adiabatique, la puissance dissipée par conduction est égale à (voir équation II.29) :

$$\dot{q} = h(T_i - T)S \quad (\text{II.29})$$

avec	h	$(J.s^{-1}.m^{-2}.K^{-1})$	Coefficient de transfert thermique
	T	$(^{\circ} C)$	Température moyenne de la matière
	T_i	$(^{\circ} C)$	Température de la vis ou du fourreau
	S	(m^2)	Surface d'échange

À partir des équations II.18 à II.29, le bilan des échanges dans une chambre C s'écrit :

$$C_V Q \Delta T = h_F (T_F - T) S_F + h_V (T_V - T) S_V + \dot{W} \quad (\text{II.30})$$

Les indices F et V font références à la vis de plastification et au fourreau. En plus des paramètres cités précédemment, la température de la matière dépend de :

- h_V et h_F coefficients de transfert thermique de la vis et du fourreau (propriétés produit) ;
- T_V et T_F températures de consigne du fourreau et de la vis (paramètres process) ;
- S_V et S_F surfaces d'échange de la vis ou du fourreau (propriétés produit).

L'ensemble des liens est ainsi récapitulé figure II.23.

La société REHAU régule les fourreaux transformant le PVC compact entre 160 et 185 °C selon les zones de chauffe. La régulation du PVC alvéolaire est plus complexe. La viscosité du PVC alvéolaire est plus élevée, du fait notamment de la présence de PVC recyclé. Le PVC alvéolaire s'échauffe plus. Suivant la qualité et la quantité de la matière recyclée introduite dans la formulation, le fourreau peut être refroidi à 140 °C pour limiter l'échauffement de la matière et les phénomènes de dégradations thermiques.

II.2.2.3 Conclusion

La géométrie de l'ensemble de plastification et les paramètres réglables de l'extrudeuse (vitesse, température des zones de chauffe) conditionnent l'énergie mécanique et thermique apportée à la matière pour la gélifier. Modifier l'unité de plastification nécessite de lourds investissements. Modifier le processus de gélification de la matière ne peut se faire qu'en modifiant la formulation de la matière, la vitesse de rotation des vis ou la température des zones de chauffe.

Nous venons de voir l'influence de l'unité de plastification sur l'échauffement de la matière, donc sa gélification. La matière sort de l'unité de plastification pour rentrer dans l'outillage et être mise en forme. Cette étape influence également les propriétés finales de la structure. La dernière partie de ce chapitre s'attachera à décrire l'influence de la tête d'extrusion et de l'unité de calibrage refroidissement sur les propriétés produit.

II.2.3 Liens entre l'outillage et les propriétés produits

La matière en sortie d'extrudeuse entre dans la tête d'extrusion pour être mise en forme. À la sortie de la tête, le tube est refroidi puis calibré. Nous allons donc étudier l'influence de la tête d'extrusion puis du refroidisseur calibreur sur les propriétés produit des tubes.

II.2.3.1 Influence de la tête d'extrusion et des ailettes sur les propriétés produit

La tête d'extrusion utilisée pour former les tubes circulaires creux est de type conventionnel avec plaques à ailettes. Le passage des trois flux de matière (couche externe et interne en PVC, couche intermédiaire en PVC alvéolaire) dans la tête est représenté figure II.24. Deux plaques à

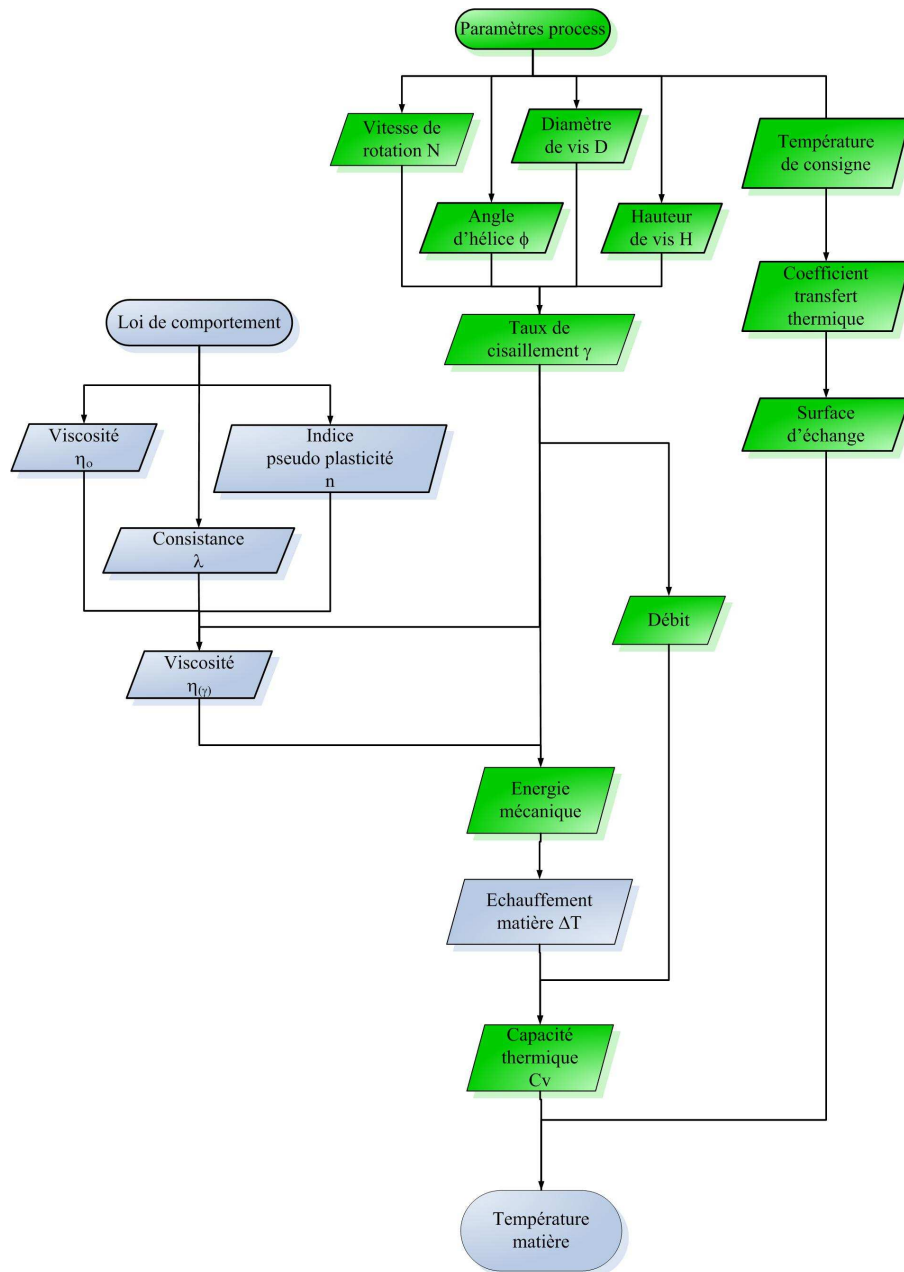


FIG. II.23 – Influence des paramètres process sur la viscosité de la matière.

ailettes soutiennent le noyau de la tête d'extrusion pour pouvoir obtenir une structure creuse. L'écoulement de la couche intermédiaire en PVC alvéolaire et de la couche interne en PVC compact est perturbé par les ailettes. En effet, la matière se sépare autour de l'obstacle avant de se ressouder. Une ligne de recollement se forme donc au passage de chaque ailette. Ces lignes s'étendent sur toute la longueur du tube et sont visibles à l'intérieur du tube.

Les lignes de recollement ou de soudure ont été peu étudiées en extrusion. Lorsque les fronts de matière se recollent parallèlement, le terme ligne de recollement est employé. Lorsque les flux de matière se recollent perpendiculairement, il se forme une ligne de soudure. La majorité

des études porte sur l'étude de lignes de soudures obtenues par injection. En supposant que les résultats en injection sont transposables au cas de l'extrusion, nous allons préciser l'origine des lignes de recollement puis leur influence sur les propriétés mécaniques attendues.

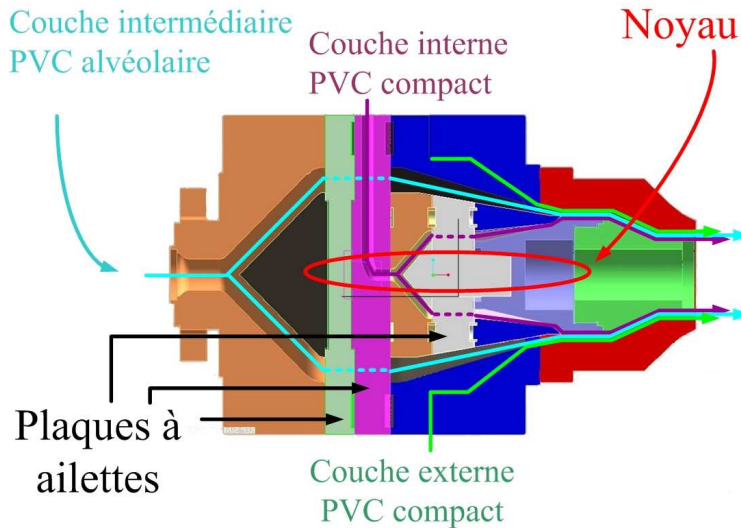


FIG. II.24 – Tête d'extrusion comportant des ailettes.

Origine d'une ligne de recollement

Deux paramètres, à l'origine des lignes de recollement, sont couramment cités :

- une orientation défavorable de la matière ;
- un enchevêtrement moléculaire insuffisant.

L'orientation est fonction de la masse molaire. Plus la masse molaire est élevée, plus la matière est enchevêtrée. Elle est alors moins sensible aux phénomènes d'orientation en s'écoulant autour des ailettes. En sortie d'ailettes, les deux fronts de matière se rejoignent, créant une ligne de recollement. D'après Wool [62] et Tjäder et al [81], les molécules doivent se diffuser à travers la ligne de recollement, c'est-à-dire créer des enchevêtrements pour que les lignes s'estompent et que les propriétés locales du matériau soient optimales. Or, la diffusion des molécules à travers une interface dépend de la masse molaire. Plus la masse molaire est importante et moins les molécules sont mobiles et donc susceptibles de s'enchevêtrer. Au contraire, un polymère de faible masse molaire est très mobile. Il s'oriente donc facilement, mais s'enchevêtre aussi plus facilement.

Pour résumer :

- un polymère de haute masse moléculaire s'oriente peu, mais s'enchevêtre difficilement ;
- un polymère de faible masse moléculaire s'oriente plus, mais sa capacité à se ré-enchevêtrer est supérieure.

Tjäder et al [81], les conséquences néfastes de l'orientation ne compensent pas la capacité du matériau à se ré-enchevêtrer. Le recollement des flux est amélioré par une augmentation de la masse molaire.

Il est donc difficile de limiter les phénomènes d'orientation et de favoriser l'enchevêtrement des molécules en ne se focalisant que sur la masse molaire.

Intéressons-nous maintenant au temps nécessaire aux molécules pour s'enchevêtrer. Ce temps est appelé **temps de cicatrisation** [82]. Le temps de cicatrisation est le temps au bout duquel, le polymère est capable de s'enchevêtrer de nouveau. Il correspond au temps de relaxation du polymère. Suivant l'orientation de la matière, son poids moléculaire, ce temps varie. Ce temps doit être comparé au temps de résidence de la matière dans l'extrudeuse entre le moment où le flux se ressoude et la sortie de la tête d'extrusion. Si le temps de résidence est plus long que le temps de cicatrisation, alors la ligne de soudure disparaît. Dans le cas contraire, la ligne de soudure reste visible. Pour réduire l'effet des lignes de soudures sur les propriétés produit il est donc possible d'augmenter le temps de résidence de la matière dans la tête d'extrusion en sortie des ailettes ou de réduire le temps de cicatrisation du polymère.

⇒ *Augmenter le temps de résidence*

Le temps de résidence est augmenté en réduisant le débit. Cette solution n'est pas idéale pour l'entreprise pour des raisons de rentabilité. De plus, augmenter le temps de résidence favorise les phénomènes de dégradation thermique. Une autre possibilité est de modifier la géométrie de la tête d'extrusion. Les ailettes doivent être placées le plus en amont possible. Cette solution demande de concevoir un outillage nouveau. Le temps de résidence de la matière entre les ailettes et la sortie de la tête d'extrusion n'est que de quelques secondes.

⇒ *Diminuer le temps de cicatrisation*

Le temps de relaxation ou de cicatrisation dépend typiquement :

- des caractéristiques moléculaires du polymère (réduire le poids moléculaire améliore le processus de ré-enchevêtrement) ;
- de la température du polymère (la température accroît la mobilité des chaînes) ;
- l'architecture moléculaire (les molécules linéaires s'alignent facilement, il est difficile de les ré-enchevêtrer).

D'après Huang, le temps de cicatrisation du PVC avoisine 1000 s.

Nous venons d'établir les origines des lignes de recollement et de constater que le temps de résidence de la matière dans l'outillage est très inférieur au temps de cicatrisation du PVC. Il n'est pas possible d'inverser cette tendance pour améliorer la qualité des lignes de recollement. Nous allons maintenant analyser l'influence des lignes de recollement sur les propriétés mécaniques du produit fini.

Influence des lignes de soudure sur les propriétés mécaniques

La plupart des études présentées dans ce paragraphe ont été menées sur des lignes de soudure en injection. Deux types de soudures sont étudiés en injection : des soudures de fronts parallèles, des soudures de fronts opposés. Pour obtenir une soudure de deux fronts parallèles, un obstacle est installé dans les moules d'injection. La matière se sépare autour de l'obstacle pour se ressouder en aval. On parle alors de lignes de recollement (voir figure II.25). L'obtention d'une ligne de soudure à partir de fronts opposés est réalisée en injectant deux fronts de matière dans une éprouvette de traction. Les flux de matière se rencontrent au centre de l'éprouvette (voir figure II.26). On parle alors de lignes de soudure. Suivant l'étude réalisée, l'une de ces techniques est utilisée pour générer une ligne de soudure ou de recollement.

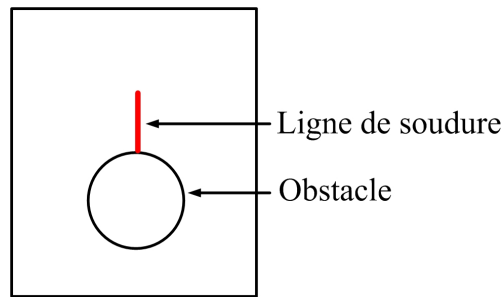


FIG. II.25 – Soudures de fronts parallèles.

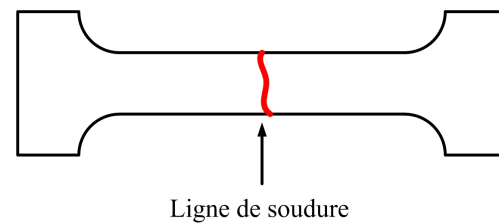


FIG. II.26 – Soudures de fronts opposés.

Yamada et al [83] ont étudié expérimentalement la résistance en traction de lignes de soudures en PC/ABS obtenues par fronts opposés. Ils montrent que la résistance en traction se dégrade au niveau de la ligne de soudure à proximité de la surface. Pour des échantillons prélevés en surface, la contrainte maximale atteint 15 MPa et l'allongement 0,8 %. Les propriétés des échantillons prélevés au coeur de la pièce sont meilleures. La contrainte maximale atteint 30 MPa pour un allongement de plus de 1 %.

Merah [84] étudie l'influence de la température de la matière injectée sur le comportement en traction d'éprouvettes de PVC chloré au niveau d'une ligne de soudure. La contrainte maximale est plus faible dans le cas de l'éprouvette avec ligne de soudure (45 MPa contre 50 MPa). De plus, l'éprouvette avec une ligne de soudure ne tolère pas les déformations plastiques (2 % contre 10 %). Le comportement est alors de type fragile.

Tjäder et al [81] étudient l'influence des lignes de soudures sur la résistance en traction, la résistance aux chocs par traction d'échantillons de polyéthylène et de polypropylène. Cette étude montre également que les lignes de soudures n'affectent que la couche externe de la matière en réduisant localement l'épaisseur de l'échantillon. Ce phénomène est particulièrement sensible pour les polymères de faible poids moléculaire. La diminution d'épaisseur favorise la concentration des contraintes. Les tests sur des éprouvettes montrent qu'en présence d'une ligne de soudure, la résistance en traction diminue de 20 % et que la résistance à l'allongement diminue de 50 %. La résistance aux chocs par traction décroît quant à elle de 20 %. Tjäder et al constatent que l'orientation de la matière est parallèle à la ligne de soudure. Cette étude montre également que dans certains cas une ligne de soudure peut améliorer les propriétés mécaniques de l'échantillon testé. Des tests ont été réalisés sur des éprouvettes en polyéthylène haute densité. Sur ces éprouvettes, le front de matière n'est pas rectiligne (voir figure II.27). Dans ce cas, la matière n'est pas seulement orientée uniquement dans la direction des lignes de soudures, elle est également orientée perpendiculairement. Cette double orientation de la matière permet d'augmenter la résistance aux chocs de 25 %.

Nguyen-Chung et al. [85] concluent également les lignes de soudures affectent la couche externe des échantillons. Ce même phénomène est observé sur les tubes produits par REHAU (voir figure II.28). Localement, l'épaisseur de la couche interne diminue.

Les lignes de soudure ou de recollement ont globalement une incidence négative sur les propriétés mécaniques. En conséquence, leur action sur les propriétés doit être limitée.

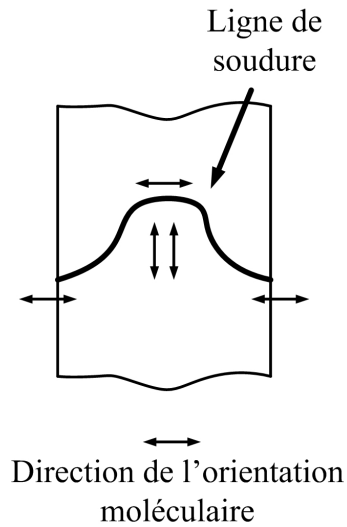


FIG. II.27 – Orientation de la matière en fonction de la position de la ligne de soudure.

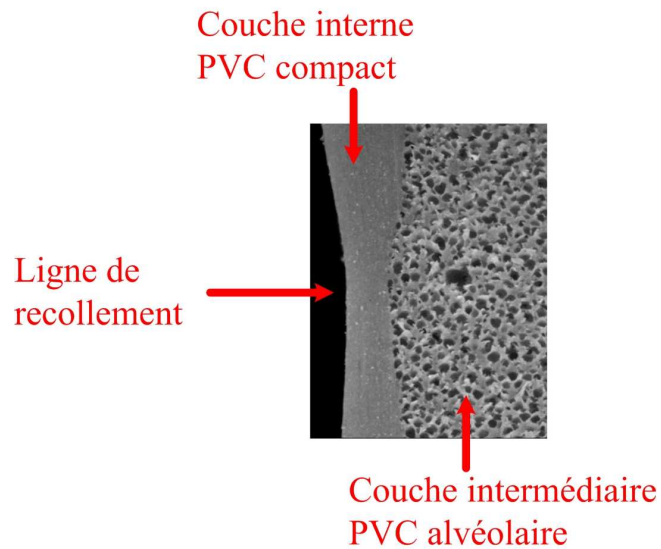


FIG. II.28 – Diminution de l'épaisseur en présence d'une ligne de recollement.

CONCLUSION

Les paramètres qui favorisent la formation des lignes ont été largement étudiés en injection Merah et al. [86], Huang et al. [87], Mickaeli [88], Criens [89].

Les paramètres produits identifiés ayant une influence prépondérante sur la formation des lignes de soudures sont :

- la température de la matière ;
- le temps de compactage ;
- la vitesse d'injection ;

- la température du moule.

Ces paramètres ne sont pas tous valables en extrusion. Les notions de temps de compactage ou de vitesse d'injection n'ont pas de signification en extrusion. Donc, seuls deux paramètres sont retenus, **la température de la matière et de l'outillage**. Si la température n'est pas assez élevée, la matière est visqueuse. Les flux de matière se soudent plus difficilement. Lors de cette soudure, les deux fronts de matières doivent être à la même température. La température de l'outillage doit être la plus homogène possible.

Les autres voies possibles pour limiter les lignes de soudures et de modifier l'outillage soit en plaçant les ailettes plus en amont, soit en modifiant la forme des ailettes. Huang et al. [90] [87] proposent de modifier la géométrie des ailettes (voir figure II.29 et II.30). Huang et al analysent le taux de cisaillement du polymère autour des ailettes. Dans le cas d'une ailette de géométrie classique, le taux de cisaillement est maximal en sortie d'ailette. La matière est soumise à des contraintes de cisaillement élevées, la viscosité est faible. Les contraintes de cisaillement tendent donc à orienter la matière dans la direction d'extrusion. Le temps de résidence de la matière dans l'extrudeuse étant largement inférieur au temps de relaxation, l'orientation de la matière et les contraintes subsistent après refroidissement du tube. Modifier la géométrie d'ailette (voir figure II.30) permet d'atténuer ces phénomènes. Le taux de cisaillement est maximum au niveau du point 1 et est minimum au niveau du point 2. Par rapport à la géométrie initiale, le taux de cisaillement est plus faible en sortie d'ailette. La matière est donc soumise à des contraintes de cisaillement moins importantes, la viscosité est plus élevée. La matière est ainsi moins sensible aux phénomènes d'orientation. Cette géométrie d'ailette est donc susceptible de minimiser l'impact des lignes de recollement sur la résistance aux chocs des tubes.

Sens d'écoulement de la matière

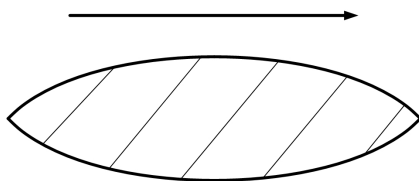


FIG. II.29 – Ailette traditionnelle

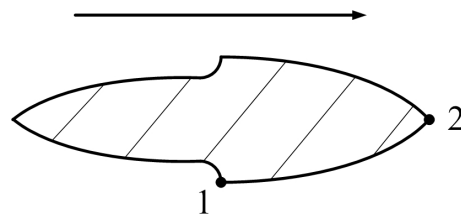


FIG. II.30 – Ailette modifiée

II.2.3.2 Influence du calibreur-refroidisseur sur les propriétés produit

En sortie de filière, le tube passe dans un ensemble de calibrage et de refroidissement. Ces phases sont importantes pour conférer au produit ses dimensions et ses propriétés finales. Un anneau, refroidi à l'eau, est percé de trous par lesquels l'eau sous pression vient refroidir la surface extérieure du tube. L'eau permet ainsi de figer la surface extérieure tout en assurant sa lubrification pour limiter les frottements entre le polymère et la paroi. Le refroidissement doit être à la fois homogène et rapide. Pour que le refroidissement soit homogène, le gradient de température dans l'épaisseur de la structure doit être le plus uniforme possible. Idéalement, pour limiter ce problème, la structure à refroidir doit être la plus fine possible. Une possibilité pour accélérer le refroidissement est de refroidir le tube par l'intérieur. Le procédé d'extrusion étant continu, il n'est pas possible de développer ce type de solution technique.

Lorsque la structure à refroidir est épaisse, le refroidissement hétérogène crée des contraintes

résiduelles dans la pièce. Parant et al. [91] étudient la formation de ces contraintes dans des tubes extrudés en polyéthylène de 50 mm de diamètre et de 0,5 mm d'épaisseur. Deux origines à la formation des contraintes résiduelles sont dégagées :

- la première origine est thermique, les contraintes sont dues au refroidissement hétérogène du tube ;
- la deuxième origine est mécanique, les contraintes sont dues à la dépression dans le calibre. Le profil des contraintes est fortement dépendant de la pression appliquée pour calibrer le tube. En augmentant la dépression, il est possible d'inverser le profil des contraintes résiduelles.

Concrètement, les contraintes résiduelles sont évaluées en coupant le tube selon l'axe z en mesurant l'angle d'ouverture ou de fermeture. La mesure de la déflexion δ permet de remonter à la contrainte moyenne σ_θ dans l'épaisseur h du tube. Soit a le rayon interne du tube, E le module d'élasticité orthoradial, la contrainte principale moyenne σ_θ s'exprime par la relation (II.31) :

$$\sigma_\theta = \frac{E\delta h}{4\pi(a + \frac{h}{2})^2} \quad (\text{II.31})$$

Les tubes, produits par REHAU, découpés le long d'une génératrice, tendent à se refermer (voir figure II.31). D'après les études de Parant et al. [91], l'extérieur du tube est soumis à des contraintes de compression alors que l'intérieur est soumis à des contraintes de traction. Ce résultat est caractéristique de la formation de contraintes d'origine principalement thermique.

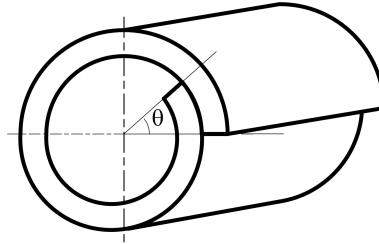


FIG. II.31 – Influence des contraintes internes sur un tube découpé le long d'une génératrice.

D'après Sun et al [92] et Struik et al [93], les contraintes internes influencent les propriétés mécaniques de la structure. Selon le type de sollicitation que va supporter la structure, les contraintes, en fonction de leur signe et de leur orientation, auront un effet bénéfique ou un effet néfaste sur la résistance aux chocs. Elles peuvent favoriser ou non l'initiation puis la propagation des fissures. Des précontraintes en traction sont généralement nuisibles au comportement des polymères. Rappelons que lors d'un choc la structure fléchit, des contraintes de compression se développent au niveau de la peau interne, des contraintes de traction s'exercent sur la peau externe. Des contraintes de traction dues au fléchissement se cumulent avec les contraintes de traction dues au refroidissement hétérogène. La formation de craquelures puis de fissures est donc favorisée à cet endroit.

II.2.3.3 Conclusion

En sortie d'unité de plastification, la matière entre dans une tête d'extrusion puis dans le calibre-refroidisseur. Ces deux outillages ont une influence néfaste sur les tubes. L'écoulement

de la matière dans la tête d'extrusion est perturbé par les ailettes qui créent des lignes de recollement. L'unité de calibrage-refroidissement crée des contraintes internes dans la structure et notamment des contraintes de traction dans la peau interne du tube. Les lignes de recollement comme les contraintes de traction réduisent la ténacité des tubes.

II.3 Conclusion

L'étude des paramètres process, produit et propriétés produit est complexe. Nous nous sommes attachés, au cours de ce chapitre, à décrire les principaux liens influençant la résistance aux chocs. Trois paramètres cruciaux influençant la résistance aux chocs ont été mis en évidence : le degré de gélification, la géométrie de la tête d'extrusion ainsi que les réglages du calibreur-refroidisseur.

La matière en s'écoulant dans l'unité de plastification est cisailée et échauffée. Elle est ainsi gélifiée et atteint une viscosité, une pression et une température donnée. La formulation a une incidence directe sur les caractéristiques de la matière à l'état fondu. Il est toutefois difficile de prédire l'action des éléments d'une formulation, car ils agissent en synergie. Des études portant sur la résistance aux chocs de tubes en PVC compact montrent que cette propriété est maximale lorsque le degré de gélification atteint 70 %. Le PVC étant très sensible aux phénomènes de dégradation thermique, le lien entre degré de gélification et résistance aux chocs s'avère certainement plus complexe.

La dernière partie du chapitre a mis en évidence l'influence de la tête d'extrusion et du calibreur-refroidisseur sur la résistance aux chocs. Ces outillages créent des lignes de recollement ainsi que des précontraintes en traction sur la face interne des tubes néfastes à la résistance aux chocs. À l'heure actuelle, sans modifier l'outillage, il est impossible d'éviter la formation de lignes de recollement et de contraintes internes dans les tubes.

Plusieurs paramètres produit et process influençant la résistance aux chocs ont été mis en exergue. Nous allons maintenant identifier le paramètre ayant une influence prépondérante à l'aide d'essais expérimentaux de résistance aux chocs.

Chapitre III

Essais expérimentaux de résistance aux chocs

Si les études de résistance aux chocs sur des matériaux sandwich plans sont couramment réalisées, peu d'essais et d'analyses ont été effectués sur des structures sandwich tubulaires en PVC. De plus, les modélisations de tests de chocs reposent généralement sur l'hypothèse d'un comportement homogène de la structure. Or, nous savons que cette hypothèse n'est pas vérifiée. Il n'est donc pas possible, avec seulement des données théoriques, d'identifier la principale cause de défaillance des tubes. Au cours des chapitres précédents, l'influence de paramètres process et produit sur la résistance aux chocs des tubes a été établie. D'après différentes études, nous savons par exemple que l'épaisseur des différentes couches du tube, la présence de lignes de recollement ou de contraintes internes ont une incidence sur le comportement de la structure. Pour déterminer le paramètre impactant le plus la ténacité des tubes, nous avons décidé de mettre en place une étude expérimentale. L'objectif de ces essais est de donner une réponse graduée du comportement du tube pour pouvoir classer la sévérité des différents paramètres étant identifiés comme responsable du manque de ténacité des tubes. Après avoir précisé la conception de la machine et la méthode d'analyse des résultats, nous développerons les essais réalisés.

III.1 Conception d'une machine d'essais de chocs instrumentée

III.1.1 Conception mécanique

D'après la norme de résistance aux chocs [2], une machine d'essai par poids tombants doit être constituée de plusieurs éléments (voir figure III.1) :

- un châssis, avec des rails ou un tube de guidage fixés en position verticale pour guider le percuteur et lui permettre de tomber librement dans un plan vertical de sorte, qu'après étalonnage, la vitesse du percuteur, au moment du choc sur le tube, ne soit pas inférieure à 95 % de la vitesse théorique ;
- un support en vé sur lequel repose le tube. Ce support doit être rigide pour ne pas amortir le choc et être constitué par un bloc en vé à 120 ° d'au moins 200 mm de longueur. Il est placé de telle sorte que l'axe de la ligne de chute intercepte les axes du vé à $\pm 2,5$ mm ;

- d'un percuteur, avec une tête comprenant tout ou une partie d'une forme hémisphérique combinée avec une tige cylindrique d'au moins 10 mm de long. Le détail de la géométrie et des masses est présenté dans la norme.
- d'un mécanisme de libération, tel que le percuteur puisse tomber d'une hauteur ajustable mesurée à partir de la surface supérieure de l'éprouvette.

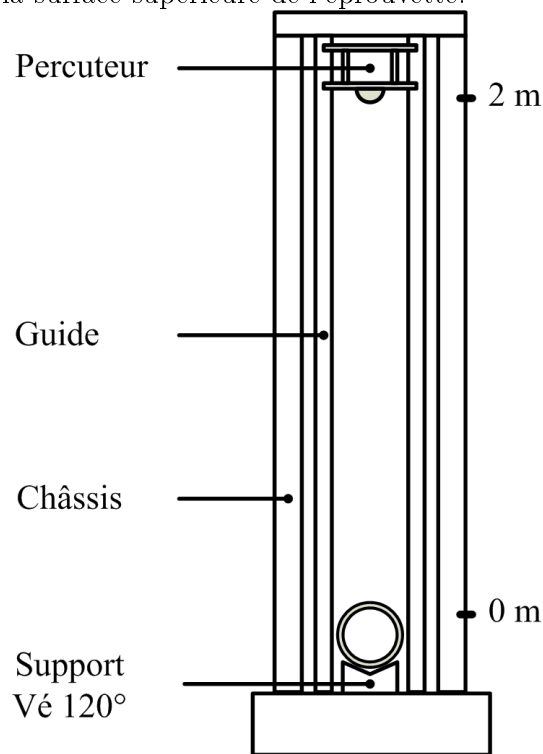


FIG. III.1 – Représentation schématique d'une machine d'essais de chocs par poids tombants d'après la norme NF EN 744 [2].

La machine d'essais de chocs utilisée par REHAU repose sur ce principe. Le résultat d'essai consiste à observer si le choc a induit ou non la rupture du tube. Il n'est pas possible d'identifier un état intermédiaire correspondant à une initiation de l'endommagement au sein du tube. Pour obtenir une réponse graduée de la structure, la machine d'essais de chocs doit être instrumentée. Dans cette optique, une machine d'essais de chocs a été réalisée à l'ENSAM d'ANGERS. La solution la plus courante pour instrumenter ce type de machine consiste à placer un accéléromètre au centre de gravité du percuteur. L'analyse de la courbe d'accélération fournit les indications nécessaires à la compréhension de l'essai de chocs.

Instrumenter une machine d'essais de chocs peut s'avérer complexe et onéreux. En effet, l'accéléromètre est placé dans le percuteur, lequel est lâché d'une hauteur variant de 1,5 m à 2 m. À l'extrémité de l'accéléromètre se trouvent des fils qui transmettent le signal au conditionneur ou à une carte d'acquisition. La chute du percuteur peut provoquer, en cas de mauvaise manipulation, la rupture de ce fil, donc l'endommagement du capteur. Des solutions existent pour éviter ce problème. La première consiste à supprimer les fils et transmettre le signal par ondes. Cette solution nécessite des investissements importants et n'a pas été envisagée. Pour contourner cette difficulté, nous avons opté pour une deuxième solution. Des changements ont été réalisés au niveau de la conception de la machine d'essais de chocs. Avant de préciser ces modifications,

nous allons présenter les éléments similaires de la machine.

Comme sur une machine conventionnelle, il existe un châssis. Le tube à impacter est mis en position dans un support en vé fixe par rapport au bâti. Nous avons opté pour un guidage du percuteur par un tube. Le percuteur est muni de patins qui lui permettent de glisser à l'intérieur du tube avec un minimum de frottements. Le percuteur est lâché dans le tube de guidage (voir figure III.2) d'une hauteur prédéterminée par la norme. La figure III.3 présente les deux percuteurs utilisés au cours des essais. Le petit percuteur a été utilisé pour impacter les tubes de diamètre 110 et 125 mm. Le gros percuteur a servi à impacter les tubes de diamètre supérieur. Deux capteurs de position permettent de mesurer la vitesse du percuteur avant impact.

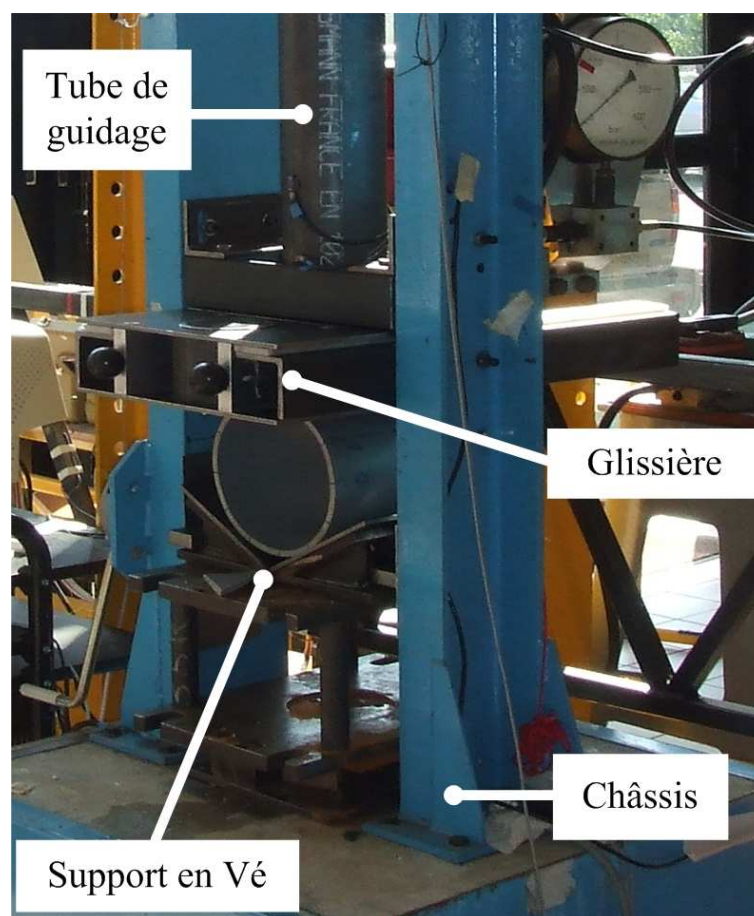


FIG. III.2 – Zoom sur les éléments principaux de la machine d'essais de chocs.

Par rapport à la machine classique, cette machine est munie d'une glissière dans laquelle se trouve un percuteur intermédiaire (voir figure III.4 et III.5). Un accéléromètre est placé dans le percuteur intermédiaire (voir figure III.6). L'avantage de cette solution est que l'accéléromètre est presque fixe par rapport à la pièce à tester. Les connectiques du capteur ne constituent donc plus un problème. Le déplacement du percuteur est faible, les risques d'arrachement sont limités.

La figure III.7 montre une vue d'ensemble de la machine d'essais de chocs.



FIG. III.3 – A gauche : percuteur pour les tubes de diamètre 160 à 400 mm - A droite : percuteur pour les tubes de diamètre 110 et 125 mm.

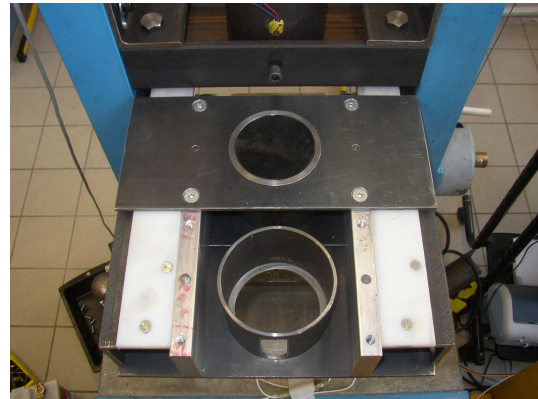


FIG. III.4 – Glissière sans le percuteur intermédiaire.



FIG. III.5 – Glissière avec le percuteur.



FIG. III.6 – Percuteur intermédiaire dans lequel est fixé l'accéléromètre.

III.1.2 Présentation de la chaîne d'acquisition

Les capteurs utilisés sont des accéléromètres piézorésistifs de la série EGCS de chez ENTRAN. Le principe du capteur est représenté figure III.8. Le capteur est constitué d'une poutre, d'une masselotte et de 4 jauges de contraintes. Sous l'action d'une accélération appliquée au capteur, la masse est soumise à une force. Cette force induit des contraintes de compression et de traction sur la poutre. Les jauges métalliques sont montées sur un pont de Wheatstone. Lorsque les contraintes varient, les jauges sont déformées. Le pont est alors déséquilibré. Ce déséquilibre est fonction de l'accélération subie par le capteur.

Trois accéléromètres ont été utilisés au cours des essais suivant la masse du percuteur utilisé et de la hauteur de chute. Les caractéristiques des capteurs sont les suivantes (voir tableau III.1) :

Suivant le type choisi, les accéléromètres possèdent ou non un conditionneur. L'accéléromètre



FIG. III.7 – Vue d'ensemble de la machine d'essais de chocs.

de 500 g n'est pas muni de ce système. Ce capteur est alimenté à l'aide d'une alimentation stabilisée en 0-10 V, le signal de sortie est directement analysé. Les accéléromètres de 1000 et 2500 g sont prévus pour être utilisés avec un conditionneur, de référence **PS 30** de chez ENTRAN. Cet appareil a une double fonction : il sert à la fois à l'alimentation du capteur en ± 15 V, mais aussi d'amplificateur pour le signal de sortie. Le signal, en sortie d'accéléromètre (pour le 500 g) ou de conditionneur (pour le 1000 et le 2500 g), est envoyé à une carte d'acquisition National Instrument, référencée **série M carte PCI 6251 de 1 MHz** (voir figure III.9). Les signaux obtenus sont traités à l'aide du logiciel Labview. Les câblages sont présentés figure III.10. Les fiches techniques des différents éléments de la chaîne d'acquisition figurent en annexe E.

Sur cette carte, deux autres signaux sont envoyés : les signaux des deux capteurs de position.

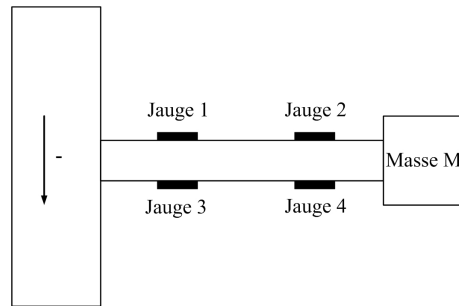


FIG. III.8 – Structure d'un accéléromètre à jauges de contraintes.

Modèle	Accélération maxi (g)	Sensibilité ($\frac{mV}{g}$)	Précision de la mesure (%)	Conditionneur
EGCS D0 500 /V10/L4M	500	0,365	5	non
EGCS A2 1000	1000	5,038	5	oui
EGCS A2 2500	2500	2,040	5	oui

TAB. III.1 – Caractéristiques des accéléromètres.

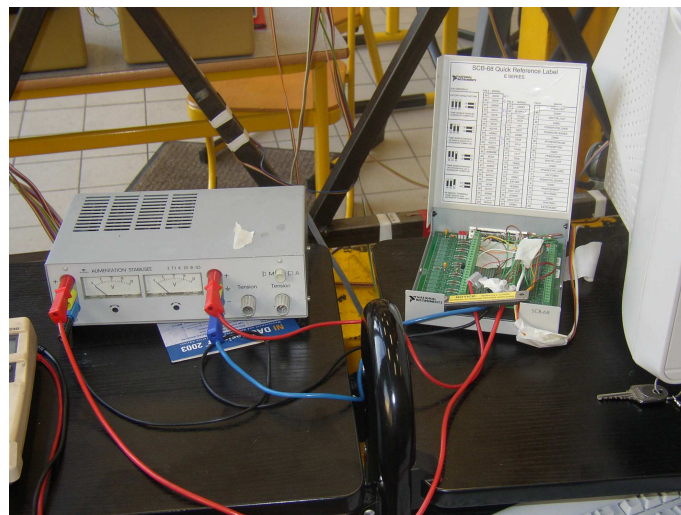


FIG. III.9 – Acquisition de la vitesse et de l'accélération.

Ces capteurs permettent de détecter le passage du percuteur afin de calculer sa vitesse avant impact. Pour cela, deux émetteurs (PIE-310) et récepteurs (PID-310D) à diode infrarouge sont

fixés sur le tube de guidage, juste au dessus du percuteur intermédiaire (voir figure III.10). Lors du passage du percuteur mobile, le signal est coupé entre l'émetteur et le récepteur. La tension chute de 5V à 0V. Les signaux issus des deux récepteurs sont traités sous Labview pour calculer le temps de passage d'un capteur à l'autre. Connaissant la distance entre les deux capteurs, il est possible de calculer la vitesse du percuteur mobile. Les documentations sur les capteurs et la carte d'acquisition sont également placées en annexe.

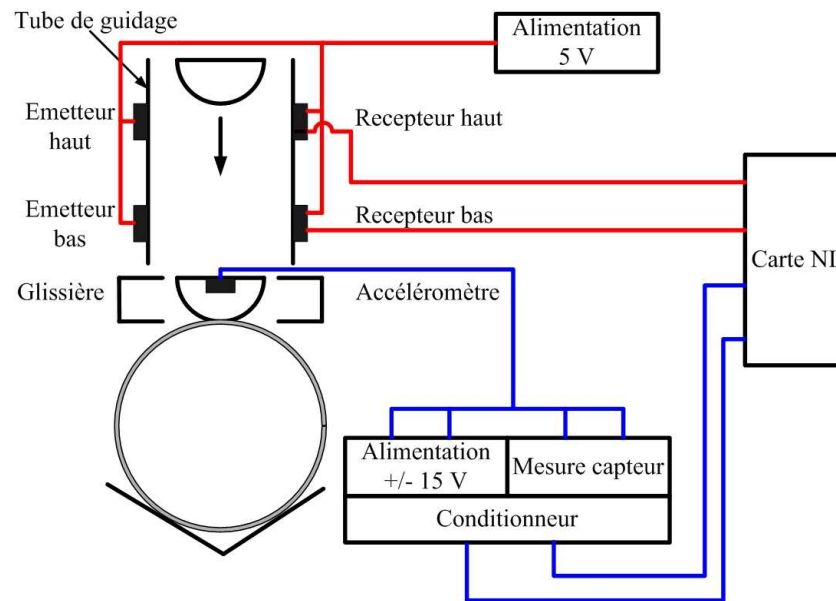


FIG. III.10 – Câblage de principe.

III.1.3 Réglage de la machine d'essais de chocs

Pour réaliser des essais conformes à la norme, il est nécessaire de s'assurer que la vitesse réelle du percuteur avant impact est supérieure à 95 % de la vitesse théorique. Or, il existe des incertitudes de mesures de la vitesse et sur la répétabilité des essais. De ce fait, la vitesse minimale doit être largement supérieure à cette valeur seuil. Le tableau III.2 récapitule les deux hauteurs de chute possibles pour le percuteur, la vitesse théorique ainsi que la vitesse minimale à assurer.

Pour estimer l'incertitude sur la mesure de la vitesse, nous avons chiffré trois types d'erreurs : les erreurs liées à la précision de la mesure, des erreurs liées à la répétabilité ainsi que des erreurs systématiques. La vitesse du percuteur se calcule à partir du temps de passage de celui-ci entre deux capteurs distants de 0,101 m. La mesure s'effectue à ± 1 mm. L'incertitude sur cette mesure est de 1 %. La fréquence d'échantillonnage est fixée à 80000 Hz. L'erreur sur la mesure du temps est de 0,0000125 s.

Prenons le cas d'un percuteur utilisé pour tester un tube de diamètre 110 mm. Le temps de passage entre deux capteurs avoisinant 17 ms, la précision sur la mesure du temps est de l'ordre de 0,07 %. Cela se traduit par une incertitude relative sur la vitesse de 1,07 % et une incertitude

	Hauteur de chute (m)	Vitesse théorique (m/s)	95 % de la vitesse théorique
Tubes de diamètre 110 mm	1,6	5,6	5,32
Tubes de diamètre > 110 mm	2	6,26	6,13

TAB. III.2 – Vitesse minimum du percuteur à garantir en fonction du diamètre du tube.

absolue de l'ordre de 0,06 m/s. Pour déterminer la répétabilité de l'essai, le percuteur a été lancé plusieurs fois dans les mêmes conditions. Nous en avons déduit une incertitude élargie égale à deux fois l'écart type. Finalement, nous avons chiffré les erreurs systématiques. Le percuteur est maintenu en position haute grâce à une ventouse magnétique reliée à un câble métallique et à un système de poulies. La position haute du percuteur est marquée sur le câble. Le fil, sous l'effet du poids du percuteur, se détend. De plus, il existe une erreur systématique sur la position réelle du percuteur dans le tube. Cette erreur est estimée à 1 cm, et se traduit par une incertitude chiffrée à 0,018 m/s dans le cas d'un choc sur un tube de diamètre 110 mm.. L'ensemble des incertitudes est récapitulé dans le tableau III.3.

	Vitesse moyenne (m/s)	Précision de la mesure δ_1 (m/s)	Répétabilité δ_2 (m/s)	Erreur systématique δ_3 (m/s)	Erreur totale $\delta_1 + \delta_2 + \delta_3$ (m/s)
Tubes de diamètre 110 mm	5,6	0,06	0,1	0,018	0,1618
Tubes de diamètre > 110 mm	7	0,067	0,1	0,016	0,203

TAB. III.3 – Erreur de mesure de la vitesse en fonction du diamètre du tube - Valeurs exprimées en m/s.

Pour se placer dans le cas le plus favorable, la vitesse d'impact doit s'approcher de 95 % de la vitesse théorique. Toutefois, les erreurs liées à la précision de la mesure, la répétabilité des essais ainsi que les erreurs systématiques, font que la hauteur de chute doit être augmentée pour s'assurer que la vitesse réelle est supérieure à la 95 % de la vitesse théorique de 0,1618 ou 0,203 m/s suivant le diamètre du tube. Par conséquent, la vitesse réelle doit être ajustée à 98 % de la vitesse théorique.

Dans la mesure où le choc n'est pas direct entre le percuteur mobile et tube, une partie de l'énergie initiale du choc n'est pas transférée au tube, mais perdue par frottement du percuteur intermédiaire dans la glissière. Pour se placer dans un cas qui génère un choc le plus sévère possible, la hauteur de chute a été augmentée pour être bien au-delà des 98 % de la vitesse

théorique. Nous avons donc choisi de placer le percuteur au maximum de hauteur permise par la machine d'essais de choc soit 2,50 m ou 2,65 m suivant les essais.

Après avoir ajusté la hauteur de chute, nous avons spécifié au logiciel LABVIEW la fréquence d'échantillonnage. Cette valeur est essentielle pour convertir un signal analogique en signal numérique (voir figure III.11). Le signal doit vérifier le théorème de Shannon. D'après le théorème de Shannon, un signal est correctement reconstitué lorsque la fréquence d'échantillonnage f_e est égale au double de la fréquence du signal analogique f_m . Si l'on se situe sous cette limite théorique, une perte d'information du signal est observée.

$$f_e > 2f_m \quad (\text{III.1})$$

Le signal a été comparé pour une fréquence d'acquisition variant de 1000 Hz à 200000 Hz. Au-delà de 10000 Hz, les différences sur le signal ne sont plus visibles. La fréquence d'acquisition choisie est de 80000 Hz. Cette fréquence élevée permet de garantir un signal de qualité tout en conservant une taille des fichiers de sortie correcte.

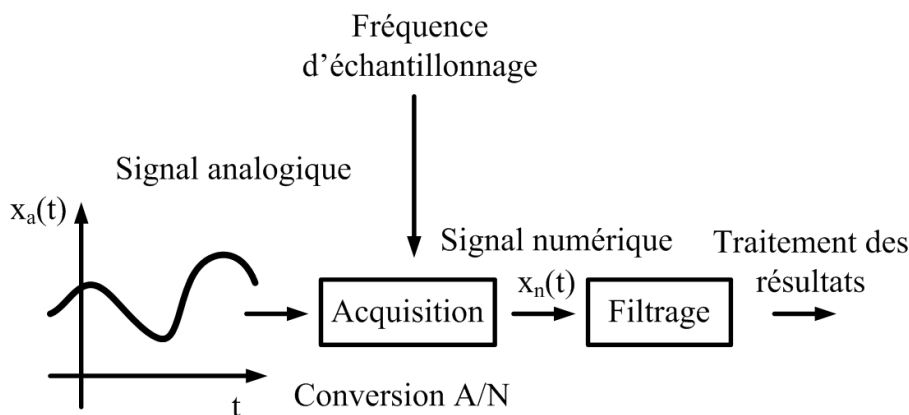


FIG. III.11 – Chaîne d'acquisition.

III.1.4 Incertitudes de mesures et répétabilité des essais

Pour pouvoir analyser les résultats d'essais, les incertitudes sur la mesure de l'accélération du percuteur intermédiaire ainsi que sur le calcul de la vitesse maximale, du déplacement et du temps de contact ont été chiffrées. Nous avons dans un premier temps déterminé les erreurs de répétabilité. Pour cela, nous avons répété des chocs entre le percuteur mobile et le percuteur intermédiaire. Les incertitudes sont récapitulées dans le tableau III.4.

Dans un deuxième temps, nous avons déterminé les erreurs de mesures ou de calcul. Les accéléromètres Entran sont donnés pour une précision de 5 % lorsque la mesure s'effectue dans la gamme d'accélération spécifiée. La vitesse et le déplacement sont calculés par intégration, par le logiciel LABVIEW, selon un schéma de type Euler.

Le tableau III.5 présente les erreurs rencontrées lors de chocs sur des tubes de diamètre 125 avec un accéléromètre de 500 g.

	Valeur moyenne	Ecart type	Incertitude élargie	Incertitude relative %
Accélération (m/s ²)	5200	48,5	97	1,86
Vitesse (m/s)	1,88	0,027	0,055	2,9
Déplacement (mm)	1,007	0,033	0,066	6,5
Temps de contact (ms)	1,14	0,028	0,056	4,9

TAB. III.4 – Incertitudes liées à la répétabilité des essais sur l'accélération, la vitesse, le déplacement ainsi que le temps de contact. du percuteur intermédiaire.

	Valeur moyenne	Répétabilité	Incertitude de mesure ou de calcul	Incertitude relative	Incertitude relative %
Accélération (m/s ²)	3792	70	190	260	6,86
Vitesse (m/s)	2,25	0,065	0,0012	0,0668	2,97
Déplacement (mm)	8,08	0,0577	0,0007	0,577	6,55
Temps de contact (ms)	7,787	0,38	0,0125	0,394	5,06

TAB. III.5 – Incertitudes de mesure de l'accélération, de la vitesse, du déplacement et du temps de contact du percuteur intermédiaire pour des essais réalisés sur un tube de diamètre 125 mm avec un accéléromètre de 500 g.

Le tableau III.6 présente les erreurs rencontrées lors d'un choc sur des tubes de diamètre 200 mm avec un accéléromètre de 1000 g.

Le tableau III.7 présente les erreurs rencontrées lors d'un choc sur des tubes de diamètre 250 mm avec un accéléromètre de 2500 g.

	Valeur moyenne	Répétabilité	Incertitude de mesure ou de calcul	Incertitude relative	Incertitude relative %
Accélération (m/s ²)	8400	156	420	576	6,86
Vitesse (m/s)	4,75	0,137	0,0026	0,14	2,95
Déplacement (mm)	18	1,18	0,000016	1,44	8,01
Temps de contact (ms)	8,02	0,39	0,0125	0,4	5,05

TAB. III.6 – Incertitudes de mesure de l'accélération, de la vitesse, du déplacement et du temps de contact du percuteur intermédiaire pour des essais réalisés sur un tube de diamètre 200 mm avec un accéléromètre de 1000 g.

	Valeur moyenne	Répétabilité	Incertitude de mesure ou de calcul	Incertitude relative	Incertitude relative %
Accélération (m/s ²)	9430	175	471	646	6,86
Vitesse (m/s)	2,95	0,153	0,003	0,156	2,95
Déplacement (mm)	18,5	1,21	0,000018	1,48	8,02
Temps de contact (ms)	7,2	0,35	0,0125	0,365	5,07

TAB. III.7 – Incertitudes de mesure de l'accélération, de la vitesse, du déplacement et du temps de contact du percuteur intermédiaire pour des essais réalisés sur un tube de diamètre 250 mm avec un accéléromètre de 2500 g.

III.2 Allure de la courbe d'accélération

Un choc se caractérise comme un phénomène vibratoire qui apparaît lorsqu'une impulsion, un échelon ou une vibration donne naissance à une excitation. Durant un instant très court,

il se produit une variation de la quantité de mouvement. La masse ne variant pas, la vitesse évolue soudainement. Cette excitation est mesurée à l'aide d'un accéléromètre. Dans le cas des machines de chocs par poids tombants, la forme caractéristique de la courbe d'accélération est un demi-sinus (voir figure III.12), d'amplitude A et de demi-période D .

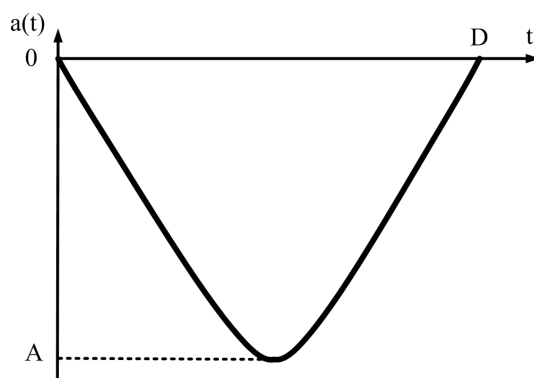


FIG. III.12 – Demi-sinus théorique.

Il existe deux types de choc, des chocs "par impulsion" ou "par impact". Le type de choc dépend de la vitesse du système avant et après le choc. Un choc est dit "par impulsion" si la vitesse initiale du système comportant l'accéléromètre est nulle avant le début du choc. Dans ce cas, la variation de vitesse au cours du choc est égale à la vitesse finale du système. Dans le cas des chocs "par impact", la vitesse initiale du système est différente de zéro et varie au cours du choc.

Analysons les conditions expérimentales pour déterminer le type de choc. Le percuteur mobile lancé d'une hauteur prédéterminée excite le tube par l'intermédiaire du percuteur fixe. Avant le début du choc, le percuteur intermédiaire est au repos $X(0) = 0$, sa vitesse initiale est nulle $\dot{X}(0) = 0$. Le choc est donc de type "impulsion".

Lors d'un choc réel, il n'est pas possible de générer une telle impulsion. Il est nécessaire de fournir au système une énergie avant et/ou après. Il faut emmagasiner de l'énergie avant le choc (cas d'un choc par chute libre) et éventuellement après (cas d'un choc avec rebond). Donc, suivant la manière donc le choc est généré, il peut exister une "pré impulsion" et une "post impulsion". Dans notre cas, le choc est dit par "impulsion". Le percuteur mobile emmagasine une énergie potentielle durant sa chute. L'accéléromètre est placé dans le percuteur intermédiaire, cette phase n'est pas enregistrée. Par contre, la phase de rebond du percuteur est enregistrée. Le signal mesuré comporte donc l'impulsion ainsi que la post-impulsion ou le post-choc (voir figure III.13). Deux formes de post-choc sont rencontrées : rectangulaire ou sinusoïdale. Dans le cadre de cette étude, le post-choc possède une forme sinusoïdale.

À partir de l'accélération, la vitesse et le déplacement sont calculés par intégration de l'accélération (voir figure III.14).

Observons maintenant l'allure des courbes caractéristiques obtenues lors d'essais. Pour comprendre ces courbes, il faut dans un premier temps identifier l'axe sensible de l'accéléromètre. Sur chaque capteur, une flèche représente la direction de cet axe. Quand un accéléromètre est

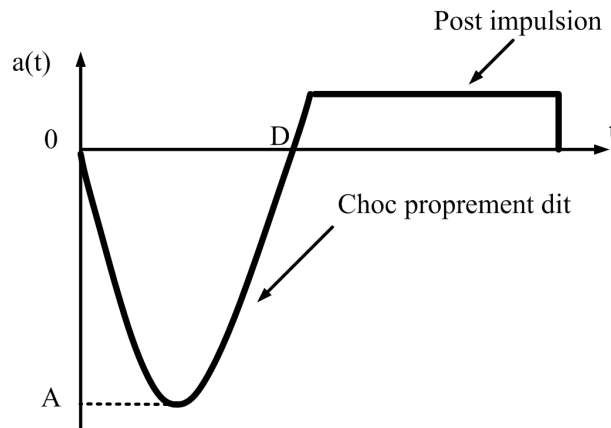


FIG. III.13 – Choc suivi d'un post choc.

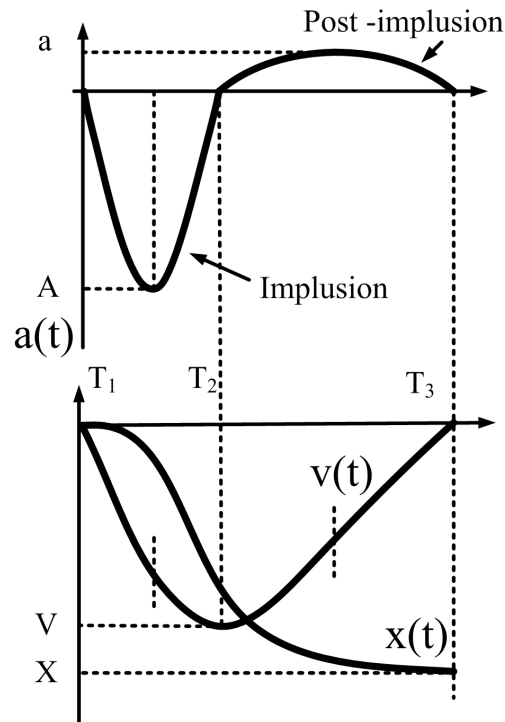


FIG. III.14 – Allure des courbes vitesse et déplacement.

monté sur une surface soumise à une accélération positive dans la direction de la flèche, il se produit un signal de sortie positif. L'accéléromètre a été placé de façon à ce que les accélérations ou décélérations soient négatives dans le sens vertical descendant et positives dans le sens vertical ascendant. La figure III.15 présente l'évolution de l'accélération typique de l'accélération pour le tube qui ne s'endommage pas. Quatre phases sont observées. Pour faciliter les explications, nous décrirons également l'évolution de la vitesse et du déplacement (voir figure III.16). La position respective des percuteurs, du tube impacté est représentée figure III.17.

⇒ 1^{ère} phase : la pré impulsion

L'accélération est constante, car l'accéléromètre est au repos dans le percuteur intermédiaire. Cette partie ne présente pas d'intérêts. Elle sera donc tronquée pour le reste de l'étude.

⇒ 2^{ème} phase : l'impulsion (2a) et la post impulsion (2b) (voir figure III.18)

L'accélération décroît puis croît. Durant cette brève période, qui correspond à l'impulsion, le percuteur mobile impacte le percuteur intermédiaire. Le signal est négatif, car le percuteur est accéléré dans le sens vertical descendant. Cette impulsion permet au percuteur d'atteindre sa vitesse maximale. Après avoir atteint une vitesse maximale, la vitesse du percuteur se réduit. Le déplacement décroît pour atteindre un minimum. Lorsque la vitesse s'annule, le déplacement est maximal, l'accélération atteint le maximum du demi-sinus de la post implusion.

⇒ 3^{ème} phase : le rebond

Le déplacement du percuteur a atteint son maximum à la fin de la deuxième phase. Durant la troisième phase, le tube et le percuteur intermédiaire rebondissent.

⇒ 4^{ème} phase : le choc secondaire

Le percuteur intermédiaire a rebondi durant la phase 3. Lors de la phase de remontée, le percuteur impacte la partie supérieure de la glissière. Le percuteur est alors renvoyé dans le sens vertical descendant. Il s'en suit un choc qui n'est pas significatif du comportement du tube.

Avant tout traitement, le signal est filtré à l'aide d'un filtre passe-bas de Butterworth. La fréquence de coupure est fixée à 1000 Hz. Le signal obtenu est représenté figure III.18. Dès la phase 3, le tube rebondit. Le contact entre le percuteur et le tube n'est plus garanti. Cette phase ne traduit plus le comportement de la structure. En conséquence, seule la zone 2 correspondant à l'impulsion (2a) et à la post impulsion (2b) sera étudiée. Ces mêmes zones sont représentées sur la figure III.19. Cette figure présente l'évolution de la vitesse et du déplacement du percuteur durant la phase de compression du tube par le percuteur.

Comme nous l'avons vu dans le deuxième chapitre, les critères prédictifs de l'endommagement, du type facteur d'intensité des contraintes K_{Ic} sont difficilement applicables à ce cas d'étude. Nous avons toutefois retenu le critère proposé par Davies et al [50], Schoeppner et al [13] qui définissent un seuil maximum de charge DTL à partir duquel le délaminage se produit. Ce seuil est proportionnel à l'épaisseur du stratifié t et est relié à la charge par l'équation III.2 :

$$DTL = Ct^{\frac{3}{2}} \quad (III.2)$$

Nous essayerons d'analyser s'il existe un lien entre la sévérité d'un choc et l'épaisseur du composite impacté.

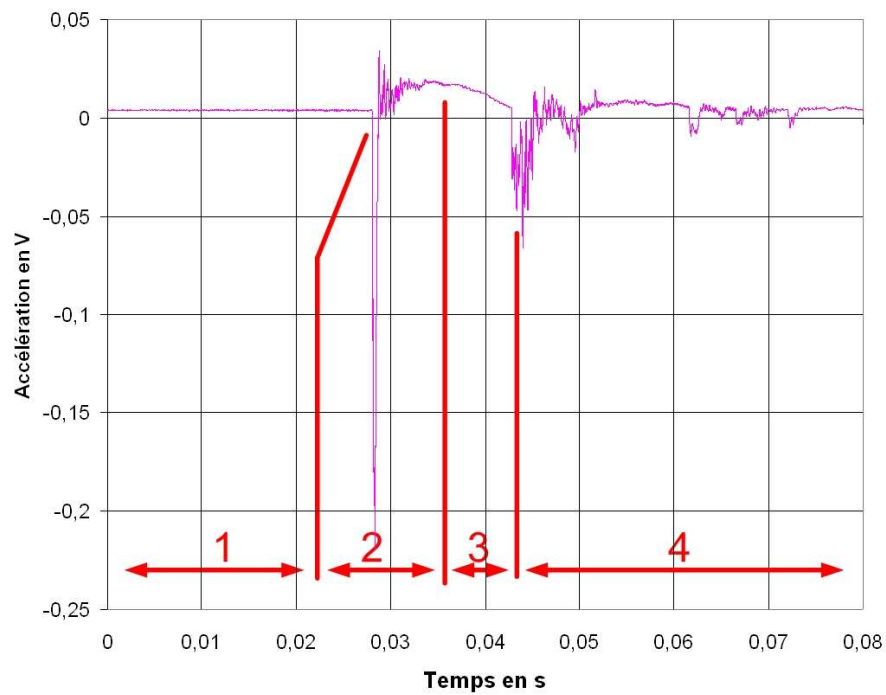


FIG. III.15 – Allure type de l'accélération - 4 zones distinctes.

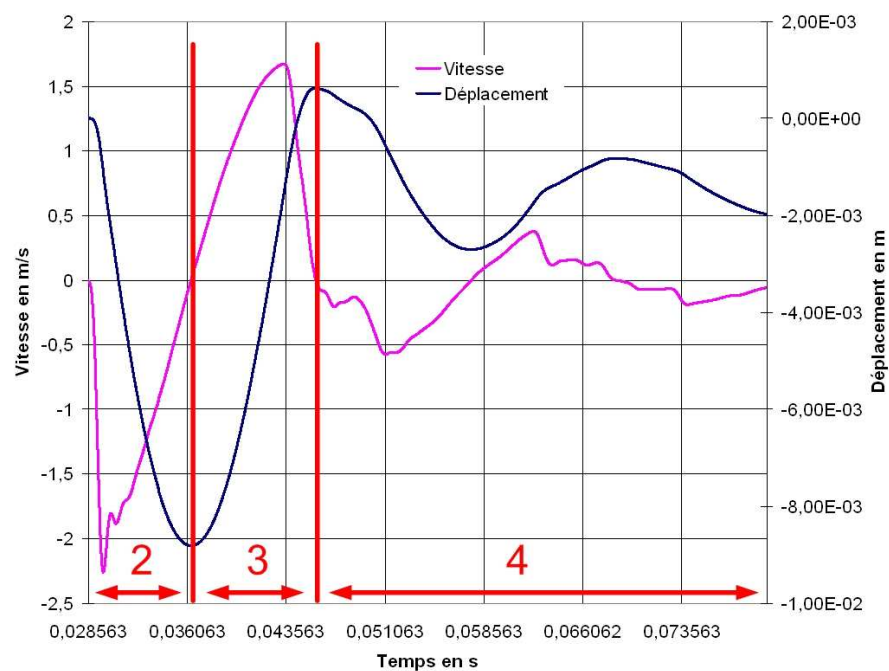


FIG. III.16 – Superposition de la vitesse et du déplacement - Représentation des phases 2 à 4.

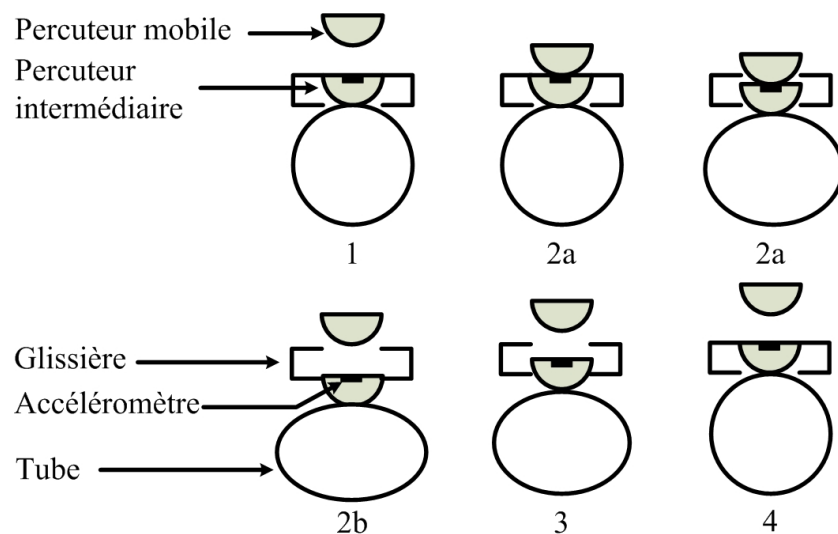
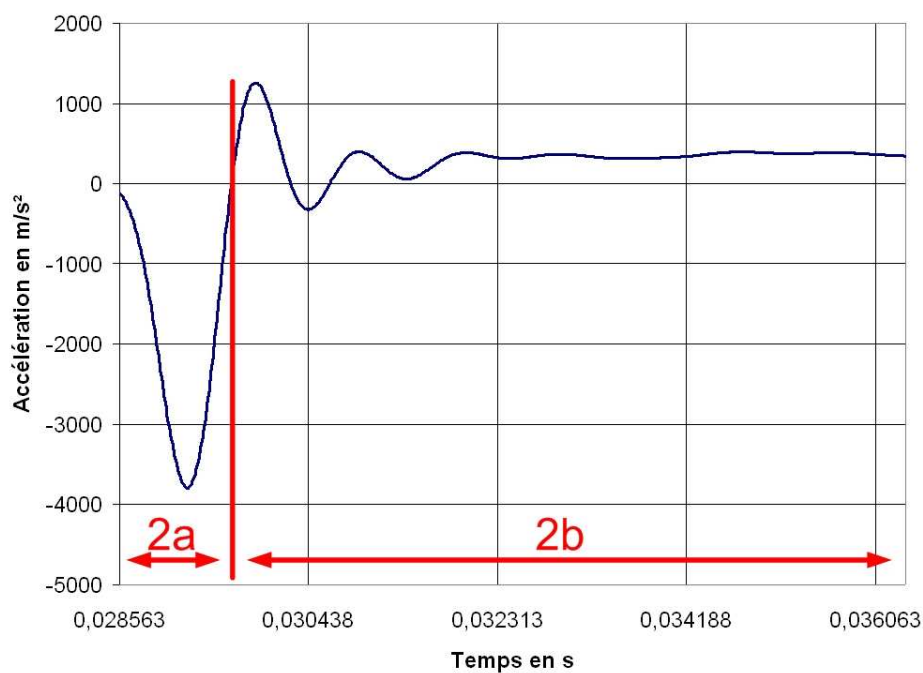


FIG. III.17 – Mouvement des percuteurs au cours du temps.

FIG. III.18 – Accélération filtrée - Butterworth $f_c=1000$ Hz - Décomposition de la phase 2.

Nous avons retenu un deuxième critère, le déplacement du point d'impact. D'après Mori [94], un choc A est plus sévère qu'un choc B si la contrainte développée au sein du tube est supérieure. Supposons que le matériau suive un comportement du type loi de Hooke, la contrainte varie proportionnellement à la déformation, donc au déplacement du point d'impact. Un choc A est plus sévère qu'un choc B si le déplacement du point d'impact du choc A est supérieur à celui du point B. Ce raisonnement n'est valide que lorsque les temps de contact entre les chocs A

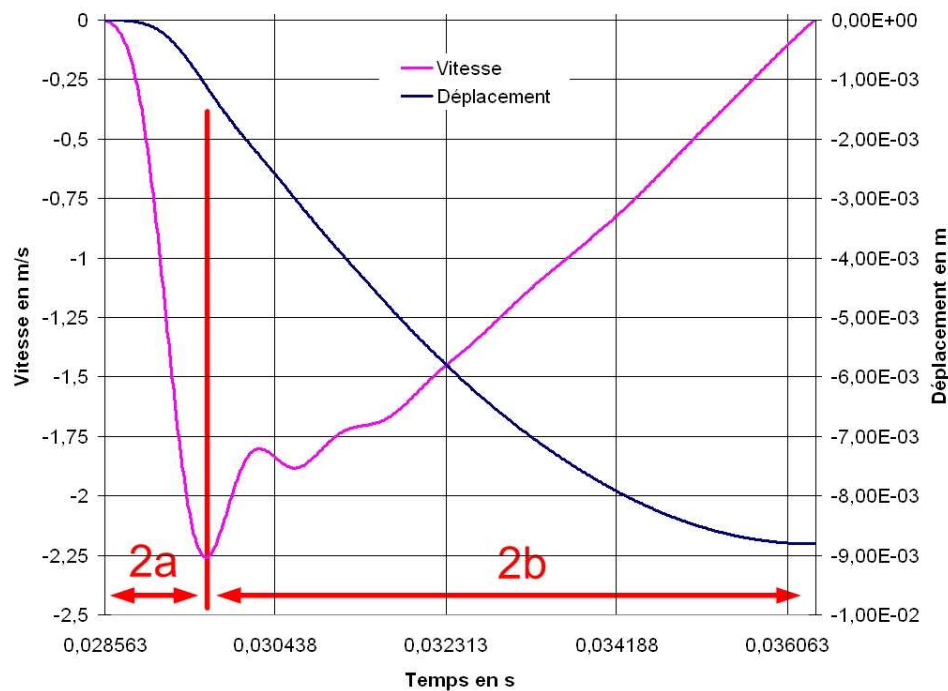


FIG. III.19 – Superposition de la vitesse et du déplacement - décomposition de la phase 2.

et B sont équivalents. Un troisième critère est retenu, analysant les études en biomécanique. Lorsqu'un corps est arrêté brutalement par un obstacle, il est soumis à une force gravitationnelle négative. La tolérance à la décélération dépend de la variation de vitesse entre l'instant initial et l'instant final ainsi que de la durée de la décélération. Une décélération instantanée produit plus de lésions qu'une décélération progressive. À partir de cette constatation, Yvon Mori [94] définit un troisième critère. Il représente la variation maximale de vitesse et d'accélération et définit une zone au-delà de laquelle un endommagement est susceptible de se produire. Autrement dit, une structure est capable de subir de fortes accélérations si le choc crée de faibles variations de vitesse. De même, un corps soumis à de fortes variations de vitesse, mais à des accélérations faibles est peu sévère. La zone d'endommagement est représentée figure III.20.

III.3 Résultats d'essais

Pour tous les essais, les tubes ont été conditionnés dans un bain d'eau à 0 °C. Les conditions des essais, rappelant les masses des percuteurs, la hauteur de chute, sont récapitulées dans le tableau III.8.

Pour caractériser les tubes, plusieurs campagnes d'essais ont été réalisées. Elles sont récapitulées dans le tableau III.9. Lors de la première campagne, nous avons vérifié qu'augmenter l'énergie cinétique du percuteur mobile augmente la sévérité du choc. Dans un second temps, nous avons testé l'homogénéité du comportement du tube autour de sa circonférence, et plus

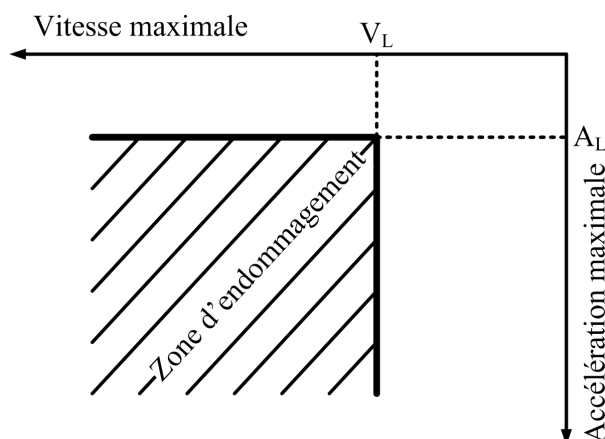


FIG. III.20 – Zone d'endommagement.

Diamètre du tube (mm)	Masse du percuteur mobile (kg)	Masse du percuteur intermédiaire (kg)	Hauteur de chute (m)
125	0,8	2,125	2,65
200	1,6	2,3	2,50
250	2,5	2,3	2,50

TAB. III.8 – Conditions d'essais.

particulièrement au niveau des génératrices spécifiées par la norme de l'essai de chocs. Le comportement variant autour de la circonférence du tube, plusieurs hypothèses ont été émises pour justifier les résultats. Les variations de comportement pouvant être dues à un endommagement progressif de la structure ou un comportement local de la matière différent, deux autres essais ont été réalisés. La troisième campagne d'essai a consisté à répéter un essai plusieurs fois sur le même point d'impact, afin de repérer un seuil d'endommagement de la structure. La quatrième campagne a permis de tester la différence de comportement de tubes impactés entre deux lignes de recollement puis en se rapprochant de l'une des lignes. La dernière campagne a consisté à impacter plusieurs tubes sur une ligne de recollement.

III.3.1 Influence de l'énergie cinétique sur la réponse de la structure

Pour analyser l'influence de l'énergie cinétique sur la réponse, nous avons augmenté la hauteur de chute du percuteur. Ces essais ont été réalisés sur des tubes de diamètre 200 mm, avec un accéléromètre de 1000 g. Augmenter l'énergie cinétique du percuteur a pour effet d'augmenter l'accélération maximale à laquelle est soumise la structure de 29 % et la vitesse maximale de 20 % (voir figure III.21 et III.22). Le déplacement de la structure sous le point d'impact augmente de 43 %, le temps de contact croît de 16 % (voir figure III.23). Les grandeurs caractéristiques sont regroupées dans le tableau III.10. Intuitivement, nous savons qu'augmenter l'énergie cinétique

Campagne	Descriptif de l'essai	Diamètre (mm)		
		125	200	250
1	Influence de l'énergie cinétique		•	
2	Évolution du comportement du tube autour de sa circonférence		•	•
3	Détection de l'endommagement progressif		•	
4	Position du point d'impact par rapport à une ligne de recollement		•	
5	Choc sur une ligne de recollement	•	•	

TAB. III.9 – Campagne d'essai en fonction du diamètre de tube.

du choc augmente sa sévérité. Toutefois, comme à la fois le temps de contact et le déplacement augmentent, il est difficile de conclure sur la sévérité du choc. Il nous faut analyser les variations de vitesse et d'accélération de la structure (voir figure III.24). Augmenter l'énergie cinétique accroît simultanément la vitesse et l'accélération. La courbe III.22 nous permet de visualiser qu'augmenter l'énergie cinétique augmente la sévérité d'un choc.

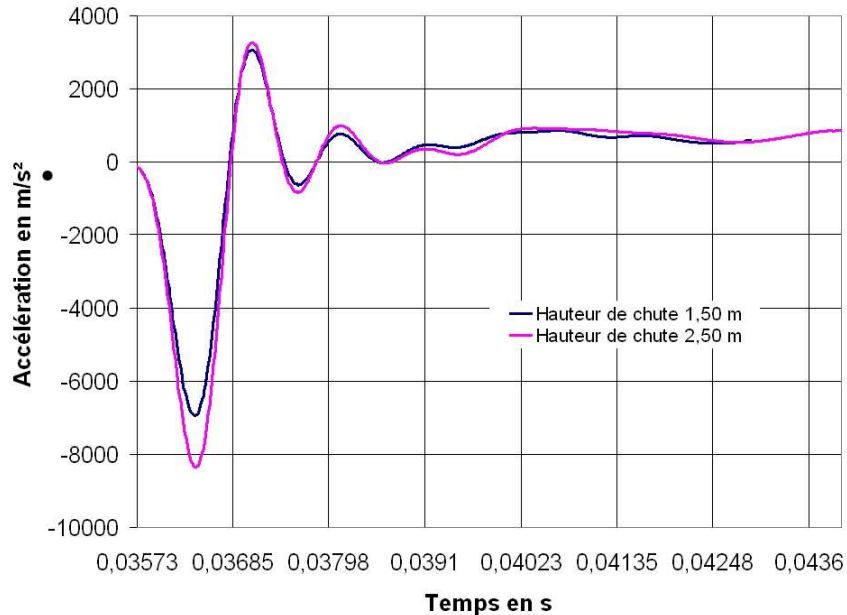


FIG. III.21 – Influence de la hauteur de chute sur l'évolution de l'accélération - Tube de diamètre 200 mm.

Pour une hauteur de chute de 2,50 m, comparons le cas réel (voir tableau III.10) aux valeurs obtenues suite à la modélisation du choc par des modèles masses-ressorts développés au cours du chapitre I (voir tableau III.11). La masse du percuteur M_1 est égale à 2,3 kg, la masse effective

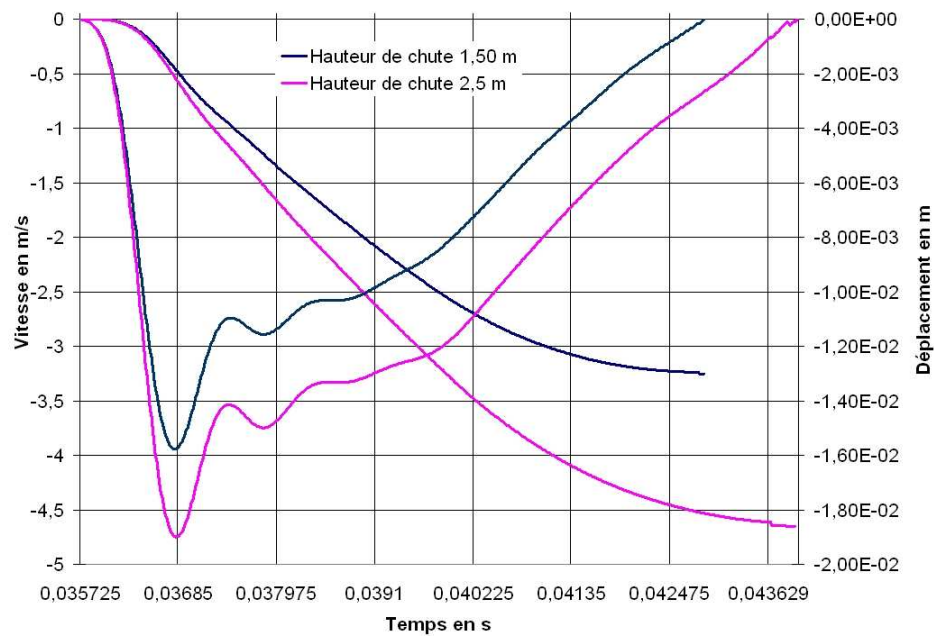


FIG. III.22 – Influence de la hauteur de chute sur l'évolution de la vitesse et du déplacement - Tube de diamètre 200 mm.

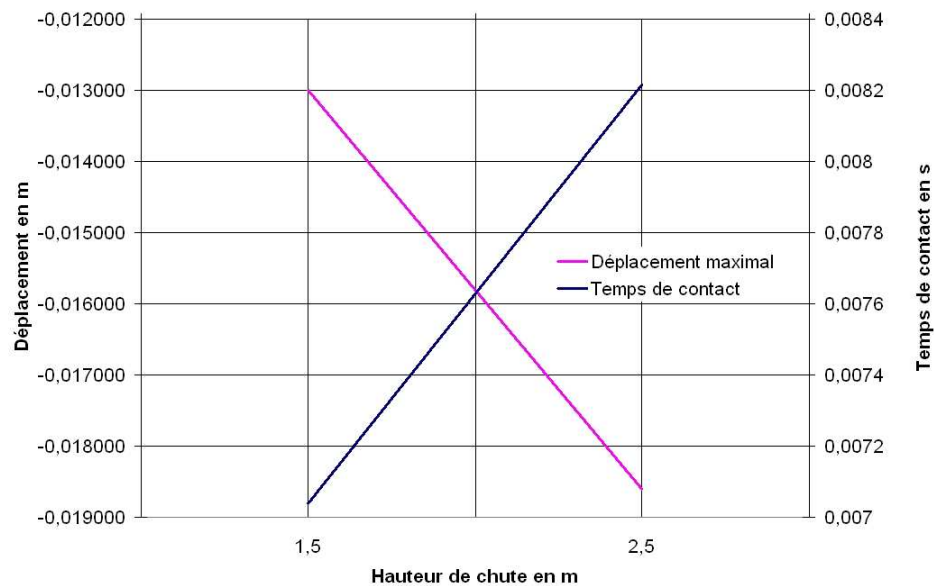


FIG. III.23 – Influence de la hauteur de chute sur le déplacement et le temps de contact - Tube de diamètre 200 mm.

du tube M_2 est de 0,59 kg. La rigidité de contact K_c est de $339 \text{ MN/m}^{\frac{3}{2}}$, la rigidité de flexion et de cisaillement K_{bs} est égale à 22,8 kN/m.

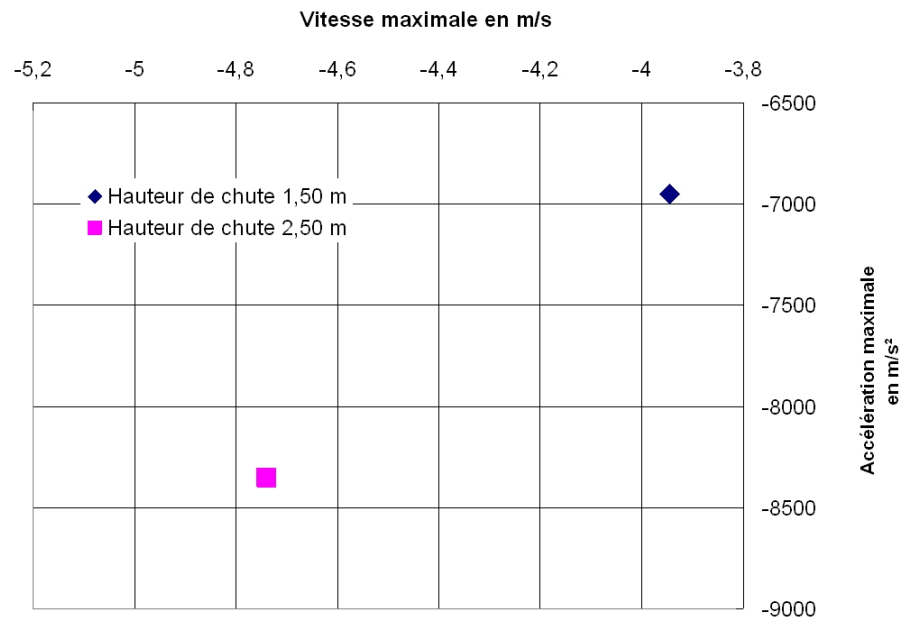


FIG. III.24 – Zone d'endommagement selon la hauteur de chute - Tube de diamètre 200 mm.

	Hauteur de chute (m)		Ecart
	1,50	2,00	%
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	5,2	6,7	2
Accélération (m/s²)	-6949	-8353	20
Vitesse (m/s)	-3,95	-4,74	20
Déplacement (mm)	-13	-18,6	43
Temps de contact (ms)	7,04	8,22	17

TAB. III.10 – Influence de la hauteur de chute sur les grandeurs caractéristiques du choc.

Rappelons que l'indice (B) indique que les résultats sont issus d'un modèle prenant en compte uniquement la rigidité de contact entre le tube et le percuteur. L'indice (C) indique que seul le mouvement de flexion a été pris en compte. Les valeurs obtenues expérimentalement sont conformes aux valeurs attendues et se situent entre les modèles (B) et (C).

	Temps de contact t_c (ms)	Déplacement X_{1max} (mm)	Accélération \ddot{X}_{1max} (g)
Majorant	35 (C)	75 (C)	20733 (B)
Minorant	0,59 (B)	2,71 (B)	595 (C)
Cas réel	8,22	18,6	8353

TAB. III.11 – Limites hautes et basses des valeurs caractéristiques.

III.3.2 Comparaison du comportement des différentes génératrices d'un tube

Ces essais ont été réalisés sur des tubes de diamètre 125, 200 puis 250 mm. Analysons dans un premier temps le comportement des tubes de diamètre 125 mm.

Sur 6 tubes, nous avons répété le choc sur 6 génératrices réparties uniformément sur la circonférence du tube. Le premier choc a été réalisé sur la génératrice numérotée 1. Les génératrices ont été impactées successivement jusqu'à la génératrice numérotée 6 (voir figure III.25). Le point d'impact se situe au milieu de la génératrice. Chaque échantillon de tube mesure 20 cm de longueur, la distance du point d'impact au bord du tube est de 10 cm.

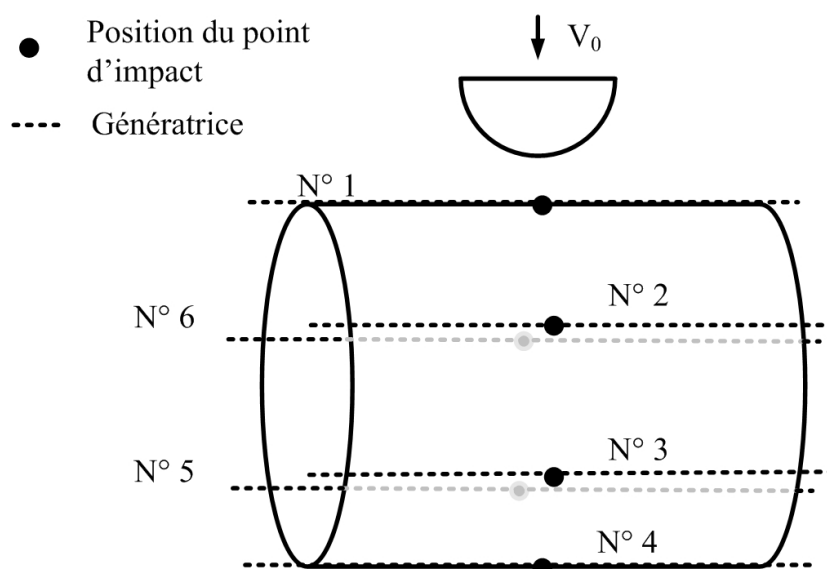


FIG. III.25 – Position des génératrices et des points d'impact dans le cas d'un tube de diamètre 125 mm.

Observons maintenant, sur l'un des tubes, l'évolution de l'accélération (voir figure III.26), de la vitesse et du déplacement (voir figure III.27).

Dans un premier temps, nous constatons que l'allure des courbes est proche pour toutes les génératrices. Nous avons donc répété l'essai sur 4 tubes pour observer si ces similitudes se répètent. Sur une moyenne de 4 tubes, nous remarquons des résultats similaires. Le tableau III.12

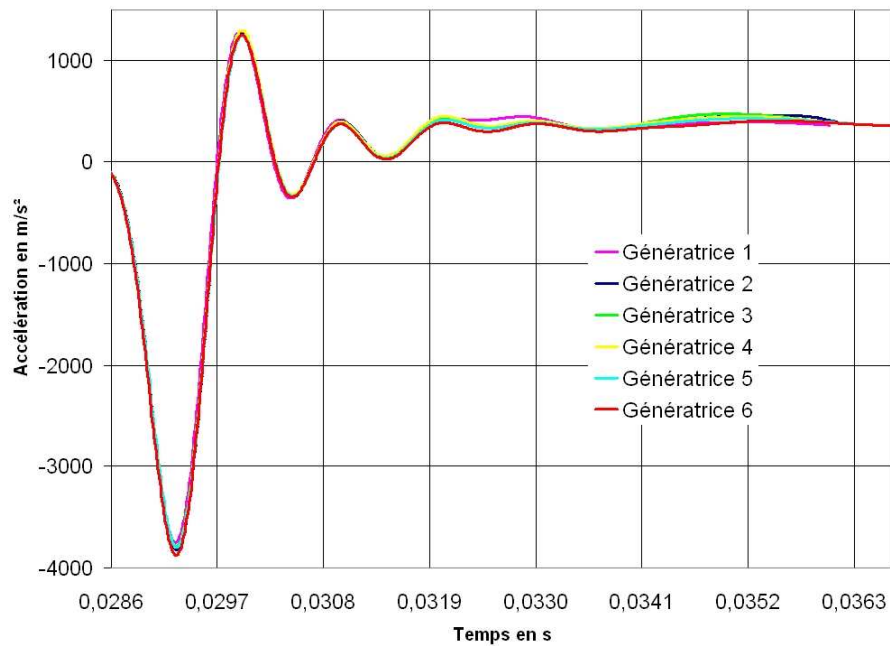


FIG. III.26 – Comparaison de l'accélération pour 6 génératrices du tube 1 - diamètre 125 mm.

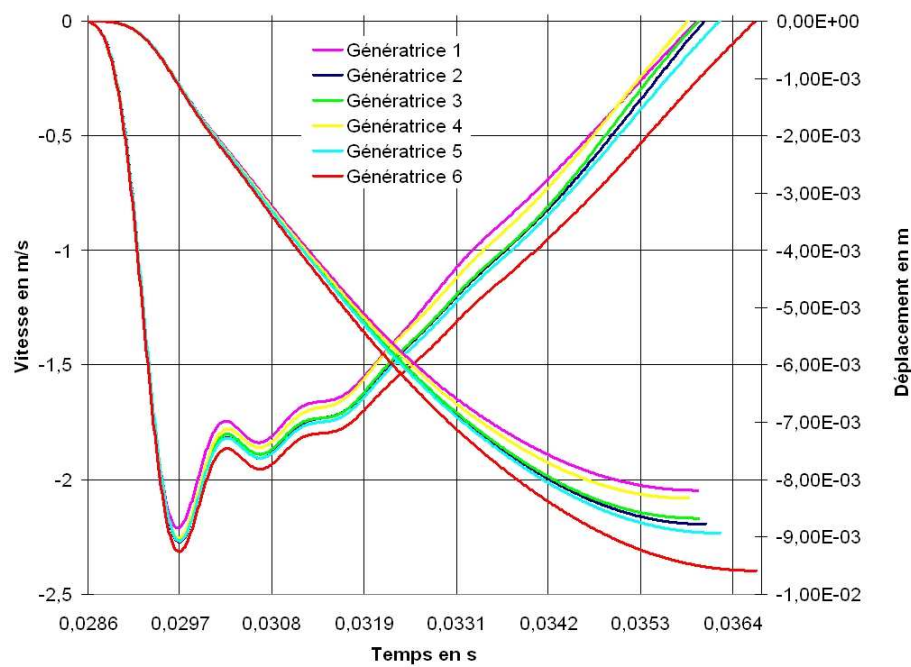


FIG. III.27 – Comparaison de la vitesse et du déplacement pour 6 génératrices du tube 1 - diamètre 125 mm.

présente la moyenne des vitesses du percuteur, des accélérations, vitesses et déplacements de la

structure ainsi que les temps de contact pour les 6 génératrices notées *G1* à *G6*.

	G1	G2	G3	G4	G5	G6
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	7,49	7,59	7,59	7,56	7,59	7,66
Accélération (m/s ²)	3729	3829	3808	3785	3804	3865
Vitesse (m/s)	2,21	2,28	2,26	2,25	2,27	2,31
Déplacement (mm)	8,44	8,95	8,59	8,27	8,88	9,39
Temps de contact (ms)	7,63	7,68	7,46	7,3	7,7	7,92

TAB. III.12 – Comportement des génératrices **G1** à **G6** - tube de diamètre 125 mm.

Les écarts sur les valeurs des accélérations suivant les génératrices sont inférieurs aux incertitudes de mesures. Les écarts entre les vitesses, les déplacements et les temps ne sont significatifs qu'entre la génératrice 1 et la génératrice 6 (voir figure III.29). D'après la figure III.28, le déplacement et le temps de contact augmentent. Il n'est donc pas possible de conclure quant à la sévérité du choc. Toutefois, d'après la figure III.29, on constate que la moyenne des chocs réalisés sur la génératrice 6 est plus sévère que ceux réalisés sur la génératrice 1. Trois raisons peuvent expliquer un comportement hétérogène du tube :

- localement la structure du tube est différente et fait que le choc est plus sévère ;
- la structure s'endommage progressivement au cours de l'essai ;
- la vitesse du percuteur lors du choc sur la génératrice 6 est de 7,66 m/s soit environ 3 % supérieure à la vitesse du choc réalisé sur la génératrice 1. Le choc 6 est peut-être plus sévère tout simplement parce que la vitesse du percuteur est plus importante.

Dans l'état actuel de nos connaissances, il est difficile de déterminer avec précision la raison pour laquelle le choc réalisé sur la génératrice 6 est plus sévère que celui sur la génératrice 1. Ces trois hypothèses restent envisageables, nous ne pouvons pas conclure immédiatement sur leur pertinence. Nous avons donc poursuivi la campagne d'essai avec un tube de diamètre supérieur. Des essais ont été réalisés en impactant des tubes de diamètre 200 mm à partir de la génératrice d'indice 1 puis à partir de la génératrice d'indice 7. La totalité des génératrices a été impactée, dans le sens croissant de l'indice des génératrices. La figure III.30 présente en moyenne l'évolution de la vitesse et de l'accélération maximale lorsque les tubes ont été impactés à partir de la génératrice 1, la figure III.31 présente les mêmes résultats, mais lorsque les tubes ont été impactés à partir de la génératrice 7. L'analyse de ces figures montre qu'il ne semble pas exister d'endommagement progressif de la structure. Le choc sur la génératrice 12 (voir figure III.30) et le choc sur la génératrice 6 (voir figure III.31) sont les derniers chocs réalisés sur les deux catégories de tubes sans pour autant être les plus dommageables. De plus, la comparaison de ces figures nous montre qu'il ne semble pas exister de comportement propre à une génératrice. Nous ne constatons pas que certaines génératrices créent des chocs plus sévères que d'autres. Ce comportement, différend entre génératrices, ne s'explique pas non plus par la présence plus ou moins proche de ligne de recollement. Chaque tube possède 12 lignes de recollement réparties uniformément. Comme les chocs sont effectués sur 12 génératrices réparties également uniformément autour de

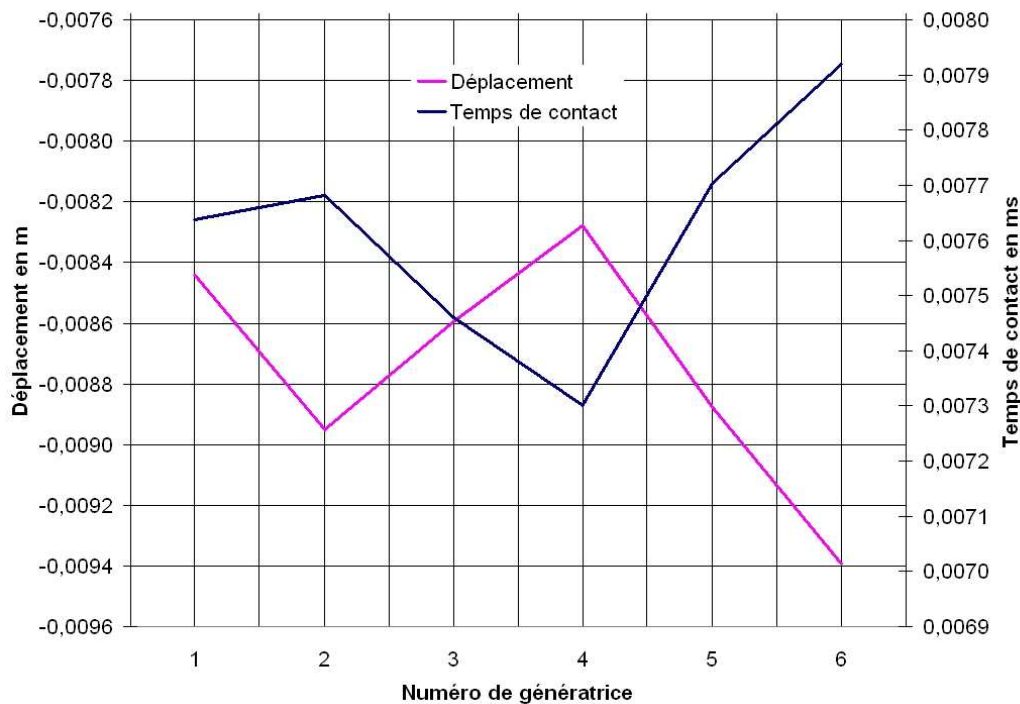


FIG. III.28 – Évolution du déplacement et du temps de contact suivant les génératrices du tube 1 - diamètre 125 mm.

la circonférence, la distance entre une génératrice et la ligne de recollement la plus proche est constante pour toutes les génératrices.

Les tableaux III.13 et III.14 présentent l'évolution de l'accélération, vitesse, déplacement et temps de contact pour le percuteur intermédiaire ainsi que la vitesse d'impact du percuteur mobile. Intéressons-nous aux tubes impactés à partir de la génératrice 7 et plus particulièrement, à la génératrice 12 (voir tableau III.14). Au niveau de cette génératrice, la vitesse du percuteur est inférieure aux autres vitesses, sans pour autant entraîner la plus faible des variations de l'accélération, de vitesse et de déplacement du percuteur intermédiaire (voir figure III.31). La vitesse du percuteur mobile ne permet pas non plus d'expliquer les différences de comportement entre génératrices.

Essayons maintenant de corréler l'épaisseur du tube sous le point d'impact à la sévérité du choc. Les tableaux III.15 et III.16 indiquent l'épaisseur de chaque génératrice. Les génératrices sont classées par ordre croissant d'épaisseur. Pour les tubes impactés à partir de la génératrice 1, nous ne constatons pas de corrélation directe entre l'épaisseur de la génératrice et la sévérité du choc (voir figure III.30). Par contre, pour les tubes impactés à partir de la génératrice 7, cette corrélation est plus marquée. Plus l'épaisseur est faible (génératrice 6, 3, 4 et 1) et plus le choc est sévère (voir figure III.31) et donne lieu à des variations de vitesse et d'accélération maximales. L'interprétation reste délicate. À vitesse du percuteur mobile égale, augmenter l'épaisseur du tube ne conduit pas toujours à diminuer la sévérité du choc.

Le même type d'essai a été réalisé, mais cette fois-ci sur un tube de diamètre 250 mm. La

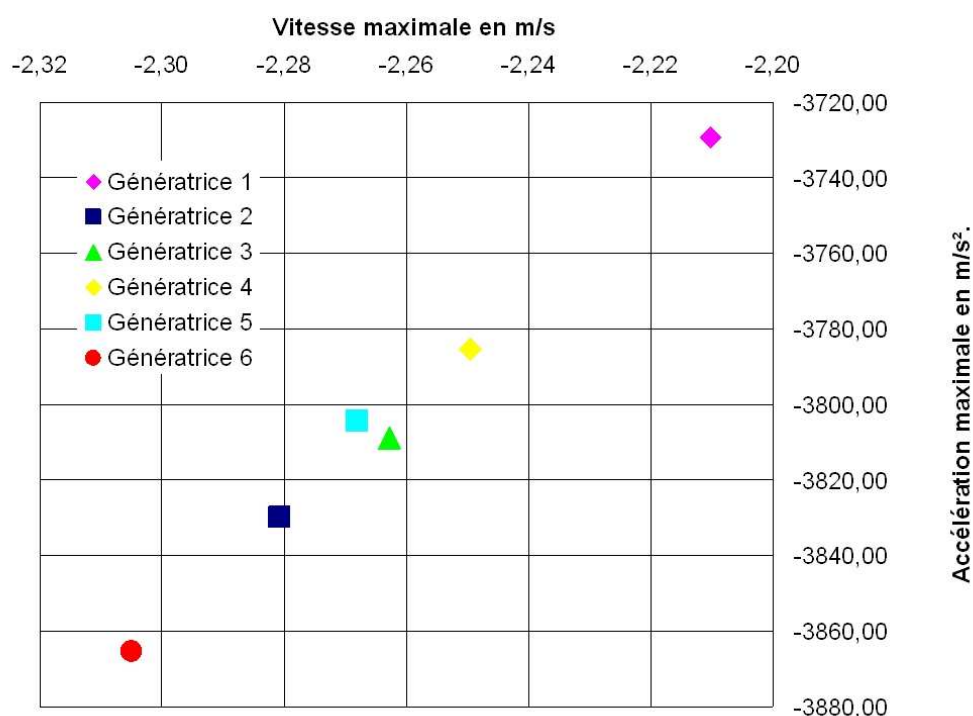


FIG. III.29 – Zone d'endommagement pour 6 génératrices du tube 1 - diamètre 125 mm.

figure III.32 présente la variation de vitesse et de l'accélération sur plusieurs tubes impactés à partir de la génératrice 1. La figure III.33 présente les mêmes résultats, mais lorsque les tubes ont été impactés à partir de la génératrice 7.

L'analyse des essais pour les tubes de diamètre 250 mm est similaire à ceux réalisés pour les tubes de diamètre 200 mm. Il n'est pas possible de corréler la sévérité du choc à la vitesse du percuteur mobile. Il ne semble pas se créer d'endommagement au fil des impacts sur les génératrices. Comme pour les tubes de diamètre 200 mm, il ne semble pas se dégager un comportement particulier de certaines génératrices. Les tableaux III.17 et la figure III.32 ne montrent pas de corrélation évidente entre l'épaisseur du tube et la sévérité du choc..

Quelque soit le diamètre du tube, il semble difficile d'expliquer la raison pour laquelle les génératrices présentent un comportement différent les unes des autres. Dans l'un des cas, il semble que l'épaisseur du tube influence la sévérité du choc. Des essais complémentaires devront être effectués pour vérifier cette hypothèse. Nous allons maintenant vérifier s'il est possible de détecter un endommagement progressif de la structure.

III.3.3 Analyse de l'endommagement progressif lors de chocs répétés

Un cas particulier d'endommagement progressif est rencontré sur l'un des tubes de diamètre 125 mm. La courbe III.34, montre une forte variation de l'accélération durant la phase de post pulsation. À cet instant, on observe sur la courbe présentant l'évolution de la vitesse III.35, une

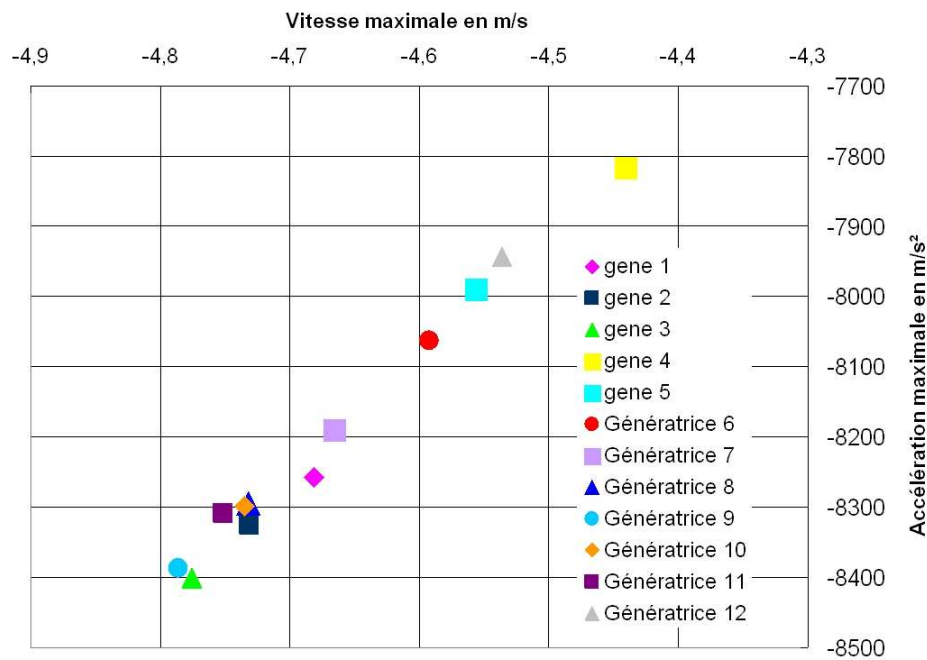


FIG. III.30 – Zone d'endommagement - Tubes de diamètre 200 mm impactés à partir de la génératrice 1.

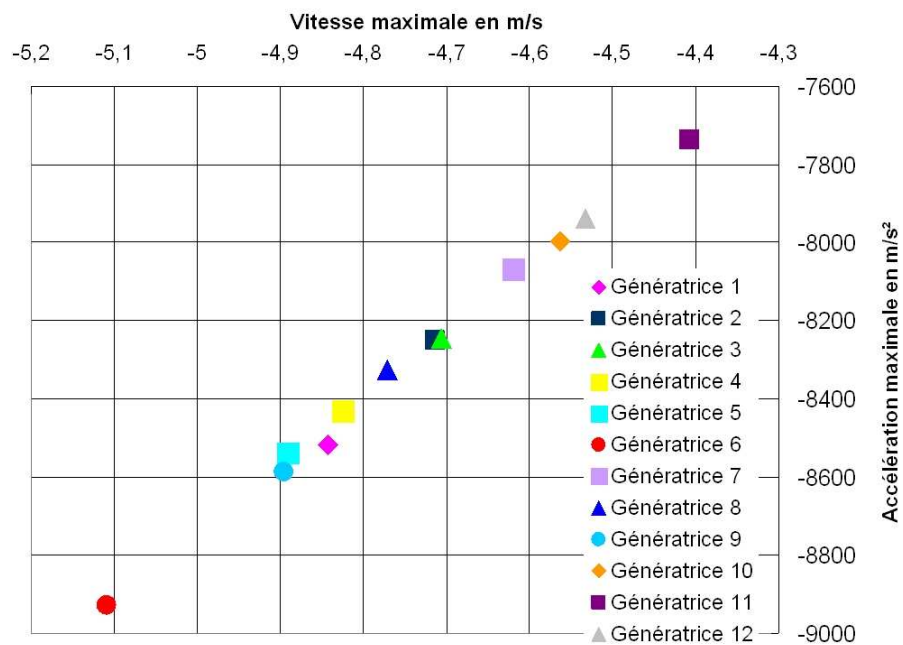


FIG. III.31 – Zone d'endommagement - Tubes de diamètre 200 mm impactés à partir de la génératrice 7.

	G1	G2	G3	G4	G5	G6
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	6,47	6,48	6,48	6,48	6,47	6,46
Accélération (m/s²)	8257	8325	8401	7816	7990	8062
Vitesse (m/s)	4,68	4,73	4,78	4,44	4,56	4,59
Déplacement (mm)	15,9	16,06	17,14	15,63	15,85	16,15
Temps de contact (ms)	7,32	7,32	7,7	7,49	7,42	7,56
	G7	G8	G9	G10	G11	G12
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	6,49	6,43	6,47	6,46	6,48	6,48
Accélération (m/s²)	8189	8295	8386	8298	8309	7943
Vitesse (m/s)	4,67	4,73	4,79	4,73	4,75	4,54
Déplacement (mm)	16,44	16,33	16,61	16,70	16,82	15,36
Temps de contact (ms)	7,58	7,48	7,50	7,61	7,61	7,28

TAB. III.13 – Comportement des génératrices **G1** à **G12** - tube de diamètre 200 mm impacté à partir de la génératrice 1.

modification de la pente de la courbe. D'après Herup et al [95] ce phénomène est associé à un début d'endommagement du tube.

Pour détecter nettement un début d'endommagement, l'essai de chocs a été répété plus de vingt fois sur un même point d'impact. Cet essai a été effectué sur des tubes de diamètre 200 mm. Visuellement, nous constatons que, même au bout de vingt essais répétés au même endroit, le tube ne se rompt pas. La figure III.36 représente l'évolution du déplacement et du temps de contact au fil des essais. Cette figure ne montre pas l'évolution sensible du déplacement ou du temps de contact. Analysons la sévérité des chocs à l'aide de la figure III.37. Cette figure montre que le tube ne s'endommage pas progressivement entre le 1^{er} et le 22^{ième} impact. La sévérité de l'essai décroît de l'essai 1 à 4, augmente lors de l'essai 5, puis diminue jusqu'à l'essai 8. La sévérité de l'essai oscille sans toutefois créer un endommagement visible de la structure au bout de 22 essais. Répéter un choc plusieurs fois au même endroit ne crée pas d'endommagement visible de la structure. De plus, aucun endommagement interne de la structure n'est détecté par l'accéléromètre.

Rappelons que ces essais ont été réalisés dans l'optique de classer la sévérité des causes potentielles de baisse de la ténacité des tubes. Des paramètres comme le degré de gélification de la matière ou le niveau des contraintes internes sont susceptibles de dégrader la résistance aux chocs. Dans la mesure où répéter un choc plusieurs fois au même endroit ne conduit pas à

	G1	G2	G3	G4	G5	G6
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	6,46	6,44	6,48	6,49	6,48	6,48
Accélération (m/s²)	8518	8350	8245	8430	8538	8927
Vitesse (m/s)	4,84	4,71	4,71	4,82	4,89	5,11
Déplacement (mm)	16,32	16,07	16,02	17,24	17,37	18,71
Temps de contact (ms)	7,35	7,46	7,34	7,72	7,65	7,91
	G7	G8	G9	G10	G11	G12
Vitesse du percuteur mobile (m/s)	6,48	6,47	6,48	6,48	6,48	6,41
Accélération (m/s²)	8067	8327	8587	7995	7734	7938
Vitesse (m/s)	4,62	4,77	4,90	4,56	4,41	4,53
Déplacement (mm)	15,64	16,09	16,18	15,11	14,32	15,07
Temps de contact (ms)	7,37	7,36	7,23	7,15	7,01	7,04

TAB. III.14 – Comportement des génératrices **G1** à **G12** - tube de diamètre 200 impacté à partir de la génératrice 7.

la rupture, ces paramètres, même s'ils ne sont pas optimaux, ne sont pas remis en cause. Pour améliorer la compréhension du comportement de la structure, une quatrième campagne d'essai a été réalisée pour analyser l'influence de la position du point d'impact par rapport aux lignes de recollement.

III.3.4 Influence de la position du point d'impact par rapport aux lignes de recollement

Analysons maintenant la position du point d'impact par rapport à la ligne de recollement. Ces essais ont été effectués sur des tubes de diamètre 200 mm. Une première série d'essais a été faite en plaçant le point d'impact entre deux lignes de recollement. Une deuxième série d'essais a été effectuée en se positionnant entre le premier point d'impact et l'une des lignes de recollement, on se rapproche ainsi de la ligne de recollement. La figure III.38 présente l'évolution du temps de contact et du déplacement du tube en fonction de la position du point d'impact par rapport à la ligne de recollement. L'indice 1 indique que le point d'impact est placé exactement entre les lignes de recollement. L'indice 2 indique que le point d'impact se rapproche de la ligne de recollement. Se rapprocher du point d'impact modifie peu la réponse en terme de déplacement, le temps de contact est légèrement plus faible (voir tableau III.19 et figure III.38). Comme prévu,

Numéro de génératrice	Epaisseur du tube (mm)
4	6,87
1	7
3	7,01
6	7,03
5	7,12
2	7,17
8	7,27
9	7,33
10	7,42
11	7,42
7	7,44
12	7,52

TAB. III.15 – Épaisseur du tube en fonction du numéro de génératrice - tube de diamètre 200 mm impacté à partir de la génératrice 1.

le choc est donc plus sévère en se rapprochant d'une ligne de recollement (voir figure III.39).

III.3.5 Analyse de la rupture

Observons maintenant l'allure caractéristique de ces courbes lorsque l'on impacte directement une ligne de recollement. Lors d'études présentées par Herup et al [95], les dommages se créent durant la phase d'impulsion et se manifestent par une brusque oscillation de l'accélération. Sur les chocs réalisés sur cette machine, ces phénomènes se présentent, sur des tubes de diamètre 125 mm, lors de la phase de post-impulsion (zone 2b d'après la figure III.18). Ces oscillations sont nettement visibles sur les signaux non filtrés (voir figure III.40). Elles sont beaucoup moins nettes dans le cas de signaux filtrés, c'est pour cette raison que nous avons opté lors de ces campagnes d'essais pour une fréquence de coupure élevée de 1000 Hz. Sous cette valeur, les variations de l'accélération ne sont pas facilement identifiables. La figure III.41 compare l'évolution de l'accélération dans le cas d'une rupture et en absence de rupture. Le signal est filtré, seule la phase 2 de compression du tube par le percuteur est prise en compte.

L'endommagement se traduit, sur l'évolution de la vitesse, par une rupture de pente. Le déplacement continue à croître. L'endommagement, c'est-à-dire le plus souvent l'éclatement partiel ou total du tube, se traduit par un déplacement plus important qu'en absence de dommages. En cas de rupture totale du tube, le percuteur tape la partie inférieure de la glissière et le déplacement atteint sa valeur seuil. Outre l'apparition brusque d'oscillations, la différence, entre un

Numéro de génératrice	Epaisseur du tube (mm)
6	6,97
3	7,02
4	7,04
1	7,15
8	7,21
2	7,24
5	7,33
7	7,34
11	7,34
12	7,36
10	7,39
9	7,42

TAB. III.16 – Epaisseur du tube en fonction du numéro de génératrice - tube de diamètre 200 mm impacté à partir de la génératrice 7.

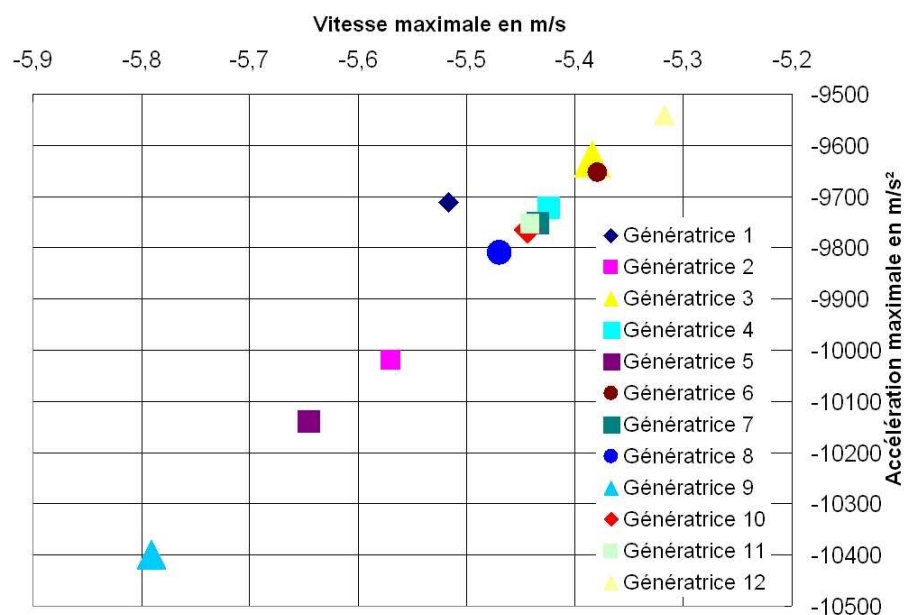


FIG. III.32 – Zone d'endommagement - tubes de diamètre 250 mm impactés à partir de la génératrice 1.

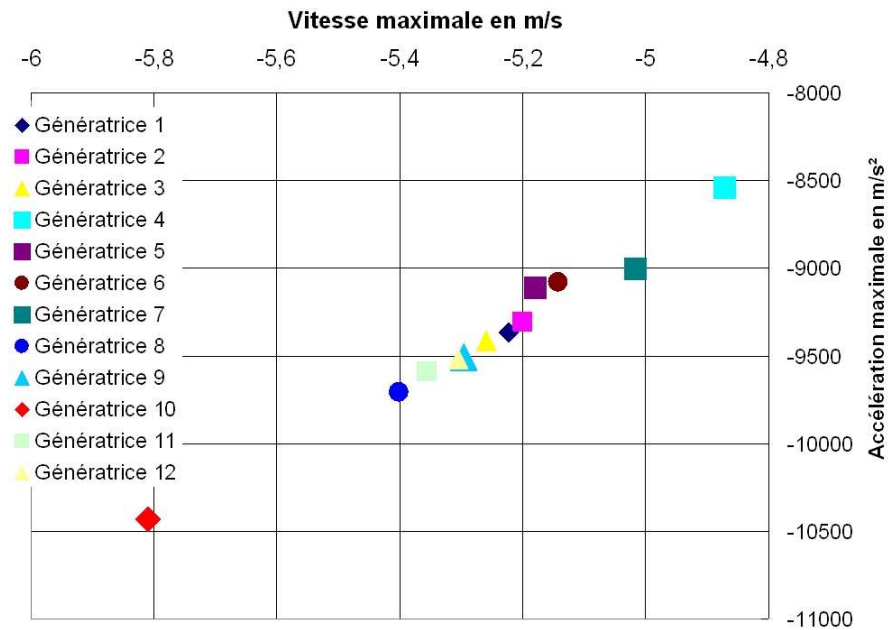


FIG. III.33 – Zone d'endommagement - tubes de diamètre 250 mm impactés à partir de la génératrice 7.

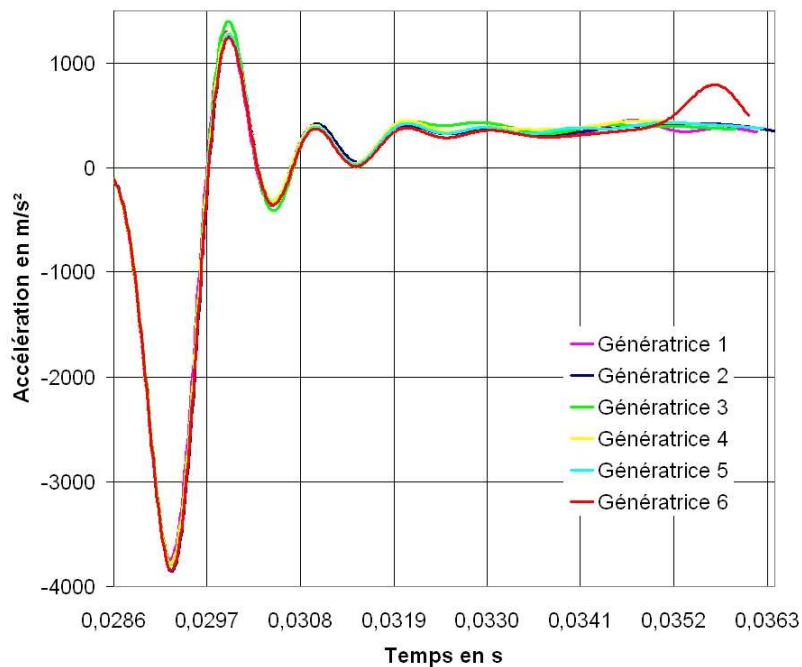


FIG. III.34 – Comparaison de l'accélération pour 6 génératrices du tube 6 - tube de diamètre 125 mm.

Numéro de génératrice	Epaisseur du tube (mm)
3	8,29
4	8,33
9	8,41
1	8,43
12	8,43
2	8,51
10	8,65
6	8,66
5	8,68
11	8,73
7	8,76
8	8,78

TAB. III.17 – Épaisseur du tube en fonction du numéro de génératrice - tube de diamètre 250 mm impacté à partir de la génératrice 1.

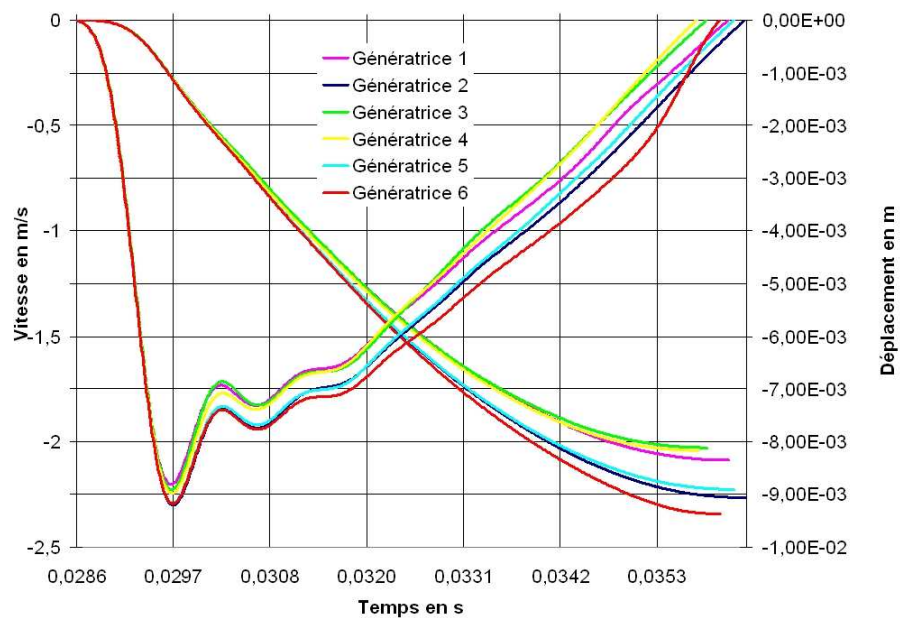


FIG. III.35 – Comparaison de la vitesse et du déplacement pour 6 génératrices du tube 6 - tube de diamètre 125 mm.

Numéro de génératrice	Épaisseur du tube (mm)
10	8,17
4	8,37
9	8,43
1	8,47
6	8,51
3	8,52
5	8,61
2	8,68
12	8,7
11	8,77
8	8,84
7	9,2

TAB. III.18 – Épaisseur du tube en fonction du numéro de génératrice - tube de diamètre 250 mm impacté à partir de la génératrice 7.

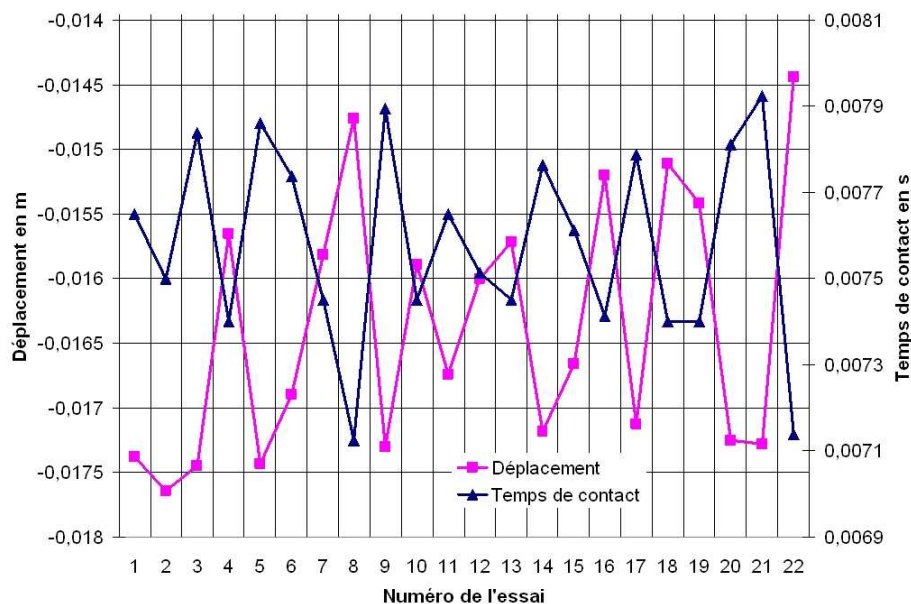


FIG. III.36 – Répétition de l'essai sur le même point d'impact - tube de diamètre 200 mm.

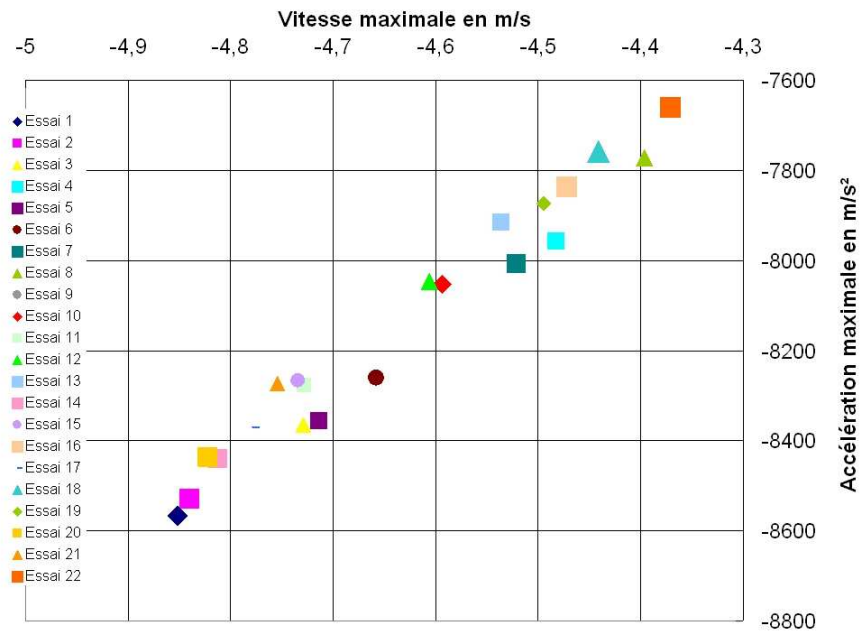


FIG. III.37 – Sévérité des chocs répétés sur un même point - tube de diamètre 200 mm.

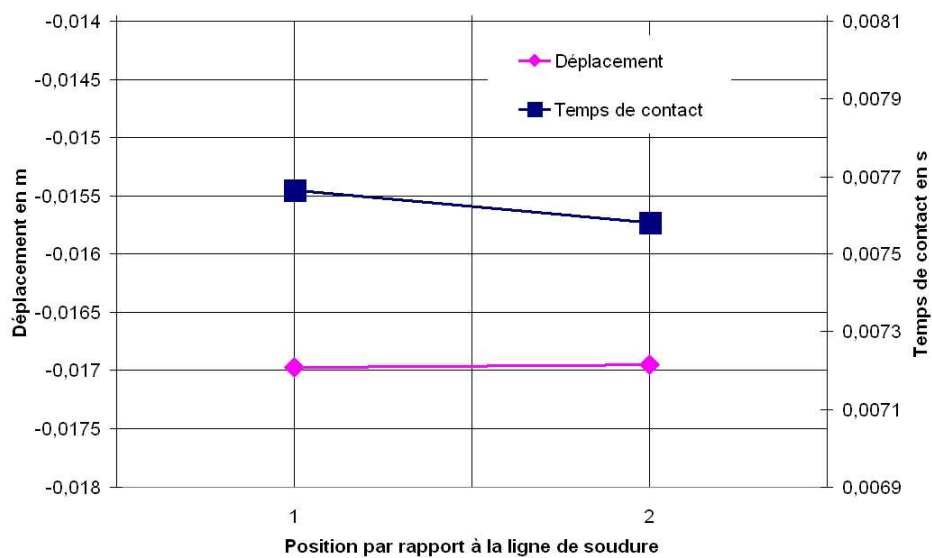


FIG. III.38 – Évolution du temps de contact et du déplacement - tube de diamètre 200 mm.

tube non endommagé et un tube qui va s'endommager, se situe au niveau de l'aire sous la courbe sinusoïdale du post impact. Si le tube ne s'endommage pas, l'aire sous la courbe d'accélération est plus importante que dans le cas d'un endommagement. L'aire est proportionnelle à la quantité d'énergie que le tube est capable d'absorber.

Dans le cas des tubes de diamètre 200 mm, le profil des accélérations diffère légèrement

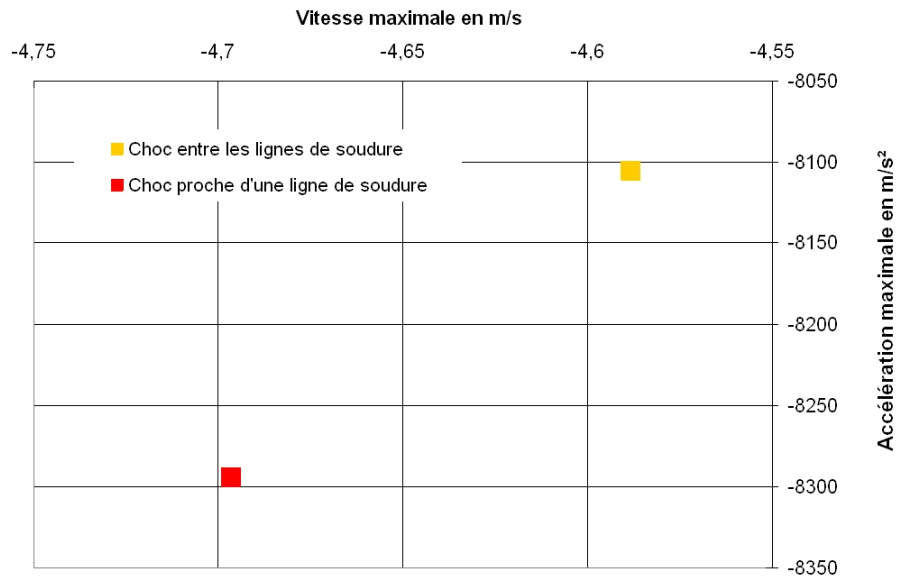


FIG. III.39 – Sévérité des essais - tubes de diamètre 200 mm.

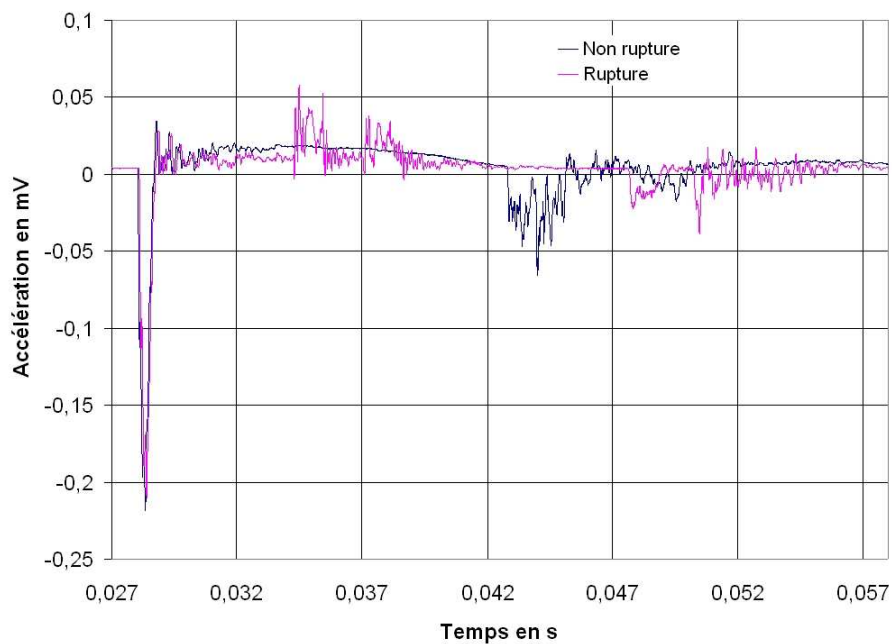


FIG. III.40 – Signal non filtré comparant l'accélération en présence et en l'absence de rupture - tube de diamètre 125 mm.

par rapport au cas des tubes de diamètre 125 mm. Comme précédemment, l'aire de la zone de post pulsation est plus faible en cas d'endommagement. Pour les tubes de diamètre 125 mm, l'endommagement se manifeste par une brusque oscillation de l'accélération. Ce phénomène ne se

	Choc entre deux lignes de recollement	Choc proche d'une ligne de recollement
Vitesse percuteur mobile (m/s)	6,55	6,42
Accélération maximale (m/s^2)	8105	8294
Vitesse (m/s)	-4,58	-4,69
Déplacement (mm)	-16,97	-16,95
Temps de contact (ms)	7,66	7,58

TAB. III.19 – Influence de la position du point d'impact sur un tube présentant une peau externe épaisse.

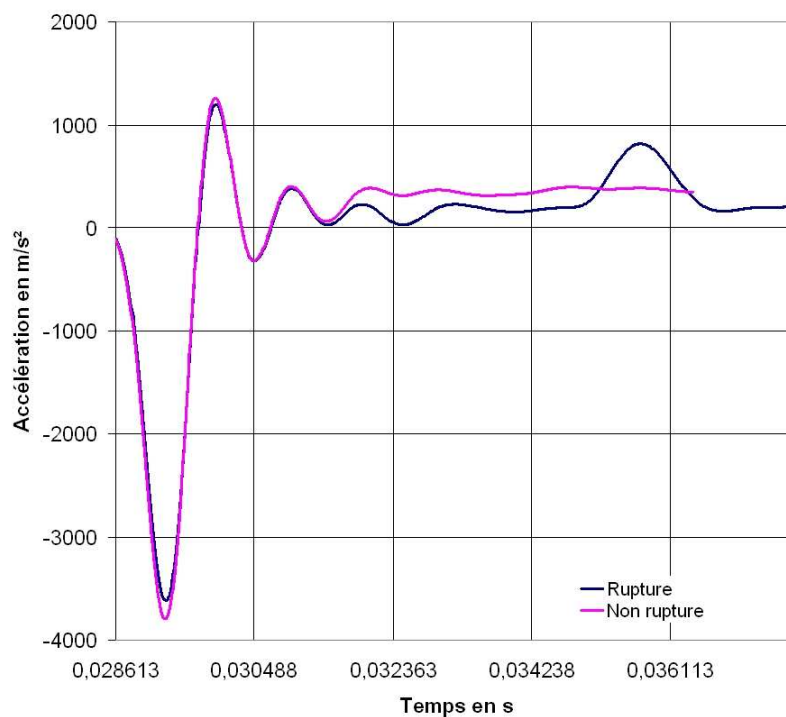


FIG. III.41 – signal filtré comparant l'accélération en présence et en l'absence de rupture - tube de diamètre 125 mm.

retrouve pas dans le cas des tubes de diamètre supérieur (voir figure III.42) simplement parce que le capteur utilisé est différent. Le signal de sortie de l'accéléromètre passe par un conditionneur qui amplifie le signal. Les phénomènes parasites sont éliminés. Par contre, l'endommagement se

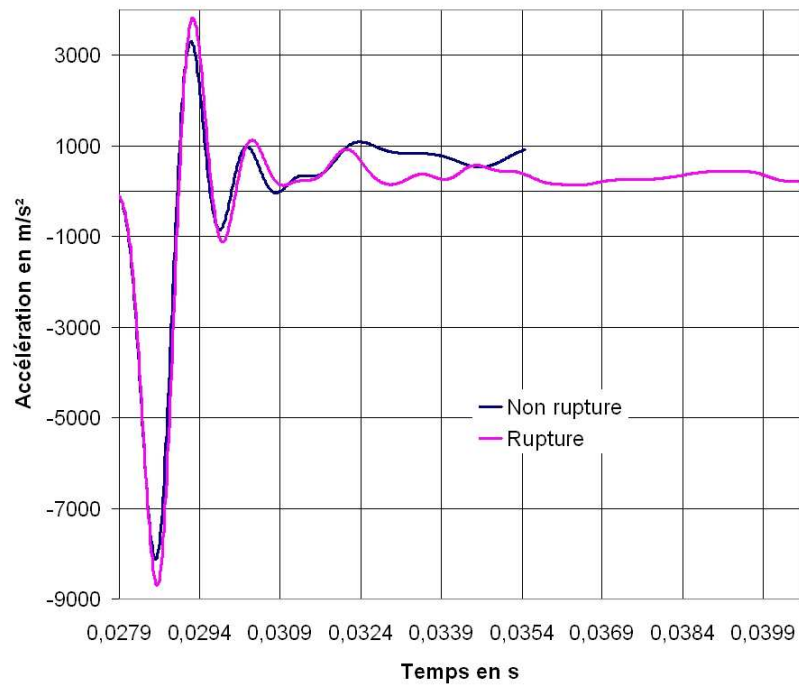


FIG. III.42 – Évolution de l'accélération en cas de rupture du tube et en absence de tout endommagement - tube de diamètre 200 mm.

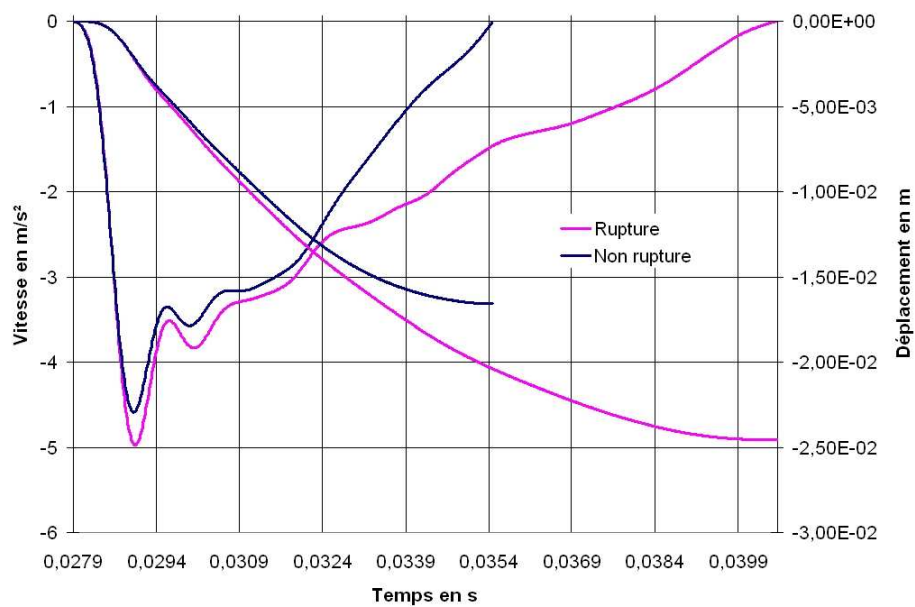


FIG. III.43 – Évolution de la vitesse et du déplacement en cas de rupture du tube et en absence de tout endommagement - tube de diamètre 200 mm.

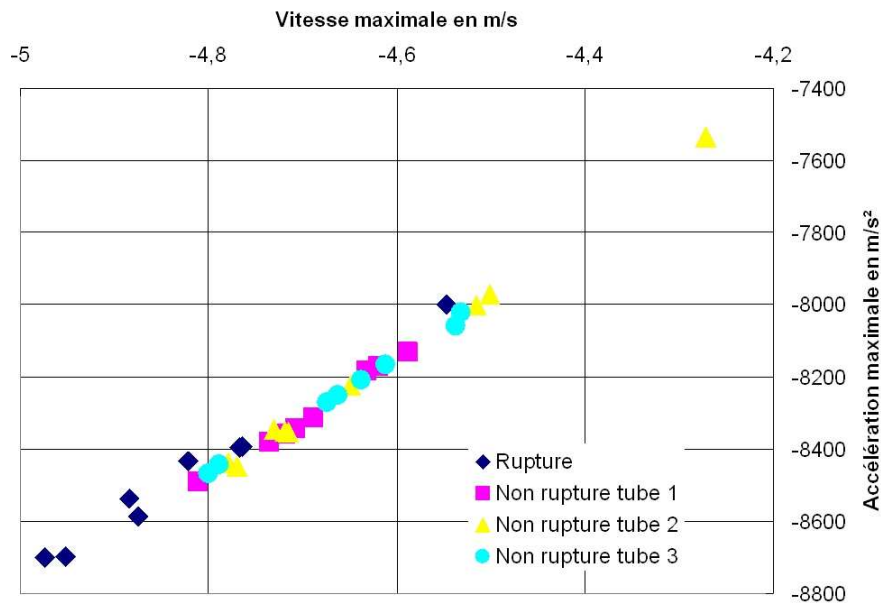


FIG. III.44 – Sévérité des chocs en cas de rupture et en l'absence de dommages - tubes de diamètre 200 mm.

manifeste toujours par une forte variation de la pente de la courbe vitesse (voir figure III.43). La figure III.44 représente les zones d'endommagement caractéristiques. Pour les tubes 1 à 3, les chocs ont été répétés sur les génératrices successives d'un tube sans créer d'endommagement. Les chocs ont ensuite été répétés sur les lignes de recollement et ont conduit à la rupture brutale du tube. Comme prévu, les chocs réalisés sur les lignes de recollement sont plus sévères que ceux réalisés sur les génératrices.

III.4 Conclusion

Un dispositif expérimental instrumenté permettant d'analyser la ténacité des tubes a été mis en oeuvre à l'ENSAM d'ANGERS. Ce dispositif permet de mesurer, lors d'un choc, l'accélération en fonction du temps. Par intégration, la vitesse du tube sous le point d'impact, le déplacement ainsi que le temps de contact ont été calculés. Pour classer la sévérité des chocs, un critère basé sur les travaux de Mori a été utilisé. Plus un choc crée des variations d'accélération et de vitesse importantes et plus il est considéré comme sévère. L'objectif de ces essais est de vérifier l'incidence de paramètres produits et process identifiés au cours des chapitres précédents sur la résistance aux chocs afin d'identifier le plus important. Pour cela des essais de répétabilité ont été menés. Visuellement, aucun dommage n'est observé. L'analyse de l'accélération et de la vitesse du tube sous le point d'impact ne montre pas d'endommagement progressif du tube. Même si des paramètres comme la structure alvéolaire de la couche intermédiaire, le degré de gélification de la matière et la présence de précontraintes ont une influence néfaste sur la ténacité des tubes, ils n'ont pas été identifiés comme critique sur la résistance aux chocs. Des essais, sur plusieurs génératrices d'un même tube, montrent qu'il existe éventuellement une corrélation entre

l'épaisseur de la structure et son comportement. Cette influence doit être confirmée avec d'autres essais. Pour finir, des essais ont été réalisés sur les lignes de recollement. Ces essais conduisent systématiquement à la rupture du tube et se traduisent par une augmentation de l'accélération et de la vitesse par rapport à des chocs réalisés en dehors de ces zones.

Les essais de résistance aux chocs ont permis de mettre très clairement en évidence la fragilité des tubes au niveau des lignes de recollement. Dans le but de limiter l'impact de ces lignes sur le comportement des tubes, nous proposons de travailler, dans le chapitre suivant, sur la géométrie des ailettes contenues dans la tête d'extrusion. Ces ailettes sont à l'origine du recollement des flux de matière. Pour cela, l'écoulement de la matière dans la tête d'extrusion sera modélisé à l'aide du logiciel PolyFlow.

Chapitre IV

Modélisation de l'écoulement sous PolyFlow

Les essais de chocs nous ont montré l'extrême sensibilité des tubes au niveau des surfaces de recollement. L'origine de ces surfaces est due à la géométrie de l'outillage, et plus précisément à la présence d'ailettes. Dans l'outillage, la matière s'écoule autour d'ailettes et se ressoude en aval de celles-ci. La matière, qui se ré-enchevêtre, crée donc une surface de recollement. L'objectif de ce chapitre est d'analyser l'écoulement de la matière autour de ces ailettes ainsi que la qualité des surfaces de recollement à l'aide du logiciel de simulation PolyFlow. L'intérêt de l'utilisation d'un logiciel de simulation, est la compréhension, la visualisation et la prédiction de phénomènes physiques difficilement observables, et/ou découplables, expérimentalement.

Aujourd'hui, PolyFlow SA fait partie du groupe Fluent Inc qui est un des leaders du marché des logiciels de simulation numérique d'écoulements. Plus précisément, PolyFlow est un code de calcul par éléments finis spécialisé dans les écoulements laminaires des fluides complexes. Une large gamme de modèles a été implémentée, comprenant le simple modèle newtonien, des modèles newtoniens généralisés ou viscoélastiques. Le code est particulièrement connu pour son aptitude à simuler des écoulements à surfaces libres. Les procédés que l'industrie et les chercheurs tentent de mieux maîtriser en utilisant PolyFlow sont l'extrusion, le soufflage, le thermoformage...

Dans un premier temps, nous décrirons l'outillage d'extrusion. Nous développerons les équations qui régissent l'écoulement de la matière. Puis, nous expliquerons les différentes étapes de réalisation du maillage. Le choix de la loi de comportement utilisée sera justifié ainsi que les conditions limites à appliquer sur les frontières du domaine. Nous discuterons, pour plusieurs géométries d'ailettes, de la qualité des surfaces de recollement. Finalement, nous analyserons la thermique de l'outillage pour déterminer les zones dans lesquelles la matière est la plus susceptible de se dégrader.

IV.1 Conception d'un outillage

La figure IV.1 montre en vue éclatée la tête d'extrusion utilisée chez REHAU. Cette tête d'extrusion comporte douze éléments, et peut se diviser en deux parties différentes :

- une partie fixe indépendante du diamètre du tube (pièces 1 à 9) ;
- une partie adaptable aux différents diamètres des tubes (pièces 10 à 12).

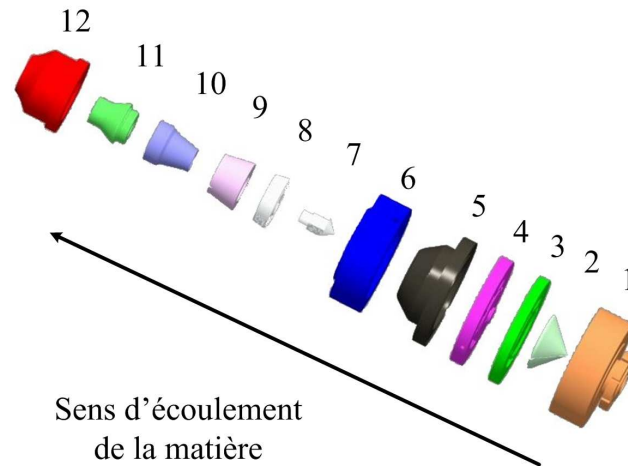


FIG. IV.1 – Vue éclatée d'une tête d'extrusion.

Les différents éléments de la tête d'extrusion sont vissés entre eux. En vue de coupe, la tête d'extrusion est représentée figure IV.2.

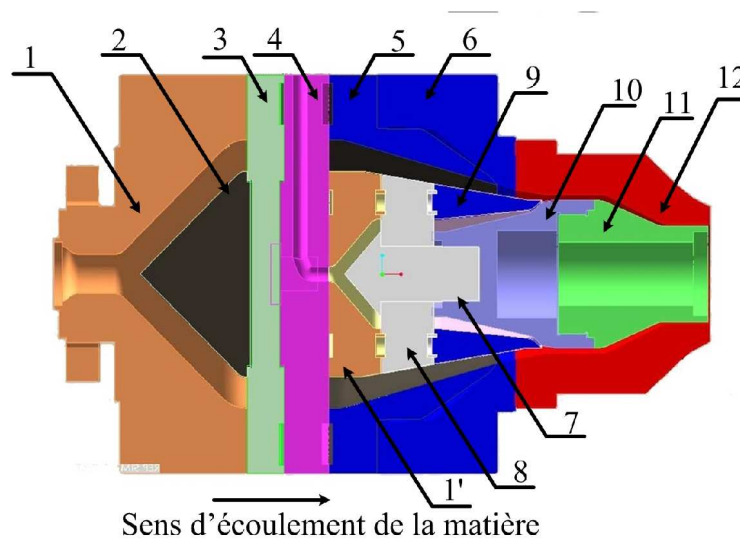


FIG. IV.2 – Vue en coupe de la tête d'extrusion.

Observons le cheminement de la matière dans la tête d'extrusion (voir figures IV.2 et IV.3) :

- **la couche intermédiaire** entre par la pièce d'alimentation numérotée 1. Le flux de matière contourne la torpille 2 pour former un tube et s'écouler entre les ailettes des plaques à ailettes 3 et 4 (voir figure IV.4). Cette zone, appelée zone de relaxation, permet de contenir un volume important de matière par rapport au reste du chemin d'écoulement et uniformise les vitesses. Ensuite, un fort convergent conditionne l'épaisseur du profilé. La zone finale, formée de l'anneau 11 et du poinçon 12 lamine l'extrudât et stabilise le flux ;

- **la couche interne** s'écoule dans la tête d'extrusion par l'intermédiaire d'un canal percé dans la plaque à ailettes numérotée 4. Le canal passe au milieu de l'une des ailettes de cette plaque. Ce canal diverge ensuite devant la torpille 7 pour s'écouler entre les ailettes de la plaque 6. Le flux de matière rejoint ensuite l'écoulement de PVC alvéolaire ;
- **la peau externe** arrive par un canal et se répartit dans l'interstice entre les pièces 5 et 6. Le flux de matière rejoint ensuite l'écoulement du PVC alvéolaire.

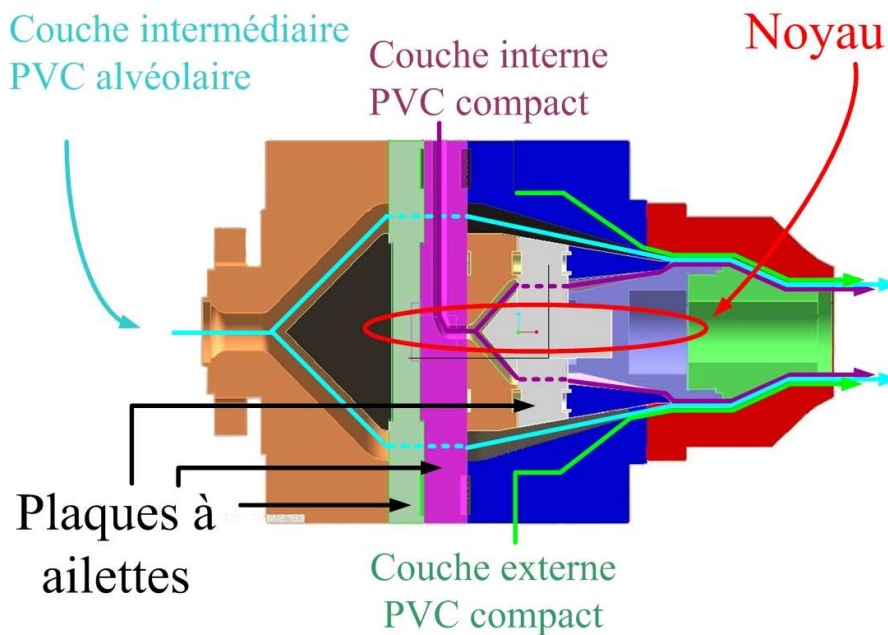


FIG. IV.3 – Cheminement de la matière dans la tête d'extrusion.

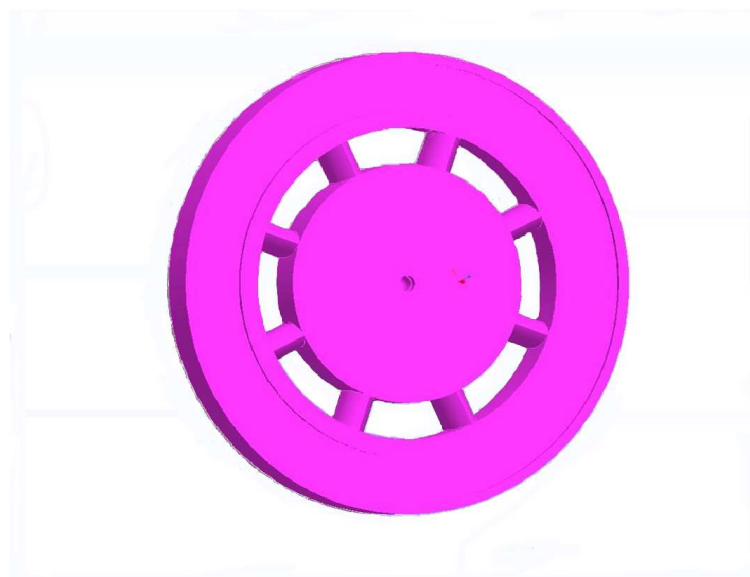


FIG. IV.4 – Plaque à ailettes 3.

À partir de la géométrie de la tête d'extrusion, il est donc possible d'extraire l'écoulement des trois couches de matière (voir figure IV.5).

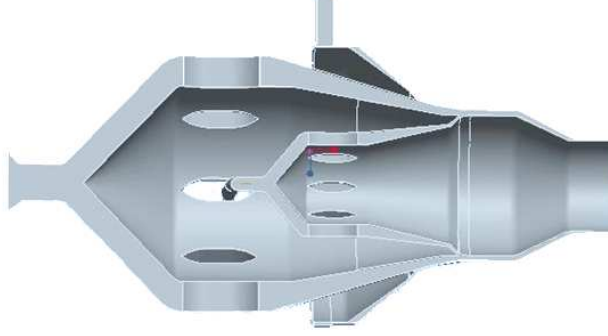


FIG. IV.5 – Écoulement de la matière coupé selon un plan de symétrie.

IV.2 Équations différentielles régissant l'écoulement de la matière

Le comportement des fluides non newtoniens, tel que le PVC, en écoulement dans un outillage est régi par un système d'équations différentielles traduisant des bilans de conservation de la masse, quantité de mouvement, quantité de chaleur et la loi de comportement ([96] et [97]).

On note (x, y, z) (coordonnées cartésiennes) et t (temps) les variables indépendantes. Les variables dépendantes ρ (masse volumique), \vec{v} (vecteur vitesse), $\bar{\sigma}$ (tenseur des contraintes) et T (température) satisfont les équations de conservation suivantes¹ :

⇒ Équation de continuité

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \vec{\nabla} \cdot \vec{v} = 0 \quad (\text{IV.1})$$

⇒ Équations du mouvement

$$\rho \frac{d\vec{v}}{dt} = \vec{f} + \vec{\nabla} \cdot \bar{\sigma} \quad (\text{IV.2})$$

⇒ Équation de la chaleur

$$\rho \frac{de}{dt} = -\vec{\nabla} \cdot (-k \vec{\nabla} T) + T\beta \frac{dp}{dt} + \phi_V \quad (\text{IV.3})$$

Le vecteur \vec{f} représente les actions volumiques extérieures. Les fonctions e et ϕ_V désignent respectivement l'énergie interne spécifique et la puissance des efforts internes par unité de

¹Les opérateurs différentiels classiques sont notés $\vec{\nabla}$ (gradient d'une fonction), $\bar{\nabla}$ (gradient d'un vecteur), $\vec{\nabla} \cdot$ (divergence d'un vecteur ou d'un tenseur) et Δ (laplacien d'une fonction ou d'un vecteur).

volume. Le coefficient k symbolise la conductivité thermique du matériau. Enfin, le terme $T\beta\frac{dp}{dt}$ représente le travail adiabatique réversible. Notons que ce terme est négligeable en écoulement incompressible.

⇒ *La loi de comportement*

Par ailleurs, on définit le tenseur des contraintes $\bar{\bar{\sigma}}$ en fonction de la pression au sein du fluide et du tenseur des extra-contraintes $\bar{\bar{\tau}}$ par la relation :

$$\bar{\bar{\sigma}} = -p\bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}}$$

Le tenseur des taux de déformations, noté $\bar{\bar{D}}$, est quant à lui défini de la manière suivante :

$$\bar{\bar{D}} = \frac{1}{2} \left(\bar{\bar{\nabla}} \vec{v} + \bar{\bar{\nabla}}^t \vec{v} \right)$$

La loi de comportement, qui relie contraintes et déformations, permet de résoudre le problème physique posé. Les constantes caractéristiques de cette loi sont principalement déterminées au moyen d'expériences faites en écoulements simples à l'aide de rhéomètres. Le choix d'une loi de comportement dépend non seulement de la matière étudiée, mais également de la nature de l'écoulement observé (géométrie, régime dynamique, conditions aux limites, etc...). Dans la suite nous décrirons différentes lois de comportement envisagées et leurs implications dans le système d'équations différentielles à résoudre.

IV.3 Lois de comportement

Nous décrirons certaines lois de comportement dans le cas d'un fluide newtonien généralisé puis dans le cas d'un fluide viscoélastique.

IV.3.1 Fluides newtoniens généralisés

La loi de comportement s'écrit dans le cas d'un fluide newtonien généralisé (non newtonien purement visqueux) :

$$\bar{\bar{\tau}} = 2\eta\bar{\bar{D}} - \frac{2}{3}\eta(\bar{\bar{\nabla}} \cdot \vec{v})\bar{\bar{I}} \quad (\text{IV.4})$$

où η représente la viscosité dynamique du fluide et $\bar{\bar{I}}$ le tenseur identité. Ici, η dépend des conditions d'écoulement (taux de cisaillement, pression) et de la température du fluide.

En extrusion, le niveau de la pression est tel que :

– l'écoulement est supposé incompressible donc

$$\bar{\bar{\nabla}} \cdot \vec{v} = \vec{0} \quad (\text{IV.5})$$

– la viscosité dépend essentiellement de la température et au taux de cisaillement donc²

$$\eta = F(\dot{\gamma})H(T) \quad (\text{IV.6})$$

² F et H sont deux fonctions scalaires.

$\dot{\gamma}$ représente le taux de cisaillement généralisé. Il est fonction du deuxième invariant du tenseur des taux de déformations et s'écrit

$$\dot{\gamma} = \sqrt{2 \sum_{i,j} \mathcal{D}_{ij}^2} \quad (\text{IV.7})$$

Dans le cas d'un écoulement isotherme, la viscosité est indépendante de la température et ne dépend que du taux de cisaillement généralisé. Elle s'écrit alors :

$$\eta = F(\dot{\gamma}) \quad (\text{IV.8})$$

Expérimentalement, il a été démontré que les polymères fondus ne présentent pas un comportement newtonien. En effet, leur viscosité est une fonction décroissante du taux de cisaillement. Cette propriété est appelée pseudo-plasticité. Plusieurs lois de comportement de type purement visqueux sont disponibles sous PolyFlow. Il existe plusieurs modèles dont la loi puissance, la loi de Cross, la loi de Bird-Carreau, la loi de Bingham ou la loi de Herschel-Bulkley ([96]). Parmi ces lois newtoniennes généralisées, seule la **loi de Cross** sera utilisée au cours de l'étude. Rappelons qu'elle s'écrit :

$$F(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_0}{[1 + (\lambda \dot{\gamma})^{1-n}]} \quad (\text{IV.9})$$

où λ représente un temps caractéristique, η_0 la viscosité à taux de cisaillement nul et n l'indice de pseudo-plasticité.

Cette loi possède un plateau dit newtonien pour de faibles taux de cisaillement conformément au PVC fondu et contrairement à la loi puissance. Par contre, elle ne tend pas vers une valeur asymptote pour les forts taux de cisaillement contrairement à la loi de Bird-Carreau. Cette propriété, observée pour de nombreux polymères sollicités à de très hauts taux de cisaillement, n'est pas retenue ici. En effet, les taux de cisaillement rencontrés dans l'outillage d'extrusion des tubes sont faibles (voir paragraphe IV.5).

Une formulation de PVC compact et de PVC alvéolaire a été caractérisée à l'aide d'un rhéomètre capillaire bicanal. L'utilisation d'un couple de filières pour chaque essai permet d'affecter une correction de Bagley. La correction de Rabinovitch est automatique. La viscosité de la matière a été mesurée pour plusieurs taux de cisaillement, pour du PVC compact (voir figure IV.6) et du PVC alvéolaire (voir figure IV.7).

Pour le PVC compact, les coefficients de la loi de Cross ont pour valeurs :

$$\begin{cases} \eta_0 = 4500 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.05 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.2 \end{cases}$$

De même, la caractérisation du PVC alvéolaire a permis d'identifier les coefficients suivants :

$$\begin{cases} \eta_0 = 6700 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.045 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.1 \end{cases}$$

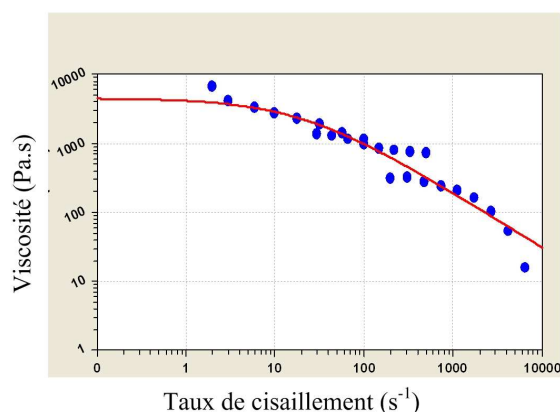


FIG. IV.6 – Évolution de la viscosité en fonction du taux de cisaillement pour du PVC compact.

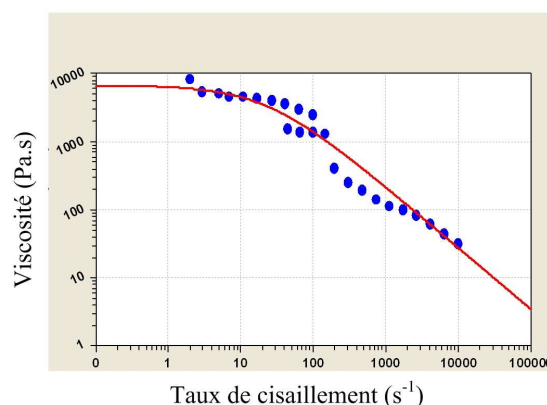


FIG. IV.7 – Évolution de la viscosité en fonction du taux de cisaillement pour du PVC alvéolaire.

Ces essais nous ont permis d'identifier une loi de comportement pour chaque matière. Ils nous ont également permis d'identifier le coefficient de glissement du polymère à la paroi. Ce coefficient intervient dans l'une des conditions limites définies au paragraphe IV.4.

Lorsque l'écoulement n'est pas isotherme, la viscosité de la matière dépend du taux de cisaillement, mais aussi de la température. Plusieurs lois sont disponibles sous PolyFlow pour exprimer cette dépendance (loi d'Arrhenius, loi WLF, etc ...). Dans la dernière partie de l'étude, nous supposons que la viscosité suit une loi de type Arrhenius. Dans ce cas la fonction H s'écrit :

$$H(T) = e^{\frac{E}{R}(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0})} \quad (\text{IV.10})$$

avec R la constante des gaz parfaits ($R = 8,32 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$), E l'énergie d'activation, et T_0 une température de référence. Souvent, $T_0 = T_g$, la température de transition vitreuse.

IV.3.2 Fluides viscoélastiques différentiels

Les modèles présentés jusqu'ici supposent que les polymères fondus sont pseudo-plastiques c'est-à-dire que leur comportement est représenté par la dépendance de leur viscosité en fonction du taux de cisaillement dans le cas isotherme. Cette approximation est valable dans certains cas pratiques. Toutefois, plusieurs phénomènes caractéristiques aux écoulements des polymères ne sont pas explicables à partir de ces équations, comme les phénomènes de gonflement en sortie de filière.

La durée de sollicitations ou encore leur vitesse de chargement s'avèrent parfois aussi capitales que leur intensité pour décrire le comportement de certains matériaux. C'est le cas pour les polymères. Seules les lois viscoélastiques ont la capacité de présenter un comportement variable selon la vitesse de chargement des contraintes. Contrairement aux lois newtoniennes généralisées, les lois viscoélastiques dépendent explicitement du temps.

Dans ce cas, le tenseur des extra-contraintes se décompose en deux parties, une partie new-

tonienne généralisée et une partie non newtonienne ou élastique. On a ainsi :

$$\overline{\overline{\tau}} = 2\eta\overline{\overline{D}} + \overline{\overline{T}} \quad (\text{IV.11})$$

IV.3.2.1 Modèles viscoélastiques

Parmi les possibilités offertes par PolyFlow, deux modèles différentiels ont été testés, les modèles d'Oldroyd-B et de Giesekus. Le **modèle d'Oldroyd-B** s'écrit :

$$\overline{\overline{T}} + \theta \overline{\overline{T}}^{\nabla} = 2\eta' \overline{\overline{D}} \quad (\text{IV.12})$$

où θ représente un temps de relaxation du polymère et η' la viscosité non newtonienne.

L'opérateur $\overline{\overline{T}}^{\nabla}$ symbolise la dérivée deux fois contravariante du tenseur $\overline{\overline{T}}$. Cette dérivée dite convective est objective³ et s'écrit :

$$\overline{\overline{T}}^{\nabla} = \frac{d\overline{\overline{T}}}{dt} - \overline{\overline{\nabla}} \cdot \overline{\overline{T}} - \overline{\overline{T}} \cdot \overline{\overline{\nabla}} \cdot \overline{\overline{v}} \quad (\text{IV.13})$$

Ce modèle est issu de l'analogie du comportement, en viscoélasticité linéaire, d'un amortisseur associé en parallèle avec une cellule de Maxwell (assemblage en série d'un ressort et d'un amortisseur) (voir figure IV.8).

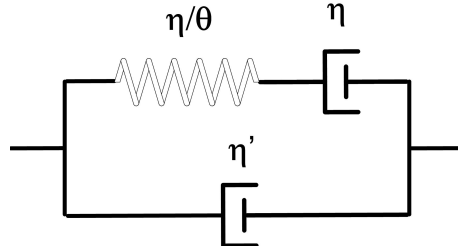


FIG. IV.8 – Analogie du modèle d'Oldroyd-B.

L'équation constitutive qui définit le **modèle de Giesekus** est donnée par :

$$(\overline{\overline{I}} + \alpha \frac{\theta}{\eta} \overline{\overline{T}}) \cdot \overline{\overline{T}} + \theta \overline{\overline{T}}^{\nabla} = 2\eta' \overline{\overline{D}} \quad (\text{IV.14})$$

où la constante α désigne le facteur de mobilité ([98]).

Les deux modèles précédents se distinguent par leur comportement en écoulements simples de cisaillement et élongationnel. Contrairement au modèle d'Oldroyd-B, on montre que le modèle de Giesekus présente une viscosité de cisaillement qui dépend du taux de cisaillement tenant compte ainsi du caractère rhéofluidifiant du polymère ([98]). En écoulement élongationnel, le modèle d'Oldroyd-B arbore une viscosité infinie au voisinage d'un taux de déformation fini, contrairement au modèle de Giesekus dont la viscosité est une fonction continue croissante du taux d'élongation (voir tableau IV.1).

³Une grandeur est objective lorsqu'elle reste invariante par changement de référentiel.

	η_a	η_e	N_1	N_2	N_2/N_1
Définition	$\frac{\sigma_{xy}}{\dot{\gamma}}$	$\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{\dot{\epsilon}}$	$\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{\dot{\gamma}^2}$	$\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{\dot{\gamma}^2}$	$\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}$
Modèle d'Oldroyd-B	$\eta + \eta'$	$3\eta_0 \frac{1 - \theta' \dot{\epsilon} - 2\theta\theta' \dot{\epsilon}^2}{1 - \theta' \dot{\epsilon} - 2\theta'^2 \dot{\epsilon}^2}$	$2\eta' \theta \dot{\gamma}^2$	0	0
Modèle de Giesekus	$\dot{\gamma} \rightarrow 0$ $\eta + \eta'$	$f(\dot{\epsilon}) \neq \infty \quad \forall \dot{\epsilon}$	$\dot{\gamma} \rightarrow 0$ $2\eta' \theta \dot{\gamma}^2$	$\dot{\gamma} \rightarrow 0$ $-\alpha \eta' \theta \dot{\gamma}^2$	$\dot{\gamma} \rightarrow 0$ $-\frac{\alpha}{2}$

TAB. IV.1 – Valeur de la viscosité de cisaillement η_a , de la viscosité élongationnelle η_e et des différences de contraintes normales N_1 , N_2 .

IV.4 Conditions aux limites

La simulation numérique d'écoulements de fluides complexes dans un outillage d'extrusion s'effectue à l'aide de différents types de conditions aux limites. Les équations définies aux frontières du domaine retenu varient non seulement en fonction de la nature physique des celles-ci, mais également selon le type de variable considérée. En effet, le système d'équations différentielles à résoudre étant de type mixte elliptique-hyperbolique, celui-ci est résolu au moyen de conditions sur l'ensemble des frontières (équations elliptiques pour le mouvement) ou uniquement sur une partie des frontières (équations hyperboliques pour la loi comportement).

Il existe quatre catégories de conditions aux limites qui modélisent l'écoulement dans l'outillage :

- l'entrée de l'écoulement ;
- le contact entre le polymère et l'outillage ;
- la sortie de la filière ;
- les plans de symétrie de l'écoulement.

IV.4.1 Entrée d'écoulement

En entrée d'écoulement, un débit Q est imposé. Le champ de vitesses correspondant à ce débit est calculé et est imposé sur la frontière correspondante au début de l'écoulement étudié.

IV.4.2 Contact entre le polymère et la filière

⇒ *Adhérence du polymère à la paroi*

Dans des cas extrêmes, le polymère adhère à la paroi. L'adhésion du polymère à la filière se traduit à l'aide des vitesses normale V_n et tangentielle V_t du fluide, c'est-à-dire :

$$\begin{cases} V_n = 0 \\ V_t = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.15})$$

⇒ *Glissement entre le polymère et la paroi*

L'équation de Navier traduit le glissement du polymère sur la filière métallique. Cette relation fait intervenir la force tangentielle au niveau de la paroi, la vitesse tangentielle du polymère, la vitesse de la paroi ainsi que deux coefficients, F_{slip} et e_{slip} . Cette relation s'écrit :

$$F_t = F_{slip}|V_{paroi} - V_t|^{e_{slip}} \quad (IV.16)$$

En extrusion, la vitesse de la paroi de la filière est nulle, $V_{paroi} = 0$. L'équation de Navier s'écrit alors :

$$F_t = F_{slip}|V_t|^{e_{slip}} \quad (IV.17)$$

Des essais expérimentaux sur un rhéomètre bicanal ont permis de calculer les coefficients F_{slip} et e_{slip} de la loi de Navier. Le rhéomètre est instrumenté de manière à mesurer la force tangentielle pour différentes vitesses d'écoulement du polymère. Les points mesurés sont représentés sur la figure IV.9 pour le PVC compact et sur la figure IV.10 pour le PVC alvéolaire.

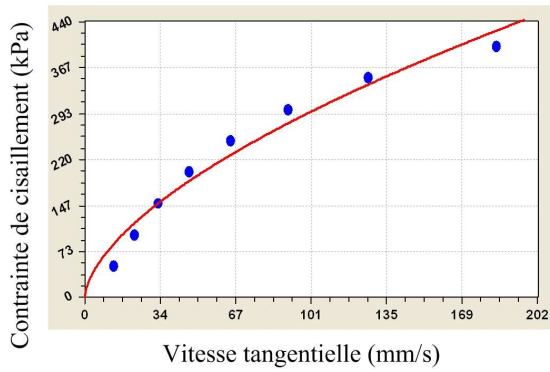


FIG. IV.9 – Évolution de la force (Pa) en fonction de la vitesse en (mm.s^{-1}) pour du PVC compact.

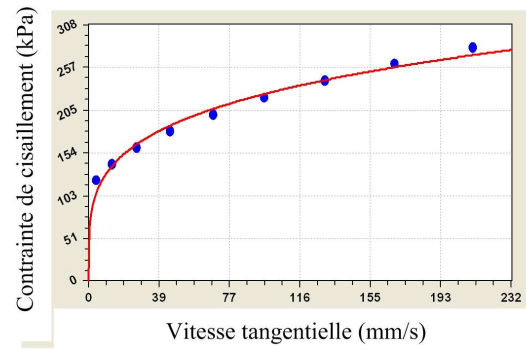


FIG. IV.10 – Évolution de la force (Pa) en fonction de la vitesse en (mm.s^{-1}) pour du PVC alvéolaire.

D'après le tracé, les coefficients F_{slip} et e_{slip} pour du PVC compact ont pour valeur :

$$\begin{cases} F_{slip} = 18345 \\ e_{slip} = 0,6 \end{cases}$$

D'après le tracé, pour du PVC compact, les coefficients F_{slip} et e_{slip} ont pour valeur :

$$\begin{cases} F_{slip} = 74634 \\ e_{slip} = 0,24 \end{cases}$$

IV.4.3 Sortie de tête d'extrusion

En sortie de tête d'extrusion, une condition de surface libre est imposée à la surface de l'extrudât. Lors d'un écoulement en milieu confiné, tous les vecteurs vitesse et force à la surface de

l'écoulement sont connus. Pour un problème de surface libre, les forces tangentielles et normales ainsi que la vitesse normale sont à calculer. Il faut pour cela satisfaire deux conditions : une condition cinématique et une condition dynamique.

⇒ *Condition cinématique*

La vitesse doit être tangente à la surface libre, ce qui se traduit par :

$$\vec{v} \cdot \vec{n} = 0 \quad (\text{IV.18})$$

Un problème de surface libre requiert un degré de liberté géométrique appelé h , qui décrit l'amplitude du déplacement normal des noeuds au niveau de la surface. PolyFlow affecte à chaque noeud un déplacement de direction D et d'amplitude h .

⇒ *Condition dynamique*

La force normale à la surface libre est nulle, plus généralement :

$$f = g \quad (\text{IV.19})$$

g est différent de zéro quand une force extérieure est appliquée à la surface libre.

IV.4.4 Fin d'écoulement

À la sortie de la surface libre, une dernière condition sur la section du profilé est imposée. Selon la loi de comportement utilisée, différentes conditions aux limites sont imposées :

⇒ *Cas newtonien généralisé*

La force normale et la vitesse tangentielle sont nulles :

$$\begin{cases} F_n = 0 \\ V_t = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.20})$$

⇒ *Cas viscoélastique*

La vitesse tangentielle est nulle ainsi que la force normale, mais cette dernière n'est pas imposée. La vitesse normale (dans le sens de l'écoulement) est calculée à l'aide du débit puis imposée :

$$\begin{cases} V_n = f(Q) \\ V_t = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.21})$$

IV.4.5 Condition de symétrie

Pour limiter le temps de calcul, seule une partie du domaine est étudiée. Il faut définir sur les plans de symétrie des conditions de type :

$$\begin{cases} V_n = 0 \\ F_t = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.22})$$

IV.5 Résultats

IV.5.1 Étude préliminaire

Avant d'exploiter tout résultat physique à l'aide des variables dépendantes, il convient de s'assurer de la validité du maillage utilisé.

IV.5.1.1 Domaine et maillage

Pour réduire les temps de calcul, le domaine d'écoulement peut être modélisé en tenant compte des conditions de symétrie de l'écoulement. La figure IV.11 présente pour chaque écoulement les plans de symétrie retenus. Les conditions de symétries ont été vérifiées pour la couche interne. Une simulation a été effectuée sur un écoulement complet puis un quart d'écoulement. Le résultat de ces simulations est présenté dans le tableau IV.2.

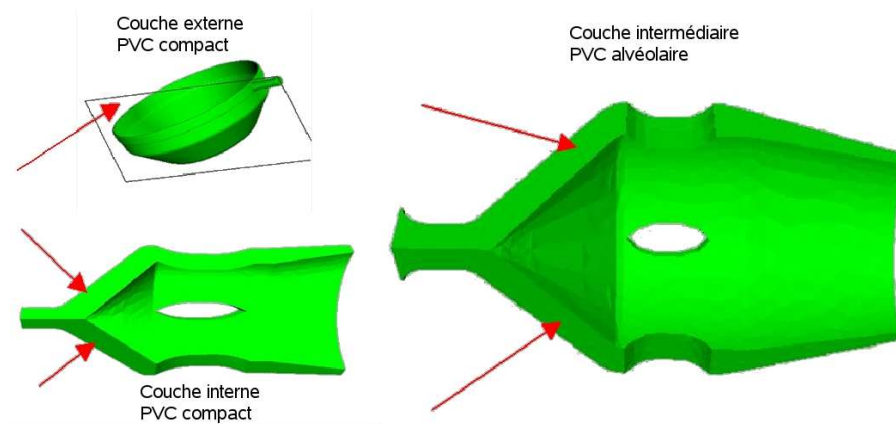


FIG. IV.11 – Plans de symétrie pour chacune des couches.

Les écarts entre les deux simulations sont faibles et restent inférieurs à 5%. La répartition des vitesses est régulière autour de la circonférence (voir figure IV.12). Les conditions de symétrie sont donc validées.

Il existe plusieurs possibilités pour obtenir un maillage volumique. En trois dimensions, quatre types d'éléments peuvent être combinés, les tétraèdres, les hexaèdres, les prismes et les pyramides (voir figure IV.13).

Le choix d'un maillage dépend :

- de la géométrie de la pièce ;
- du temps de calcul ;
- de la technique de remaillage utilisée ;
- de la précision souhaitée.

Voici en détail les critères de choix :

	Ecoulement complet	Quart d'écoulement	Ecart en %
Mailleur	Gambit	Gambit	Gambit
Nombre d'éléments	73748	36737	•
Nombre de noeuds	17338	8562	•
Temps de calcul en (s)	612	186	•
Loi de comportement	Cross	Cross	•
Débit (mm^3/s)	8000	2000	•
Pertes de charge (bar)	15,99	15,19	5
Vitesse maximale (m/s)	0,07	0,06	3,97
Taux de cisaillement (s^{-1})	14,43	14,2	1,59
Viscosité minimale (Pa.s)	9728	9700	0,29

TAB. IV.2 – Influence des conditions de symétrie sur la précision des résultats.

⇒ *La géométrie de la pièce*

La géométrie de la pièce est un facteur important. En extrusion, on est amené à mailler des géométries simples de forme parallélépipédique. Il est alors plus simple d'utiliser des hexaèdres et des prismes. Des géométries plus complexes nécessitent l'utilisation de tétraèdres et de pyramides.

⇒ *Le temps de calcul*

L'utilisation de tétraèdres conduit à la création de plus de noeuds que les quadrilatères et les hexaèdres. Plus il y a de noeuds et plus les calculs sont longs donc coûteux. Pour simplifier les calculs, on privilégiera les hexaèdres. On veillera donc à ne pas dépasser un nombre de noeuds limites à partir duquel les temps de calcul sont très longs.

⇒ *La technique de remaillage*

Les techniques de remaillage sont nécessaires lorsqu'il y a présence d'interfaces ou de surfaces libres. La position d'une interface, à priori inconnue, dépend des conditions limites et des matériaux choisis. Ces derniers sont repérés par un nombre de mailles et d'éléments constants, il est donc nécessaire de relocaliser les noeuds du maillage pour positionner les interfaces. Pour résoudre ce problème, PolyFlow propose des techniques de remaillage (optimesh, remaillage à section constante, remaillage à section variable...). Pour faciliter cette

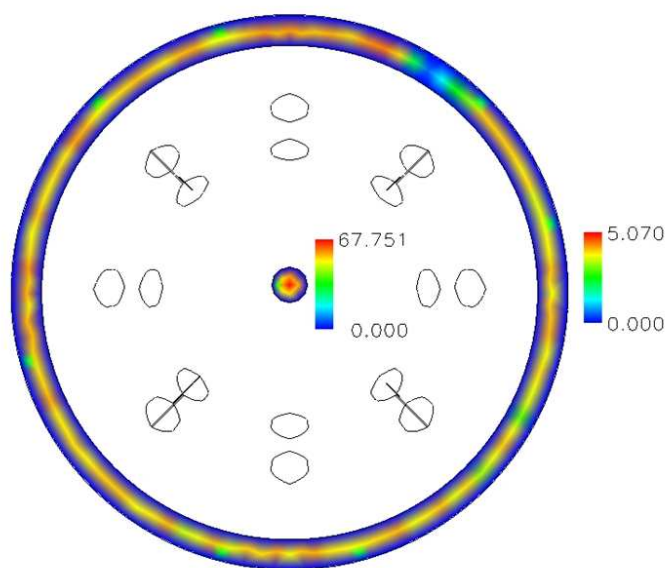


FIG. IV.12 – Répartition des vitesses dans la circonférence de la couche interne en mm/s.

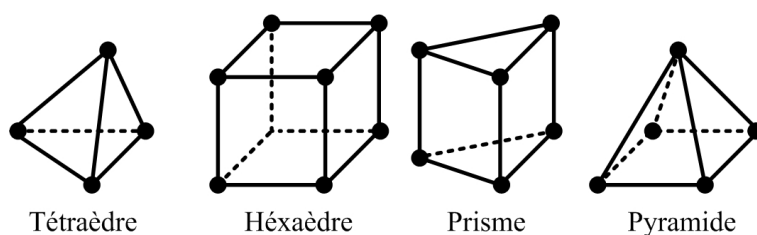


FIG. IV.13 – Types de mailles.

étape, on utilise de préférence des hexaèdres et des prismes. Optimesh est la technique de remaillage la plus robuste proposée. Pour un problème en 3 dimensions, le maillage est découpé en tranches dans la direction d'extrusion. Le logiciel génère une série de maillage en deux dimensions. Optimesh relocalise les éléments de façon à minimiser l'énergie de déformation.

⇒ La précision

La précision des calculs est directement liée au nombre de noeuds du maillage. Nous avons tout d'abord recherché le nombre minimum de noeuds à retenir dans notre cas en faisant progressivement varier le nombre d'éléments. Les résultats obtenus sur des variables clés telles que la vitesse, la pression, le taux de cisaillement et la viscosité pour des conditions d'écoulement et un matériau donnés figurent sur le tableau IV.3.

Ces calculs ont été répétés pour chaque couche avec deux préprocesseurs différents : Patran et Gambit. On observe qu'au-delà d'un nombre d'éléments, voisin de 18000 pour Patran et de 13000 pour Gambit, les valeurs des variables dépendantes varient faiblement. Les temps de calcul sont trop importants dans le cas d'un maillage proche de 100000 éléments

	Patran			Gambit		
Nombre d'éléments	18387	31628	98080	13280	36737	97109
Nombre de noeuds	4741	6993	22286	3415	8562	20782
Temps de calcul (s)	138	237	1600	65	186	1388
Loi de comportement	Cross	Cross	Cross	Cross	Cross	Cross
Débit (mm^3/s)	2000	2000	2000	2000	2000	2000
Perte de charge (bar)	14, 25	13, 5	12, 67	16, 3	15, 19	14, 5
Vitesse maximale (m/s)	0, 064	0, 0646	0, 063	0, 071	0, 0643	0, 062
Taux de cisaillement maximal (s^{-1})	14, 8	15, 1	16, 27	13, 45	14, 2	14, 7
Taux de cisaillement minimal (s^{-1})	0, 0093	0, 022	0, 025	0, 044	0, 024	0, 013
Viscosité minimale (Pa.s)	9680	9660	9490	9800	9700	9600

TAB. IV.3 – Influence du préprocesseurs et de la densité de maillage sur les variables dépendantes.

et restent raisonnables dans le cas d'un maillage avoisinant 30000 éléments. Notre choix s'est donc porté sur une densité de maillage proche de 30000 éléments.

Avec le préprocesseur Patran uniquement des éléments tétraédriques ont été générés, tandis qu'avec Gambit nous avons conjugué deux types d'éléments : des tétraèdres (dans le convergent) et des hexaèdres. Le tableau IV.4 présente l'influence de la densité des mailles sur l'écart obtenu entre les résultats lorsque le maillage a été réalisé sous Gambit puis sous Patran. Les écarts les plus faibles entre les deux préprocesseurs ont lieu lorsque la densité des mailles est de 30000. Rappelons que le temps de calcul (voir tableau IV.3) est plus faible lorsque le maillage est créé sous Gambit plutôt que sous Patran (186 s contre 237 s). Nous avons donc retenu Gambit comme mailleur pour la suite de l'étude.

Le maillage retenu pour la couche intermédiaire est présenté figure IV.14.

IV.5.1.2 Choix de la loi de comportement

Trois lois de comportement ont été testées : la loi de cross (purement visqueux) et les lois d'Oldroyd-B et de Giesekus (viscoélastiques). Observons l'influence de la loi de comportement sur la perte de charge, la vitesse, le taux de cisaillement et la viscosité de la matière (voir

	Ecart en % entre deux pré-processeurs : Patran et Gambit		
Nombre d'éléments	15000	30000	100000
Pertes de charge (bar)	14,39	12,52	14,44
Vitesse maximale (m/s)	10,94	0,40	1,59
Taux de cisaillement (s^{-1})	9,1	5,96	9,65
Viscosité minimale (Pa.s)	1,24	0,41	1,16

TAB. IV.4 – Influence du pré-processeur sur les variables dépendantes en fonction du nombre d'éléments.

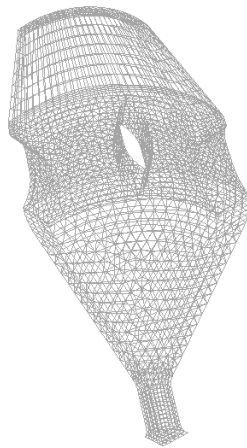


FIG. IV.14 – Maillage de la peau intermédiaire.

tableau IV.5).

Nous remarquons que la loi de comportement influence principalement la perte de charge. Les écarts sur la vitesse et le taux de cisaillement sont très faibles. Par la suite, pour juger de la qualité des lignes de recollement, nous analyserons principalement l'écoulement avec ces deux derniers paramètres. En conséquence, la loi de comportement retenue est une loi de type Cross. Notons que cette loi permet de réduire le temps de calcul par rapport à une loi viscoélastique.

Nombre d'éléments	10498	10498	10498	13528
Nombre de noeuds	2720	2720	2720	2720
Temps de calcul (s)	3050	3050	4685	98
Loi de comportement	Oldroyd-B	Oldroyd-B	Gesekius	Cross
η_1 ou η_2	15000	25100	25100	25100
λ	0,1	0,1	0,1	0,29
$\frac{\eta_1 - \eta_2}{\eta_1}$	0,11	0,11	0,11	•
α	•	•	0,4	•
Débit (m^3/s)	2000	2000	2000	2000
Pertes de charge (bar)	21,84	36,56	28,66	16,05
Vitesse maximale (m/s)	0,074	0,074	0,071	0,069
Taux de cisaillement maximal (s^{-1})	13,43	13,43	13,66	13,67
Taux de cisaillement minimal (s^{-1})	0,05	0,05	0,05	0,04
Viscosité minimale (Pa.s)	•	•	•	9834

TAB. IV.5 – Influence de la loi de comportement.

IV.5.2 Analyse en trois dimensions de l'écoulement du polymère dans la couche intermédiaire : influence de la géométrie des ailettes

L'objectif de cette étude est de prédire la sévérité des surfaces de recollement pour différentes géométries d'ailettes. Autrement dit, nous allons étudier l'écoulement de la matière autour des ailettes et dans leur sillage. Après avoir précisé les géométries d'ailettes retenues, nous détaillerons les critères de qualité des lignes de recollement nous permettant de valider ou non une géométrie proposée.

IV.5.2.1 Géométries retenues

Outre la géométrie actuelle (voir figure IV.15), deux autres géométries sont proposées. La figure IV.16 montre une géométrie d'ailette inspirée des travaux de Huang et al [87]. Ces derniers ont montré que cette géométrie favorise l'enchevêtrement des molécules en sortie d'ailette à l'aide d'une simulation effectuée en deux dimensions et en utilisant une loi de type Cross. Grâce à sa forme particulière, le cisaillement est maximal au niveau du point 1. En sortie d'ailette, au niveau du point 2, le taux de cisaillement est minimum, il est plus faible que dans le cas de l'ailette initiale N°1. Les auteurs supposent que la matière est ainsi en mesure de former de multiples enchevêtrements et de limiter l'influence des lignes de recollement sur les propriétés mécaniques.

Afin de mieux appréhender le comportement du polymère autour d'un obstacle, nous avons modélisé en trois dimensions différentes formes d'ailettes :

- l'ailette actuelle notée N°1 (voir figure IV.15) ;
- l'ailette modifiée notée N°2 (voir figure IV.16) ;
- l'ailette modifiée notée N°3 (voir figure IV.17).

Sens d'écoulement de la matière

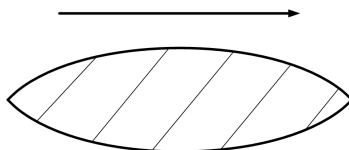


FIG. IV.15 – Ailette actuelle (ailette N°1).

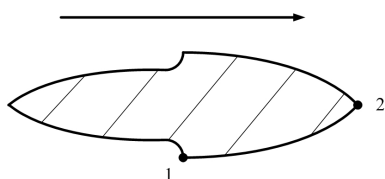


FIG. IV.16 – Ailette modifiée (ailette N°2).

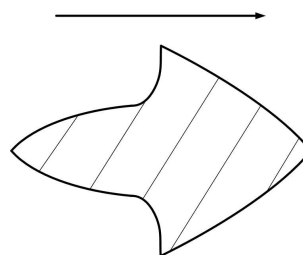


FIG. IV.17 – Ailette modifiée (ailette N°3).

IV.5.2.2 Conditions limites

Quatre types de conditions limites sont imposés :

- un débit de $40400 \text{ mm}^3/\text{s}$ est imposé en entrée d'écoulement. En effet, le débit a été calculé pour un tube de diamètre 125 mm, avec une couche interne d'une épaisseur de 0,51 mm, une couche intermédiaire de 4,38 mm et une couche externe de 0,33 mm. En supposant un poids au mètre du tube de 1,6 kg/m, une masse volumique du PVC compact de 1250 kg/m^3 et un rendement de 564 kg/h, cette répartition d'épaisseur impose donc un débit en entrée de la couche intermédiaire de $40400 \text{ mm}^3/\text{s}$;
- une condition de glissement puis une condition d'adhérence sont imposées entre le polymère et la paroi. Deux calculs ont donc été effectués. Rappelons que les coefficients F_{slip} et e_{slip} de l'équation de Navier régissant le glissement du polymère au contact de l'outillage ont pour valeur :

$$\begin{cases} F_{slip} = 74634 \\ e_{slip} = 0,24 \end{cases}$$

Lorsque le polymère adhère à la paroi de l'outillage, la vitesse normale ainsi que la vitesse tangentielle sont nulles.

- les calculs sont effectués sur un quart de l'écoulement. Des conditions de symétrie sont donc imposées sur les plans de symétrie ;
- À l'extrémité du domaine, une condition de sortie d'écoulement est imposée.

L'ensemble des conditions limites est récapitulé figure IV.18.

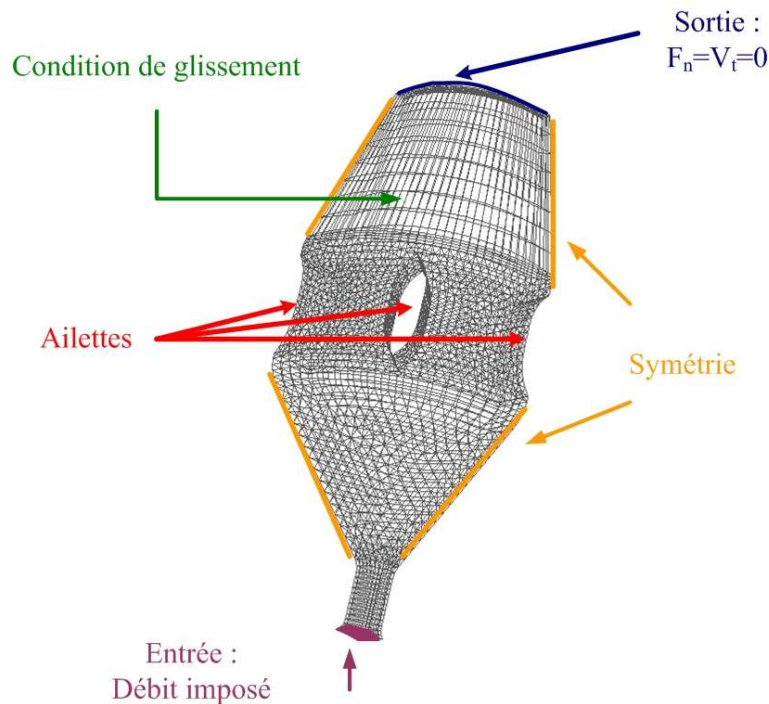


FIG. IV.18 – Conditions limites appliquées au domaine.

IV.5.2.3 Loi de comportement

La loi de comportement choisie est une loi de Cross, dont les coefficients identifiés précédemment sont :

$$\begin{cases} \eta_0 = 6700 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.045 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.1 \end{cases}$$

Le domaine d'étude, le maillage, les conditions limites et la loi de comportement sont définis. Il est maintenant possible d'étudier plus en détail l'influence des ailettes sur la formation de surfaces de recollement. Il nous faut donc définir maintenant les critères de qualité de ces surfaces.

IV.5.2.4 Critères de qualité des surfaces de recollement

La qualité des surfaces de recollement est très peu étudiée en extrusion polymère. Il existe quelques études dans le cas de l'extrusion d'aluminium. Ces études, menées par Kolmogorov et al [99], Jo al [100] ou Donati et al. [101] ont permis de mettre en place plusieurs critères. Ces critères portent sur l'observation du champ de pression dans le sillage des ailettes (pression maximum, pression-temps, pression-temps-écoulement).

Dans notre cas, nous avons retenu les critères définis ci-dessous.

⇒ *La pression maximum*

Ce critère prend en compte la pression maximum sur une surface de recollement. Plus cette pression est élevée et meilleur est le recollement des fronts de matière.

$$P_m = \max(P_i) \quad (\text{IV.23})$$

⇒ *Le taux de cisaillement sur l'ailette*

Nous analyserons au niveau des points 1 et 2 le taux de cisaillement (voir figure IV.16). Ce taux doit être maximal au niveau du point 1 et minimal au niveau du point 2 pour permettre aux fronts de matière de se ressouder de manière optimale.

⇒ *La perte de charge autour les ailettes*

Plus l'écoulement est perturbé et plus la perte de charge singulière créée par l'obstacle est importante. Nous chercherons donc à minimiser la perte de charge.

⇒ *La vitesse en sortie d'ailette et dans un plan perpendiculaire à l'écoulement*

La vitesse en sortie d'ailette a été mesurée 5 cm après la fin de l'ailette. Cette vitesse doit être réduite afin que les molécules disposent d'un temps suffisant pour se ré-enchevêtrer. Au contraire, dans un plan perpendiculaire à l'écoulement, entre les ailettes, la vitesse doit être élevée pour "forcer" les molécules à se ré-enchevêtrer.

La position des différents critères est récapitulée figure IV.19.

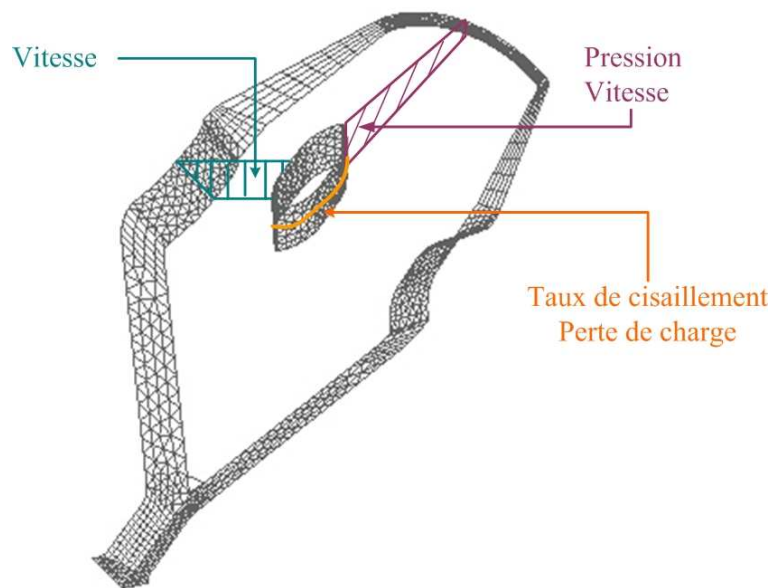


FIG. IV.19 – Position des différents critères.

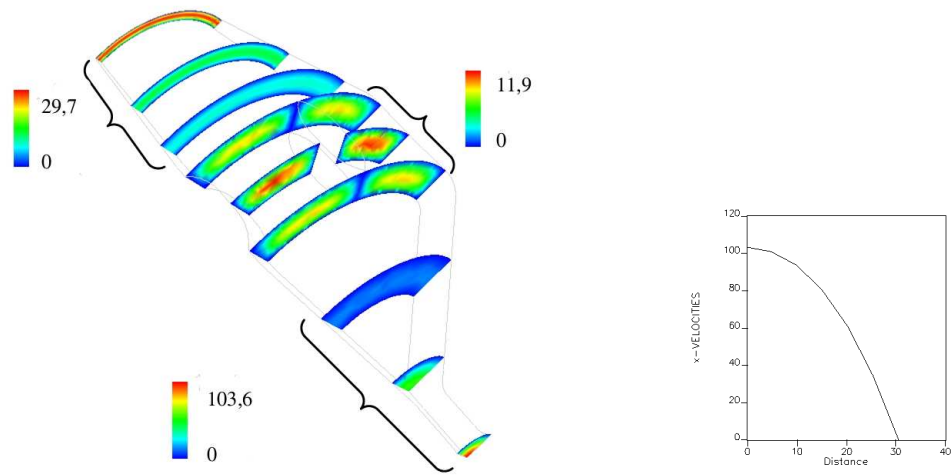
IV.5.2.5 Résultats

Observons dans un premier temps l'écoulement de la matière autour de l'aillette existante N°1 (voir figure IV.15). Une condition d'adhérence est imposée entre le polymère et la paroi. Analysons l'évolution de la vitesse (voir figure IV.20), du taux de cisaillement (voir figure IV.21), de la viscosité (voir figure IV.22) et de la perte de charge (voir figure IV.23) dans l'écoulement.

En entrée d'écoulement, la section du domaine étudié est la plus faible, la vitesse du polymère est donc maximale au centre de la veine fluide. En s'écoulant à travers le divergent, le flux de matière se ralentit. La présence des ailettes réduit localement la section de passage, la vitesse du polymère s'accroît donc. En progressant à travers le convergent final, la vitesse s'accroît de nouveau. Le taux de cisaillement est maximal au contact de l'outillage. La viscosité est alors minimale. Au centre de la veine fluide, le taux de cisaillement est plus faible. La viscosité est maximale à cet endroit. Une perte de charge de 12 bar est observée entre l'entrée et la sortie de l'écoulement dans un plan passant entre deux ailettes. La perte de charge est également représentée dans un plan passant par le sillage des ailettes.

Observons de plus près la vitesse en entrée d'écoulement (voir figure IV.20 b)). Au centre de l'écoulement, la vitesse est maximale et atteint 103,6 mm/s. Signalons que la vitesse maximale au centre d'un écoulement de Poiseuille dans un tube pour un fluide newtonien est égale à 114 mm/s. La vitesse décroît et s'annule au niveau de la paroi, conformément à la condition limite d'adhérence.

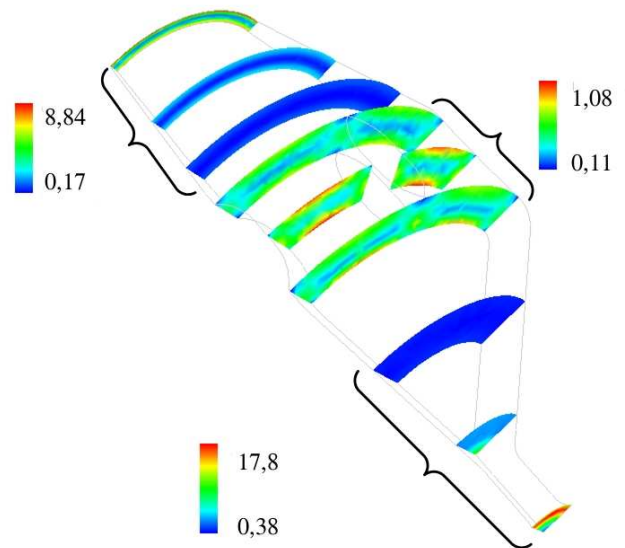
Analysons maintenant l'influence des conditions de glissement sur l'évolution de ces variables dépendantes (voir figure IV.24, IV.25, IV.26 et IV.27). En comparant les figures IV.20 et IV.24, nous constatons que les vitesses maximales au centre de chaque section sont très proches. Lors-



a) Norme de la vitesse (mm/s)

b) Composante normale en entrée d'écoulement (mm/s).

FIG. IV.20 – Vitesse lorsque le polymère adhère à la paroi.

FIG. IV.21 – Taux de cisaillement lorsque le polymère adhère à la paroi (s^{-1}).

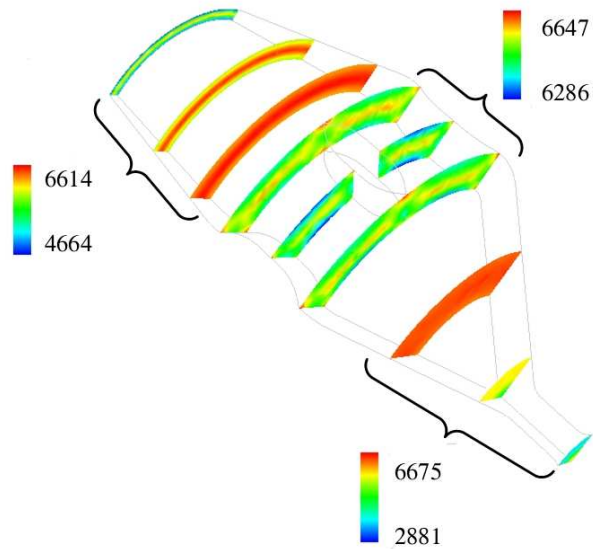


FIG. IV.22 – Viscosité lorsque le polymère adhère à la paroi (Pa.s).

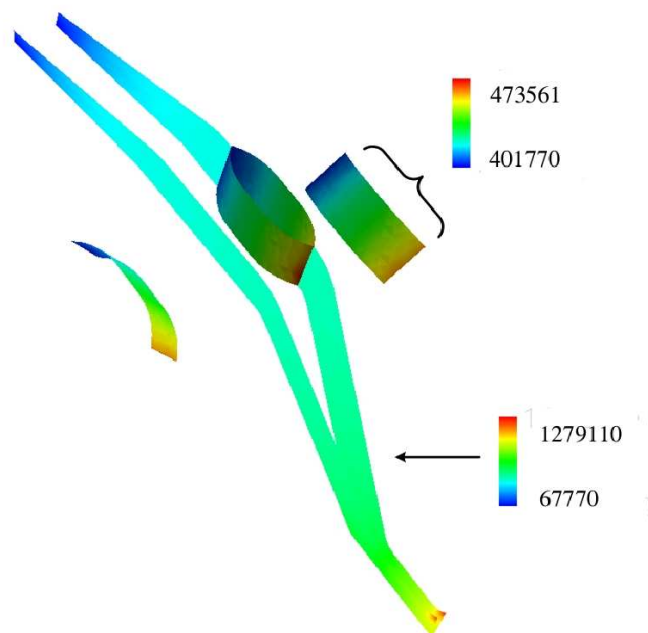


FIG. IV.23 – Pression lorsque le polymère adhère à la paroi (Pa).

qu'une condition de glissement est imposée, la vitesse du polymère au niveau de la paroi est non nulle, mais reste toutefois très faible. La vitesse au contact de l'outillage est maximale en entrée d'écoulement (0,012 mm/s). La vitesse au contact de l'outillage diminue par la suite jusqu'à des valeurs de l'ordre de 10^{-9} mm/s. Notons que les conditions de glissement ont une incidence plus forte sur ces grandeurs en entrée et en sortie d'écoulement, aux endroits où la matière est la plus cisailée. Au voisinage des ailettes, l'influence de cette condition limite est réduite. En conséquence pour la suite de cette étude en trois dimensions, nous supposons que le polymère adhère à la paroi.

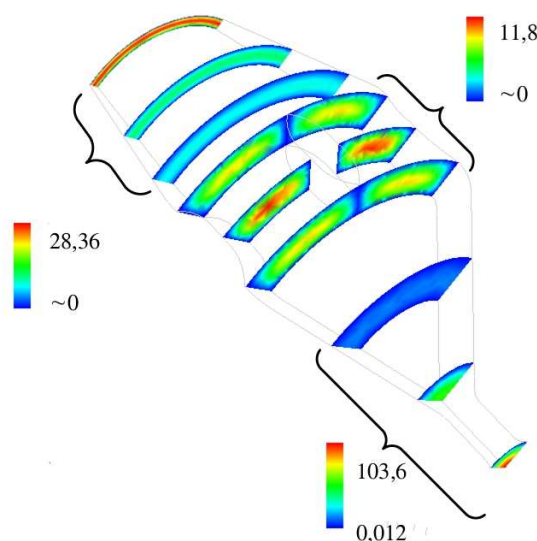


FIG. IV.24 – Vitesse lorsqu'une condition de glissement est imposée entre le polymère et la paroi (mm/s).

Comparons maintenant les différentes géométries d'ailettes à l'aide des critères définis ci-dessus (voir tableau IV.6). Pour chaque critère, une note entre 1 et 3 est attribuée. Lorsqu'un critère est optimisé, la valeur 3 lui est attribuée.

D'après l'évaluation proposée, l'ailette au profil exagéré N°3 est la plus adaptée pour améliorer la qualité des surfaces de recollement. Notons toutefois que la perte de charge est très élevée. L'ailette N°3 constitue donc un obstacle important à l'écoulement de la matière. Rappelons que le PVC est une matière qui ne supporte absolument pas les phénomènes de stagnation et de dégradation thermique. Les ailettes à la géométrie du type ailette N°2, semblent plus appropriées.

Les figures IV.28 et IV.29 présentent l'évolution du taux de cisaillement le long des ailettes pour les géométries N°1 et N°2. Cette modification de géométrie crée un taux de cisaillement plus élevé au point 1 (voir figure IV.16). À une distance de 60 mm du début de l'ailette, le taux de cisaillement atteint 0,94 contre 0,89 pour la géométrie initiale. Toujours dans le cas de l'ailette N°2, le taux de cisaillement retombe à $0,48 \text{ s}^{-1}$ en sortie d'ailette (distance 100 mm) contre $0,52 \text{ s}^{-1}$ pour l'ailette initiale. En conséquence, modifier la géométrie de l'ailette est susceptible

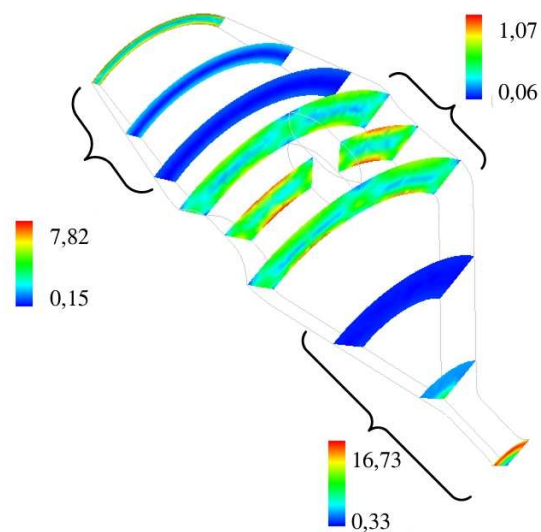


FIG. IV.25 – Taux de cisaillement lorsqu’une condition de glissement est imposée entre le polymère et la paroi (s^{-1}).

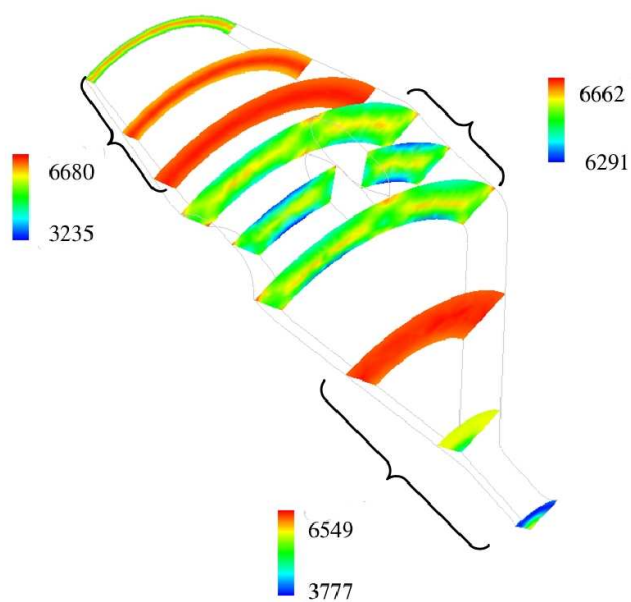


FIG. IV.26 – Viscosité lorsqu’une condition de glissement est imposée entre le polymère et la paroi (Pa.s).

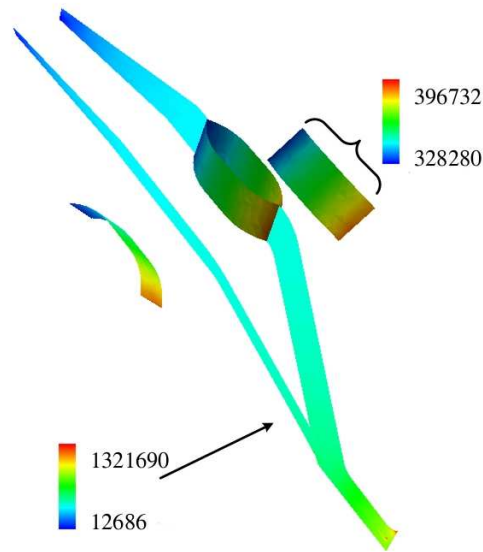


FIG. IV.27 – Pression lorsqu'une condition de glissement est imposée entre le polymère et la paroi (Pa).

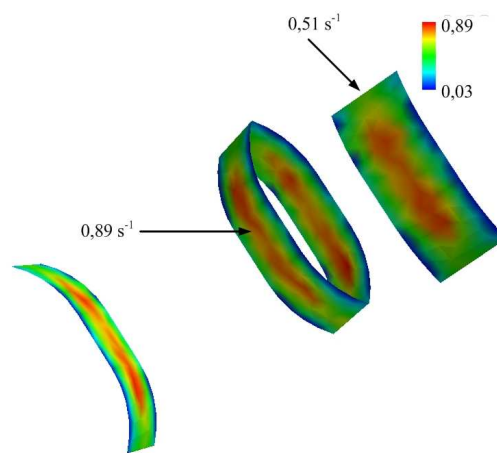


FIG. IV.28 – Taux de cisaillement pour l'ailette initiale N °1.

de réduire le taux de cisaillement de la matière en sortie d'ailette pour faciliter les mécanismes de ré-enchevêtrement.

	Ailette initiale N°1		Ailette modifiée N°2		Ailette modifiée N°3	
	Dans le sillage de l'ailette					
Vitesse en sortie d'ailette (mm/s)	8,41	2	8,47	1	8,37	3
Pression maximale (bar)	3,35	1	3,48	2	3,65	3
	Autour de l'ailette					
Taux de cisaillement maximale (s ⁻¹)	0,89	1	0,94	2	2,69	3
Taux de cisaillement minimale (s ⁻¹)	0,518	1	0,48	2	0,35	3
Perte de charge (bar)	0,71	2	0,64	3	1,38	1
Vitesse maximale entre ailettes (mm/s)	11,3	1	13,4	2	21,3	3

TAB. IV.6 – Comparatif des différentes ailettes.

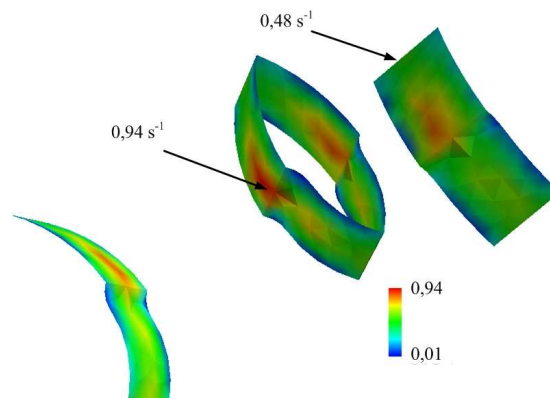


FIG. IV.29 – Taux de cisaillement pour l'ailette modifiée N °2.

IV.5.3 Analyse en deux dimensions de l'ensemble de l'écoulement

Pour compléter cette étude, l'écoulement des trois couches de matière en deux dimensions a été étudié (voir figure IV.30). L'écoulement est supposé axisymétrique. Les résultats obtenus sont donc comparables à ceux d'une simulation en trois dimensions située dans un plan médian entre deux ailettes.

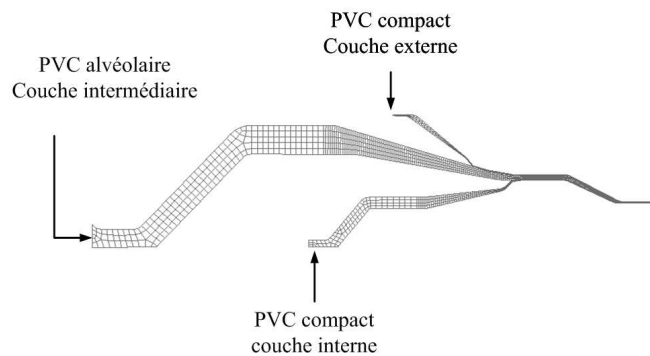


FIG. IV.30 – Maillage des trois couches.

IV.5.3.1 Maillage

Le domaine a été maillé à l'aide d'éléments rectangulaires. La densité de maillage en deux dimensions est proche de celle choisie précédemment en trois dimensions.

IV.5.3.2 Conditions limites

Les conditions limites imposées aux frontières du domaine sont représentées figure IV.31. Les calculs ont été à nouveau réalisés pour un tube de diamètre 125 mm. Les débits d'entrée des différentes couches sont récapitulés dans le tableau IV.7. Notons qu'une condition de glissement a été imposée au contact de l'outillage.

	Débit (mm^3/s)
Couche externe	12600
Couche intermédiaire	162000
Couche interne	18000

TAB. IV.7 – Débit de matière dans les différentes couches.

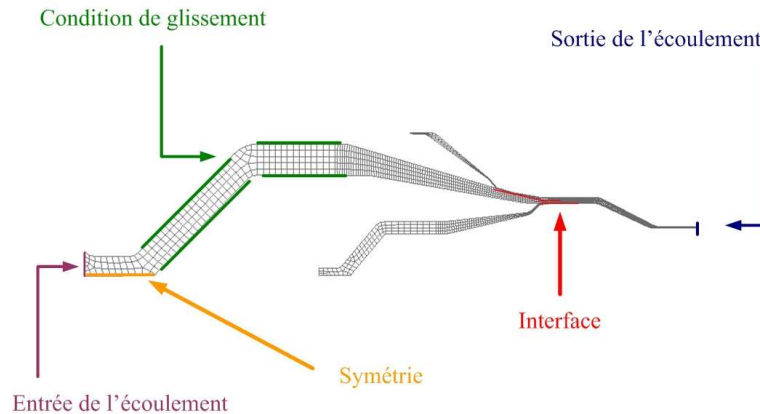


FIG. IV.31 – Conditions limites imposées.

IV.5.3.3 Loi de comportement

La loi choisie est une loi de Cross. Les valeurs des coefficients de la loi sont pour du PVC compact :

$$\begin{cases} \eta_0 = 4500 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.05 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.2 \end{cases}$$

Pour du PVC alvéolaire, les valeurs des coefficients sont :

$$\begin{cases} \eta_0 = 6700 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.045 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.1 \end{cases}$$

IV.5.3.4 Résultats

La figure IV.32 montre l'évolution de la vitesse lorsqu'une condition de glissement est imposée. Prenons l'exemple de la couche intermédiaire. La vitesse en entrée d'écoulement est de 105 mm/s au centre de la veine fluide. En s'écoulant à travers le divergent, la vitesse décroît et atteint 6,2 mm/s. La vitesse est ensuite accélérée et atteint 28,6 mm/s au centre de la veine fluide lorsque le PVC alvéolaire rencontre le PVC compact. Ces valeurs sont très proches de celles obtenues en trois dimensions (103,6 mm/s en entrée d'écoulement et 28,36 mm/s lorsque PVC alvéolaire rencontre le PVC compact). Les trois flux de matière se rejoignent dans la dernière partie de l'écoulement ; on constate alors une accélération de la vitesse due à la réduction de l'entrefer. En sortie d'écoulement, la vitesse au centre de la veine fluide atteint 230 mm/s (voir figure IV.33 a) et b)). La condition de glissement appliquée entre le polymère et les parois de l'outillage entraîne une vitesse de 36 mm/s au niveau de la couche interne et de 5 mm/s au niveau de la couche externe. L'analyse de l'écoulement montre également que la perte de charge se concentre essentiellement dans la dernière partie de l'écoulement pour chacune des couches. Lorsque les

trois flux de matière se rencontrent, la pression est égale à 123 bar. Les pertes de charge entre l'entrée et la sortie de chacun des écoulements sont récapitulées dans le tableau IV.8. Les vitesses et les pressions élevées favorisent ainsi le recollement des fronts de matière.

	Pression (bar)
Couche externe	192
Couche intermédiaire	142
Couche interne	139

TAB. IV.8 – Perte de charge entre l'entrée et la sortie de chacun des écoulement.

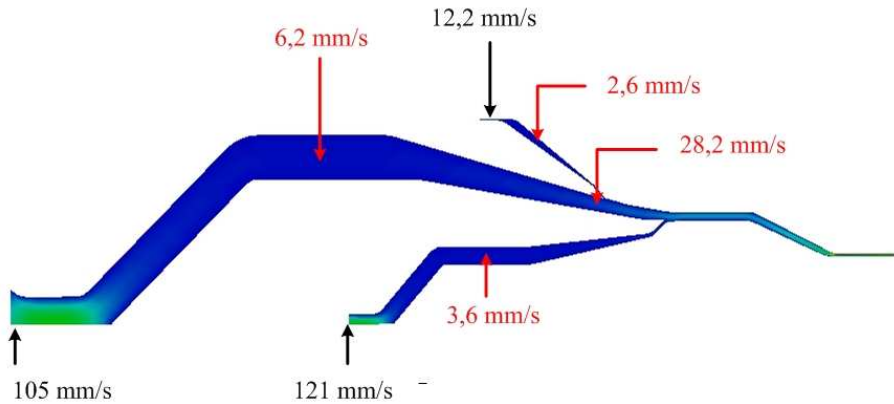
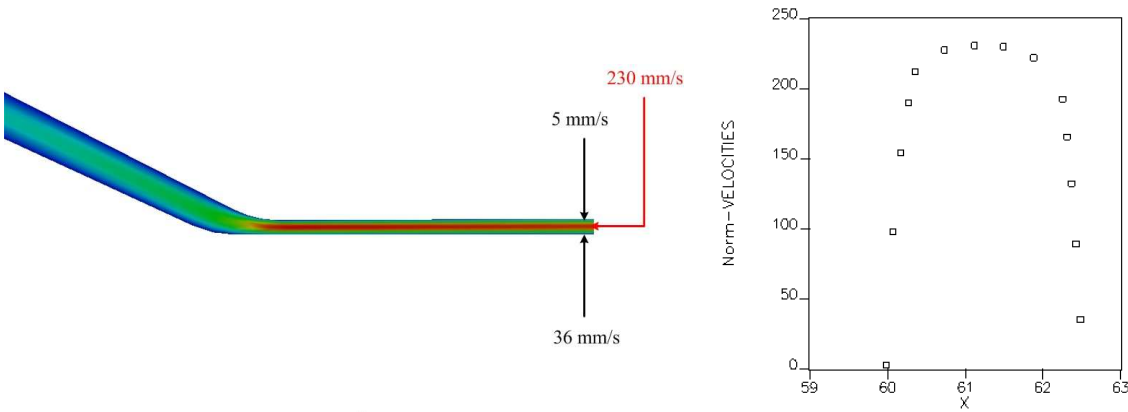


FIG. IV.32 – Évolution des vitesses en mm/s.



a) Norme de la vitesse (mm/s).

b) Composante normale de la vitesse (mm/s).

FIG. IV.33 – Vitesse en sortie d'écoulement.

La figure IV.34 présente l'évolution de la vitesse lorsque la couche externe (flux de droite) rencontre la couche intermédiaire. Nous observons d'une part que la vitesse s'homogénéise ra-

pidement sur l'interface. La figure IV.34 (b) montre l'évolution de la vitesse dans deux plans distants de 2 mm. La transition est totalement effectuée au bout de 3 mm. La jonction de la couche interne avec la couche intermédiaire est représentée figure IV.35.

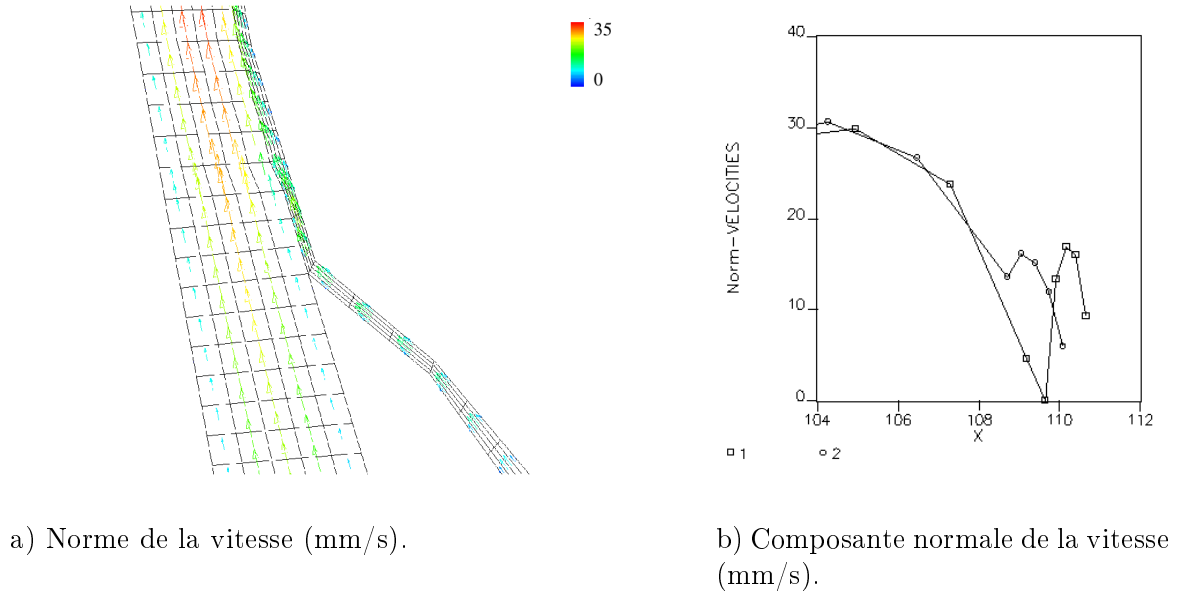


FIG. IV.34 – Vitesse au niveau de l'interface lorsque la couche externe rencontre la couche intermédiaire. Le plan 2 est situé 2 mm après le plan 1.

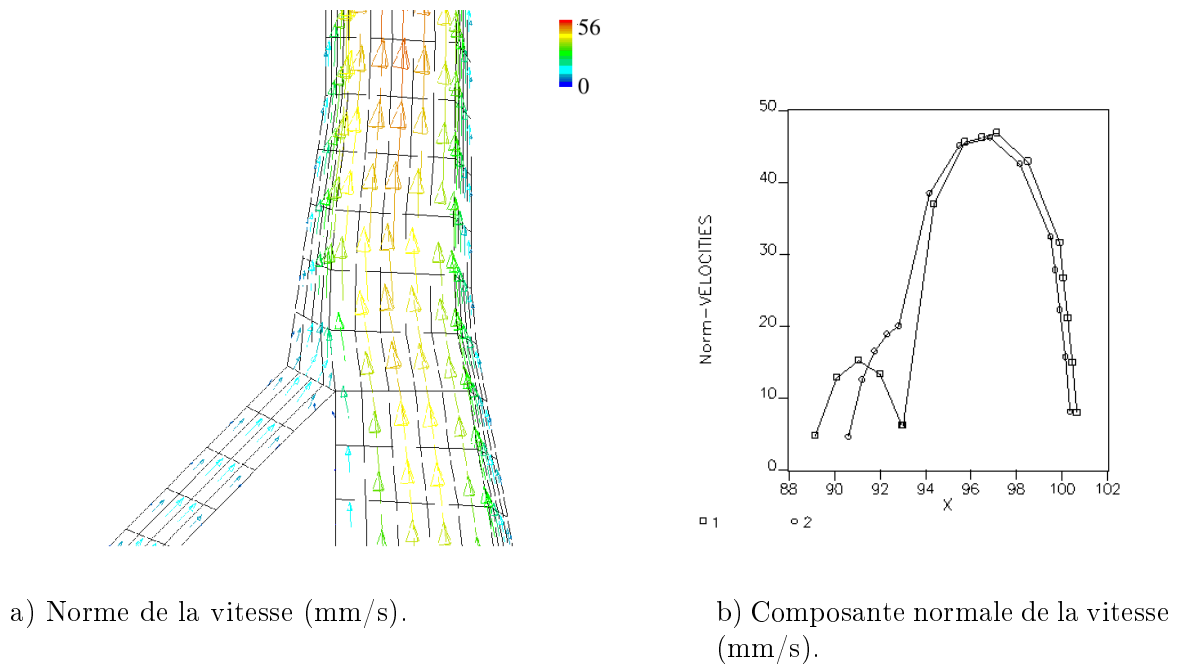


FIG. IV.35 – Vitesse au niveau de l'interface lorsque la couche interne rencontre la couche intermédiaire. Le plan 2 est situé 2 mm après le plan 1.

IV.5.4 Analyse thermique

La température de la matière joue un rôle primordial sur la capacité des flux à se ressouder. En effet, si la température est trop faible, la matière est visqueuse et s'enchevêtre difficilement. Au contraire, lorsque la température est trop élevée, la matière risque de se dégrader. Notons aussi que, lorsque les deux flux de matière se rencontrent, leur température doit être identique pour assurer un bon mélange. La température de l'outillage doit donc être la plus homogène possible. Pour ces raisons, deux points sont à approfondir :

- en supposant un écoulement non isotherme du polymère, nous analyserons si la géométrie actuelle génère un auto-échauffement de la matière ;
- nous vérifierons l'homogénéité de la température de l'outillage.

IV.5.4.1 Analyse thermique de l'écoulement autour de l'ailette

Cette étude a porté sur la couche intermédiaire en supposant un écoulement non isotherme de la matière. Dans ce cas, la viscosité de la matière dépend du taux de cisaillement, mais aussi de la température. Une loi de Cross Arrhénius a donc été choisie.

Loi de comportement

La loi de comportement choisie est une loi de Cross, dont les coefficients identifiés précédemment sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} \eta_0 = 6700 \text{ Pa.s} \\ \lambda = 0.045 \text{ s}^{-1} \\ n = 0.1 \end{array} \right.$$

Les paramètres de la loi d'Arrhénius sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} E_a = 50000 \text{ J/mole} \\ T_\alpha = 185^\circ \text{C} \end{array} \right.$$

La masse volumique est de 1250 kg/m^3 , la capacité thermique du PVC est de 1800 J/kg.C . La conductivité thermique est égale à $0,2 \text{ W/m.C}$.

Conditions limites

Un débit de $40400 \text{ mm}^3/\text{s}$ est imposé en entrée d'écoulement. Des conditions d'adhérence sont imposées entre la matière et l'outillage. Une température d'entrée d'écoulement de 185°C est imposée. La température des parois de l'outillage est également prise égale à 185°C .

Résultats

La figure IV.36 montre l'évolution de la température le long de l'écoulement. En entrée d'écoulement, au niveau des parois et le long des ailettes, la température est de 185°C conformément aux conditions limites imposées. L'échauffement de la matière le long de l'écoulement est très

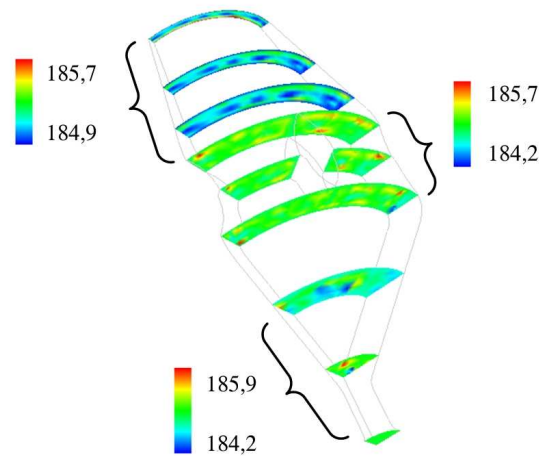


FIG. IV.36 – Température (°C).

faible et ne dépasse pas 1 ° C. En conséquence, la nouvelle géométrie d'ailette ne perturbe pas l'écoulement et ne génère pas d'autoéchauffement de la matière.

Analysons maintenant l'influence de la température sur les grandeurs dépendantes. Dans cette partie de l'écoulement, prendre en compte la température ne modifie pas de façon significative ces grandeurs. Comparons la vitesse maximale dans le cas isotherme (voir figure IV.20) et dans le cas non isotherme (voir figure IV.37). En entrée d'écoulement, la vitesse ne varie pas et est égale à environ 104 mm/s. En sortie d'écoulement, la vitesse maximale au centre de la veine fluide est égale à 29,7 mm/s dans le cas isotherme contre 27,6 mm/s dans le cas non isotherme. Des écarts aussi minimes se retrouvent lorsque le taux de cisaillement et la pression sont comparés (voir figure IV.38 et IV.40). Les écarts sont plus marqués au niveau de la viscosité. En prenant en compte le taux de cisaillement et la température, la viscosité est plus faible dans le cas non isotherme que dans le cas isotherme. Par exemple, en entrée d'écoulement, la viscosité maximale est de 5659 Pa.s dans le cas non isotherme (voir figure IV.39) contre 6675 Pa.s dans le cas isotherme (voir figure IV.22).

IV.5.4.2 Analyse thermique de l'outillage

La dernière partie de cette étude est consacrée à une analyse thermique de l'outillage. La matière de l'outillage est de l'acier. La modélisation et la résolution de ce problème ont été réalisées avec le logiciel Pro-Mechanica, outil de dimensionnement intégré au logiciel de CAO Pro-Engineer.

Conditions limites

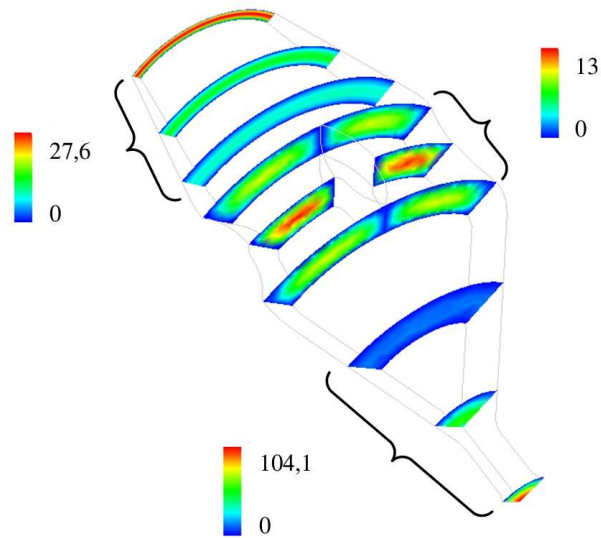
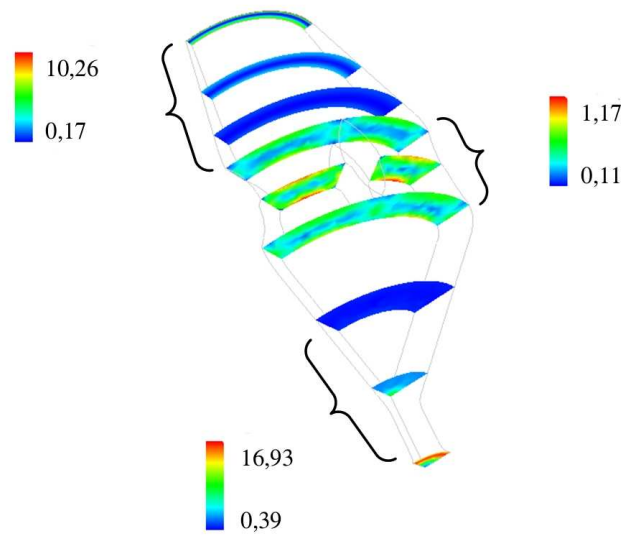


FIG. IV.37 – Vitesse lorsque l'écoulement est supposé non isotherme (mm/s).

FIG. IV.38 – Taux de cisaillement lorsque l'écoulement est supposé non isotherme (s^{-1}).

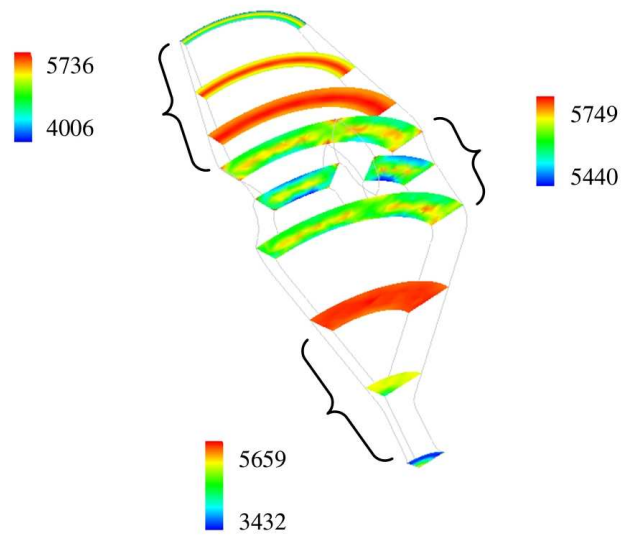


FIG. IV.39 – Viscosité lorsque l'écoulement est supposé non isotherme (Pa.s).

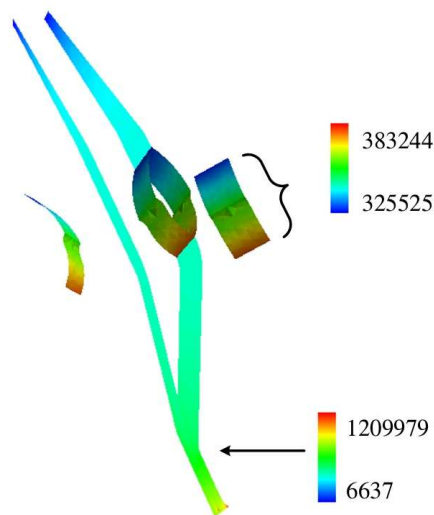


FIG. IV.40 – Pression lorsque l'écoulement est supposé non isotherme (Pa).

À partir des températures de consigne imposées en production sur différentes zones de la tête d'extrusion, nous avons étudié la répartition des températures. Des colliers chauffants régulent différentes zones de la tête d'extrusion entre 170 à 180 °C. Trois cartouches chauffantes régulées à 170 ° sont introduites dans la tête (voir figure IV.41). L'interface entre l'air et la tête est modélisée par un coefficient de convection h de 12 W/m².C. L'interface entre le polymère et l'outillage est réglée à 180 °.

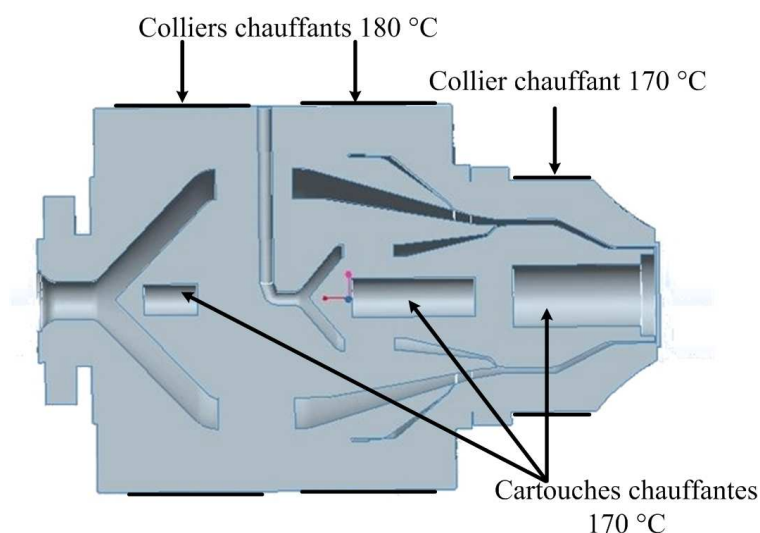


FIG. IV.41 – Conditions aux limites.

Résultats

La figure IV.42 nous montre que la répartition en température n'est pas homogène en sortie de tête d'extrusion. Dans cette zone, le volume disponible pour que la matière s'écoule diminue. La matière est donc fortement cisailée et risque de s'échauffer. La régulation de la température dans cette zone est donc particulièrement sensible. Au centre de l'outillage, la température semble plus homogène. Pour compléter cette étude, il serait intéressant de coupler les calculs de l'écoulement du polymère non isotherme avec ceux de la thermique de l'outillage. Dans ce cas, la température entre le polymère et le métal ne sera plus fixe.

IV.6 Conclusion

Les essais expérimentaux présentés dans le précédent chapitre ont mis en évidence l'influence des surfaces de recollement sur la fragilité des tubes. La matière, en entrant dans la tête d'extrusion, rencontre des obstacles : les ailettes. Le polymère s'écoule autour de l'ailette et se ressoude ensuite. Si les molécules ne s'enchevêtrent pas correctement, il se crée une surface de recollement, dommageable à la structure. L'analyse menée sous PolyFlow nous a permis d'observer l'écoulement de la matière autour de ces ailettes. Pour limiter ces problèmes, une nouvelle géométrie d'ailette a été proposée. Pour compléter cette étude, une analyse de l'écoulement des trois couches de matière a été réalisée. Cette analyse nous a montré que la zone d'écoulement la

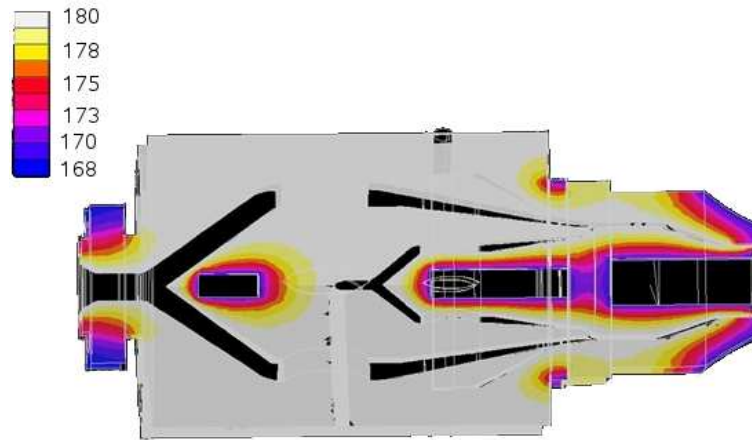


FIG. IV.42 – Répartition de la température dans la tête d'extrusion.

plus sensible se situe en sortie de tête d'extrusion. Dans cette zone, les pertes de charge et les vitesses sont les plus importantes. La matière est donc fortement cisailée, sa température est susceptible d'augmenter, favorisant les mécanismes d'enchevêtrement moléculaire, mais aussi les phénomènes de dégradation thermique de la matière.

Conclusion

La conception des réseaux d'assainissement et notamment les canalisations a subi de nombreuses évolutions ces dernières années. Initialement en fonte, les canalisations en polychlorure de vinyle se développent, car elles concilient résistance mécanique et légèreté. Ces tubes sont constitués de trois couches : une couche de PVC alvéolaire comprise entre deux couches de PVC compact. Les tubes doivent répondre à un ensemble de normes (génériques, produits) fixées par la France et l'Europe. Ces normes imposent des propriétés de résistance en traction, en rigidité et aux chocs. L'essai le plus dommageable pour les tubes est l'essai de résistance aux chocs. Le déroulement de l'essai est le suivant : un échantillon de tube de 200 mm de longueur est conditionné à 0 ° C puis placé horizontalement sur un support en vé. Un percuteur de masse fixée est lancé d'une hauteur prédéterminée. Le choc se répète sur plusieurs génératrices d'un tube. Sous le point d'impact, à l'intérieur du tube, un phénomène de blanchiment est observé. Dans les cas les plus sévères, une fissure se crée, le tube se rompt. Du fait des difficultés à maîtriser l'essai de choc, l'entreprise REHAU a décidé d'engager des travaux visant à mieux comprendre les phénomènes qui conduisent à l'endommagement des tubes lors de chocs. L'objectif est de pouvoir intervenir de manière plus pertinente sur une problématique existante, voire de reconsidérer la structure actuelle des tubes ou le procédé de fabrication : l'extrusion.

Pour mener à bien cette étude, deux axes de recherches ont été développés. Le premier axe porte sur une étude théorique des chocs. En étudiant les phénomènes mécaniques qui se produisent au sein de la structure, l'objectif est d'identifier les paramètres produit (épaisseur, densité ...) dégradant la résistance aux chocs. Il existe de nombreuses études portant sur des structures planes ou circulaires, de type sandwich comportant ou non du PVC. Ces études montrent que plusieurs paramètres produit liés à la matière, comme l'épaisseur des différentes couches, les caractéristiques de la couche intermédiaire (densité, type d'alvéoles), la qualité des interfaces entre les couches influencent les propriétés produit notamment la résistance aux chocs. Toutefois, il n'existe pas d'étude se rapprochant du cas REHAU prenant en compte les spécificités de la structure, soit une structure sandwich circulaire creuse comportant une couche de PVC alvéolaire entre deux couches de PVC compact. Dans ces conditions, il n'est pas évident d'identifier les liens critiques entre la structure et sa résistance aux chocs. La difficulté à identifier ces liens est accentuée par le procédé de fabrication : l'extrusion. Ce procédé induit de nombreuses implications entre le comportement mécanique des tubes, la matière utilisée et les conditions de fabrication. De ce fait, un deuxième axe de recherche a été développé. L'influence des paramètres produit liés à la matière et des paramètres process sur les propriétés de la structure a été analysée. Les paramètres process sont liés à la machine d'extrusion et à l'outillage. Ils peuvent être variables (température, débit, vitesse) ou fixes (imposés par le choix des technologies). Les paramètres produit ne se limitent pas au produit fini, mais concernent également les caractéristiques du tube tout au long de son processus de fabrication. La composition de la formulation du PVC, les

caractéristiques rhéologiques du PVC à l'état fondu sont donc des paramètres produit. L'étude de ces liens met en évidence trois paramètres produit ou process influençant la résistance aux chocs : la gélification de la matière, la géométrie de la tête d'extrusion et l'unité de calibrage - refroidissement. Il existe des liens directs entre la gélification de la matière et la résistance aux chocs de tubes en PVC compact. La résistance au choc est maximisée lorsque le degré de gélification de la matière atteint 70 %. En plus d'influencer directement la résistance aux chocs, le degré de gélification influence le processus de moussage du PVC donc les propriétés finales de la couche intermédiaire. Suivant la densité de la couche intermédiaire, le type d'alvéoles (ouvertes ou fermées), leurs dimensions, la résistance aux chocs fluctue. Le deuxième paramètre identifié est la géométrie de la tête d'extrusion. Les tubes sont produits avec une tête d'extrusion conventionnelle comportant des plaques à ailettes pour soutenir le noyau de l'outillage. Au contact des ailettes, la matière se sépare et se ressoude ensuite, créant des lignes de recollement néfastes à la tenue aux chocs des tubes. Le dernier paramètre est l'unité de calibrage - refroidissement qui est responsable du refroidissement hétérogène de la structure. Le refroidissement est effectué par l'extérieur, il n'est donc pas homogène entre l'extérieur et l'intérieur du tube. Il se crée alors des précontraintes de traction à l'intérieur du tube et de compression à l'extérieur du tube. Les précontraintes de traction réduisent la résistance aux chocs des structures.

Plusieurs paramètres ont été identifiés comme influençant la résistance aux chocs. Pour déterminer le paramètre ayant la plus forte incidence sur la ténacité des tubes, des essais expérimentaux de résistance aux chocs ont été menés. Une machine d'essais de chocs par poids tombant a été instrumentée. Un percuteur mobile est lancé d'une hauteur prédéterminée par la norme, vient impacter un percuteur intermédiaire dans lequel est fixé un accéléromètre. Ce percuteur est posé sur le tube et transmet le mouvement du percuteur mobile au tube. Le signal issu de l'accéléromètre est mesuré puis filtré. Seule la phase du signal correspondant à la compression du percuteur intermédiaire sur le tube est analysée afin d'être certain que l'accélération mesurée correspond bien à celle du tube sous le point d'impact. Pour juger de la sévérité des chocs, un critère a été choisi. Ce critère classe les chocs en fonction de la variation maximale de vitesse et d'accélération. Plus ces variations sont importantes et plus les chocs sont considérés comme sévères. Plusieurs campagnes d'essais ont été menées. L'une des campagnes d'essai a consisté à répéter les chocs plusieurs fois au niveau d'un même point d'impact, en dehors des lignes de recollement. Visuellement, aucun endommagement n'est observé. Graphiquement, répéter les chocs ne crée pas de variations de vitesse et d'accélération plus importantes sur la structure. Rappelons que ces essais ont été réalisés dans le but d'identifier les paramètres cruciaux influençant la résistance aux chocs. Même si le degré de gélification de la matière et le niveau de contraintes internes ne sont pas optimaux, ils ne dégradent pas de manière notable la résistance aux chocs. D'autres essais ont été réalisés en impactant les tubes au niveau des lignes de recollement. Ces essais ont mené systématiquement à la rupture du tube. Graphiquement ces essais se caractérisent par une variation maximale de vitesse et d'accélération plus importante. Ainsi, les surfaces de recollement ont été identifiées comme étant la principale cause de fragilité des tubes lors d'un test de chocs.

Les surfaces de recollement sont créées par l'outillage. La matière en s'écoulant dans la tête d'extrusion est perturbée par des plaques à ailettes. Le polymère se sépare autour de l'obstacle et se ressoude en aval, créant ainsi une surface de recollement. Seul l'écoulement de la couche externe n'est pas perturbé par la présence d'aillettes. Pour limiter l'influence des lignes de recollement sur la résistance aux chocs, une étude de l'écoulement de la matière dans la tête d'extrusion a été menée à l'aide du logiciel PolyFlow. PolyFlow est un code de calcul par éléments finis dédié aux

écoulements de fluides rhéologiquement complexes. L'écoulement de la matière dans la couche intermédiaire a été modélisé. Le domaine d'étude a été réduit pour des raisons de symétrie, et seul un quart du domaine a été étudié. Une loi de comportement de type rhéofluidifiant (Cross) a été choisie. Les coefficients de cette loi ont été identifiés à l'aide de mesures sur un rhéomètre capillaire. Un débit d'entrée de $40400 \text{ mm}^3/\text{s}$ par seconde a été imposé. Des conditions de non-glissement ont été définies au niveau de la paroi. Pour améliorer la qualité des surfaces de recollement, une nouvelle géométrie d'aillette a été étudiée. Des critères pour juger de la qualité des lignes de recollement ont été étudiés comme la vitesse entre les ailettes et le taux de cisaillement autour de celles-ci. Dans un plan perpendiculaire à l'écoulement, la vitesse maximale du polymère entre les ailettes est plus élevée pour la nouvelle géométrie. Dans ce cas, la soudure des fronts de matière est favorisée. Le taux de cisaillement maximal observé autour de l'aillette modifiée est plus important, ce qui facilite également la soudure des fronts de matière. Cette géométrie d'aillette devrait favoriser le recollement des fronts de matière.

Plusieurs paramètres sont susceptibles de dégrader la résistance aux chocs : une structure non homogène, un degré de gélification inadapté, la présence de surfaces de recollement et de contraintes internes dans la structure. Les tests expérimentaux de résistance au choc ont permis de mettre en évidence le facteur le plus influent : les surfaces de recollement. Pour limiter l'influence de ces surfaces sur la résistance au choc, l'écoulement de la couche intermédiaire en PVC moussé a été étudié. Une géométrie d'aillette différente a été proposée pour améliorer la qualité des surfaces de recollement.

Plusieurs perspectives de recherche peuvent être développées. Une machine d'essais de chocs a été instrumentée. Cette machine est fonctionnelle, de nouvelles campagnes d'essais sont à mener pour compléter l'étude actuelle. Nous souhaitons notamment corrélérer plus finement la structure du sandwich à son comportement. De plus, nous voulons optimiser le critère de sévérité utilisé et tester d'autres critères, par exemple le HIC (Head Injury Criteria), employé en biomécanique. Concernant la modélisation de l'écoulement de la matière dans la tête d'extrusion, les calculs ont été réalisés jusqu'à présent sur la couche intermédiaire en supposant l'écoulement isotherme. Pour compléter l'étude, ces mêmes calculs sont à répéter en non isotherme sur la couche interne. Afin de juger de la qualité des surfaces de recollement, plusieurs critères ont été employés comme la pression, le taux de cisaillement ou la vitesse. D'autres critères de qualité de ces lignes ont été développés dans le cas de l'extrusion aluminium. Nous exploiterons ces critères et vérifierons si ils sont compatibles au cas de l'extrusion de polymère. Suite à l'étude réalisée sous PolyFlow, une nouvelle géométrie d'aillette a été proposée. Il faut donc à présent valider expérimentalement cette géométrie. Pour cela, une nouvelle plaque à ailettes doit donc être usinée. La résistance aux chocs de tubes produits sur les lignes d'extrusion REHAU à partir de ce nouvel outillage doit être testée.

Annexe A

Choc élastique inélastique

Soit un choc entre deux solides, le percuteur S_1 de masse M_1 et de vitesse V_1 et le tube S_2 de masse M_2 et de vitesse V_2 (cf figure A.1). Les deux solides échangent leur quantité de mouvement soit d'après l'équation A.1 :

$$M_1 V_1 + M_2 V_2 = M_1 V'_1 + M_2 V'_2 \quad (\text{A.1})$$

L'indice $'$ est associé aux masses, vitesses après choc. Dans le cas général, l'équation de conservation de la masse présente deux inconnues V'_1 et V'_2 . L'indétermination de cette équation est levée grâce à la l'hypothèse de Newton :

$$V'_1 - V'_2 = e(V_1 - V_2) \quad (\text{A.2})$$

Deux valeurs particulières du coefficient de restitution e sont à noter :

- les chocs parfaitement mous correspondent à $e = 0$, les deux solides fusionnent pour n'en former qu'un ;
- les chocs parfaitement élastiques lorsque $e = 1$.

Les différents cas sont représentés figure A.1.

Dans le cas des chocs par poids tombants, un percuteur de masse M_1 est lancé d'une hauteur H_1 . Au moment du choc, il atteint une vitesse donnée par l'équation :

$$V_1 = \sqrt{2gH_1} \quad (\text{A.3})$$

Le tube impacté de masse M_2 est posé sur le support en vé. Sa vitesse avant le choc, V_2 , est nulle. D'après une simple observation visuelle, le tube rebondit peu, la vitesse V'_2 est supposée nulle. L'équation A.2 devient donc :

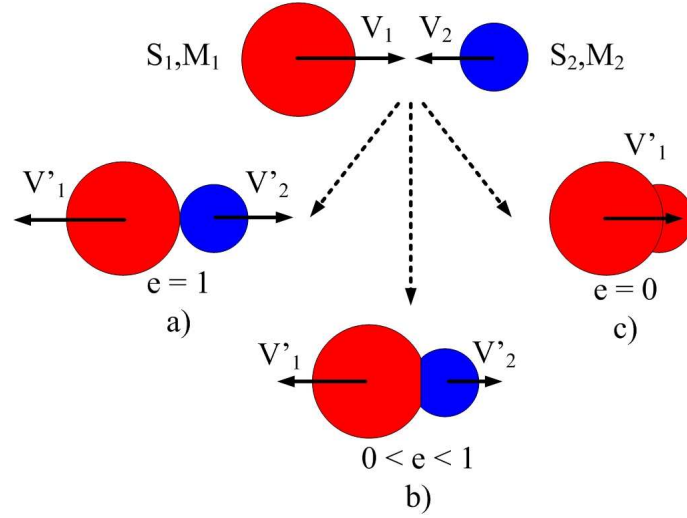


FIG. A.1 – Choc entre deux solides : cas a) élastique, cas b) choc inélastique, cas c) choc mou)

$$V'_1 = -eV_1 \quad (\text{A.4})$$

V_1 et V'_1 sont la vitesse du percuteur avant et après impact. Elles sont liées par le coefficient de restitution. Exprimé en terme de hauteur, avec H_1' hauteur de rebond, cette expression devient :

$$e^2 = \frac{H_1}{H'_1} \quad (\text{A.5})$$

En supposant le percuteur infiniment rigide, l'énergie cinétique initiale (E_c) du percuteur est transférée d'une part à la structure pour la déformer (E_s), et d'autre part au percuteur pour lui permettre de rebondir (E_p), soit :

$$E_c = E_s + E_p \quad (\text{A.6})$$

Connaissant la vitesse du percuteur avant et après impact V_1 et V'_1 , l'énergie absorbée par la structure s'écrit :

$$E_s = \frac{1}{2}M_1(V_1^2 - V'^2_1) \quad (\text{A.7})$$

En introduisant le coefficient de restitution défini dans l'équation I.1, l'énergie transférée à la structure s'écrit en fonction de l'énergie cinétique initiale :

$$E_s = E_c(1 - e^2) \quad (\text{A.8})$$

Annexe B

Propagation des ondes de compression

Considérons un élément de volume (cf figure B.1).

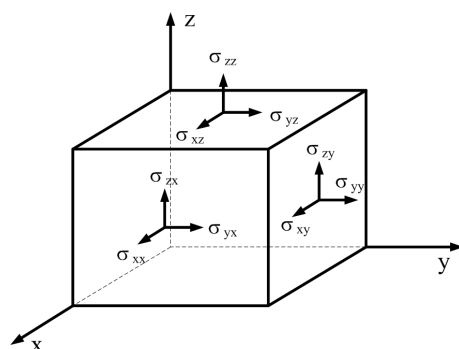


FIG. B.1 – Élément de volume

Le bilan des contraintes s'exerçant sur un élément de volume permet d'obtenir l'équation de propagation d'une onde élastique dans un milieu continu. Dans le cas d'un milieu isotrope et répondant à la loi de Hooke, le tenseur des contraintes $\bar{\sigma}$ et le tenseur des déformations $\bar{\epsilon}$ sont liés par la relation suivante :

$$\bar{\sigma} = \lambda \text{trace}(\bar{\epsilon}) \bar{\mathbf{I}} + 2 \mu \bar{\epsilon} \quad (\text{B.1})$$

où λ représente le coefficient de Lamé et μ le module de cisaillement.

Soit le déplacement \vec{U} d'une onde possédant trois composantes (U_x, U_y, U_z) , l'application du principe fondamental de la dynamique à un élément de volume donne :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} = \rho \frac{\partial^2 U_x}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} = \rho \frac{\partial^2 U_y}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = \rho \frac{\partial^2 U_z}{\partial t^2} \end{array} \right. \quad (\text{B.2})$$

En appliquant la loi de Hooke et en supposant que les ondes se propagent uniquement suivant l'axe x et ne génèrent des vibrations que dans les directions x et y , il est alors possible d'établir les équations de propagation des ondes longitudinales U_x et transversales U_y :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial^2 U_x}{\partial x^2} = \frac{\rho}{2\mu + \lambda} \frac{\partial^2 U_x}{\partial t^2} \\ \frac{\partial^2 U_y}{\partial x^2} = \frac{\rho}{\mu} \frac{\partial^2 U_y}{\partial t^2} \end{array} \right. \quad (\text{B.3})$$

La solution de ces équations peut se mettre sous la forme :

$$U(i, t) = k_i \sin \left(2\pi f \left(t - \frac{x}{V} \right) \right) \quad (\text{B.4})$$

avec k_i une constante, f la fréquence de l'onde et V sa vitesse de propagation. La vitesse de propagation d'une onde est fonction de la fréquence ainsi que de la longueur d'onde Λ , soit :

$$V = \Lambda f \quad (\text{B.5})$$

En dérivant l'équation B.4 deux fois par rapport à x puis à t et en intégrant ces équations aux relations B.3, les vitesses de propagation longitudinale V_L et transversale V_T s'écrivent :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_L = \sqrt{\frac{2\mu + \lambda}{\rho}} \\ V_T = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \end{array} \right. \quad (\text{B.6})$$

où

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu = \frac{E}{2(1 - \nu)} \\ \lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \end{array} \right. \quad (\text{B.7})$$

En tenant compte des expressions B.7, les vitesses de propagation longitudinale V_L et transversale V_T se mettent sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_L = \sqrt{\frac{1}{\rho} \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \\ V_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1-\nu)}} \end{array} \right. \quad (\text{B.8})$$

Annexe C

Légende

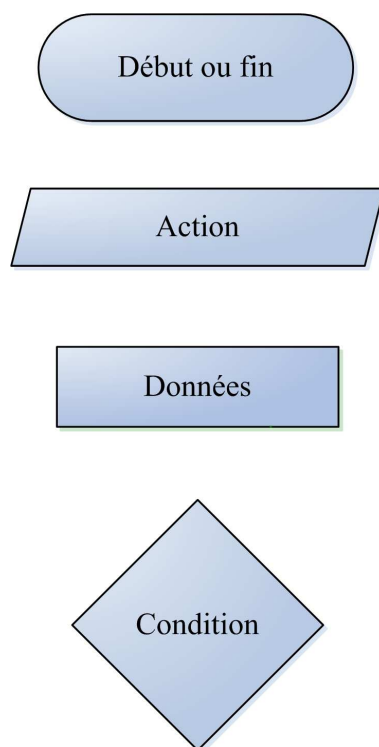


FIG. C.1 – Légende des graphiques

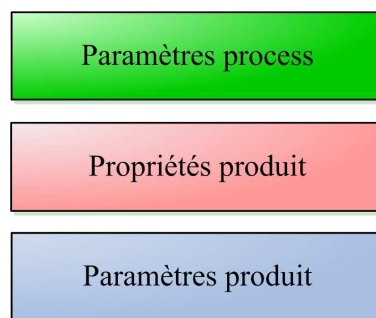


FIG. C.2 – Code couleur

Annexe D

Facteur d'intensité de contraintes

Trois modes de propagation de fissures sont existents (voir figure D.1) :

- Le mode I (ouverture) ;
- Le mode II (cisaillement dans le plan de la fissure ou glissement parallèle) ;
- Le mode III (Cisaillement hors du plan ou glissement perpendiculaire).

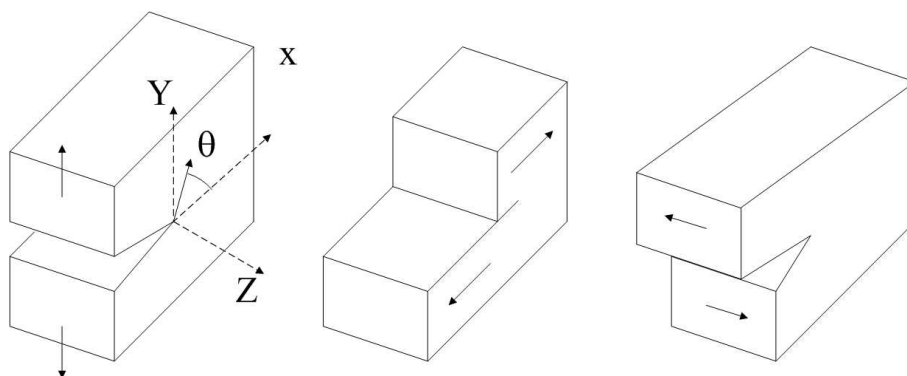


FIG. D.1 – Modes d'ouverture de fissures

L'étude de l'endommagement des matériaux peut se faire soit en mécanique linéaire de la rupture, soit en mécanique non linéaire. Nous n'aborderons ici que le cas de la mécanique linéaire. Deux critères sont utilisés pour caractériser la ténacité d'un matériau : le facteur d'intensité des contraintes critique K_{Ic} et le taux critique de restitution d'énergie G_{Ic} .

D.1 Facteur d'intensité des contraintes

Soit un matériau linéaire et élastique sollicité dans une direction perpendiculaire à la direction de la fissure. Irwin [102] a montré que l'état de contraintes en pointe de fissure se calcule en coordonnées polaires par la relation :

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (\text{D.1})$$

Le sommet de la fissure est pris comme origine des coordonnées polaires. r est la distance par rapport à la pointe de la fissure, K_I est le facteur d'intensité de contrainte. Les facteurs d'intensité des contraintes s'expriment différemment suivant le mode d'ouverture et sont notés K_I , K_{II} et K_{III} .

Le champ des déplacements s'exprime par la relation :

$$u_i = K_I \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_i(\theta) \quad (\text{D.2})$$

D'après l'équation D.1, les composantes de l'état local des contraintes sont définies uniquement par le facteur d'intensité de contraintes. Ce facteur est donc un critère pour caractériser la ténacité d'un matériau.

De manière générale, le facteur d'intensité des contraintes K_I peut se mettre sous la forme :

$$K_I = \alpha \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{D.3})$$

α est un facteur géométrique qui prend en compte l'influence des frontières libres de la structure. a est la demi-longueur de la fissure.

La rupture se propage en pointe de fissure lorsque le facteur d'intensité des contraintes est supérieur à une valeur limite K_{Ic} (voir équation D.4).

$$K_I > K_{Ic} \quad (\text{D.4})$$

D.2 Taux de restitution critique d'énergie

Le facteur d'intensité des contraintes n'est pas le seul critère pour caractériser la ténacité du matériau. Un deuxième critère nommé taux d'énergie G_{Ic} est couramment utilisé.

Griffith [49] a montré que l'énergie élastique G_I libérée par l'extension d'une fissure est consommée par la création de nouvelles surfaces. Il est ainsi possible de prédire quand une fissure devient instable et se propage.

Soit une fissure plane de longueur a , perpendiculaire à la direction de contrainte σ_0 . La création d'une fissure dans une plaque entraîne une diminution de l'énergie élastique ΔW donnée par la relation :

$$\Delta W = \frac{\pi a^2 \sigma_0^2}{E} \quad (\text{D.5})$$

Le taux d'énergie G_I et l'énergie élastique sont liés par la relation :

$$\frac{d\Delta W}{da} = G_I = \frac{2\pi\nu a\sigma_0^2}{E} \quad (\text{D.6})$$

D'autre part, l'énergie liée à la création des surfaces de la fissure est donnée par :

$$\Delta U = 4a\gamma \quad (\text{D.7})$$

γ est l'énergie de surface. En dérivant cette équation par rapport à a , on obtient :

$$\frac{d\Delta U}{da} = R = 4\gamma \quad (\text{D.8})$$

Au final, la propagation de la fissure n'est possible que si l'énergie du système diminue, c'est à dire si :

$$\frac{d}{da}(\Delta W - \Delta U) \geq 0 \quad (\text{D.9})$$

c'est à dire,

$$G_I = 4\gamma \quad (\text{D.10})$$

G_I caractérise le taux d'énergie libéré par propagation d'une fissure. Un matériau fragile peut donc être dans deux états :

- un état stable : $G_I < 4\gamma$;
- un état instable : $G_I = 4\gamma$.

La valeur critique $G_I = 4\gamma$ est désignée par taux critique de restitution d'énergie G_{Ic} . Lorsque que G_{Ic} est élevé, il est difficile de propager une fissure.

D'après l'équation D.6, G_I dépend de l'état de contrainte σ_0 mais aussi de la longueur de la fissure. Toutefois, même en l'absence d'entailles, des ruptures fragiles peuvent se produire. Des défauts de la structure peuvent créer des concentrations de contraintes qui amorcent la rupture lors de sollicitations. Ces défauts sont directement liés à la matière utilisée, à la structure du tube donc au procédé de fabrication. Dans cette optique, nous étudierons l'influence des paramètres produits et des paramètres process sur la ténacité.

Indépendamment du mode d'ouverture des lèvres d'une fissure, le facteur d'intensité des contraintes K_c est relié au facteur G_c par les relations :

- $G = \frac{K^2}{E}(1 - \nu^2)$ en déformations planes ;
- $G = \frac{K^2}{E}$ en contraintes planes.

Annexe E

Fiches techniques des capteurs

Entran®

CERTIFICAT DE CALIBRATION

Client :

N° de cde :

Entran OF : 31806

VEUILLEZ LIRE ATTENTIVEMENT AVANT LA MISE SOUS TENSION

Modèle : EGCS-D0-500-/V10/L4M

Axe :

N° série : T04663

Type : ACCELEROMETRE

Etendue de mesure : 500 g

Surcharge : 10000 g

T. compensation : 20 à 80 °C

T. utilisation : -40 à 120 °C

Spécifications :

Autres caractéristiques suivant : EGCS001P-PC

RESULTAT DE CALIBRATION

Non linéarité : \pm Hystérésis : \pm CNL+H : \pm 1.00 %FSO
 Dérive de zéro : \pm 2.00 mV/50°C Variation de sensibilité : \pm 2.50 %/50°C
 Déséquilibre initial : \pm 15 mV
 T. de référence : 22 °C Non répétabilité : \pm KO Entre les bornes :
 Crou de cal. : Résistance : Avec une Alim.nom. : 10.0 V Alim.maxi. : 12.0 V
 Sensibilité : 0.365 mV/g Coefficient d'amortissement : 0.68
 Fréq. propre : 3100 Hz Impédance de sortie : 967 Ω
 Impédance d'entrée : 1590 Ω
 Mat. de calibration : MB2
 Commentaires : COMPATIBILITE ELECTROMAGNETIQUE, ENVIRONNEMENT RESIDENTIEL
 COMMERCIAL ET INDUSTRIE LEGERE.

CONNECTIQUE

Connecteur : Distance capteur-module : Longueur totale : 4 m
 +Alim. : Rouge +Mes. : Vert Tension de mode commun :
 -Alim. : Noir -Mes. : Blanc V entre -Mes et -Alim =

Les valeurs sont celles de la spécification: les valeurs mesurées n'excèdent pas les valeurs spécifiées.
 Valeur typique.

Ce capteur a été calibré par rapport à un étalon de travail validé à la chaîne d'étalonnage nationale.
 Les caractéristiques ci - dessus doivent être interprétées selon le lexique Entran, chapitre D des catalogues.

Contrôle :

Date contrôle : 24/06/05

DOGE180

Entran Devices, Inc
FAIRFIELD, NJ 07004 - USA
2077-7227-1002

Entran European Headquarters
F-73340 LES CLAYES-SOUS-BOIS
33 (0) 1 30 79 03 00

Entran Limited
WATFORD - WEL7 H Q - England
44 (0) 1927 - 823 999

Entran Sensors GmbH
D-6700 LUDWIGSHAFEN
49 (0) 621 - 6515-0

FIG. E.2 – Fiche d'étalonnage pour le capteur de 500 G

Entran

CERTIFICAT DE CALIBRATION

COPIE

Client :

N° de cde :

Entran OF : 33386

VEUILLEZ LIRE ATTENTIVEMENT AVANT LA MISE SOUS TENSION

Modèle : EGCS-A2-1000

Axe :

N° série

: Y04216

Type : ACCELEROMETRE

Etendue de mesure : 1000 g

Surcharge : 10000 g

T. compensation : 20 à 80 °C

T. utilisation : -40 à 120 °C

Spécifications :

Autres caractéristiques suivant : EGCS001F-PC

RESULTAT DE CALIBRATION

¹Non linéarité : \pm ¹Hystérésis : \pm ¹CNL+H : \pm 1.00 %FSO
¹Dérive de zéro : \pm 50.00 mV/50°C ²Variation de sensibilité : \pm 2.50 %/50°C
²Déséquilibre initial : \pm 250 mV
¹T. de référence : 22 °C ²Non répétabilité : \pm
 Cran de cal. : Résistance : K Ω Entre les bornes :
 Sensibilité : 5.038 mV/g Avec une Alim.nom. : \pm 15 V Alim.maxi. : \pm 18 V
 Fréq. propre : Coefficient d'amortissement :
 Consommation : <15 mA Impédance de sortie : 1 Ω
 Mat. de calibration : M65
 Commentaires :

CONNECTIQUE

Connecteur : Distance capteur-module : Longueur totale :
 +Alim. : Rouge +Mes. : Vert Tension de mode commun :
 -Alim. : Noir -Mes. : Blanc V entre -Mes et -Alim =

¹Les valeurs sont celles de la spécification; les valeurs mesurées n'excèdent pas les valeurs spécifiées.²Valeur typique.

Ce capteur a été calibré par rapport à un étalon de travail relié à la chaîne d'étalonnage nationale.

Les caractéristiques ci-dessus doivent être interprétées selon le lexique Entran, chapitre D des catalogues.

Contrôle :

Date contrôle : 03/03/06

EG00180

Entran Devices, Inc
 FAIRFIELD, NJ 07004 - USA
 (800) 227-0002

Entran European Headquarters
 F-78340 LES CLAYES-SOUS-BOIS
 33 (0) 1 30 79 33 00

Entran Limited
 WATFORD - WD2 8LJ - England
 44 (0)1523 833 099

Entran Sensoren GmbH
 D-6700 LUDWIGSHAFEN
 49 (0)5241-53515-0

FIG. E.4 – Fiche d'étalonnage pour le capteur de 1000 G

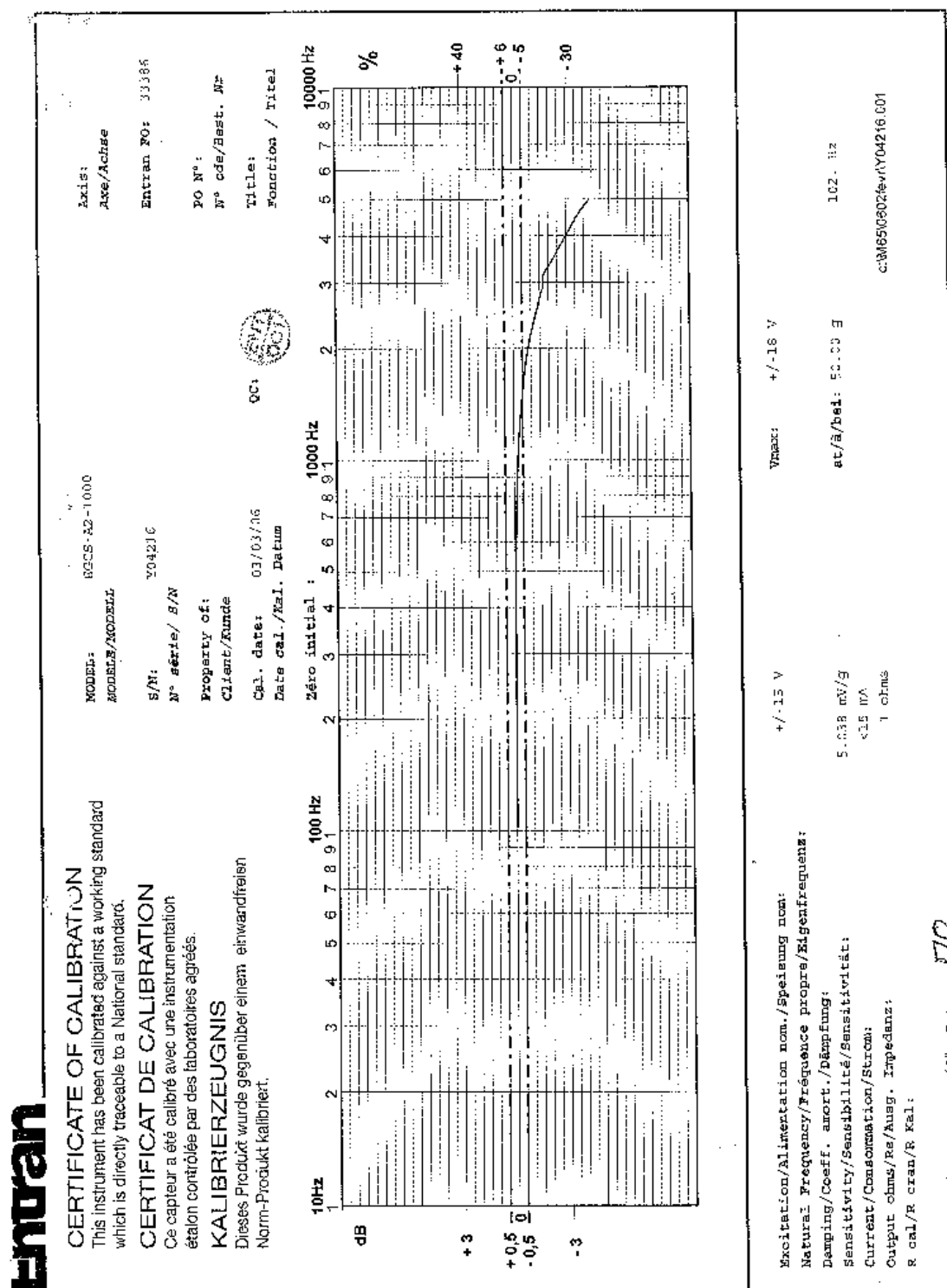


FIG. E.5 – Fiche d'étalonnage pour le capteur de 1000 G

Entran**CERTIFICAT DE CALIBRATION**

Client :

N° de Cde :

Entran OF : 33872

Modèle : EGCS-A2-2500
 Type : Accéléromètre
 Etendue de Mesure : 2500 g
 T. Compensation : 20 à 80°C

Axe : N° série : S04763
 Surcharge : 10000 g
 T. Utilisation : -40 à 120°C

Spécifications :

Autres caractéristiques suivant : EGCS001F-PC

RÉSULTAT DE CALIBRATION

¹ Non linéarité : +/-	¹ Hystérésis : +/-	¹ CNL&H : +/- 1%FSO
¹ Dérive de zéro : +/- 50 mV/50°C		² Variation de sens. : +/- 2.5%/50°C
² Déséquilibre : +/-250 mV		
T. de référence : 22°C		² Non répétabilité : +/-
Cran de cal.	Résistance : k Ω	Entre les bornes :
Sensibilité : 2.040 mV/g	Avec alim nom : +/-15 V	Alim. maxi : +/-18 V
Fréq. propre :		Coef. amortissement :
Imp. d'entrée : < 15 mA		Imp. de sortie : Ω
Mat. de calibration : M65		

Commentaires : COMPATIBILITE ELECTROMAGNETIQUE, ENVIRONNEMENT RESIDENTIEL
 COMMERCIAL ET INDUSTRIE LEGERE

CONNECTIQUE

Connecteur :	Distance capteur - module :	Longueur totale :
+ Alim. : Rouge	+Mes. : Vert	Tension mode commun :
- Alim. : Noire	-Mes. : Blanc	V entre -Mes et -Alim =

¹ Les valeurs sont celles de la spécification; les valeurs mesurées n'excèdent pas les valeurs spécifiées.² Valeur typique

Ce capteur a été calibré par rapport à un étalon de travail relié à la chaîne d'étalonnage nationale.
 Les caractéristiques ci-dessus doivent être interprétées selon le lexique Entran, chapitre D des catalogues.

Contrôle :



Date : 04/05/06

DGG016D_FRA

Entran Devices, Inc
 FAIRFIELD, NJ 07004 - USA
 (973) 227-1302

Entran European Headquarters
 F-78540 LEFS-CLAYES-SOUS-BOIS
 33 (0) 1 30 79 32 00

Entran Limited
 WATFORD - WD2 6LU - England
 44 (01925) - 892 505

Entran Sensoron GmbH
 D-9700 LUDWIGSHAFEN
 49 (082) - 833-6-0

FIG. E.6 – Fiche d'étalonnage pour le capteur de 2500 G

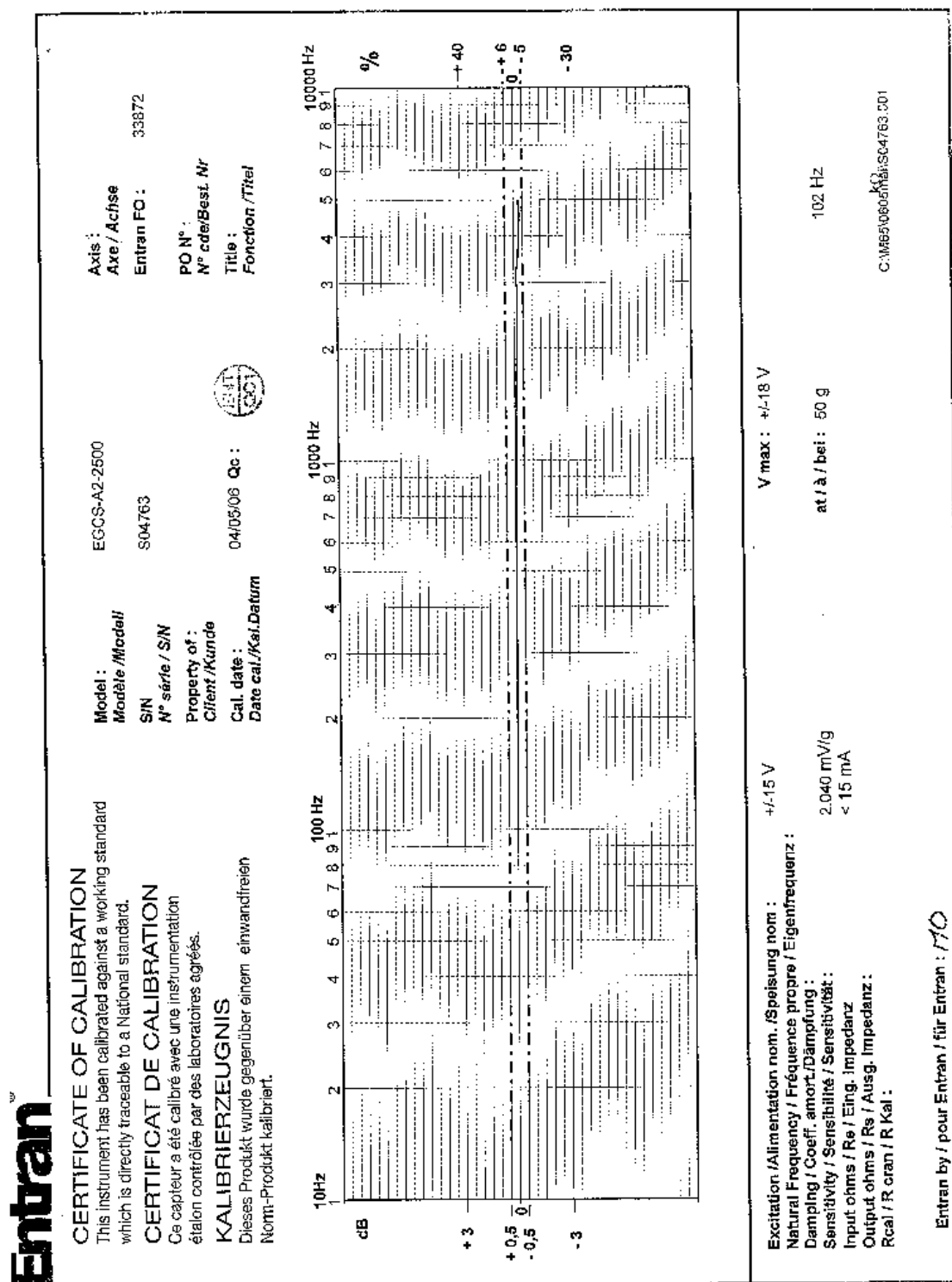
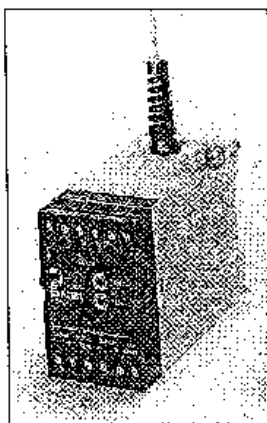


FIG. E.7 – Fiche d'étalonnage pour le capteur de 2500 G

Reference de spécification PSOS00011



1- Mise en service :

- Vérifier le modèle : PS-30-1 ~ 110 V/60Hz
PS 30-2 ~ 220 V/50Hz
- Le PS-30-1 est livré avec une prise US 3 broches .
- Le PS-30-2 doit être câblé avec une prise normalisée pour le pays .
- Brancher au secteur .
- Mettre l'interrupteur en position haute 'H' (voyant rouge allumé) .

2- Réglage de la tension d'alimentation :

Modèle PS-30 ($\pm 1V$ à $\pm 15V$ ajustable)

- Connexer un voltmètre entre les bornes + et - "Alim" .
- Ajuster la tension d'alimentation capteur à la valeur désirée en tournant le potentiomètre "Alim" .
- Vérifier la dissymétrie entre le "0v Com" et le + "Alim" et entre le "0v Com" et le - "Alim" .

3- Raccordement

3.1 Raccordement capteur amplifié :

Capteur	Bornier
+ Alim capteur (rouge)	à la borne + "Alim"
- Alim capteur (noir)	à la borne - "Alim"
+ Mesure capteur (vert)	à la borne + "Signal"
- Mesure capteur (blanc)	à la borne "0v Com"
Connecter le 0v Com	à la borne - "Signal"
Blindage	à la borne "0v Com" (*)

- Brancher le capteur en respectant les polarités .
- Vérifier que la charge que constitue le capteur n'affecte pas la tension d'alimentation et corriger celle-ci si nécessaire .

3.2 Raccordement capteur non amplifié montage 4 fils :

Capteur	Bornier
+ Alim capteur (rouge)	à la borne + "Alim"
- Alim capteur (noir)	à la borne - "Alim"
+ Mesure capteur (vert)	à la borne + "Signal"
- Mesure capteur (blanc)	à la borne - "Signal"
Blindage	à la borne "0v Com" (*)

3.3 Raccordement capteur non amplifié montage 5 fils :

Capteur	Bornier
+ Alim capteur (rouge)	à la borne + "Alim"
- Alim capteur (noir)	à la borne - "Alim"
+ Mesure capteur (vert)	à la borne + "Signal"
- Mesure capteur (blanc)	à la borne "Signal"
+ Mesure capteur (bleu)	à la borne "5 Fils" OPTION / 5
Blindage	à la borne "0v Com" (*)

* - Si le blindage est déjà relié au corps du capteur ne pas connecter le blindage (câble) au "0v Com"


 <p>Entran Sensors & Electronics</p>	<p>Procédure d'utilisation des Alimentations PS-30</p>	<p>Entran®</p> <p>2500 G</p> <p>Document N° : PS-30-01</p> <p>26/05/98</p>
--	--	--

FIG. E.8 – Alimentation des capteurs de 1000 et 2500 G

4. Réglage du zéro

Le réglage n'est effectif qu'en montage 5 fils à l'aide du potentiomètre "Zéro".

5. Précautions

- En cas d'environnement bruyé mettre un slip entre "E" et le "0v Com"

6. Guide de dépannage de fonctionnement

L'appareil ne doit être ouvert que par un personnel qualifié.

• Interrupteur en position haute, voyant rouge non allumé.

- Vérifier que la tension alternative est correcte.
- Vérifier que la tension d'alimentation capteur est ajustable à l'aide du potentiomètre "Volt".

Si le test est positif : la lampe est grillée.

Si le test est négatif : retourner le PS-30 chez Entram pour réparation.

Conformité CE :

Compatibilité électromagnétique, environnement résidentiel, commercial et industrie légère.

Conforme à la norme de sécurité EN61010 et A2, relative aux instruments de mesures électroniques avec une catégorie de surtension II.

Entram®	Procédure d'utilisation des Alimentations PS-30	Document	4	5
		PS-30	4	5

FIG. E.9 – Alimentation des capteurs de 1000 et 2500 G

Publications

A.S. Lichtlé and L. Meyhleuc and E. Caillaud

Design of new structured Wall pipes : Problem formulation. International Conference of Engineering Design, 15-18 August 2005.

A.S. Lichtlé and L. Meyhleuc and D. Kucharavy and E. Caillaud

Design of PVC pipes for shock resistance. ANTEC'05, 5-8 May 2005.

Bibliographie

- [1] Norme XP P 16-362. Systèmes de canalisation en plastique pour l'assainissement sans pression - tubes en poly(chlorure de vinyle) non plastifié (PVC-U) à parois structurées et à couches externe et interne compacte à surfaces lisses - spécifications., Avril 1997.
- [2] Norme NF EN 744. Systèmes de canalisations de gaines en plastiques - tubes thermoplastiques - méthode d'essai de résistance aux chocs externes par la méthode des cadrans, Juillet 1995.
- [3] Norme NF EN 638. Systèmes de canalisations et de gaines plastiques - tubes thermoplastiques - détermination des propriétés en traction, 1994.
- [4] Norme NF EN ISO 9969. Tubes en matières thermoplastiques - détermination de la rigidité annulaire, Mars 1995.
- [5] Norme NF EN 743. Systèmes de canalisations et de gaines plastiques - tubes thermoplastiques - détermination du retrait longitudinal à chaud, Juin 1994.
- [6] M. Moghri, H. Garmabi, and M. Akbarian. Effect of processing parameters on fusion and mechanical properties of a twin-screw extruded rigid PVC pipe. *Journal of Vinyl and Additive Technology*, 9 :81–89, 2003.
- [7] W. Goldsmith. *Impact : The theory and Physical Behavior of Colliding Solids*, chapter Introduction, page 5. Courier Dover Publication, 2001.
- [8] W.J. Stronge. *Impact Mechanics*, chapter Rigid Body Theory for Collinear Impact, pages 21–34. Cambridge University Press, 2000.
- [9] C. Lalanne. *Chocs mécaniques*, chapter Analyse des chocs mécaniques, pages 29–46. Hermès Science Publication, 1999.
- [10] P.O. Sjöblom, J.T. Hartness, and T.M. Cordell. On low velocity impact testing of composite materials. *Journal of Composite Materials*, 22 :30–52, 1988.
- [11] K.N. Shivakumar, W. Elber, and W. Illg. Prediction of low velocity impact damage in thin circular laminates. *AAIA J.*, 23(3) :442–449, 1985.
- [12] W.J. Cantwell and J. Morton. The impact resistance of composite materials - a review. *Composites*, 22(5) :347–362, 1991.
- [13] G.A. Schoeppner and S. Abrate. Delamination threshold loads for low velocity impact on composite laminates. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 31 :903–915, 2000.
- [14] R. Olsson. Mass criterion for wave controlled impact reponse of composites plates. *Composite Part A*, 31 :879–887, 2000.
- [15] W.J. Stronge. *Impact Mechanics*, chapter Continuum Modeling of Local Deformation Near the Contact Area, page 127. Cambridge University Press, 2000.

- [16] M. Neder et A. Miloudi. Etude paramétrique du comportement dynamique de plaques impactées. In *16 ème Congrès Français de Mécanique*, 2003.
- [17] G.T. Gray. *High strain rate testing of materials : The slit Hopkinson bar pressure bar*. Wiley and Soons, 1997.
- [18] A. Tasdemirci and J. Hall. Numerical and experimental studies of damage generation in a polymer composite materials at high strain rates. *Polymer Testing*, 2006.
- [19] S. Abrate. *Low velocity impact damage*. Cambridge University Press, 1998.
- [20] D. Liu and L.E. Malvern. Matrix craking in impacted glass/epoxy plates. *Journal of Composite Materials*, 31 :595–609, 1987.
- [21] M.G. Stout, D.A. Koss, C. Liu, and J. Idasetima. Damage development in carbon/epoxy laminates under quasi-statique and dynamic loading. *Composites Science and Technology*, 59 :2339–2350, 1999.
- [22] F. Aymerich, P. Priolo, and D. Vacca. Static loading and low-velocity impact characterization of graphite/peek laminates, 1998.
- [23] C. Lalanne. *Vibrations Sinusoïdales*, volume 1, chapter Rappels de mécanique, page 31. Hermès Science Publication, 1999.
- [24] P. Robinson and G.A.O. Davies. Impactor mass and specimen geometry effects in low velocity impact of laminated composites. *International Journal of Impact Engineering*, 12(2) :189–207, 1992.
- [25] S. Abrate. Impact models - energy balance models. In *Impact on Composite Structures*, pages 86–89. Cambridge University Press, 1998.
- [26] W.J. Stronge. *Impact Mechanics*, chapter Continuum modeling of Local Deformation Near the Contact Area, pages 116–119. Cambridge University Press, 2000.
- [27] S. Abrate. Modeling of impacts on composite structures. *Composite Structures*, 51 :129–138, 2001.
- [28] S.A Matemilola and W.J. Stronge. Impact reponse of composite cylinders. *International Journal of Solids Structures*, 34(21) :2269–2684, 1996.
- [29] H. Deresiewicz. A note on hertz’s theory oh impact. *Acta Mechanical*, 6 :110, 1968.
- [30] R.K. Watkins. *Structural Mechanics of Buried Pipes*, chapter Appendix A : Castigliano’s Theorem, pages 413–418. CRC Press, 2000.
- [31] M.S. Hoo Fatt and K.S. Park. Dynamic models for low-velocity impact damage of composite sandwich panels - Part A : Deformation. *Composite Structures*, 52 :335–351, 2001.
- [32] M.S. Hoo Fatt and K.S. Park. Dynamic models for low-velocity impact damage of composite sandwich panels - Part B : Damage initiation. *Composite Structures*, 52 :353–364, 2001.
- [33] F. Ehrenstein, G.W. et Montagne. *Matériaux polymères : structure, propriétés et applications*. Hermès Science Publication, 2000.
- [34] I. Ernoult et C. G’Sell P. Combette. *Physique des polymères : Propriétés mécaniques*. Hermann, 2005.
- [35] Z. H. Liu, X. D. Zhang, X. G. Zhu, Z. N. Qi, F. S. Wang, R. K. Y. Li, and C. L. Choy. Effect of morphology on the brittle ductile transition of polymer blends : Influence of rubber particle spatial distribution on the toughening and stiffening efficiency of poly(vinyl chloride)/nitrile rubber blends. *Polymer*, 39(21) :5047–5052, 1998.

- [36] D. Zenkert. Materials and material properties. In EMAS Publishing, editor, *The Handbook of Sandwich Construction*, pages 23–50. EMAS, 1997.
- [37] S.L. Toh, S.W. Gong, and V.P.W. Shim. Transient stresses generated by low velocity impact on orthotropic laminated cylindrical shells. *Composite Structures*, 31 :213–228, 1995.
- [38] G. Courraze and J.L. Grossiord. *Initiation à la rhéologie*. Technique et Documentation, 1991.
- [39] M. Biron. Polymères alvéolaires : présentation et propriétés. *Techniques de l'Ingénieur*, AM 3550, 2003.
- [40] L.J. Gibson and M.F. Ashby. *Cellular Solids - Structure and Properties*. Cambridge Solid State Science Series, 1997.
- [41] M. Avale, G. Belingardi, and R. Montanini. Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption diagram. *International Journal of Impact Engineering*, 25 :455–472, 2001.
- [42] M.C. Saha, H. Mahfuz, U.K. Chakravarty, M. Uddin, Md. E. Kabir, and S. Jeelani. Effect of density, microstructure, and strain rate on compression behavior of polymeric foams. *Materials Science and Engineering : Part A*, 406(1-2) :328–336, October 2005.
- [43] M.N. Bureau. Fracture toughness of high density polycarbonate microcellular foams. *ANTEC'05*, pages 1832–1836, 2005.
- [44] P. Rachtanapun, S.E. M. Selke, and L.M. Matuana. Relationship between cell morphology and impact strength of microcellular foamed high density polyethylene/polypropylene blends. *Polymer Engineering and Science*, 44 :1551–1560, 2004.
- [45] L.R. Xu and A.J. Rosakis. Impact failure characteristics in sandwich structures. part i : Basic failure mode selection. *International Journal of Solids Structures*, 39 :4215–4235, 2002.
- [46] P. Majumdar, D. Srinivasagupta, H. Mahfuz, P. Joseph, M.M. Thomas, and S. Christensen. Effect of processing conditions and materials properties on the rebound fracture toughness of foam core sandwich composites : experimental optimization. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 34 :1097–1104, 2003.
- [47] S.J. Kim, N.S. Goo, and T.W. Kim. The effect of the curvature on the dynamic response and impact-induced damage in composite laminates. *Composites Science and Technology*, 57 :763–773, 1997.
- [48] G. Pluvinaud et V.T. Sapunov. *Fuite et rupture des tubes endommagés*. Cépaduès - Editions, 2004.
- [49] A.A Griffith. The theory of rupture. *First International Congress of Applied Mechanics*, 63 :55, 1924.
- [50] G.A.O. Davies and X Zhang. Impact damage prediction in carbon composite structures. *International Journal of Impact Engineering*, 16 :149–170, 1995.
- [51] R. Deterre et G. Froyer. *Introduction aux matériaux polymères*. Lavoisier Technique et Documentation, 1997.
- [52] M. Fujiyama and M. Kondou. Effect of degree of polymerisation on gelation and flow processability on poly(vinyl chloride). *Journal of Applied Polymer Science*, 92 :1915–1938, 2004.

- [53] H.H. Kausch, N. Heymans, C.J. Plummer, and P. Decroly. Préparation des plastiques à la mise en oeuvre. In *Traité des matériaux. Matériaux polymères : Propriétés mécaniques et physiques*, page 542. Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne, 2001.
- [54] N. Yarahmadi, I. Jakubowicz, and T. Grevert. The effects of repeat extrusion on the properties and durability of rigid PVC scrap. *Polymer Degradation and Stability*, 73 :93–99, 2001.
- [55] K. Piszczek, T. Sterzynski, and E. Lukaszewicz. Visualisation of gelation inhomogeneity of PVC. *Polymer Testing*, 22 :115–119, 2003.
- [56] M. Fujiyama and M. Kondou. Effect of gelation on the flow processability of poly(vinyl chloride). *Journal of Applied Polymer Science*, 90 :1808–1824, 2003.
- [57] T. Kuriyama, I. Narisawa, and R. Shiina. Effects of morphology on the fracture toughness of uPVC pipe. *Journal of Vinyl and Additive Technology*, 4 :164–168, 1998.
- [58] S.W. Lau and R.W. Truss. The essential work of fracture through the wall of a uPVC pipe. *Journal of Materials Science*, 37(6) :1115–1119, 2002.
- [59] N.L. Thomas and R.J. Harvey. Use of experimental design to investigate processing conditions and k value effects in poly(vinyl chloride) window profile extrusion. *Plastics, Rubber and Composites*, 28 :157–164, 1999.
- [60] J.A. Covas and J.M. Maia. Relationship between gelation and wall slip in unplasticised poly(vinyl chloride) compounds. *Plastics, Rubber and Composites*, 28 :152–156, 1999.
- [61] Y.W. Mai and P.R. Kerr. Effect of processing on fracture toughness and fatigue crack propagation in unplasticized poly(vinyl chloride) (uPVC). *Journal of Vinyl Technology*, 7(4) :130–139, 1985.
- [62] R.P. Wool. *Polymer Interfaces - Structure and Strength*. Hanser Gardner publications, 1995.
- [63] A. Marongiu, T. Faravelli, G. Bozzano, M. Dente, and E. Ranzi. Thermal degradation of poly(vinyl chloride). *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 70 :519–553, 2003.
- [64] Jr. W.H. Stranes. Structural and mechanistic aspects of the degradation of the poly(vinyl chloride). *Progress in Polymer Science*, 27 :2133–2170, 2002.
- [65] S. Girois. Stabilisation du PVC. *Techniques de l'Ingénieur*, AM 3233.
- [66] R. Bacaloglu and M. Fisch. Degradation and stabilization of poly(vinyl chloride). V. reaction mechanism of poly(vinyl chloride) degradation. *Polymer Degradation and Stability*, 47(1) :33–57, 1995.
- [67] P.L. Shah. New developments in melt rheology aid formulating rigid vinyl compounds with improved extrusion processing. *Journal of Vinyl and Additive Technology*, 2 :5–13, 1996.
- [68] L. Carette. Généralités sur les adjuvants. *Techniques de l'Ingénieur*, A 3230.
- [69] S.T. Lee. *Foam Extrusion*. CRC Press, 2000.
- [70] H. Potente. Description of the foaming process during the extrusion of foams based on renewable resources. *ANTEC'05*, pages 276–280, 2005.
- [71] G.L.A. Sims and A. Mahapatro. Structure/process/property relationships in molded polyethylene foams. *ANTEC'98*, 1998.
- [72] D. Klempner and V. Sendjarevic. *Polymeric Foams and Foam Technology*, chapter PVC Foams, pages 301–346. Hanser Gardner publications, 2004.
- [73] L. Carette. Antistatiques, lubrifiants, antichocs. *Techniques de l'Ingénieur*, AM 3236, 1993.

- [74] J.W. Summers. Lubrication mechanism of poly (vinyl chloride) compounds : Changes upon pvc fusion (gelation). *Journal of Vinyl and Additive Technology*, pages 57–62, 2005.
- [75] P. Klenk and P. Schneider. *Plastics Extrusion and Technology*, volume 14, chapter Extrusion of foamed intermediate products with twin-screw extruders. Hanser, 1998.
- [76] N. Sombatsompop and S. Thongsang. Rheology, morphology and mechanical and thermal properties of recycled PVC pipes. *Journal of Applied Polymer Science*, 82 :2478–2486, 2001.
- [77] D. Braun. Recycling of PVC. *Progress in Polymer Science*, 27 :2171–2195, 2002.
- [78] A.S. Ditta, A.J. Wilkinson, G.M. McNally, and W.R. Murphy. A study of the processing characteristics and mechanical properties of multiple recycled rigid PVC. *ANTEC'04*, pages 3951–3955, 2004.
- [79] J.L. White. *Twin Screw Extrusion*. Hanser Publisher, Munich Vienna New York, 1990.
- [80] C. Rauwendaal. *Polymer extrusion*. 3-446-21774-6. Hanser Gardner publications, 2001.
- [81] T. Tjader, J. Seppala, and P. Jaaskelainen. Effect of material characteristics of polyolefins on weld line morphology and its correlation to mechanical properties. *Journal of Materials Science*, 33(4) :923–931, 1998.
- [82] Y. Boiko, G. Guerin, V.A. Marikhin, and R.E. Prud'homme. Healing of interfaces of amorphous and semi-crystalline poly (ethylene terephthalate) in the vicinity of the glass transition temperature. *Polymer*, 42(21) :8695–8702, October 2001.
- [83] K. Yamada, S. Baba, S. Takashima, H. Hamada, M. Mizoguchi, and T. Kuriyama. Mechanical properties of weldline in injection molded pc/abs. *ANTEC'04*, pages 718–722, 2004.
- [84] Irfan-ul-Hal M. Merah, N. and Z. Khan. Temperature and weld-line effects on mechanical properties of CPVC. *Journal of Materials Processing Technology*, 142 :247–255, 2003.
- [85] T. Nguyen-Chung. Flow analysis of the weld line formation during injection mold filling of thermoplastics. *Rheologica Acta*, 43(3) :240–245, 2004.
- [86] N. Merah, K.A. Beiter, and K. Ishii. Weld-line strength in injection moulded PVC parts. *SPE ANTEC Proceedings*, 1994.
- [87] Gentle-C.R. Lacey M. Huang, Y. and P. Prentice. Analysis and improvement of die design for the processing of extruded plastic pipes. *Materials and Design*, 21 :465–475, 2000.
- [88] W. Michaeli. Extrusion dies for the discharge of a single melt. In *Extrusion Dies : Design and engineering computation*, volume 5, page 140. Hanser Publisher, 1984.
- [89] R.M. Criens. Impact strength of knit-lines in injection moulded parts. *Materials Chemistry and Physics*, 14 :69–83, 1986.
- [90] Y. Huang and P. Prentice. Experimental study and computer simulation of the effect of spider shape on the weld-lines in extruded plastic pipe. *Polymer Engineering and Science*, 38(9) :1506–1522, 1998.
- [91] O. Parant, M. Aboulfaraj, J.F. Agassant, J.M. Haudin, and M. Vincent. Formation des contraintes résiduelles dans des tubes extrudés. In *14 e Congrès Français de Mécanique*, Toulouse, 1999.
- [92] C.T. Sun and J.K. Chen. Of the impact of initially stressed composites laminates. *Journal of Composite Materials*, 19 :490–504, 1985.
- [93] L.C.E. Struik. Residual thermal stresses due to rapid inhomogeneous cooling, 1990.

- [94] Yvon Mori. Chocs mécaniques et applications aux matériels, 2006.
- [95] E.J. Herup and A.N. Palazotto. Low-velocity impact damage initiation in graphite/epoxy/nomex honeycomb-sandwich plates. *Composites Science and Technology*, 57 :1581–1598, 1997.
- [96] R.B. Bird, W.E. Stewart, and E.N. Lightfoot. *Transport phenomena*. John Wiley and Sons, 2nd édition edition, 2001.
- [97] J.R. Welty, C.E. Wicks, and R.E. Wilson. Fundamental of momentum, heat and mass transfer. Master's thesis, 1984.
- [98] R.C. Armstrong R.B. Bird and O. Hassager. *Dynamic of polymeric liquids. Volume 1 : Fluid Mechanics*. Wiley Interscience Publication, 1987.
- [99] V.L. Kolmogorov and A.C. Zalazinsky. On metal joining and the prediction of the strength of solid-phase joints. *Journal of Materials Processing Technology*, 75(1-3) :157–164, 1998.
- [100] H.H. Jo, C.S. Jeong, S.K. Lee, and B.M. Kim. Determination of welding pressure in the non-steady-state porthole die extrusion of improved al7003 hollow section tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, 139(1-3) :428–433, 2003.
- [101] L. Donati and L. Tomesani. The prediction of seam welds quality in aluminum extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154 :366–373, 2004.
- [102] G.R. Irwin. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied mechanics*, page 361, 1957.

Resumé :

Actuellement, les tubes PVC multi-couches dédiés aux systèmes d'assainissement ne garantissent pas une résistance aux chocs suffisante. Une étude a donc été menée pour améliorer la ténacité des tubes.

L'analyse du procédé de fabrication, l'extrusion, montre que ce processus est complexe. Les propriétés attendues des tubes dépendent de paramètres liés au procédé de fabrication ainsi qu'à ceux liés produit. Il existe une réelle difficulté à déterminer les paramètres cruciaux sur lesquels agir pour améliorer la ténacité. Afin de les identifier, des tests de chocs instrumentés ont été réalisés. Ces tests montrent que la ténacité n'est pas homogène autour du tube. Il existe des zones de plus faible résistance au niveau des surfaces de recollement créées lors de la fabrication. Pour limiter l'impact de ces surfaces sur la ténacité des tubes, un modèle numérique en 3D de l'écoulement de la matière dans la tête d'extrusion a été mis en place. Une modification de l'outillage a été proposée.

Mots clés : tubes, PVC, extrusion, résistance aux chocs, surface de recollement.

Abstract :

Currently, the multi-layer PVC pipes, used for sewage systems does not guarantee an enough impact resistance. A study was thus undertaken to improve the toughness of pipes.

The analyse of the manufacturing process, the extrusion, shows that this process is complex. The awaited properties of the pipes depend on parameters related to the manufacturing process like to the product. It exists a real difficulty to find the crucial parameters on which to act to improve the toughness. To identify them, instrumented impact tests were realized. These tests show that toughness is not homogeneous around the pipe. There are zones of weakest strength to the level of the welding surfaces, created during the manufacturing. To reduce the impact of these surfaces on the pipe toughness, a 3D numerical model of the melt flow was set up. A modification of the dies was proposed.

Keywords : pipes, PVC, extrusion, impact resistance, welding face.
