



**HAL**  
open science

# Interaction rupture-flambage, le cas du “splitting” de tube métallique : approche expérimentale et numérique

Dinh Cuong Tran

► **To cite this version:**

Dinh Cuong Tran. Interaction rupture-flambage, le cas du “splitting” de tube métallique : approche expérimentale et numérique. Autre. INSA de Lyon, 2012. Français. NNT : 2012ISAL0069 . tel-00825603

**HAL Id: tel-00825603**

**<https://theses.hal.science/tel-00825603>**

Submitted on 8 Apr 2014

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

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

THESE

# **Interaction rupture-flambage, le cas du «splitting» de tube métallique : Approche expérimentale et numérique**

Présentée devant

L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

**ÉCOLE DOCTORALE : M.E.G.A. : MÉCANIQUE, ENERGÉTIQUE, GÉNIE-CIVIL ET ACOUSTIQUE**  
SPECIALITE : GENIE CIVIL : SOLS, MATERIAUX, STRUCTURES, PHYSIQUE DE BATIMENT

Pour obtenir  
Le Grade de Docteur

Par

**Dinh Cuong TRAN**

Soutenue le 19 Juillet 2012 devant la Commission d'examen

Membres du Jury :

Jean Michel BERGHEAU	Professeur, LTDS-Saint Etienne	Rapporteur
Michel POTIER-FERRY	Professeur, LPMM-Metz	Rapporteur
Alain COMBESCURE	Professeur, LAMCOS-INSA de Lyon	Examineur
Ali LIMAM	Professeur, LGCIE-INSA de Lyon	Directeur de thèse
Hubert MAIGRE	DR, LAMCOS-INSA de Lyon	Examineur
Pierre MONTMITONNET	DR, CEMEF-MINES ParisTech	Président du jury
François NICOT	DR, IRSTEA-Grenoble	Examineur

## INSA Direction de la Recherche – Ecoles Doctorales – Quinquennal 2011-2015

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	<b>CHIMIE DE LYON</b> <a href="http://www.edchimie-lyon.fr">http://www.edchimie-lyon.fr</a> Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 <a href="mailto:directeur@edchimie-lyon.fr">directeur@edchimie-lyon.fr</a>
E.E.A.	<b>ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</b> <a href="http://edeea.ec-lyon.fr">http://edeea.ec-lyon.fr</a> Secrétariat : M.C. HAVGOUDOUKIAN eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60 97 Fax : 04 78 43 37 17 <a href="mailto:Gerard.scorletti@ec-lyon.fr">Gerard.scorletti@ec-lyon.fr</a>
E2M2	<b>EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION</b> <a href="http://e2m2.universite-lyon.fr">http://e2m2.universite-lyon.fr</a> Insa : H. CHARLES	Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.72.43.12.94 <a href="mailto:e2m2@biomserv.univ-lyon1.fr">e2m2@biomserv.univ-lyon1.fr</a>
EDISS	<b>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE</b> <a href="http://ww2.ibcp.fr/ediss">http://ww2.ibcp.fr/ediss</a> Sec : Safia AIT CHALAL Insa : M. LAGARDE	M. Didier REVEL Hôpital Louis Pradel Bâtiment Central 28 Avenue Doyen Lépine 69677 BRON Tél : 04.72.68 49 09 Fax : 04 72 35 49 16 <a href="mailto:Didier.revel@creatis.uni-lyon1.fr">Didier.revel@creatis.uni-lyon1.fr</a>
INFOMATHS	<b>INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES</b> <a href="http://infomaths.univ-lyon1.fr">http://infomaths.univ-lyon1.fr</a>	M. Johannes KELLENDONK Université Claude Bernard Lyon 1 INFOMATHS Bâtiment Braconnier 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 44.82.94 Fax 04 72 43 16 87 <a href="mailto:infomaths@univ-lyon1.fr">infomaths@univ-lyon1.fr</a>
Matériaux	<b>MATERIAUX DE LYON</b> Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry <a href="mailto:Ed.materiaux@insa-lyon.fr">Ed.materiaux@insa-lyon.fr</a>	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.72.43 83 18 Fax 04 72 43 85 28 <a href="mailto:Jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr">Jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr</a>
MEGA	<b>MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</b> Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry <a href="mailto:mega@insa-lyon.fr">mega@insa-lyon.fr</a>	M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 <a href="mailto:Philippe.boisse@insa-lyon.fr">Philippe.boisse@insa-lyon.fr</a>
ScSo	<b>ScSo*</b> M. OBADIA Lionel Sec : Viviane POLSINELLI Insa : J.Y. TOUSSAINT	M. OBADIA Lionel Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.69.72.76 Fax : 04.37.28.04.48 <a href="mailto:Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr">Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr</a>

\*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

## Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale (LGCIE), équipe C, de l'INSA de Lyon. Son achèvement doit tenir compte des aides, des conseils, des encouragements et des sentiments conviviaux de son ensemble du personnel.

Je tiens à remercier en premier lieu, et tout particulièrement mon directeur de thèse, M. Ali LIMAM qui a accepté d'encadrer cette thèse et qui a suivi de près mon travail avec beaucoup de patiences. Ses soutiens permanents et ses passions de recherche m'encouragent à surmonter les difficultés rencontrées durant la thèse. Sans ses aides précieuses, la thèse n'arrive pas à la fin.

Je tiens également à remercier tous les techniciens et les ingénieurs d'étude de la dalle d'essai, surtout Messieurs Romain TRUNFIO, Mario MASAPPOLO, Bruno HUGUENY, Emeric BRUYERE et Thomas MALHOMME qui m'aident et me donnent des informations nécessaires pour mener à bien les tests expérimentaux.

J'exprime ma sincère reconnaissance aux membres du jury, Monsieur le Président Pierre MONTMITONNET, Messieurs les rapporteurs Michel POTIER-FERRY et Jean Michel BERGHEAU, Messieurs les examinateurs Alain COMBESCURE, Hubert MAIGRE, François NICOT, qui ont sacrifié leur temps précieux pour lire et évaluer mes travaux de thèse.

Jamais je n'oublie mes amis et mes collègues de laboratoire pour leur aide, leur cordialité et leur partage qui renforcent ma motivation pour la thèse.

Je remercie au fond du cœur ma femme qui m'a soutenu tout au long de cette épreuve, tout en sachant que sans ses sacrifices et compréhensions surtout dans la dernière ligne droite, ce travail n'aurais été jamais pareil.

Enfin, je manifeste profondément mes reconnaissances à mes parents ainsi qu'à mes sœurs qui ont été capitaux tout au long des années de recherche.

Un grand merci à tous.

---

# Table des matières

<b>Résumé .....</b>	<b>- 3 -</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>- 4 -</b>
<b>Nomenclature.....</b>	<b>- 5 -</b>
<b>Introduction générale.....</b>	<b>- 11 -</b>
<b>Chapitre 1 . Etude bibliographique.....</b>	<b>- 13 -</b>
1.1 Introduction .....	- 14 -
1.2 Flambage .....	- 15 -
1.2.1 Introduction.....	- 15 -
1.2.2 Modélisation .....	- 17 -
1.3 Rupture ductile .....	- 22 -
1.3.1 Introduction.....	- 22 -
1.3.2 Mécanisme .....	- 26 -
1.3.3 Mécanique de la rupture ductile.....	- 28 -
1.3.4 Modélisation .....	- 30 -
1.3.4.1 Introduction .....	- 30 -
1.3.4.2 Approche de CTOD et CTOA.....	- 31 -
1.3.4.3 Méthode locale .....	- 33 -
1.3.4.4 Méthode phénoménologique .....	- 37 -
1.3.4.5 Comparaison entre les approches.....	- 39 -
1.4 Couplage entre flambage et rupture .....	- 43 -
1.5 Conclusion.....	- 47 -
<b>Chapitre 2 . Expérimentation.....</b>	<b>- 48 -</b>
2.1 Introduction .....	- 49 -
2.2 Préparation des éprouvettes.....	- 49 -
2.2.1 Introduction.....	- 49 -
2.2.2 Eprouvette entaillée .....	- 50 -
2.2.3 Eprouvette avec mouchetis .....	- 52 -
2.2.4 Eprouvette avec jauge .....	- 52 -
2.3 Caractéristique du matériau.....	- 53 -
2.4 Dispositif d'essais .....	- 58 -
2.4.1 Système de mise en charge et conditions aux limites.....	- 58 -
2.4.1.1 Conditions aux limites.....	- 58 -
2.4.1.2 Déchirure par cône .....	- 59 -
2.4.2 Système d'acquisition et de traitement de mesures .....	- 60 -
2.4.2.1 Instrumentation.....	- 60 -
2.4.2.2 Jauge de grande déformation.....	- 60 -
2.4.2.3 Méthode de corrélation d'images.....	- 61 -
2.5 Procédure d'essai.....	- 65 -
2.6 Analyse des résultats .....	- 67 -
2.6.1 Courbe force-déplacement du cône .....	- 67 -
2.6.2 Déformée du tube.....	- 76 -
2.6.3 Déformation du tube .....	- 81 -
2.7 Influence des paramètres .....	- 83 -
2.7.1 Influence du frottement.....	- 83 -

2.7.2	Effet de la contrainte résiduelle .....	- 86 -
2.7.3	Effet de la vitesse de chargement.....	- 95 -
2.8	Conclusion.....	- 99 -
<b>Chapitre 3 . Modélisation numérique.....</b>		<b>- 100 -</b>
3.1	Introduction .....	- 101 -
3.2	Modèle de la zone cohésive (CZM) .....	- 101 -
3.2.1	Introduction.....	- 101 -
3.2.2	Formulation.....	- 102 -
3.2.3	Loi constitutive .....	- 107 -
3.2.4	Technique de convergence.....	- 111 -
3.2.5	Mode I de rupture et problème symétrique.....	- 113 -
3.2.6	Validation CZM .....	- 113 -
3.3	Modélisation de la déchirure ou splitting de tube .....	- 115 -
3.3.1	Introduction.....	- 115 -
3.3.2	Procédure de calcul .....	- 116 -
3.3.2.1	Configuration du contact.....	- 116 -
3.3.2.2	Choix des éléments.....	- 119 -
3.3.2.3	Méthode de résolution.....	- 120 -
3.3.2.4	Paramètres matériels .....	- 121 -
3.3.3	Conditions aux limites et chargement.....	- 124 -
3.3.4	Maillage et sa convergence .....	- 124 -
3.3.4.1	Taille des éléments cohésifs.....	- 124 -
3.3.4.2	Maillage de la structure .....	- 125 -
3.3.4.3	Convergence du maillage .....	- 126 -
3.3.5	Comparaison avec les résultats d'essais .....	- 130 -
3.3.5.1	Courbe force-déplacement du cône.....	- 130 -
3.3.5.2	Déformée du tube .....	- 130 -
3.3.5.3	Champs de déformation .....	- 131 -
3.3.5.4	Propagation de fissure .....	- 132 -
3.3.5.5	Bilan d'énergie .....	- 133 -
3.3.6	Mécanisme du flambage .....	- 135 -
3.4	Influence des paramètres .....	- 146 -
3.4.1	Influence des éléments utilisés.....	- 146 -
3.4.2	Influence de la géométrie du tube.....	- 149 -
3.4.2.1	Longueur du tube .....	- 149 -
3.4.2.2	Longueur de la fissure initiale.....	- 151 -
3.4.2.3	Rapport $R_0/T_0$ .....	- 152 -
3.4.2.4	Ovalisation du tube.....	- 155 -
3.4.3	Influence de la géométrie du cône .....	- 158 -
3.4.4	Influence du frottement.....	- 160 -
3.4.5	Influence des paramètres cohésifs .....	- 162 -
3.4.5.1	Contrainte cohésive .....	- 162 -
3.4.5.2	Energie cohésive .....	- 164 -
3.4.5.3	Rigidité initiale.....	- 165 -
3.4.5.4	Coefficient de viscosité .....	- 167 -
3.4.6	Influence du rayon en biseau .....	- 169 -
3.4.7	Influence du modèle de rupture .....	- 170 -
3.5	Conclusion.....	- 173 -
<b>Conclusions générales et perspectives .....</b>		<b>- 175 -</b>
<b>Bibliographies .....</b>		<b>- 177 -</b>

---

## Résumé

Lorsqu'on découpe un feuillard à l'aide d'un outil, ou lorsqu'on découpe un tube selon son axe, au fur et à mesure que l'on propage la fissure qui traduit la découpe il arrive que des ondulations de flambage perturbent les deux bords libres générés par la propagation de la fissure. Cette étude vise à analyser les origines de ces ondulations.

Nous avons mené une campagne expérimentale, dans laquelle des tubes en acier inox avec différentes géométries (rayon/épaisseur) sont « découpés » selon une génératrice. Une instrumentation adéquate, couplant des mesures ponctuelles, à l'aide de jauges de déformation, et une méthode champ par corrélation d'image, nous a permis de correctement mettre en exergue la phénoménologie, en particulier les cinématiques induites à l'échelle géométrique de la fissure (front de fissure) ainsi qu'à l'échelle du tube, avec les longueurs d'onde de flambage observées à l'aval de la fissure.

La modélisation numérique menée en non linéaire géométrique (flambage), matériau (déchirure ductile), et conditions aux limites (contact) est aussi abordée à l'aide du code de calcul Abaqus/Standard. Pour la gestion de la propagation de la fissure, deux modèles de rupture sont proposés. Le premier modèle dit zone cohésive est développé et implanté dans le code Abaqus via la subroutine UEL. Pour la deuxième modélisation, nous avons utilisé le modèle dit « d'endommagement ductile » du code Abaqus. La modélisation via des éléments massifs ou des éléments coques volumiques ainsi que l'utilisation de ces modèles de rupture permettent de corroborer les observations expérimentales.

Ces travaux montrent que l'augmentation de la charge inhérente au déplacement de l'outil de « découpe », induit une extension dans la direction circonférentielle et donc une striction dans la direction radiale amenant finalement la rupture. Lors de la rupture, un « sillage plastique » apparaît, relativement large, près et parallèle aux bords de la fissure. « Confiné » par les autres parties du tube qui restent élastiques, des contraintes de compression axiale résiduelles apparaissent dans ce sillage plastique, à l'aval de la fissure, leur intensité est suffisante pour produire les ondulations des bords libres qui traduisent un flambage local. Les contraintes résiduelles liées à l'opération de découpe induisent donc le flambage.

### *Mots clés :*

Tube métallique, déchirure ductile, modèle de zone cohésive, modèle d'endommagement ductile, flambage, contact

---

## Abstract

When one uses a tool to cut a sheet metal, or a tube according to his axis, as one propagates the crack which translates cutting it arrives that undulations of buckling disturb the two free edges generated by the propagation of the crack. This study aims at analyzing the origins of this behavior.

We conducted an experimental campaign, in which stainless steel tubes with various geometries (radius/thickness) are « cut out » according to a generator. An adequate instrumentation, coupling of specific measurements, using strain gauges, and a field method, by digital image correlation, allowed us accurately to put forward phenomenology, in particular the kinematics at the scale of the crack (ahead of crack tip) and at the level of tube, with the wavelengths of buckling observed at the downstream of the crack tip.

The numerical modeling taking into account nonlinearities of material (ductile tear), geometry (buckling) and boundary conditions (contact) is also approached using the code Abaqus/Standard. For the management of the crack propagation, two rupture models are proposed. The first model called cohesive zone is developed and implemented in the Abaqus code via the user routine UEL. For the second modeling, we used the model called “ductile damage model” in the Abaqus code. Modeling via solid elements or shell continuum elements as well as the use of these rupture models make it possible to corroborate the experimental observations.

These studies show that the increase of the load inherent in the displacement of the tool of « cutting » induced a circumferential extension of the tube that leads to a local necking in the radial direction bringing the rupture finally. During the failure, a “plastic wake” appears, relatively wide, close and parallel to crack lips. Constrained by other parts of the tube which remain elastic, sufficient axial residual compressive stresses produced in this plastic wake produce the undulations which represents a local buckling. The residual stresses related to the operation of cutting thus induce buckling.

### Key-words:

Metal tube, ductile tear, cohesive zone model, ductile damage model, buckling, contact



---

## Nomenclature

$A_c$	Section du fil de conducteur
$ALLAE$	Energie artificielle associée avec le contrôle des modes singuliers
$ALLDMD$	Energie dissipée par l'endommagement
$ALLFD$	Energie dissipée par le frottement
$ALLIE$	Energie de déformation totale
$ALLPD$	Energie dissipée par la déformation plastique
$ALLSD$	Energie dissipée par la stabilisation automatique
$ALLSE$	Energie récupérable de déformation
$ALLVD$	Energie dissipée par la régularisation visqueuse
$ALLWK$	Energie externe
$CDM$	Continuum Damage Mechanics
$CN$	Central Notched
$C(T)$	Compact Tension
$CTOA$	Crack Tip Opening Angle
$CTOD$	Crack Tip Opening Displacement
$CZM$	Cohesive Zone Model
$D$	Diamètre quelconque de la section ovalisée du tube
$DCB$	Double cantilever beam
$DM$	Modèle d'endommagement
$D_e$	Variable d'endommagement
$D_{loc}$	Matrice de rigidité locale
$D_{max}$	Diamètre maximal du tube ovalisé
$D_{min}$	Diamètre minimal du tube ovalisé
$D_o$	Diamètre nominal du tube
$D_v$	Variable de la dégradation visqueuse de rigidité

---

$E$	Module d'Young du matériau
$E_e$	Travail externe
$E_i$	Energie interne
$EA$	Energie absorbée totale
$EAS$	Energie absorbée spécifique
$ENF$	End notched flexure
$F_e$	Vecteur des forces extérieures
$F_e^T$	Vecteur des forces extérieures transposées
$F_i$	Vecteur des forces internes
$F_m$	Vecteur des forces volumiques
$F_N^{el}$	Vecteur de forces nodales élémentaires
$F_r$	Vecteur des forces résiduelles
$F_s$	Vecteur des forces surfaciques
$F_v$	Vecteur des forces visqueuses
$G_c$	Energie cohésive
$GLD$	Gologanu-Leblond-Devaux
$GTN$	Gurson-Tvergaard-Needleman
$H$	Profondeur de l'entaille
$I_{n \times n}$	Matrice unitaire de dimension $n \times n$
$J$	Matrice Jacobienne
$K$	Facteur de jauge
$K_I$	Facteur d'intensité de contrainte
$K_o$	Rigidité initiale de la loi cohésive
$K_t$	Matrice de rigidité tangente de la structure
$K_t^{el}$	Matrice de rigidité tangente élémentaire

---

$L$	Longueur du fil de conducteur
$L_{cz}$	Longueur caractéristique de la zone cohésive
$L_e$	Dimension de l'élément cohésif dans la direction de la propagation de fissure
$L_f$	Longueur initiale de l'entaille sur le tube
$L_t$	Longueur du tube
$M^*$	Matrice de masse artificielle calculée par une valeur unitaire de densité
$MEF$	Méthode des éléments finis
$M(T)$	Middle-crack Tension
$N_e$	Nombre des éléments cohésifs dans la direction de la propagation de fissure
$N_i(\xi, \eta)$	Fonction de forme pour le nœud $i$ dans la coordonnée locale $(\xi, \eta)$
$PF$	Pic de force
$R$	Résistance d'un fil de conducteur
$R_c$	Rayon actuel de la cavité
$R_m$	Rayon moyen du tube
$R_o$	Rayon extérieure du tube
$T$	Epaisseur de la structure déformée
$T_o$	Epaisseur de la structure vierge
$U$	Energie interne par une unité de masse
$V_N$	Vecteur nodal de la vitesse
$V_c$	Champs de vitesse
$a_f$	Ouverture mesurée sur le tube après la coupe
$a_c$	Epaisseur du disque de coupe
$c$	Coefficient d'amortissement
$d_N$	Déplacements nodaux dans le système de coordonnée global
$du$	Correction du déplacement nodal

---

$d_\gamma^i$	Déplacement nodal selon la direction $\gamma$ ( $\gamma = x, y, z$ ) du nœud $i$
$f$	Fraction volumique de cavités
$r$	Rayon de l'entaille
$r_b$	Rayon en biseau
$r_p$	Rayon de la zone plastique
$t_i$	Vecteur unitaire définissant le repère local
$u$	Vecteur des déplacements nodaux
$\bar{u}^p$	Déplacement plastique équivalent quelconque
$\bar{u}_f^p$	Déplacement plastique équivalent à la rupture
$\Delta u$	Incrément du vecteur des déplacements nodaux
$\Delta u_N$	Ouverture d'interface nodale
$\Delta u_q$	Ouverture d'interface quelconque
$\Delta t$	Incrément du temps de calcul
$\Delta l$	Incrément de la longueur d'arc
$\Delta \lambda$	Incrément du facteur de charge
$\Delta u^T$	Incrément du vecteur des déplacements nodaux transposé
$\Theta$	Tenseur de transformation des coordonnées du système local en système global
$\Phi$	Potentiel d'écoulement plastique
$\alpha$	Exposant
$\delta$	Séparation
$\delta \Pi_{ext}$	Travail virtuel externe
$\delta \Pi_{int}$	Travail virtuel interne
$\varepsilon$	Déformation quelconque
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation
$\varepsilon_b$	Déformation résiduelle de flexion

---

$\varepsilon_c$	Déformation conventionnelle
$\varepsilon_m$	Déformation résiduelle de membrane
$\bar{\varepsilon}^p$	Déformation plastique équivalente quelconque
$\dot{\bar{\varepsilon}}^p$	Vitesse de déformation plastique équivalente quelconque
$\bar{\varepsilon}_0^p$	Déformation plastique équivalente correspondant $D_e = 0$
$\bar{\varepsilon}_f^p$	Déformation plastique équivalente correspondant $D_e = 1$
$\varepsilon_r$	Déformation rationnelle
$\eta$	Tri-axialité de contrainte
$\lambda$	Coefficient scalaire multiplicatif des efforts extérieurs
$\mu$	Coefficient de frottement
$\mu_v$	Coefficient de viscosité
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\rho_o$	Paramètre caractérisant l'ovation de la section du tube
$\rho_v$	Masse volumique
$\rho_e$	Résistivité
$\sigma$	Contrainte quelconque
$\sigma_c$	Contrainte conventionnelle
$\sigma_e$	Contrainte effective
$\sigma_{eq}$	Contrainte équivalente de Von Mises
$\sigma_h$	Contrainte hydrostatique
$\sigma_m$	Contrainte d'écoulement de la matrice
$\sigma_o$	Contrainte maximale cohésive
$\sigma_{0.2\%}$	Seuil d'élasticité correspondant 0.2% de déformation plastique
$\sigma_q$	Contrainte équivalente d'écoulement
$\sigma_r$	Contrainte rationnelle

---

$\sigma_y$	Contrainte limite d'élasticité
$\sigma_{y0}$	Contrainte maximale correspondant $D_e = 0$
$\bar{\sigma}$	Contrainte usuelle sans tenir compte l'endommagement
$\psi$	Paramètre servant à homogénéiser le vecteur effort avec le champ de déplacement
$\omega_D$	Variable d'état qui augmente monotoniquement avec la déformation plastique
$\{u\}^{\text{sup}}$	Déplacement des nœuds supérieurs de l'élément cohésif
$\{u\}^{\text{inf}}$	Déplacement des nœuds inférieurs de l'élément cohésif

# Introduction générale

Il arrive, sur des pièces métalliques, que la propagation d'une rupture s'accompagne par l'apparition d'ondulations des bords libres ou lèvres de la fissure, à l'aval du front de fissure. C'est par exemple le cas de conduites détruites suite à une explosion Fig. 1.(a), citons aussi l'exemple de composants d'un avion suite à un crash (fuselage ou aile), ou plus communément le cas de structures fusibles de type plaque ou tube qui servent d'absorbeur d'énergie, et dont la fonction de dissipation est assurée via la déchirure ductile Fig. 1.(b). L'opération de découpe d'un feuillard métallique plan met souvent en exergue cette phénoménologie Fig. 1.(c), c'est d'ailleurs aussi le cas sur des feuillard non métalliques (feuille plastique, mylar, papier, etc.).

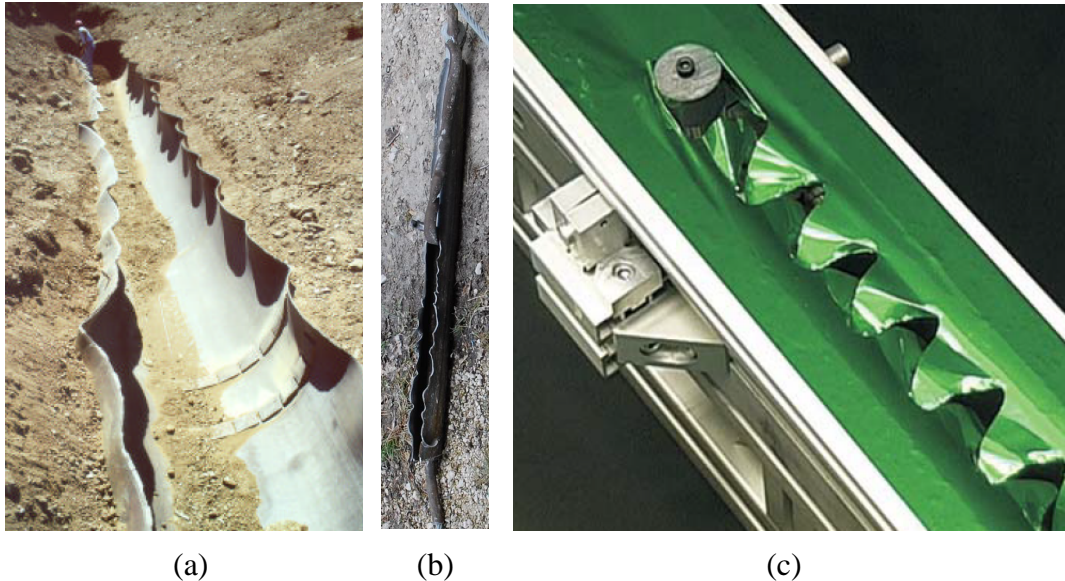


Fig. 1. Exemples d'ondulations des lèvres d'une fissure, (a) explosion d'une conduite de gaz [1], (b) déchirure ductile d'un tube métallique [2], (c) découpe d'une plaque mince métallique [3]

L'objet de cette recherche est de comprendre les origines de ce comportement. L'approche couple l'expérimentation et la simulation numérique. Des essais ont été dimensionnés pour d'une part mettre en exergue la phénoménologie, répondant ainsi à la nécessité de confirmer ce type de comportement de façon qualitative. Pour des géométries et matériaux donnés, des tubes en acier inox 304L, nous avons donc vérifié en premier lieu la reproductibilité du phénomène d'ondulation des bords libres, étape nécessaire pour envisager la simulation de façon robuste. Une instrumentation suffisamment pertinente, nous permet aussi d'avoir des mesures et donc une étude quantitative ; ainsi « l'effort de coupe », l'énergie mise en jeu, les déplacements et déformations sont mesurés. Les mesures ponctuelles sont couplées à des mesures de type champ grâce à la corrélation d'images. Enfin la modélisation numérique menée en non linéaire géométrique (flambage), matériau (déchirure ductile) et condition aux limites (contact) est aussi abordée. Un modèle de zone cohésive est développé et implanté dans le code de calcul Abaqus/Standard via la subroutine UEL, il permet de gérer la propagation de fissure en adéquation avec le concept de déchirure ductile. Ceci nous permet de caractériser le comportement à l'échelle locale dictée par la fissure et sa propagation, mais aussi à une échelle intermédiaire à l'aval immédiat du front de fissure qui est en contact avec l'outil de découpe, et enfin à une échelle plus conséquente celle de la structure qui nous permet d'observer et d'expliquer l'apparition des ondulations des bords libres.

---

Le mémoire de thèse se structure en trois parties :

Le premier chapitre se focalise sur une étude bibliographique, nous déclinons de façon succincte les concepts clés en relation avec notre travail de recherche. Les notions classiques de flambage sont rappelées, très rapidement pour ce qui est des méthodes numériques dont on dispose pour déterminer la charge critique de flambage (la démarche étant aujourd'hui bien établie), on s'attarde plus sur le suivi du post-flambage. L'accent est plus particulièrement mis sur les approches et les outils dont on dispose dans le code Abaqus/Standard. Puis les caractéristiques de la rupture ductile sont abordées, avec plus précisément les approches numériques pour modéliser la rupture ductile des structures minces. La comparaison des approches et modélisations proposées dans la littérature nous permet un choix qui nous paraît pertinent pour traiter de notre problématique, celle de propager une fissure ductile dans un tube métallique. Ce chapitre nous permet finalement de dresser un état de l'art concernant la rupture, le flambage et leur possible interaction, nous verrons que pour ce dernier cas très peu d'études ont été recensées.

Le deuxième chapitre se consacre à l'étude expérimentale de la problématique posée, celle de l'interaction du flambage et de la rupture. Il s'agit des essais de déchirure d'un tube en inox 304L, à l'aide d'un outil de coupe qui correspond à un cône dissymétrique. L'opération de découpe est obtenue par la translation du cône au sein du tube selon son axe de symétrie. Le dispositif d'essais, les spécimens d'essais avec la caractérisation du matériau et des défauts géométriques initiaux, la mise en exergue des contraintes internes et de leur évaluation, les conditions aux limites, le système de mise en charge, le protocole d'essais, ainsi que l'instrumentation sont décrits. Enfin les résultats des essais menés sont exposés, et interprétés, s'ensuit une étude paramétrique qui tente d'évaluer l'effet des contraintes résiduelles, du frottement outil/tube, et de la vitesse de chargement.

Le troisième chapitre se focalise sur la modélisation numérique. Pour générer la rupture ductile, le modèle CZM ou modèle de zone cohésive est développé et implémenté dans le code de calcul Abaqus/Standard via la subroutine UEL (User Element). Nos choix sont construits pas à pas, après discussion des différentes possibilités aujourd'hui développés par ailleurs par d'autres chercheurs. Notre procédure de calcul comprenant, la configuration choisie pour traiter du contact depuis son initiation jusqu'à sa gestion lors de la translation de l'outil de découpe, le choix des éléments finis, la méthode de résolution, les paramètres matériau, sont passés en revue. La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques montre la pertinence du modèle utilisé. Le mécanisme du flambage est analysé en se basant sur les champs de déformations et de contraintes extraits du calcul numérique. Finalement, la modélisation développée, nous permet de jauger de l'influence de certains paramètres sur le comportement à la rupture ou déchirure du tube, mais aussi sur le flambage. L'effet de la géométrie, du matériau, du frottement, ainsi que de l'utilisation du modèle de rupture sont passés en revue. Nous finissons par rappeler les apports de cette étude mais aussi à en souligner les manques, ce qui nous permet de proposer des perspectives, aussi bien sur le plan expérimental que numérique.



# Chapitre 1. Etude bibliographique

## Sommaire

---

<b>1.1</b>	<b>Introduction .....</b>	<b>- 14 -</b>
<b>1.2</b>	<b>Flambage .....</b>	<b>- 15 -</b>
1.2.1	Introduction .....	- 15 -
1.2.2	Modélisation.....	- 17 -
<b>1.3</b>	<b>Rupture ductile .....</b>	<b>- 22 -</b>
1.3.1	Introduction .....	- 22 -
1.3.2	Mécanisme .....	- 26 -
1.3.3	Mécanique de la rupture ductile .....	- 28 -
1.3.4	Modélisation.....	- 30 -
1.3.4.1	Introduction.....	- 30 -
1.3.4.2	Approche de CTOD et CTOA .....	- 31 -
1.3.4.3	Méthode locale.....	- 33 -
1.3.4.4	Méthode phénoménologique.....	- 37 -
1.3.4.5	Comparaison entre les approches.....	- 39 -
<b>1.4</b>	<b>Couplage entre flambage et rupture.....</b>	<b>- 43 -</b>
<b>1.5</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>- 47 -</b>

## 1.1 Introduction

Dans le cadre de la thèse de Trad [2], des écrans de filets métalliques développés dans le but de protéger les routes et plus généralement les infrastructures en montagne par rapport au risque de chutes de blocs, ont été étudiés. Leur domaine d'action est large, de 100 kJ à plus de 5000 kJ d'énergie dissipée, ce qui en fait un système de protection aux larges possibilités. Dans ces ouvrages, la fonction première du filet est de capter le ou les blocs en chute, puis lors du processus de déformation du filet induit par l'impact, de transmettre les efforts, via des câbles de pourtour liés à la nappe, vers d'autres éléments constituant l'ouvrage de protection. Ces éléments sont dits « fusibles », ils participeront à l'absorption d'énergie en enclenchant un phénomène dissipatif irréversible. La dissipation d'énergie peut être assurée par des dispositifs de freinage de nature très variables suivant les niveaux d'énergie et les technologies choisies.

Un premier type de frein étudié consiste à dissiper de l'énergie par déchirure ductile d'une pièce métallique ou propagation de fissure. Deux barres d'acier sont positionnées à l'intérieur d'un tube en acier doux, qui est entaillé à une extrémité afin d'embrayer la propagation de fissure. Ces deux barres vont être soumises à une traction via des câbles de chargement, la traction va induire la déchirure complète du tube par propagation de la fissure initiale Fig. 1.1.

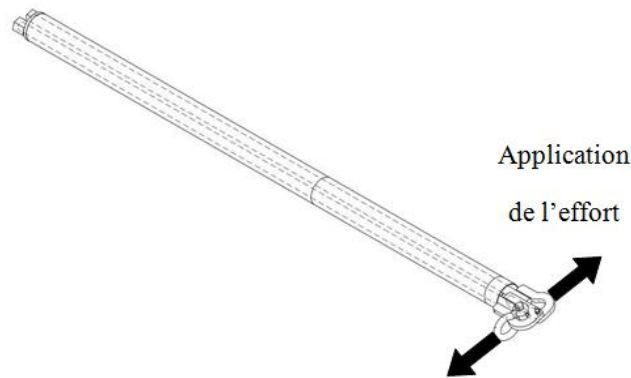


Fig. 1.1. Frein ou « structure fusible » dissipant de l'énergie par déchirure ductile d'un tube

Il est constaté expérimentalement, que lorsqu'une fissure propage, générant ainsi la déchirure du tube, des ondulations de flambage apparaissent sur les bords libres des lèvres de fissure. Notre travail vise à étudier cette interaction, afin d'expliquer l'apparition des ondes de flambage. Nous avons mené plusieurs essais de déchirure dynamique de tubes en acier doux, ce qui nous a permis de confirmer ce type de comportement mais aussi de conclure que nos essais dynamiques (chute de blocs in situ en falaise) n'étaient pas suffisamment « précis » au sens de reproductibles, d'autre part leur instrumentation s'est révélé complexe (Fig. 1.2, Fig. 1.3.).

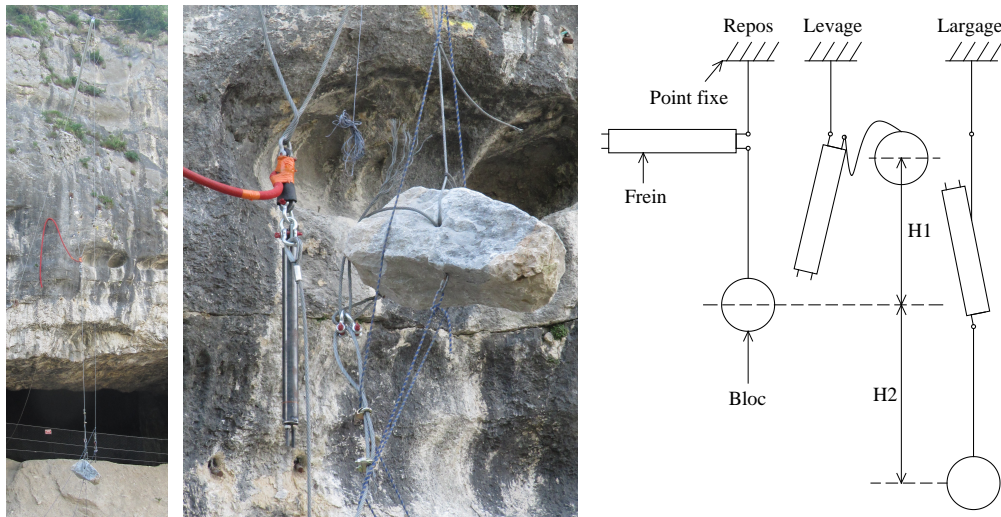


Fig. 1.2. Principe des essais menés in situ en falaise



Fig. 1.3. Principe de déchirure du tube acier et résultats obtenus en dynamique

Pour l'étude de ce phénomène où à priori rupture et flambage interagissent, nous avons opté pour d'autres essais mieux maîtrisés, conduits en laboratoire, et pour commencer dans le cadre quasi-statique.

Dans ce chapitre dédié à l'étude bibliographique, nous faisons le point sur les concepts clés intéressants de prime abord notre travail de recherche, nous présentons les travaux qui ont contribué à nous éclairer quant à nos choix pour traiter de notre problématique autant pour ce qui est de l'approche expérimentale que numérique. Après une présentation des notions essentielles relatives au phénomène de flambage et à la rupture ductile et à leur modélisation, nous procédons à un bilan des travaux concernant le couplage flambage-rupture.

## 1.2 Flambage

### 1.2.1 Introduction

Le flambage d'une structure est le phénomène d'augmentation soudaine de ses déformations lorsque la charge dépasse une certaine valeur [4]. Autrement dit, c'est un processus au cours duquel une structure soumise à un chargement, subit un changement important de forme lié aux effets géométriques non linéaires. Le flambage peut être classé selon trois types illustrés

Fig. 1.4. Le premier cas (Fig. 1.4(a)) est constaté dans le cas des plaques rectangulaires soumises à la compression longitudinale ou dans le cas des poutres sous compression. La Fig. 1.4(b) correspond au cas d'une coque cylindrique circulaire sous compression axiale, en l'absence d'imperfections géométriques initiales. Le comportement décrit Fig. 1.4(c) traduit le retournement soudain d'une calotte sphérique sous pression externe, il s'agit du flambage par point limite, alors que les deux premiers cas correspondent à des bifurcations d'équilibre.

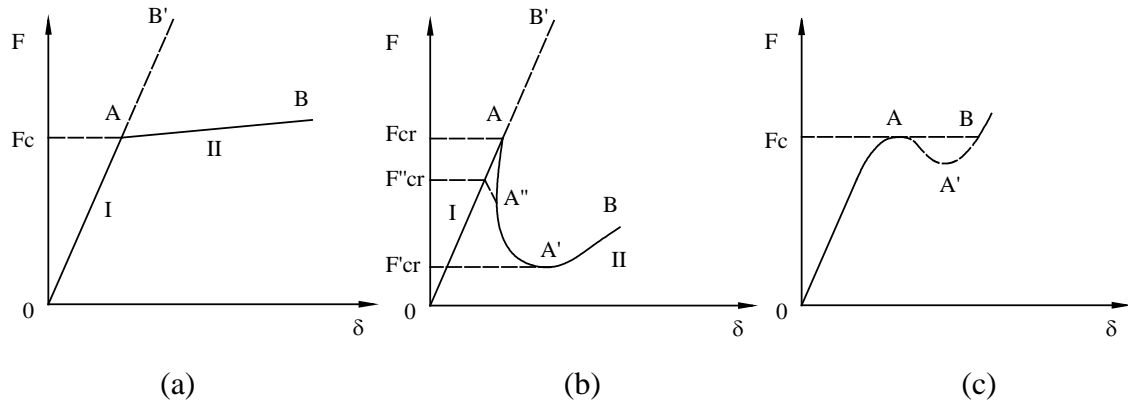


Fig. 1.4. Types de flambage, (a) par bifurcation sans chute de rigidité, (b) par bifurcation avec chute de rigidité, (c) par pointe limite [4]

Le flambage a lieu à cause des efforts de compression qui peuvent provenir de plusieurs sources telles que l'effet direct d'une charge externe, telles que la compression axiale [5], la flexion [6], la pression externe [7], la torsion [8], le cisaillement [9], ou la combinaison des charges [4].etc., ce peut être aussi via l'effet indirect de la charge externe, tels que l'effet de Poisson [10], la dilatation thermique [11], mais aussi les contraintes résiduelles [12] et [13].etc. Selon Parant [14], les contraintes résiduelles sont des contraintes internes qui existent dans un matériau à l'équilibre, libre de tout effort extérieur. Ces contraintes internes, résiduelles au sens où un procédé les a engendrées, et qu'elles persistent bien que la structure ne subissent plus aucune charge extérieure, peuvent effectivement se relaxer, éventuellement partiellement, en induisant le flambage. C'est typiquement le cas dans le phénomène de laminage à froid comme décrit et expliqué par [13], [15], [16] ; où ces contraintes engendrent des instabilités locales aux extrémités des tôles laminées, ou au centre. Abdelkhalek [13] a expliqué le mécanisme du flambage sous contrainte interne en menant une étude numérique du laminage à froid des tôles minces. Il a « chaîné » itérativement un modèle élément finis 3D de calcul de l'écrasement plastique de la tôle dans l'emprise, tenant compte de la déformation des cylindres de la cage, et un modèle semi-analytique de calcul du flambement donnant les défauts de planéité et la relaxation des contraintes associée. En laminage à froid, ces défauts sont dus principalement à l'hétérogénéité de la déformation plastique de la tôle dans l'emprise, engendrée par la déformation élastique et thermo-élastique des cylindres. Cette hétérogénéité de la déformation plastique se traduit en aval de l'emprise par l'apparition des champs de contraintes résiduelles non uniformes, qui peuvent générer le flambage là où une composante principale est compressive. La Fig. 1.5 montre la formation des deux types d'ondulations qui peuvent apparaître sur une tôle durant l'opération de laminage.

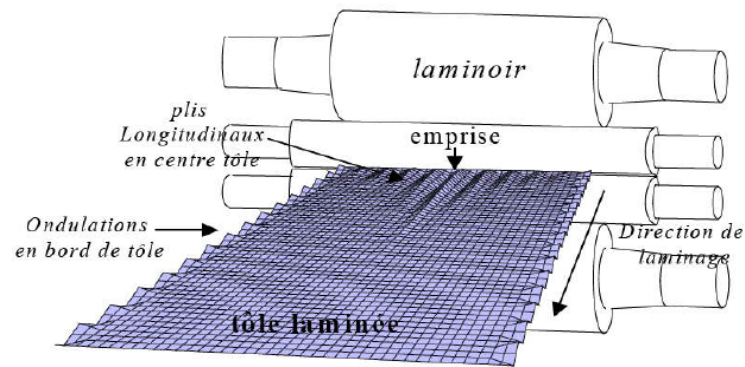


Fig. 1.5. Flambage sous contrainte résiduelle lors du laminage de tôles [13]

La contrainte résiduelle provoque ainsi l'instabilité de la structure dans le problème de mise en forme des tôles minces ([17], [18], [19]). La Fig. 1.6 montre l'apparition des ondulations sur les bords libres d'une éprouvette lors d'une opération de mise en forme à l'aide d'un poinçon. Lors du processus de chargement, les déformations atteignent rapidement le domaine plastique, au voisinage du bord libre du fait de l'écoulement de la matière dans le sens de la diminution du rayon, cela induit des contraintes circonférentielles compressives. Cette contrainte qui s'exerce sur une zone voisine d'un bord libre, sur une largeur réduite, est cependant suffisamment importante pour induire le flambage du pourtour.



Fig. 1.6. Mode de flambage obtenu lors de la mise en forme des tôles métalliques [18]

## 1.2.2 Modélisation

Le calcul du flambage étant désormais classique, nous mettrons le focus essentiellement sur les parties un peu plus complexe d'utilisation. Concernant l'analyse du flambage, trois étapes sont à considérer. Premièrement, le calcul de pré-flambage, cette étape n'a pas besoin de techniques de traitement spécifique. Deuxièmement, le calcul de la charge critique qui est déterminée en se basant sur l'une ou l'autre des méthodes suivantes :

- Résolution directe des équations différentielles de l'équilibre, avec comme résultat les valeurs exactes des charges critiques,
- Utilisation de méthodes approchées qui sont, pour la plupart d'entre elles, basées sur des méthodes énergétiques et qui conduisent à des solutions approchées des problèmes de flambement.

La première méthode ne peut être utilisée que pour des problèmes de flambement simples, et donc pour un nombre de cas relativement restreints. La deuxième méthode est utilisée pour les cas où il n'est pas possible d'obtenir une forme générale des solutions aux équations différentielles de l'équilibre [20].

Troisièmement, la détermination du comportement post-flambage au voisinage du point critique et au-delà, en particulier, les comportements de type snap-through ou snap-back (Fig.

1.7), qui sont généralement liés à des longueurs d'ondes à l'échelle globale et pour lesquelles la non-linéarité est liée aux changements géométriques. Ces comportements sont généralement décrits par la méthode des éléments finis, soit implicite, soit explicite [21], en ayant recours à des techniques spécifiques pour le traitement des non-linéarités associées. Pour le schéma implicite, le suivi des branches bifurquées après le passage des points critiques (points limites ou points de bifurcation) associés au flambage, ne peut être obtenu par la famille des méthodes dites de Newton (Quasi-Newton method, Newton-Raphson method, Modified Newton-Raphson method) [22], que ce soit en pilotant en force ou en déplacement. Il peut être traité à l'aide d'autres méthodes numériques qui sont résumées dans l'étude de Jorabchi [23]. On peut citer certaines, telles que le pilotage en déplacement généralisé ([24], [25]), le contrôle de l'énergie ([26], [27]), la longueur d'arc ([28], [29]), la technique d'amortissement [30], les ressorts artificiels ([31], [32], [33]), l'abandon de l'itération d'équilibre au voisinage du point limite jusqu'au passage de ce point ([34], [35]), le concept d'homotopie ([36], [23]), le minimum de déplacement résiduel [37].etc. Chacune de ces méthodes a ses domaines d'application, ses propres avantages et inconvénients. Parmi elles, les deux techniques (longueur d'arc et amortissement) sont les plus utilisées dans les codes de calcul commerciaux s'appuyant sur la MEF (Abaqus, Ansys...), elles sont donc détaillées ici.

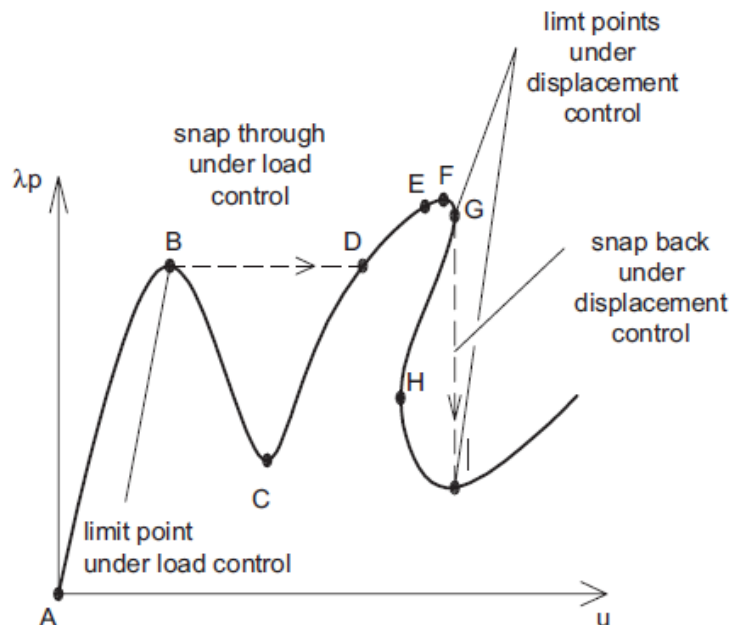


Fig. 1.7. Phénomènes de snap-back, snap-through dans le post-flambage [38]

La méthode par longueur d'arc est initialement introduite par Wempner [28] et Riks [29]. Elle est décrite, avec ses évolutions, dans les études de Memon [39] et de Corrêa [40]. Le principe de cette approche est d'ajouter une nouvelle inconnue  $\lambda$  pilotant l'incrément de chargement dans l'équation d'équilibre du système non linéaire (1.1).

$$F_r(u, \lambda) = F_i(u) - \lambda F_e \quad (1.1)$$

L'incrément de calcul dit par longueur d'arc  $\Delta l$  est en fonction à la fois de l'incrément de déplacement et de chargement (1.2).

$$\Delta l^2 = \Delta u^T \Delta u + \Delta \lambda^2 \psi^T F_e^T F_e \quad (1.2)$$

Dans la résolution l'ensemble des équations (1.1), (1.2) de manière incrémentale et itérative, l'enjeu de la méthode à longueur d'arc consiste à optimiser le choix de  $\Delta l$  le long du chemin

d'équilibre statique dans l'espace de charge-déplacement pour contrôler le progrès de la solution, soit stable ou instable.

Le logiciel Abaqus propose la technique de « Riks modifiée », proposée par Crisfield [41], Ramm [42], Powell [43]. Pour son application, deux hypothèses sont envisagées. Premièrement, la charge est proportionnelle, c'est-à-dire que la variation de la charge est gouvernée par un seul paramètre scalaire. Deuxièmement, la réponse doit être « raisonnablement lisse » et les bifurcations n'ont pas lieu soudainement. Les détails de ces formulations sont donnés dans le manuel de théorie d'Abaqus [44]. La démarche est de rechercher un chemin d'équilibre dans un espace défini par les variables nodales et le facteur de chargement. L'algorithme de base est le même que la méthode Newton, à tout moment, il y aura un rayon fini de convergence. Ce rayon définit une ligne le long de la ligne tangente au point d'équilibre actuel de la solution, l'équilibre est recherché dans la zone qui traverse le point obtenu et est limité par la ligne perpendiculaire à la ligne tangente initiale (Fig. 1.8).

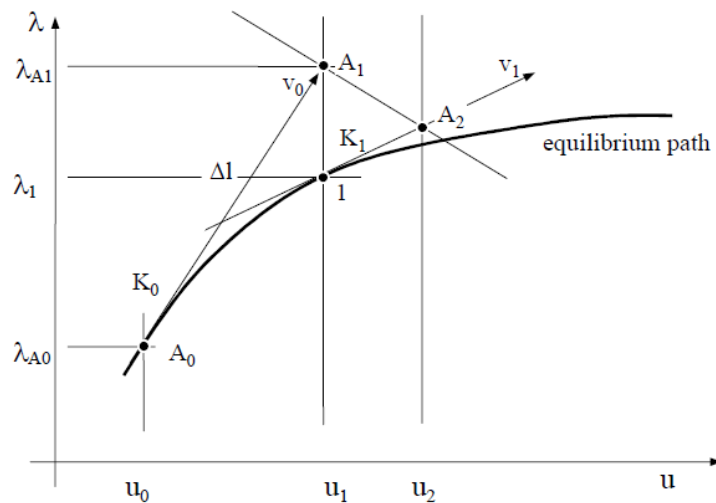


Fig. 1.8. Pilotage de type Riks modifié [44]

Dans Abaqus, l'utilisation de la méthode modifiée de Riks pour l'étude du post-flambage semble très robuste, diverses études ont utilisé cette approche, citons le flambage des tubes métalliques de section elliptique sous compression [45], le flambage des coques métalliques sphériques [46], le flambage des tubes en aluminium sous contrainte résiduelle [12].etc. Cependant, cette méthode ne converge pas toujours dans le cas de très fortes non-linéarités, en particulier si la courbure de la courbe charge-déplacement est très grande [47], si le post-flambage est causé ou s'accompagne d'une perte de contact, et pour certains types de flambage locaux où de multiples longueurs d'onde critiques coexistent [44].

Le concept de la technique d'amortissement se base sur l'idée de Kröplin [30], [48], [49]. Le code Abaqus l'introduit dans l'option de stabilisation couplée à la méthode de Newton-Raphson pour résoudre des problèmes non linéaires. Le principe est d'ajouter une force visqueuse (1.3) aux équations d'équilibre globales (1.4).

$$F_v = cM^*V_N \quad (1.3)$$

$$F_e - F_i - F_v = 0 \quad (1.4)$$

L'équation résolue dans chaque itération de Newton-Raphson devient :

$$\left( K_t + \frac{c}{\Delta t} M^* \right) du = F_r - cM^*V_N \quad (1.5)$$

Tant que le modèle est stable, la force visqueuse et l'énergie visqueuse absorbée sont très petites. Si une région de charge devient instable, la vitesse locale augmente et en conséquence, une partie de l'énergie de déformation libérée est dissipée par l'amortissement appliqué pour stabiliser l'équilibre. Cette méthode peut traiter efficacement les phénomènes de flambage globaux et locaux [44]. On cite, par exemple, le flambage des colonnes métalliques causé par le chargement thermique [50], le flambage des coques composites sous combinaison de charges mécaniques [51], le flambage de fuselages d'avion, qui sont des plaques ou coques à faible courbure, intensivement raidis, et pour lesquels des modes locaux et globaux interagissent [52].etc.

La comparaison des deux méthodes présentées ci-dessus est effectuée par certaines études. Citons le travail de Yu [53], [54], il a modélisé le flambage des sections de forme C et Z sous flexion à l'aide du code Abaqus, en ayant recours soit à la méthode de Riks modifiée, soit à celle de l'amortissement visqueux. Il a conclu que la deuxième technique fournit une meilleure simulation des comportements observés expérimentalement et il souligne qu'elle semble plus robuste (moins de problème de convergence) pour le passage des charges limites. La Fig. 1.9, rappelle les résultats obtenus, et la pertinence des solutions numériques par rapport au résultat expérimental. L'analyse par la méthode de Riks modifiée s'arrête quand le calcul est proche de la charge maximale et ne converge plus. Comme discuté plus haut, cette méthode rencontre des difficultés sur les problèmes de forte instabilité locale avec redistribution. Au vue de cette étude, la méthode automatique de stabilisation semble avoir la capacité de surmonter ces limites.

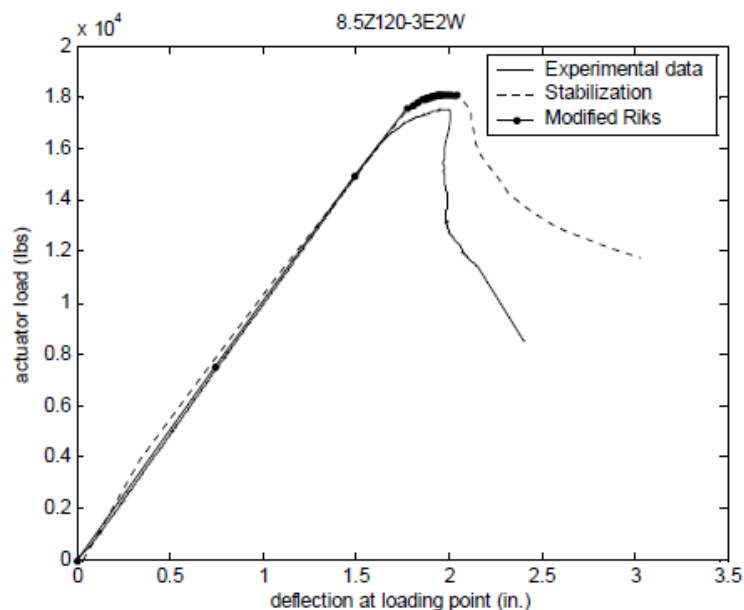


Fig. 1.9. Comparaison entre des solutions numériques et expérimentale [54]

Moen [55] a aussi abordé l'étude de ces deux procédures numériques pour l'analyse du comportement post-critique de plaques en acier comportant des trous dans le cas de la compression axiale. Une imperfection initiale est introduite dans la structure pour favoriser le calcul sachant que le problème exact de post-flambage ne peut pas être analysé directement dû à la réponse fortement discontinue au point de bifurcation. Les deux méthodes, la méthode de Riks modifiée et la technique d'amortissement, permettent d'accéder aux chemins d'équilibres, incluant, la détermination du pic de charge maximale, le comportement post-pic et la détermination du mode de ruine de la structure. Ces résultats sont obtenus soit dans le cas d'un pilotage en force (Riks), ou dans le cas d'un déplacement imposé (méthode avec viscosité). La réponse en post-flambage et la déformée finale prédites en utilisant la méthode de Riks modifiée et celle d'amortissement sont toutes deux respectivement sensibles à la taille



de l'incrément maximal du facteur de charge  $\Delta\lambda_{\max}$  et au facteur d'amortissement  $c$  (Fig. 1.10).

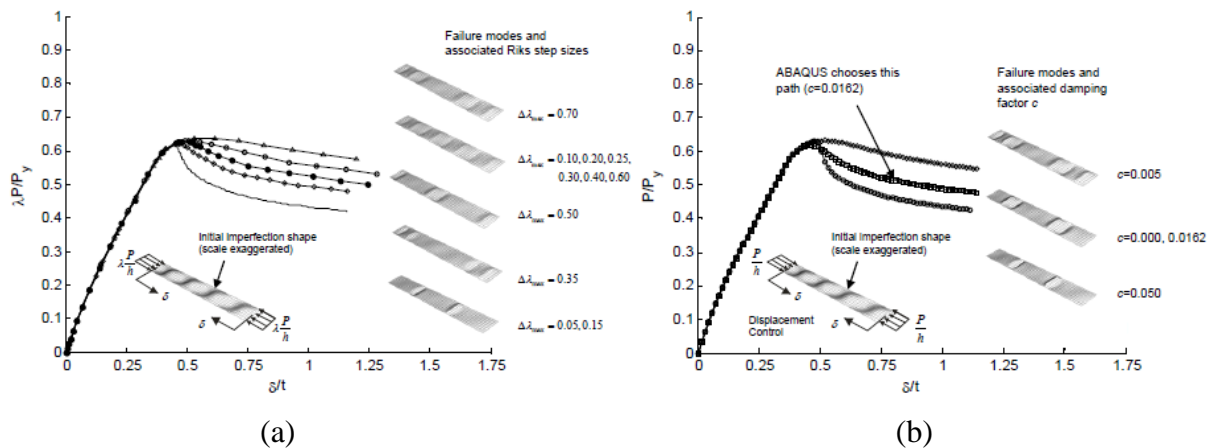


Fig. 1.10. Courbe force-déplacement et mode de flambage, (a) méthode de Riks modifiée, (b) technique d'amortissement [55]

En dehors de la méthode de résolution mentionnée ci-dessous, le choix du type d'élément joue aussi un rôle important dans la modélisation du phénomène de flambage. Les éléments coques conventionnels sont souvent utilisés ([4], [12], [13]). Cependant, certains auteurs essaient d'utiliser les éléments volumiques. Remmers [56] a montré dans une étude de l'interaction flambage-délaminage dans le cas d'un matériau composite, que l'élément coque volumique a le même avantage que l'élément coque conventionnel en évitant le verrouillage, donc on peut l'utiliser dans le cas de structure mince pour la modélisation du phénomène de flambage. De plus, la distribution linéaire de la déformation normale au travers de l'épaisseur au lieu d'une valeur constante dans l'élément coque conventionnel, rend l'élément coque volumique plus précis. Legay [57] a développé un élément de coque volumique pour évaluer la tenue mécanique des coques de sous-marins soumises à la pression hydrostatique correspondant à l'immersion du sous-marin. Son modèle permet de modéliser le phénomène de flambage en prenant en compte la présence des trous, les surépaisseurs ou les défauts géométriques quelconques. Toujours pour l'élément de coque volumique, Ma [58] a étudié le flambage élastique des coques ellipsoïdales sous pression uniforme externe. Il a montré que ce type d'élément permet de mieux modéliser les variations d'épaisseurs et donne de meilleurs résultats que l'élément coque conventionnel, cependant, il consomme plus de temps de calcul. Bischoff [59] a étudié la performance des éléments coques et des éléments solides quant à l'analyse du flambage linéaire des coques cylindriques minces et épaisses sous pression externe uniforme. Il a constaté que la solution avec de « gros maillage » utilisant l'élément coque est satisfaisante, alors que celle de l'élément solide est inadéquate dans les deux cas (coque mince et épaisse). Les erreurs absolues sont beaucoup plus grandes pour la coque mince, modélisée par l'élément solide, ce qui signifie un symptôme typique du verrouillage. Même dans le cas de maillage plus fin, le modèle avec l'élément solide modélisant la coque mince surestime la charge critique jusqu'à 70% et fausse les modes de flambage. Killpack [60] a fait une analyse du flambage par la méthode de Riks en utilisant les éléments solides, coques conventionnels et coques volumiques. Il a montré que l'élément coque volumique est plus performant que l'élément solide en flexion et plus réaliste que l'élément coque conventionnel dans la description de la condition aux limites.

En présence de problèmes de contact, l'étude du flambage en utilisant des éléments coques conventionnels ([12]) ne permet pas de traduire la réalité du contact et de son évolution, les éléments 2D maillage (coque conventionnel) nécessite généralement des simplifications quant à la surface de contact initiale ou mise en contact au cours du calcul. L'utilisation des éléments volumiques est généralement plus précise, citons par exemple, le travail de Moïrot

([61], [62]) qui concerne l'étude des instabilités des disques de freinage face aux frottements (Fig. 1.11). Cosaque [63] a comparé la performance entre des éléments coques conventionnels (S4R), des éléments coques volumiques (SC8R) et des éléments solides (C3D8R) tous disponibles dans le code Abaqus, pour la modélisation de la flexion des tubes et en tenant compte du contact. Il a montré que le choix d'élément a un impact non négligeable sur la qualité du résultat simulé. Les deux éléments coques semblent donner des résultats similaires mais l'élément S4R est moins précis dans le traitement du contact mais aussi pour ce qui est du champ des contraintes lors d'une variation importante d'épaisseur. L'élément C3D8R est plus rigide que les deux autres pour le problème de flexion.

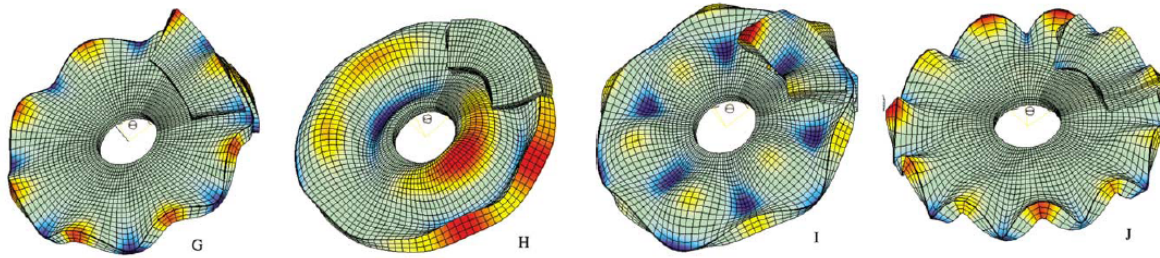


Fig. 1.11. Quelques modes instables du système d'un disque de frein de véhicules [61], [62]

L'utilisation d'éléments finis de différentes natures semble efficace pour décrire plusieurs phénomènes susceptibles d'apparaître dans le comportement d'une structure, voir éventuellement leur interaction. Pour l'étude de l'interaction flambage-rupture des tubes sous la flexion, Mignot [6] a modélisé la propagation de fissure par une zone cohésive 3D connectée directement aux éléments solides C3D8 via l'option \*TIE. Les éléments de coques conventionnels sont pris dans la zone de compression pour alléger le modèle et simuler le flambage. Le couplage entre les éléments solides et les éléments coques conventionnels est fait par l'option « Shell-to-solid coupling ».

En conclusion, la méthode proposée et le type d'élément utilisé dépend fortement des problèmes traités. Dans le code Abaqus, la méthode d'amortissement semble convenable à la fois aux instabilités globales et locales. Au contraire, la technique de Riks modifiée est plutôt applicable aux flambages globaux et moins pratiques dans le cas de flambages locaux amenant des adoucissements dans la courbe caractéristique force-flèche. L'élément coque conventionnel et coque volumique représente très bien les modes de flambage. L'élément solide est moins performant face à ce phénomène, car plus raide en flexion. Cependant, l'interaction de phénomènes physiques distincts (flambage, rupture, contact .etc.) nécessite certainement de coupler différents types d'éléments de manière à capturer de façon suffisamment précise tous les phénomènes et pour des temps de calculs raisonnables.

## 1.3 Rupture ductile

### 1.3.1 Introduction

La rupture ductile a lieu lorsque la déformation plastique atteint une valeur importante amenant une propagation stable de la fissuration (la fissure a besoin de plus d'énergie pour reprendre sa progression). Le comportement jusqu'à la rupture d'un matériau ductile en sollicitation monotone est typiquement montré à la Fig. 1.12. Tout d'abord le matériau se comporte de manière élastique linéaire, ensuite, la plasticité domine l'état de la déformation. A un certain moment, l'écoulement de la matière devient instable. Cette instabilité se traduit par la striction. Dans cette zone, l'endommagement s'initie et se développe jusqu'à la rupture totale de l'éprouvette. Sur la courbe de comportement, cette phase correspond à la zone dite d'adoucissement.

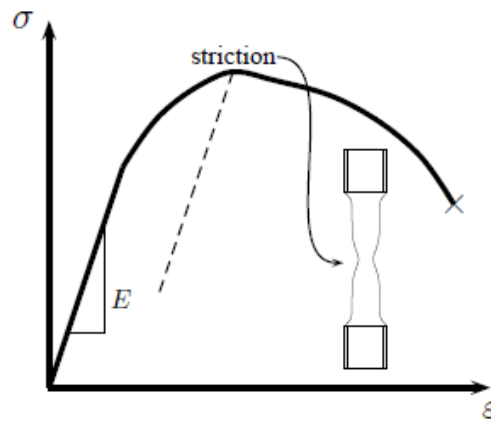


Fig. 1.12. Comportement typique de traction d'un matériau ductile [64]

La fissuration se manifeste par la séparation irréversible d'un milieu continu en deux parties, appelées lèvres de la fissure, ce qui introduit une discontinuité au sens des déplacements. Les mouvements possibles des lèvres de chaque fissure sont des combinaisons de trois modes indépendants (Fig. 1.13).

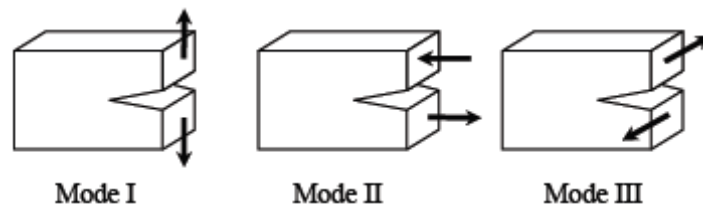


Fig. 1.13. Modes de rupture, mode I : ouverture (clivage), mode II : cisaillement plan, mode III : cisaillement anti-plan [65]

L'observation des faciès de rupture à deux échelles différentes (macroscopique et microscopique) est importante pour déterminer l'origine de la rupture et contribuer à la détermination des modes de rupture [64]. Ici, on se limite aux observations concernant la rupture ductile des pièces saines ou entaillées sous un chargement monotone unidirectionnel. Les faciès macroscopiques de rupture dépendent fortement de la géométrie de l'éprouvette utilisée [66]. Cet auteur a testé des éprouvettes de forme différente en alliage d'aluminium 6056 sous traction unidirectionnelle en quasi-statique Fig. 1.14. Le résultat indiqué sur la Fig. 1.15 montre les formes macroscopiques de la surface de rupture. Elles peuvent être classées en 3 catégories : (T) rupture triangulaire à plat (perpendiculaire à la direction de traction), (F) rupture globalement plate et rugueuse et (S) rupture en biseau (formant un angle avec la direction de traction). Plusieurs de ces catégories peuvent être observées simultanément sur une surface de rupture. Si on regarde le processus de la rupture, plusieurs résultats expérimentaux montrent que le phénomène de tunnel au fond de fissure est une caractéristique fréquente de la propagation de fissure dans la déchirure stable des éprouvettes en matériau ductile ([67], [68], [69]). Pour un spécimen contenant une fissure initiale à travers l'épaisseur avec un fond droit, lors du chargement, on constate que le centre du fond de fissure avance en premier, ensuite l'autre partie progresse (Fig. 1.16). Cependant, il existe une configuration géométrique où les bords du fond de fissure propagent plus vite que le centre. L'étude de Cornec [70] sur l'éprouvette C(T) modifiée en aluminium 2024-FC (Fig. 1.17) le montre. La rupture des éprouvettes minces en traction peut avoir lieu par la propagation d'une fissure inclinée (Fig. 1.18). Dans ce cas, la forme du fond de fissure devient incontrôlable [68].

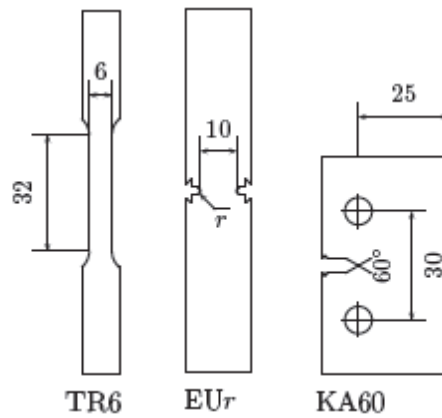


Fig. 1.14. Géométrie des éprouvettes : traction lisse (TR6), entaillée en U (EUR), éprouvette Kahn (KA60) [66]

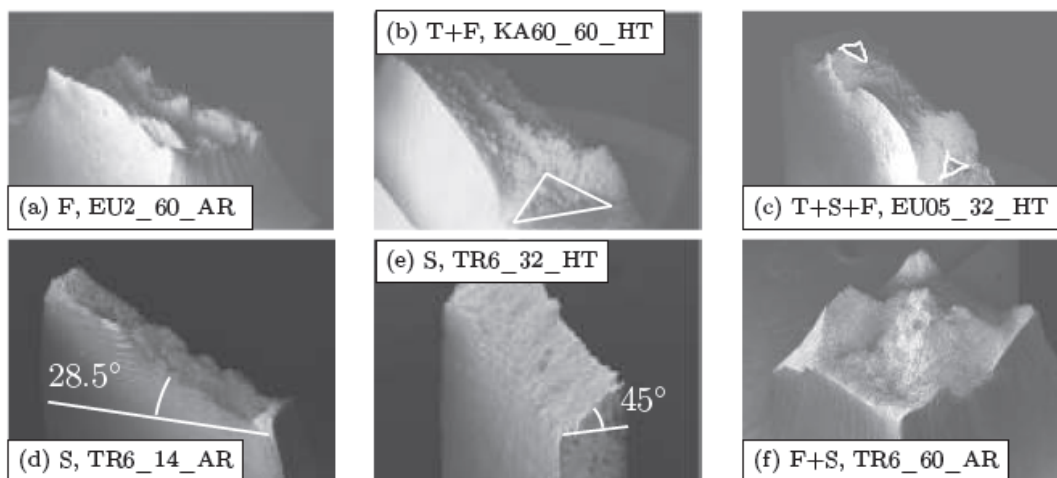


Fig. 1.15. Surface de rupture macroscopique, (a) éprouvette faiblement entaillée en U, (b) éprouvette Kahn, (c) éprouvette EU05L\_32, (d), (e), (f) éprouvette TR6 [66]

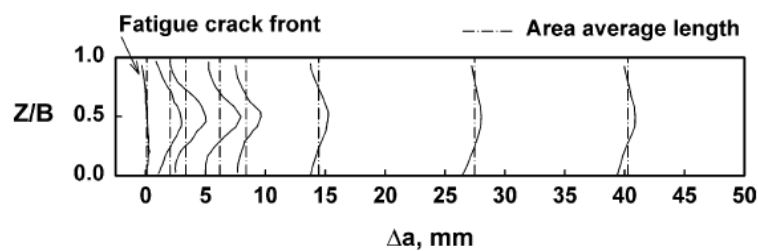


Fig. 1.16. Forme du fond de fissure de l'éprouvette C(T) [69]

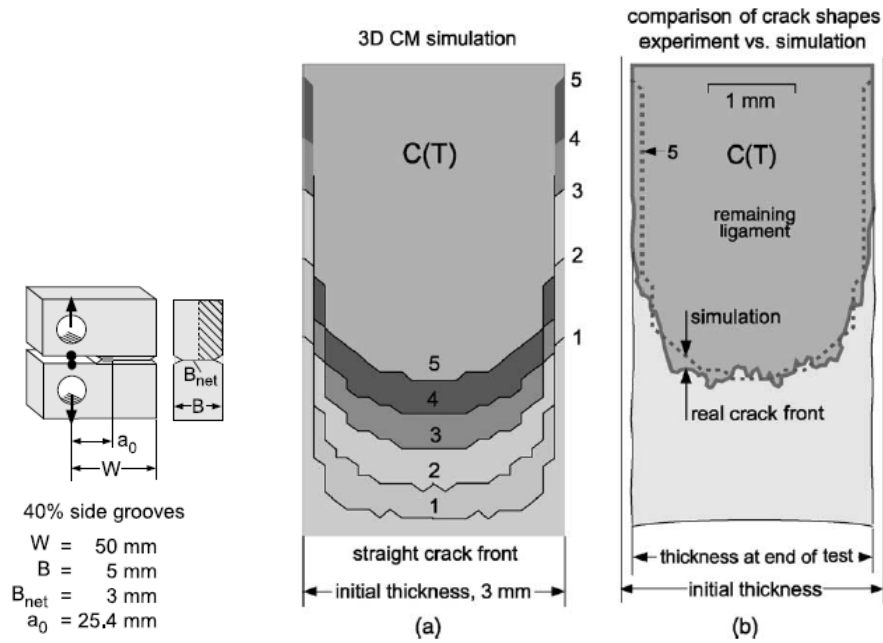


Fig. 1.17. Forme du fond de fissure de l'éprouvette C(T) modifiée, (a) développement numérique du fond de fissure (1→5), (b) comparaison entre le test et le calcul de la forme du fond de fissure [70]

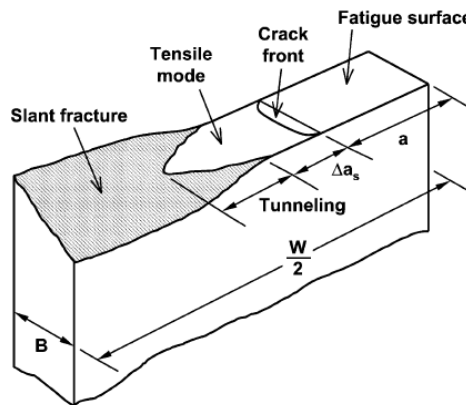


Fig. 1.18. Rupture finale par une fissure inclinée [69]

Au niveau microscopique, les faciès de rupture sont souvent rugueux, ternes et chaotiques. La Fig. 1.19 illustre l'allure des surfaces de rupture correspondant à un mode ductile dans le cas d'un acier X100, d'un alliage d'aluminium 2024. On distingue dans les deux cas des cupules dont le fond est souvent occupé par une inclusion.

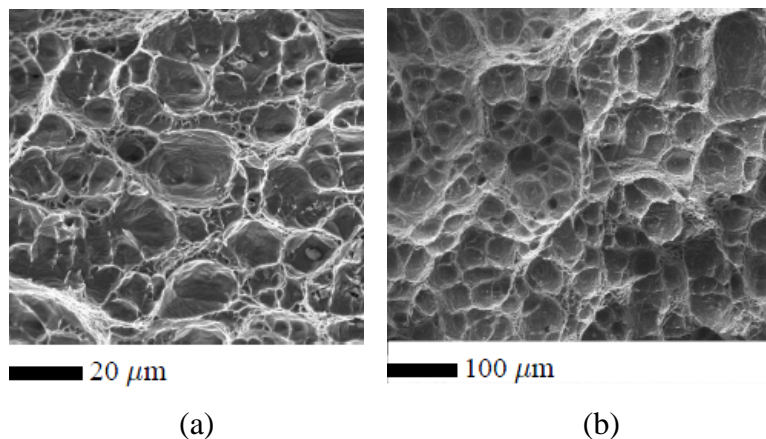


Fig. 1.19. Faciès de rupture, (a) alliage d'aluminium 2024, (b) acier X100 [64]

### 1.3.2 Mécanisme

Au cours des grandes déformations plastiques, le processus de dégradation progressive d'un matériau ductile, d'un état sain jusqu'à la rupture macroscopique, peut être subdivisé selon les trois phénomènes suivants : la germination de microcavités, leur croissance et enfin leur coalescence. Chaque étape est résumée à la suite en considérant un métal qui contient de nombreuses inclusions de différentes tailles, formes et phases (Fig. 1.20(a)). Pour illustrer facilement notre propos, nous isolons un EVR (élément de volume représentatif) contenant deux inclusions, l'une sphérique et l'autre elliptique distantes d'une longueur  $l_0$  l'une de l'autre (Fig. 1.20(b)). Cet EVR est supposé soumis à une traction uni-axiale selon l'axe vertical.

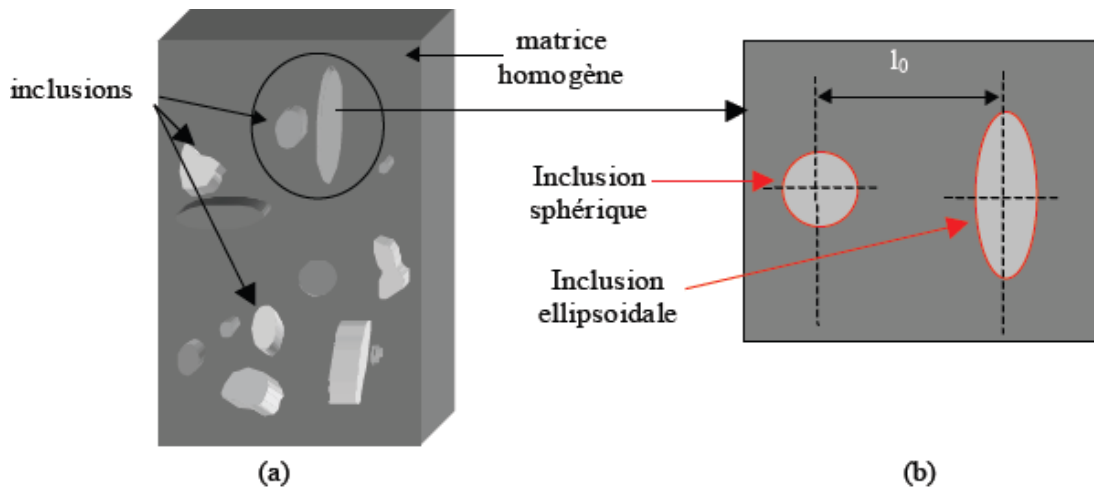


Fig. 1.20. Schématisation d'un métal contenant diverses inclusions [71]

#### *Nucléation ou germination*

Durant le chargement, l'apparition de la concentration locale de contraintes aux zones de différente rigidité (matrice, inclusion) peut engendrer la rupture de l'inclusion (Fig. 1.21 (a)) ou la décohésion des inclusions (Fig. 1.21(b)) de la matrice. En conséquence, les microcavités sont créées entre la matrice et les inclusions, ou entre les deux parties de l'inclusion rompue (Fig. 1.21). Ce mécanisme de naissance des microcavités est appelé le stade de nucléation ou de germination qui est à l'origine de la rupture ductile.

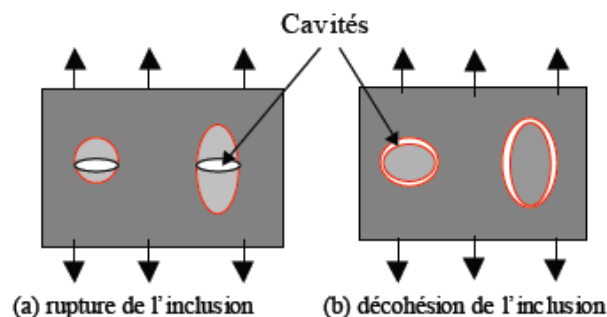


Fig. 1.21. Schématisation du mécanisme de germination des cavités [71]

#### *Croissance des cavités*

Les microcavités, générées durant le stade de la germination, croissent sous l'effet de la tension hydrostatique et des mouvements de dislocations responsables de l'écoulement plastique (Fig. 1.22(a), Fig. 1.22(b)). A partir d'une certaine taille, elles vont être suffisamment nombreuses pour modifier le comportement local du solide.

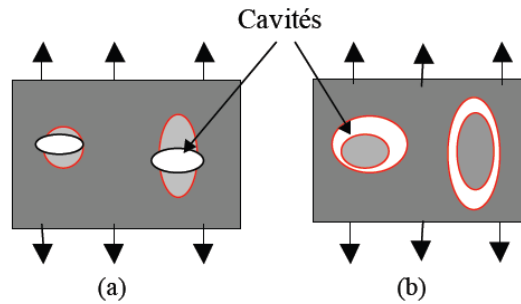


Fig. 1.22. Croissance des cavités [71]

### *Coalescence des cavités*

Lorsque la taille des microcavités augmente et atteint un seuil critique, le phénomène d'interaction entre ces porosités a lieu. Ces connexions conduisent à la formation des macro-fissures qui entraînent la rupture du matériau (Fig. 1.23(a), Fig. 1.23(b)).

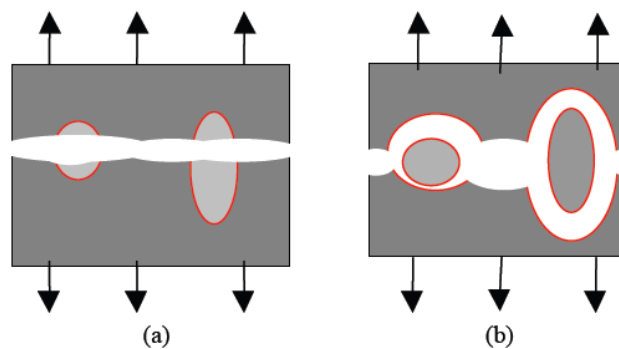


Fig. 1.23. Stade ultime de coalescence et rupture totale de l'EVR [71]

D'après Benzerga [72], ce processus terminal peut conduire à un grand nombre de modes, qui dépendent des facteurs microstructuraux, des conditions de charge et des propriétés d'écoulement plastique de la matrice. Le mode le plus observé de coalescence est la striction interne (Fig. 1.24(a)). Le deuxième mode est la coalescence dans une bande de micro-cisaillement (Fig. 1.24(b), Fig. 1.24(c)), qui est due à l'instabilité par dislocation de la sous-structure et la concentration de contrainte entraîne sa propagation [73]. Evidemment, la coalescence dans une bande de micro-cisaillement se forme de manière que l'inclinaison de la microbande dépende des positions relatives entre les cavités. Le troisième mode de coalescence de cavités est la formation de colonnes de vides (Fig. 1.24(d)).

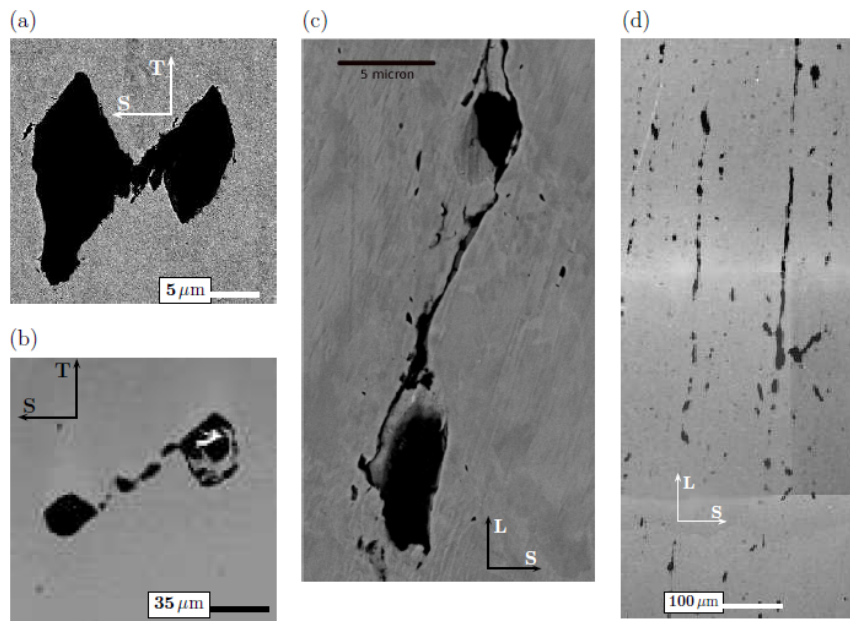


Fig. 1.24. Modes de coalescence, (a) striction interne entre deux cavités, (b), (c) coalescence dans une bande de micro-cisaillement, (d) coalescence dans des colonnes (T, L : l'axe de chargement) [72]

La forme de la surface macroscopique de rupture finale dépend des mécanismes de la coalescence de cavités. La Fig. 1.25 montre différentes tendances à la fissuration, la première liée à la striction interne, la deuxième à l'apparition d'une bande de cisaillement entre les cavités.

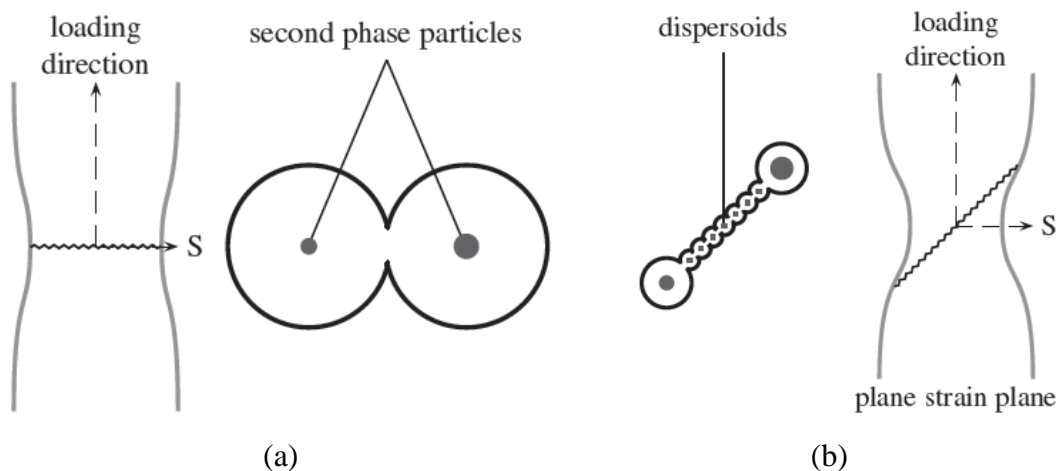


Fig. 1.25. Forme macroscopique de la rupture ductile, (a) rupture à plat à cause de la striction interne, (b) rupture inclinée due à l'apparition d'une bande de cisaillement [74]

### 1.3.3 Mécanique de la rupture ductile

En ce qui concerne la fissuration, la mécanique de la rupture vise à étudier les cas de fissure statique, quasi-statique et dynamique. Le premier cas se concentre sur l'étude des champs mécaniques entourant une pointe de fissure statique pour prévoir la propagation ou non de la fissure. Pour les deux autres cas la théorie aborde la propagation de la fissure, en fonction de sa vitesse de propagation, elle sera considérée comme quasi-statique ou dynamique. Dans ce dernier cas on devra prendre en compte les termes d'inertie dans la formulation et dans la résolution du problème [65].

L'analyse de la mécanique élastique linéaire de la rupture cerne d'assez près la réalité physique pour les matériaux élastiques fragiles ou peu ductiles (plasticité confinée), mais elle



est insuffisante lorsque les déformations plastiques interviennent dans un volume dont la dimension caractéristique dépasse 5 à 20% de la longueur de la fissure (plasticité étendue). L'utilisation de la mécanique non linéaire de la rupture est nécessaire pour déterminer les champs de contrainte et déformation dits locaux [75]. La Fig. 1.26 montre les types différents de plasticité au sommet de la fissure.

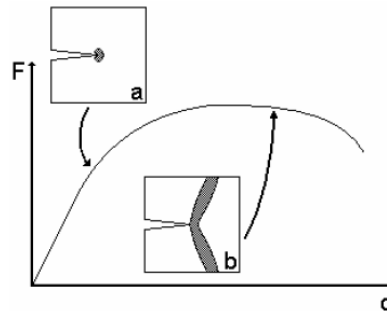


Fig. 1.26. Courbe force-déplacement, (a) plasticité confinée, (b) plasticité étendue. La zone déformée plastiquement est représentée en gris [76]

Dans le cas de la plasticité confinée, il est nécessaire que la taille de cette zone reste petite par rapport à la longueur de la fissure, et aux dimensions de la structure, de façon à ne pas trop perturber la distribution élastique des contraintes. Une zone plastique de correction est introduite en avant de la fissure, dont la taille peut être déterminée, par la méthode de Westergaard [77], qui donne une solution asymptotique, ou par le modèle d'Irwin [78] et de Dugdale [79], ces approches sont citées dans les ouvrages de Lemaitre [75] et Labbens [80]. Selon Hamam [81], la forme et la dimension de cette zone plastifiée, dépendent du chargement ainsi que des caractéristiques du comportement élasto-plastique du matériau.

Dans la solution asymptotique de Westergaard [77] (Fig. 1.27(a)), l'estimation de la taille de la zone plastique sur l'axe de la fissure peut être obtenue par l'équation (1.6) dans le cas des contraintes planes, et l'équation (1.7) dans le cas des déformations planes.

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_y^2} \tag{1.6}$$

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_y^2} (1-2\nu)^2 \tag{1.7}$$

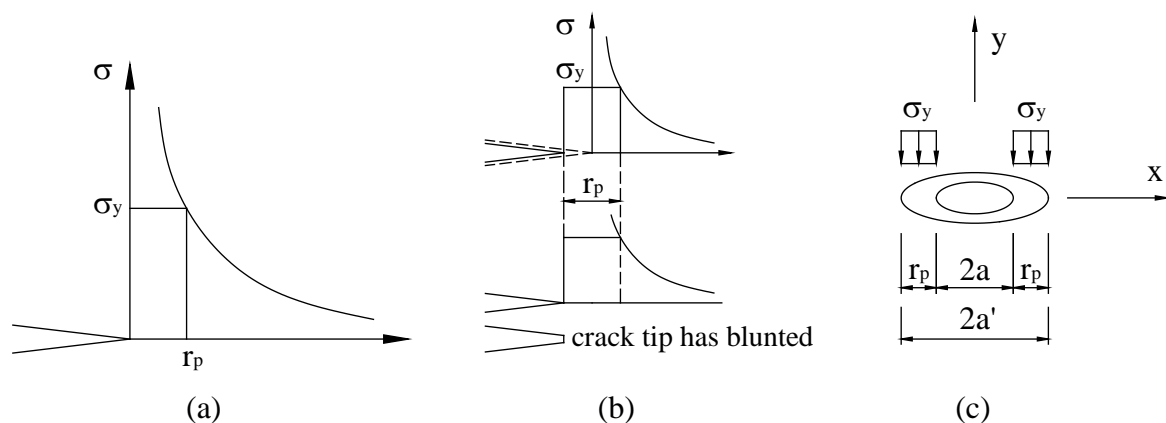


Fig. 1.27. Zone plastique, (a) solution asymptotique de Westergaard, (b) approximation d'Irwin, (c) modèle de Dugdale [82]

Irwin [78] a développé l'approximation de deuxième ordre pour la zone plastique confinée basée sur la redistribution des contraintes autour du fond de fissure (Fig. 1.27(b)). La taille de

la zone plastique sur l'axe de la fissure est donnée par l'équation (1.8) en contrainte plane, et (1.9) en déformation plane.

$$r_p = \frac{1}{\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_y^2} \quad (1.8)$$

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_y^2} \quad (1.9)$$

Dugdale [79] a supposé que la fissure physique actuelle de longueur  $2a$  est remplacée par la fissure totale effective de longueur  $2a'$ , avec  $a' = a + r_p$  (Fig. 1.27(c)). La valeur de  $r_p$  dans le cas des contraintes planes est déterminée par l'équation (1.10).

$$r_p = \frac{\pi}{8} \frac{K_I^2}{\sigma_y^2} \quad (1.10)$$

Dans le cas d'une tôle épaisse, le rayon de la zone plastique dépend de la position considérée dans le sens de l'épaisseur (Fig. 1.28). Il y a une diminution progressive de la taille de la zone plastique lorsqu'on se déplace depuis la surface extérieure, où l'on est plutôt en contrainte plane, jusqu'à l'intérieur du domaine, où l'on est plutôt en déformation plane.

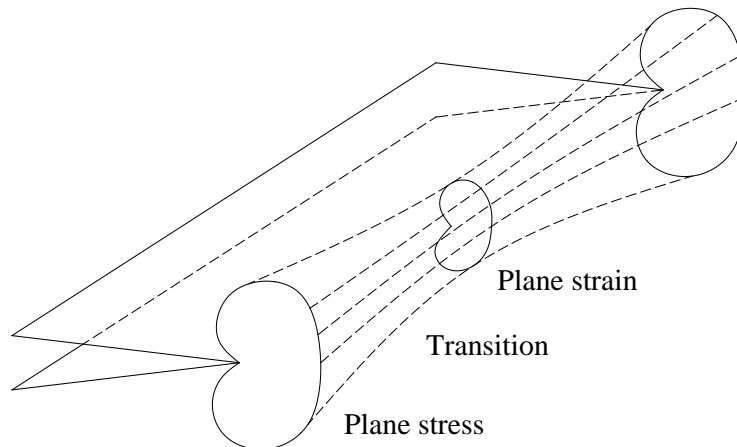


Fig. 1.28. Zone plastique à travers l'épaisseur [82]

Pour la rupture des matériaux très ductiles, la plasticité étendue domine le sommet de fissure. Le concept de la mécanique non linéaire de la rupture est indispensable pour traiter cet aspect. La partie ci-après aborde les méthodes numériques utilisées dans ce contexte, en particulier pour les structures minces.

### 1.3.4 Modélisation

#### 1.3.4.1 Introduction

Les méthodes de simulations numériques utilisées pour simuler la rupture ductile des structures minces, en quasi-statique, et en se basant sur le concept des éléments finis avec un schéma implicite, appartiennent à trois grandes familles : les approches globales, locales et numériques [83]. L'approche globale (ou énergétique) est caractérisée par l'étude du comportement global de la structure fissurée sur le plan énergétique en se basant sur le principe que la propagation de fissure est un phénomène dissipateur d'énergie. L'approche locale est caractérisée par une étude des champs de contrainte et de déformation au voisinage du front de fissure qui représente une singularité [65]. L'approche numérique se base sur la description des phénomènes observés dans la zone de rupture, par exemple, pour la rupture ductile, à savoir les processus micromécaniques de la nucléation, de la croissance et de la coalescence des cavités [84]. Selon Bron [85], Brocks [86] et Zerbst [87], trois méthodes sont

les plus pratiques. La première appartenant aux approches globales se base sur l'angle d'ouverture du fond de fissure (CTOA) ou l'ouverture de fissure en pointe de fissure (CTOD). La fissure est supposée se propager lorsque la valeur de CTOD ou CTOA atteint une valeur critique. La deuxième des techniques locales, s'appuie sur le mécanisme de l'évolution de l'endommagement au sein du matériau. La troisième, appartenant à la classe des méthodes dites phénoménologiques, utilise la zone cohésive (CZM) pour laquelle la loi de traction-séparation à travers la fissure est explicitement exprimée. Dans ce qui suit, on décrit trois méthodes et on les compare entre elles.

### 1.3.4.2 Approche de CTOD et CTOA

Le critère de rupture CTOD/CTOA est l'un des critères les plus anciens appliqués à la rupture des matériaux métalliques, il est bien décrit dans l'étude de Newman [88]. Ce critère est utilisé dans la modélisation de la propagation de fissure ductile par la technique du relâchement de nœuds comme montrée Fig. 1.29. Cette technique consiste à bloquer les nœuds du ligament d'une fissure tant qu'ils ne sont pas rompus. Lorsqu'un critère de rupture est satisfait, on en déduit la nouvelle position de la fissure, et on relâche les nœuds correspondants.

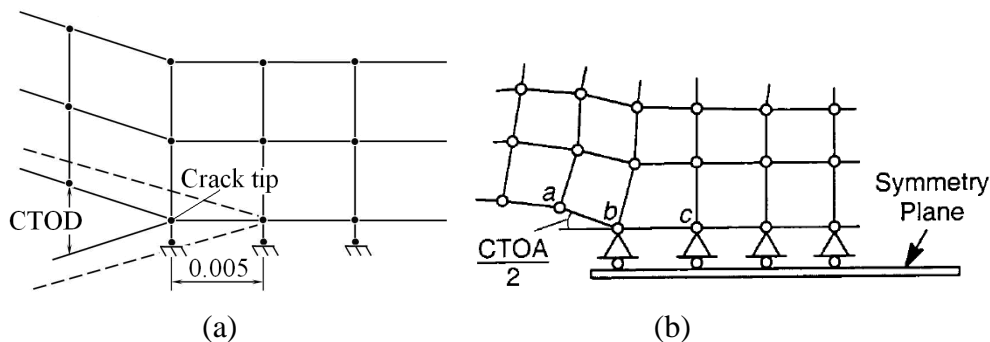


Fig. 1.29. Modèle de la rupture ductile utilisant l'approche globale, (a) le critère CTOD [89], (b) le critère CTOA [90]

Le paramètre CTOD souvent noté  $\delta_5$  est défini par le déplacement relatif des deux points de mesure qui sont situés à 5 millimètres de part et d'autre sur une ligne droite passant par le fond de fissure (Fig. 1.30(a)). Il a été proposé par Wells en 1961 [91] pour décrire le comportement de la rupture dans le voisinage du fond de fissure. Wells a montré que le concept CTOD est similaire à celui du taux de restitution de l'énergie. L'utilisation de cette méthode est valable pour l'étude de la propagation de fissure dans le matériau élastique et élasto-plastique [92]. Elle peut prévoir l'initiation de la fissure ductile et sa direction de propagation [93]. Dans la modélisation, le choix de la valeur critique de CTOD dépend de la localisation de la zone de mesure choisie [94], l'utilisation de valeurs critiques de CTOD variables, semble plus raisonnable pour modéliser la fissuration sous condition de déformation plane [95]. Ce paramètre critique augmente en fonction de l'augmentation de l'épaisseur d'éprouvette [96]. Il existe de nombreuses façons de calculer cet écartement critique, par des techniques expérimentales et numériques dont certaines sont standardisées ([97], [98], [99]).

Peu d'auteurs utilisent cette technique pour modéliser la propagation de fissure ductile des structures minces. Deng [94] a étudié l'application de CTOD dans le domaine de la rupture ductile en analysant la fissuration en mode I sous condition de contrainte plane des éprouvettes minces en aluminium 2024-T3. Wei [100] a étudié la rupture ductile des plaques minces sous mode mixte I/II/III en utilisant le CTOD. Le résultat montre que lorsque le mode III existe, la valeur critique de CTOD doit être plus grande que celle du cas de charge dans le plan. L'approche CTOD proposée peut prévoir l'amorçage et la direction de la fissuration. Cependant, ces études n'abordent que la partie de la modélisation numérique.

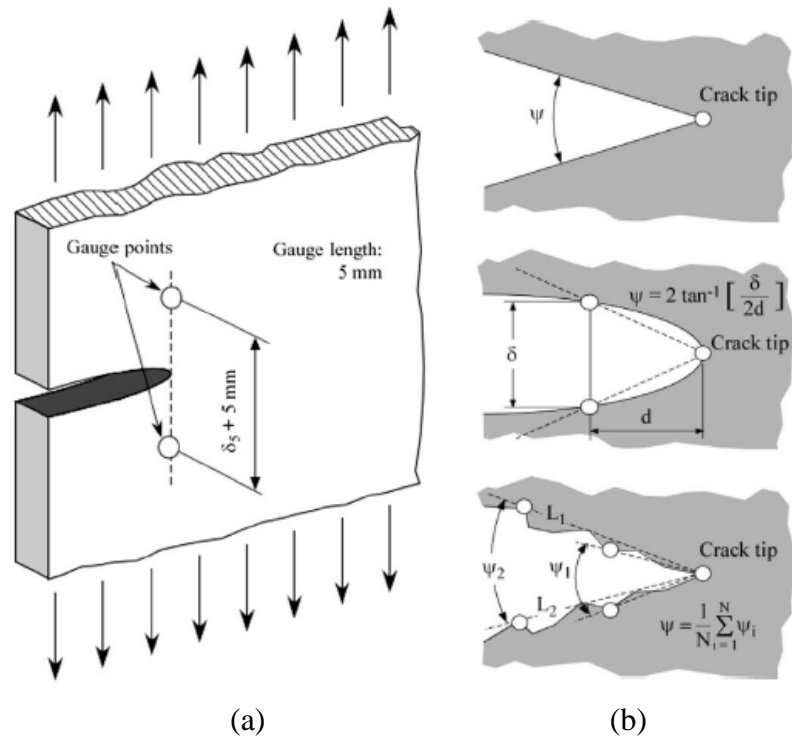


Fig. 1.30. Définition de l'ouverture de fissure CTOD (a), et CTOA (b) [87]

Après l'apparition du critère de CTOD, Andersson [101] et Koning [102] sont les premiers auteurs qui suggèrent que la pente de l'ouverture du fond de fissure nommée CTOA peut être aussi utilisée comme un paramètre caractérisant l'extension stable de la fissure. La définition de CTOA est illustrée dans la Fig. 1.30(b), elle dépend de l'état de surface de la fissure. Plusieurs méthodes expérimentales sont proposées pour mesurer CTOA, par exemple, la microscopie optique ([103], [104]), la corrélation d'images ([103], la microtopographie [105], la technique de  $\delta_5$  [104], l'interpolation à partir de la courbe force-déplacement ([106], [107]).etc. Pour mieux représenter la rupture ductile, le CTOA est caractérisé par une valeur élevée au début, correspondant environ à 1mm de propagation de la fissure, et une valeur plus petite au stade stable de fissuration [108].

L'utilisation de ce critère dans la modélisation de la propagation de fissure ductile des structures minces a été validée par plusieurs auteurs. Gullerud [90] a développé le modèle 3D par élément finis en utilisant le CTOA pour décrire la propagation de fissure en mode I d'une plaque mince en aluminium. Il a testé des éprouvettes de type C(T) et M(T) et a démontré que le modèle numérique donne des résultats en parfaite adéquation avec l'expérimentation. L'étude de Ma [109] a montré que la propagation stable et dynamique de fissure sur des spécimens minces en aluminium, peut être exprimée grâce au critère CTOA. La Fig. 1.31 montre la concordance entre la modélisation et l'expérimentation dans le cas d'une fissuration quasi-statique d'une éprouvette mince en aluminium 2024-T3. Hampton [110] a utilisé le critère CTOA pour modéliser la propagation de fissure ductile dans les plaques et les tubes minces en aluminium 2219-T87. Cette méthode peut calculer précisément l'extension de fissure et détecter le phénomène dit de l'effet tunnel en fond de fissure. Pironi [108] a utilisé CTOA pour modéliser la rupture ductile des éprouvettes minces de différents types et dont la géométrie varie, il montre la sensibilité à la taille du spécimen testé et conclut à des recommandations à ce propos.

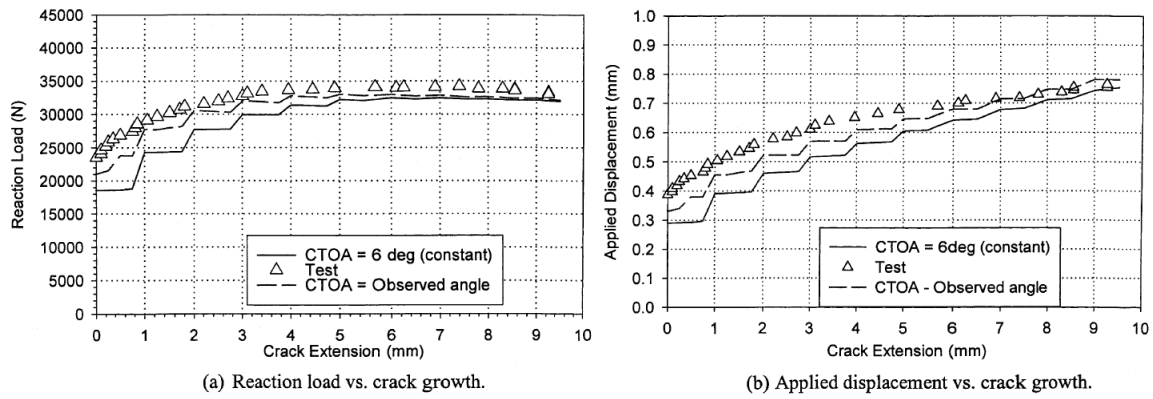


Fig. 1.31. Propagation de fissure pour le spécimen CN [109]

### 1.3.4.3 Méthode locale

Les approches locales ont aussi été développées pour modéliser la propagation de fissure dans des matériaux ductiles. Elles se divisent en deux catégories : l'approche micromécanique et l'approche thermodynamique basée sur la mécanique d'endommagement continu dits CDM (Continuum Damage Mechanics). La méthode micromécanique est basée sur la description des mécanismes de ruine du matériau ductile (nucléation, croissance, coalescence de cavités). Les caractéristiques géométriques des cavités définissent l'état d'endommagement. Le CDM fait usage des principes de la thermodynamique des processus irréversibles qui repose sur la méthode de l'état local. L'endommagement du matériau peut être présenté par des variables d'état scalaires ou tensorielles. Une analyse détaillée et récente de l'application de différents types des modèles d'endommagement pour la rupture ductile, leurs avantages, limitations peut être trouvée dans la synthèse de Besson [111]. Dans ce qui suit, dans chaque approche (micromécanique, thermodynamique), on aborde seulement les modèles qui sont souvent utilisés et les plus pratiques à détecter l'initiation et l'évolution de la fissuration.

#### Modèle micromécanique

Les premiers travaux pionniers en la matière sur les modèles micromécaniques sont dus à McClintock [112] et Rice [113] qui ont développé un critère de rupture basé sur l'analyse de la croissance de cavité cylindrique, respectivement sphérique, dans une matrice infinie rigide parfaitement plastique (Fig. 1.32(a), Fig. 1.32(b)). Les deux modèles sont dits « découplés » car l'écoulement plastique n'est pas couplé à l'endommagement par l'intermédiaire d'un critère. Ils ont montré la dépendance du taux de croissance de cavité par rapport à la triaxialité de contrainte et à la déformation plastique comme l'illustre les équations (1.11) [112], (1.12) [113]. Le point matériel est considéré rompu lorsque le rayon  $R_c$  atteint la valeur critique.

$$\frac{dR_c}{R_c} = 0.8 \exp\left(\sqrt{3} \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p \quad (1.11)$$

$$\frac{dR_c}{R_c} = 0.283 \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p \quad (1.12)$$

Avec  $\sigma_h = 1/3 \text{Trace}(\sigma)$ .

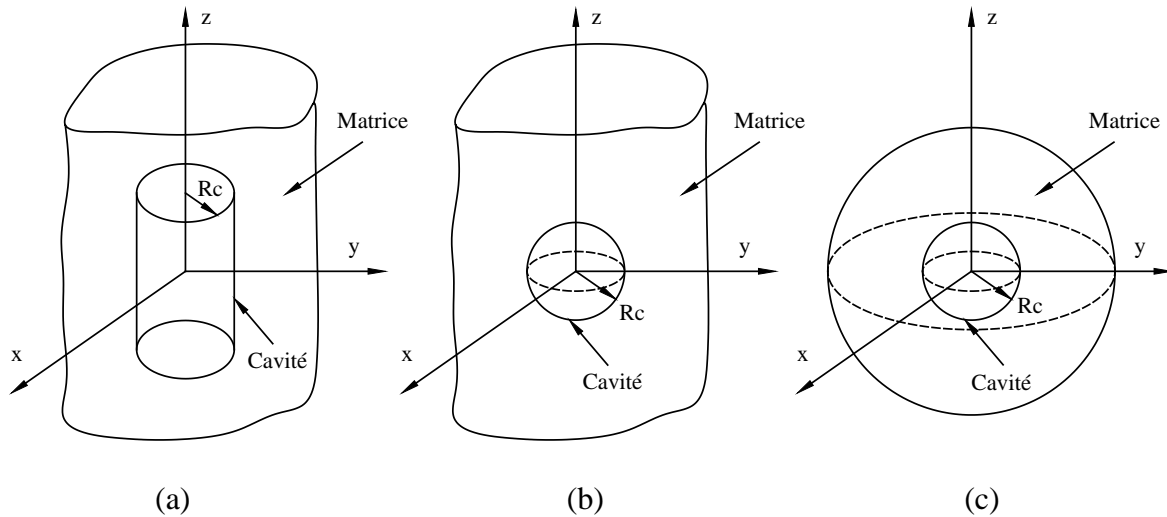


Fig. 1.32. Modèle de la croissance de cavité, (a) [112], (b) [113], (c) [114]

Gurson [114] a contribué au développement de ces approches par un modèle dit « couplé » qui se base sur la déformation d'un volume sphérique fini de matériau isotrope parfaitement plastique contenant une cavité sphérique concentrique (Fig. 1.32(c)). Il a pris en compte l'endommagement du matériau dans le comportement global en introduisant une fraction volumique de cavités dans le potentiel d'écoulement plastique. Quand le paramètre  $f$  est égal à 1, le matériau perd toute résistance.

$$\Phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_m} \right)^2 + 2f \cosh\left( \frac{3\sigma_h}{2\sigma_m} \right) - 1 - f^2 = 0 \quad (1.13)$$

L'évolution de la porosité est obtenue en appliquant la conservation de masse, de sorte que :

$$\dot{f} = (1-f)tr \dot{\varepsilon}_p \quad (1.14)$$

Possédant certaines limitations dans le domaine des faibles tri-axialités de contrainte, ce modèle a subi de nombreuses modifications dont la plus importante est probablement GTN proposée par Tvergaard et Needleman [115]. Dans GTN, le potentiel d'écoulement plastique original est modifié en façon de prendre en compte l'interaction entre les cavités, notamment pendant la phase de coalescence pour mieux représenter la ductilité des matériaux comme l'équation (1.15).

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_q^2} + 2q_1 f^* \cosh\left( \frac{3}{2} q_2 \frac{\sigma_h}{\sigma_q} \right) - 1 - (q_1 f^*)^2 = 0 \quad (1.15)$$

Où :  $q_1, q_2$  sont les paramètres constitutifs du modèle,  $f^*$  est une fonction de  $f$  défini comme suit :

$$f^* = \begin{cases} f & \text{pour } f \leq f_c \\ f_c + \delta(f - f_c) & \text{pour } f > f_c \end{cases} \quad (1.16)$$

Avec :

$$\delta = \frac{f_u^* - f_c}{f_F - f_c} \quad (1.17)$$

Donc,  $f_u^*$  est la valeur ultime de  $f$  étant prise égale à  $1/q_1$ ,  $f_F$  est la fraction volumique du vide lors de la rupture finale,  $f_c$  est la valeur seuil qui marque le début de la coalescence.

Toutes les méthodes mentionnées ci-dessous considèrent que le mécanisme de cavité (nucléation, croissance et coalescence) dans le matériau est modélisé par l'homogénéisation continue basée sur les modèles des matériaux poreux. Cette classe de modèle peut représenter une large extension de la fissure à l'aide seulement d'un élément fini, en ce sens qu'il représente le volume matériel représentatif. Les paramètres du modèle peuvent être déterminés par la méthode expérimentale ou par calage entre les essais réels et simulation numérique.

Certains travaux traitent la rupture ductile des structures minces en utilisant la méthode micromécanique, parmi eux, Ragab [116] a considéré la croissance de cavités dans le modèle numérique, pour modéliser la mise en forme des feuilles d'acier, de cuivre et d'aluminium. Les résultats de calcul donnent un bon accord avec les expériences quant aux diagrammes limite de formage. L'étude par le même auteur de l'aptitude au pliage des plaques minces, et en utilisant le modèle de la coalescence des cavités, permet de prévoir le comportement réel de la structure qui présente deux types de collapses, une bande de cisaillement, ou la microstriction entre les cavités voisines [117]. Le même auteur a ensuite combiné la croissance et la coalescence des cavités dans un modèle pour étudier la courbe limite de formage des structures minces métalliques qui sont étirées bi-axialement sous divers chemins de chargement [118]. En utilisant une extension du modèle de Gurson [114], appelé le modèle GLD qui est détaillé dans l'étude de Gologanu ([119], [120], [121]), certains auteurs ([122], [123]) ont modélisé exactement la propagation de fissure ductile dans des pièces minces en alliage d'aluminium 2024-T3, avec diverses configurations de la fissure initiale. La propagation de fissure ductile dans un tube métallique sous pression interne en utilisant le modèle GLD est étudié par Kim Fig. 1.33.

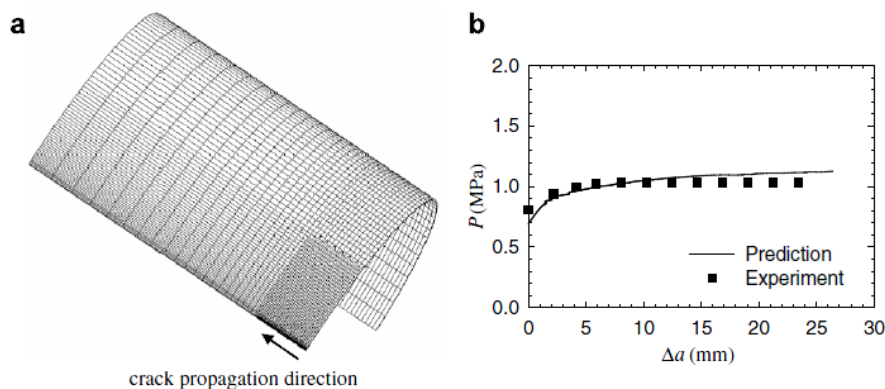


Fig. 1.33. Rupture ductile d'un tube, (a) maillage d'une moitié du tube, (b) courbe pression-extension de la fissure [123]

### Modèle thermodynamique

Le CDM est un modèle constitutif phénoménologique qui se base sur le concept de dommage, proposé initialement par Kachanov [124], modélisé à l'aide d'une variable scalaire interne caractérisant le mécanisme de rupture locale. Plus tard, plusieurs développements ont permis d'améliorer cette approche, parmi lesquels, Lemaitre [125] a défini l'endommagement comme la détérioration progressive du matériau précédant la rupture macroscopique. Ce modèle emploie une variable interne pour mesurer la quantité d'endommagement lié à un point matériel, il se compose des équations exprimant l'évolution de l'endommagement, des corrélations entre la variable de damage et les champs de contrainte et de déformation. Considérons un solide endommagé dans lequel on a isolé un élément de volume fini d'une taille suffisamment grande par rapport aux hétérogénéités du milieu (Fig. 1.34). On désigne par  $S$  l'aire d'une section de ce volume coupé par un plan de normal  $n$  et  $S_D$  la surface endommagée (fissures, cavités). La variable d'endommagement est donnée, pour chaque direction  $n$ , par le rapport entre la surface  $S_D$  et la surface  $S$  :

$$D_e^n = \frac{S_D}{S} \quad (1.18)$$

$D_e^n$  caractérise l'état d'endommagement du matériau.  $D_e^n = 0$  correspond à l'état non endommagé,  $D_e^n = 1$  correspond à l'état rompu. Dans un comportement isotrope, une variable scalaire  $D_e^n$  est suffisante pour identifier l'état de dommage. Au contraire, la réponse anisotrope nécessite d'utiliser des lois d'évolution différentes suivant les directions.

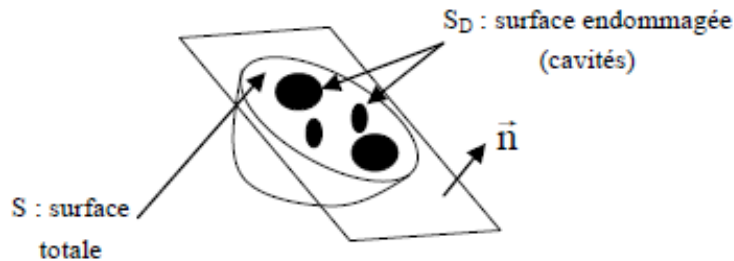


Fig. 1.34. Coupe d'un élément endommagé [126]

L'introduction d'une variable d'endommagement représentant une densité surfacique de discontinuité de la matière, conduit directement à la notion de contrainte effective qui est rapportée à la section résistant effectivement aux efforts. Supposons que  $\bar{\sigma}$  est la contrainte usuelle qui ne compte pas l'endommagement, la contrainte effective  $\sigma_e$  est définie par :

$$\sigma_e = \frac{\bar{\sigma}}{1 - D_e} \quad (1.19)$$

La formulation détaillée de cette méthode se trouve dans les ouvrages de Lemaitre ([125], [75], [127]). La Fig. 1.35 illustre un exemple typique sur le comportement de contrainte-déformation du matériau subissant l'endommagement. Dans le contexte d'un matériau élasto-plastique avec écrouissage isotrope, le dommage se manifeste sous deux formes : l'adoucissement des contraintes, la dégradation de l'élasticité. La ligne continue présente la réponse endommagée, tandis que la ligne discontinue est le comportement sans dommage.

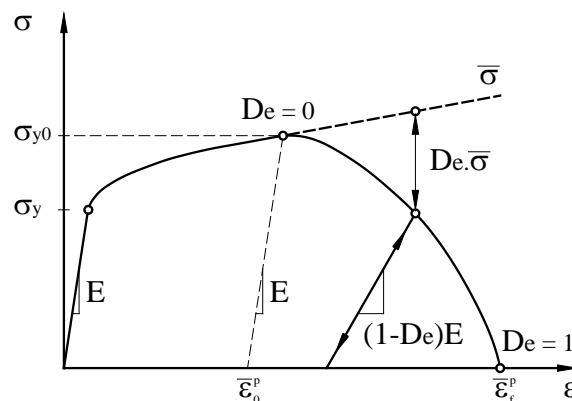


Fig. 1.35. Courbe contrainte-déformation avec l'endommagement progressif [44]

Quelques modèles ont proposé une extension du modèle de Lemaitre, toujours en privilégiant le cadre thermodynamique [125], citons celui de Rousselier ([128], [129]), et celui de Bonora ([130], [131]).

L'application de l'approche des modèles dits « thermodynamique » de la rupture ductile des plaques minces est menée par certains auteurs. Bron ([74], [85]) a réussi la modélisation de la déchirure ductile des éprouvettes minces en aluminium en utilisant CDM introduit dans les



éléments solides. Zou [12] a utilisé des éléments d'interface couplés au modèle CDM pour son étude de la propagation de fissure ductile des tubes en aluminium. Le CDM a été aussi utilisé pour prévoir l'endommagement ductile dans le cas de la mise en forme des plaques minces ([132], [133], [134]), ou l'écrasement des tubes en aluminium ([135], [136]). La Fig. 1.36 montre les performances de la méthode de CDM pour la propagation de fissure ductile des structures minces.

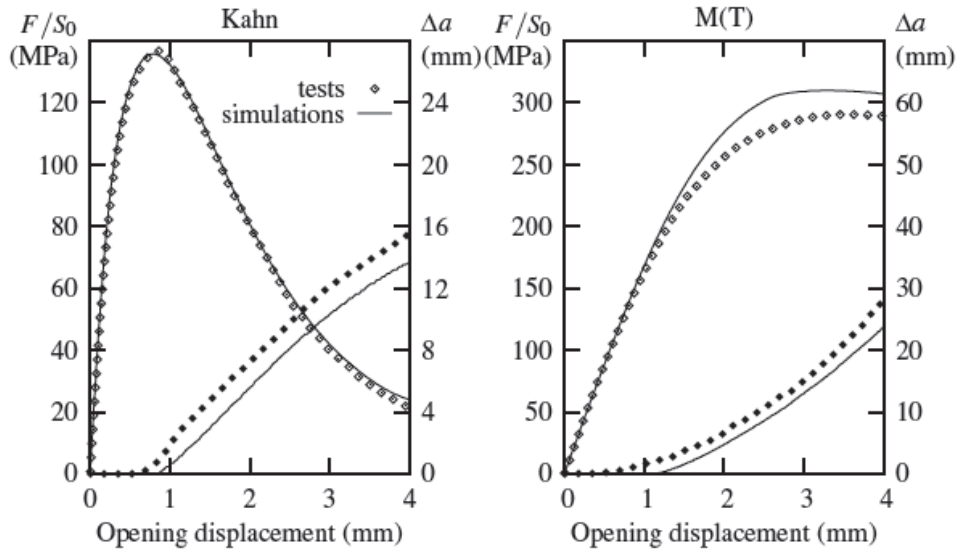


Fig. 1.36. Simulation des éprouvettes Kahn et M(T) en matériau 202415tn. Le symbole vide est utilisé pour  $F/S_0$  et le symbole plein est pour l'extension de fissure  $\Delta a$  [85]

En conclusion, les méthodes locales peuvent être utilisées pour modéliser la propagation de fissure ductile dans les structures. Cependant, selon Zerbst [87], l'application de cette approche pour la rupture ductile des pièces massives a fait ses preuves sans équivoque au vue des très nombreuses applications, elle est encore peu pratiquée dans le cas de structures minces.

#### 1.3.4.4 Méthode phénoménologique

Le modèle cohésif est un modèle phénoménologique analysant la propagation de fissure [137]. L'idée pour ce modèle est basée sur la considération que des contraintes infinies au fond des fissures ne sont pas réalistes. Les premiers concepts ont été présentés par Dugdale [79] et Barenblatt [138]. Les deux auteurs ont divisé la fissure en deux parties : Une part associée à la lèvres de la fissure où l'effort est libre, l'autre partie, est chargée par des efforts cohésifs (Fig. 1.37).

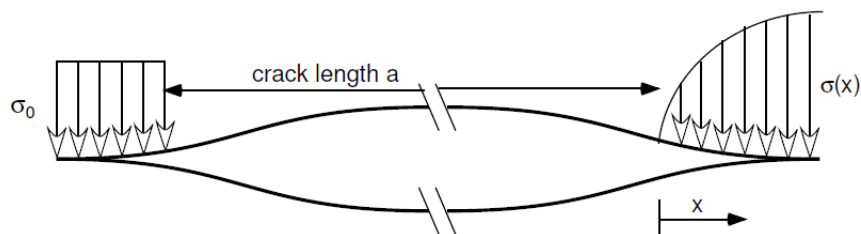


Fig. 1.37. Modèle de fissure : Dugdale (gauche) et Barenblatt (droite) [137]

Dans les deux cas, l'état de contrainte est considéré comme une propriété du matériau qui est donc indépendant du chargement. La zone cohésive est modélisée par deux surfaces initialement coïncidentes qui sont placées entre des éléments continus. Lorsque le chargement augmente, les deux surfaces se séparent en obéissant à une loi cohésive jusqu'à décohésion totale. Les éléments continus adjacents sont alors déconnectés et aucun d'entre eux n'est endommagé. Pour cette raison, la fissure ne peut se propager que le long de ces éléments. La

loi cohésive contrôle la traction reliant les deux surfaces en fonction de leur séparation et caractérise le phénomène de rupture associé au matériau étudié. Pour la rupture ductile, cette loi exprime l'ensemble des phénomènes d'amorçage, de croissance et de coalescence des cavités. Dans la modélisation de la rupture d'une structure quelconque, le maillage se compose deux parties (Fig. 1.38) : des éléments continus avec une loi matérielle donnée et des interfaces cohésives avec une loi d'endommagement. L'amorçage et la propagation de la fissure peuvent être prédits sans avoir besoin de définir une fissure initiale [139].

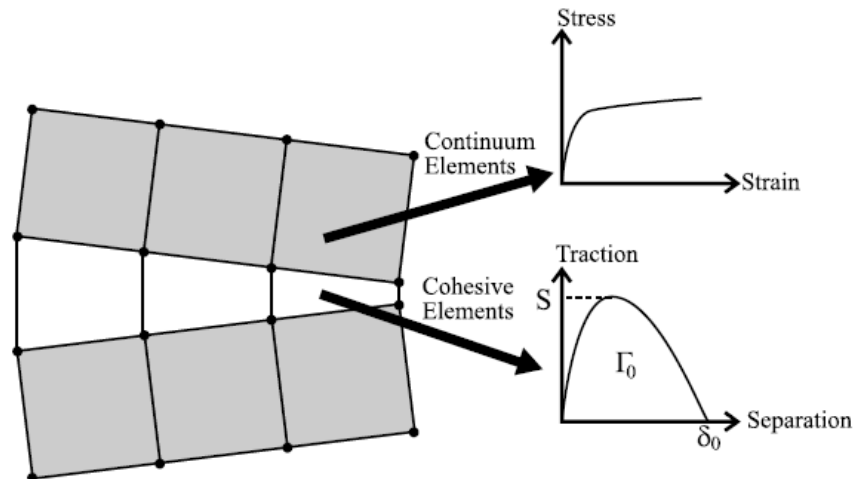


Fig. 1.38. Modélisation de la rupture via le concept de zone cohésive [140]

L'application du modèle cohésif est initialement développée par Hillerborg [141] pour représenter l'endommagement fragile du béton. Le passage au matériau ductile est réalisé par la suite grâce aux travaux de Needleman [142]. D'autres matériaux sont ensuite considérés tels que les polymères [143], les céramiques [144], les composites [145], ou l'interface entre deux matériaux différents [146], l'acier inoxydable [147] etc. La modélisation de la rupture de certains types de matériau par la zone cohésive est présentée typiquement sur la (Fig. 1.39).

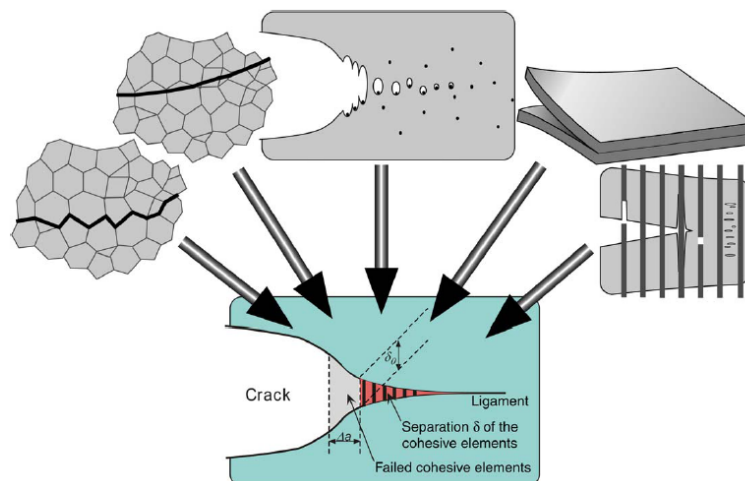


Fig. 1.39. Modèle cohésif pour plusieurs types de matériau [148]

Différents cas de chargements, en quasi-statique [137], dynamique [140], impact [149], fatigue [143], fragmentation [150] sont abordés. La plupart des études s'appuie sur l'hypothèse que le trajet de fissure est connu à l'avance, les éléments cohésifs sont donc naturellement et uniquement positionnés dans la zone où la fissure est attendue. Dans le cas contraire, à savoir dans le cas de la méconnaissance de la localisation et du chemin de la fissure, les éléments cohésifs sont positionnés partout dans le maillage afin de capturer une « fissuration imprévue », cette méthode cependant dépend fortement du maillage [151]. Les

différents modes de rupture sont aussi considérés, par exemple, un mode pur [152], ou le mode mixte [153].

Plusieurs travaux abordent la modélisation de la rupture des structures minces en utilisant le modèle cohésif. Les éléments cohésifs de type coque sont formulés pour modéliser la propagation de fissure dans les plaques minces avec une fissure au milieu et avec multi-fissure [154] ou pour étudier le phénomène de fragmentation dans les plaques minces en aluminium [150]. D'autres considèrent les éléments cohésifs volumiques 3D pour l'analyse de la déchirure des panels minces en aluminium ([155], [156]). La Fig. 1.40 montre un exemple de la pertinence de zone cohésive pour le problème de la propagation de fissure ductile dans la plaque mince.

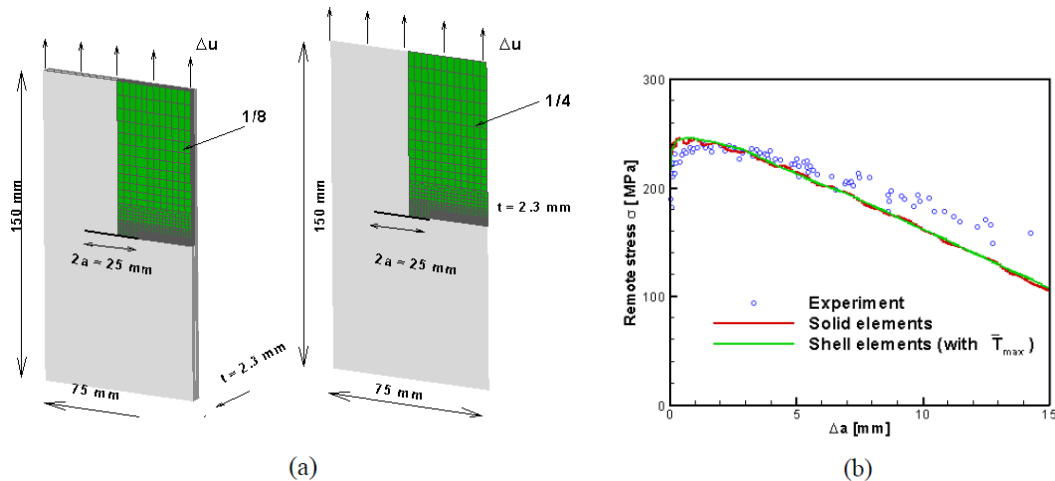


Fig. 1.40. Rupture de la plaque mince en aluminium, (a) modèle volumique et coque, (b) courbe contrainte-longueur de fissure [157]

### 1.3.4.5 Comparaison entre les approches

Les méthodes mentionnées ci-dessous possèdent certaines caractéristiques différentes. Dans l'étude de Scheider [158], deux modèles numériques, le premier basé sur CTOA et le deuxième un modèle cohésif, sont comparés. L'idée est d'évaluer leur capacité à prévoir l'extension de la rupture ductile en mode I des feuilles en aluminium minces en supposant que la condition de calcul est en contrainte plane. En effectuant le calcul sur les éprouvettes C(T) et M(T), les deux approches reproduisent les résultats expérimentaux et les paramètres peuvent donc être transférés à d'autres types et tailles de spécimen subissant d'autres états de contrainte. Soulignons que le modèle CZM donne des résultats plus précis que celui de CTOA (Fig. 1.41).

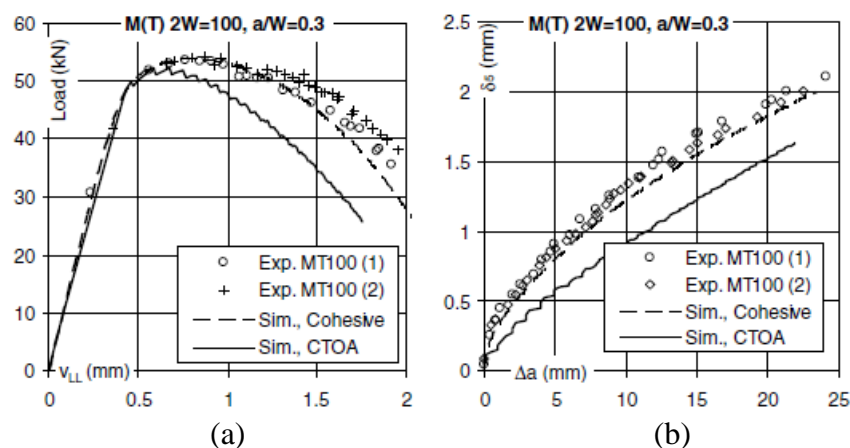


Fig. 1.41. Courbe numérique et expérimentale du spécimen M(T)100, (a) force-déplacement, (b)  $\delta_5$ -R [158]

L'étude de Jadhav [159] sur la rupture ductile d'une éprouvette C(T) en acier AISI 4340 en utilisant CTOA et CZM conduit à la même conclusion. La Fig. 1.42 montre le comportement d'une coque cylindrique nervuré circonférentiellement contenant une fissure axiale soumise à pression interne, modélisé par CZM et CTOA ([160], [161]). Avec la même taille des éléments, la méthode de CZM conduit à une réponse plus lissée et semble plus réaliste.

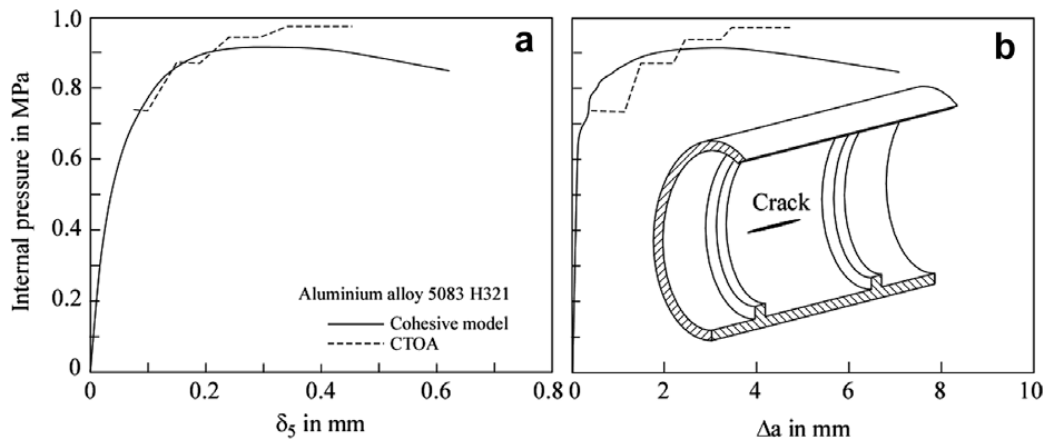


Fig. 1.42. Courbe prédite par CZM et CTOA, (a) pression- $\delta_5$  [160], (b) pression-longueur de fissure  $\Delta a$  [161]

Moura [162], [163] a pris des échantillons DCB et ENF pour prédire le comportement de la rupture fragile et ductile d'un joint adhésif en utilisant deux méthodes de modélisation différentes, CZM et CDM. Le modèle CZM est basé sur des éléments finis d'interface négligeant l'épaisseur adhésive. Le modèle CDM considère la vraie épaisseur de l'adhésif, qui est simulé par des éléments solides. Les deux modèles sont en bon accord avec le résultat de référence lorsque l'épaisseur de l'adhésif est suffisamment petite (Fig. 1.43). Cependant, le CDM est plus convenable pour le cas où l'épaisseur de l'adhésif joue un rôle important. Il permet non seulement de décrire la propagation de fissure mais encore le comportement local de cette couche adhésive.

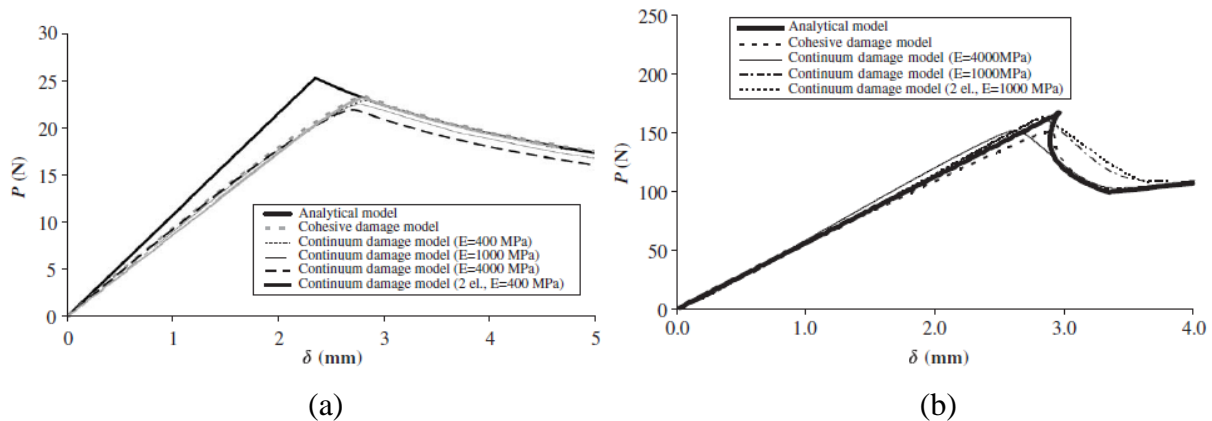


Fig. 1.43. Courbe force-déplacement en utilisant CZM et CDM, (a) test DCB, (b) test ENF [162]

Chabanet [164] a utilisé le modèle GTN et le CZM pour modéliser la propagation de fissure ductile des plaques minces en aluminium sous charge monotone. Les deux modèles ont la capacité de prédire raisonnablement l'expérimentation. Cependant, le modèle CZM est plus facile à manipuler par l'utilisation des paramètres, et possède une stabilité dans l'analyse numérique. La force maximale (Fig. 1.44(a), Fig. 1.44(b)) et la courbe de R (Fig. 1.44(c), Fig. 1.44(d)) sont mieux prévues par CZM.

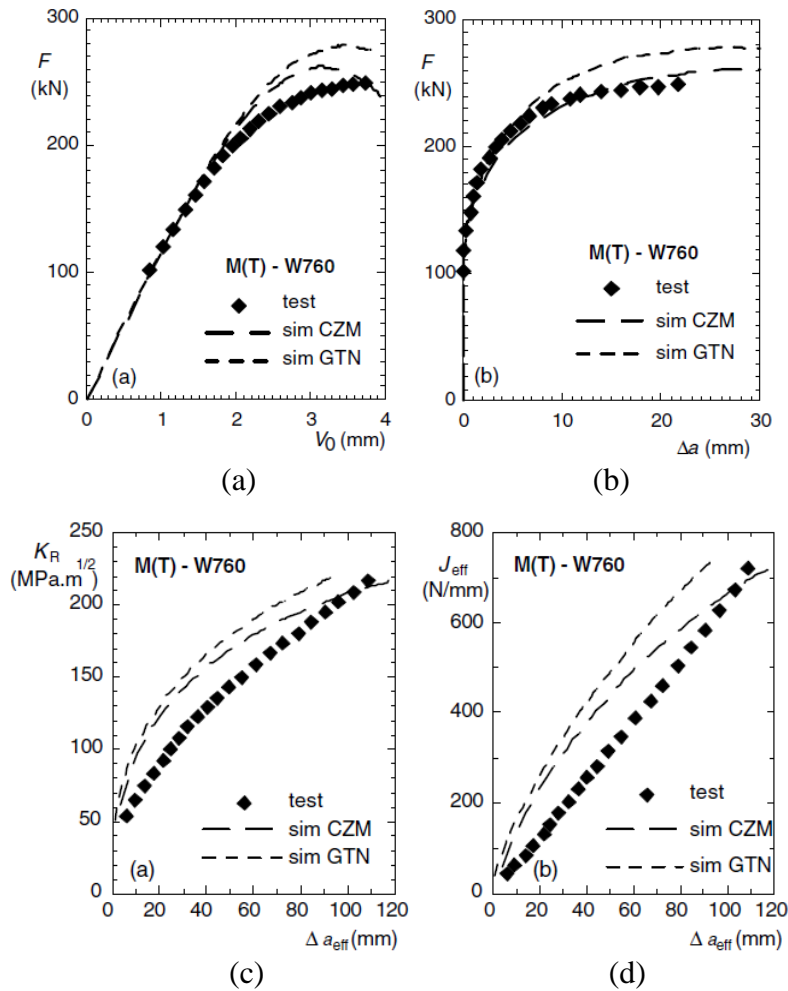


Fig. 1.44. Comparaison entre les calculs et l'expérimentation du comportement des éprouvettes M(T), (a) force-élongation, (b) force-propagation de fissure, (c) intensité de contrainte-propagation de fissure, (d) intégrale de contour-propagation de fissure [164]

Brocks [86] a mené une comparaison des méthodes numériques utilisées pour modéliser la propagation de fissure ductile des structures minces. Les caractéristiques de chaque méthode peuvent être résumées dans la Fig. 1.45.

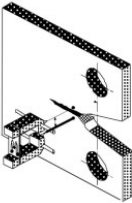
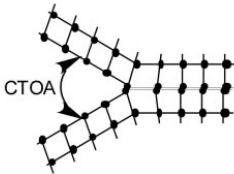
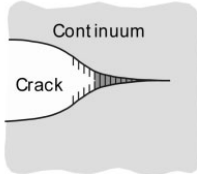
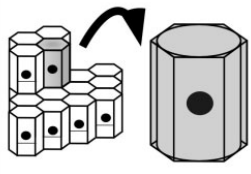
Method	CTOD $\delta_5$	CTOA	Cohesive Zone	Ductile Damage
Scientific background	Crack driving force, Phenomenological model 	Crack growth controlled by crack tip opening angle, Phenomenological model 	Traction-separation law in a cohesive layer, Micromechanically based phenomenological model 	Constitutive laws for evolution of ductile damage, Micromechanical model 
Controlling parameters	Resistance curve $\delta_5-\Delta a$	Constant CTOA for stationary crack extension	Cohesive parameters $\Gamma_c, \sigma_c$	Damage parameters $f_0, f_c, f_f, \dots$
Model Parameter identification	Analytical flaw assessment and FEM, ISO/ TC 164/ SC 4-N 413, Draft Standard	FEM with node release (DEBOND) ISO/ TC 164/ SC 4-N 413, Draft Standard	User defined finite elements (UEL) Calibration with tensile and fracture mechanics tests	User defined material law (UMAT), Calibration with tensile and fracture mechanics tests, quantitative metallography
Advantages,	Conventional R-curve, Easy and quick analytical assessment, Ordinary elasto-plastic FE analysis	CTOA is observable and directly linked to the crack propagation process, Ordinary elasto-plastic FE analysis	Simple model, physically feasible parameters, Modelling of branching cracks and failure of uncracked structures	Models the actual crack growth mechanisms, Constraint effects are automatically taken into account.
Drawbacks	Not applicable to branching cracks, Limited transferability to structures	Large scatter of optically determined CTOA, Not applicable to branching cracks	Crack paths predefined by mesh	Non-standard calibration, Mesh dependence, Long computational times

Fig. 1.45. Modèles de rupture ductile pour les structures à parois minces [86]

En conclusion, les méthodes numériques utilisées pour simuler la propagation ductile de fissure ne sont pas toutes équivalentes. La méthode globale (CTOD et CTOA) souffre de plusieurs limitations. Selon Mahmoud [165], la valeur critique CTOA n'est pas une propriété intrinsèque du matériau, elle dépend de la configuration de fissure (initiation et propagation stable) et de l'épaisseur des éprouvettes. D'après Besson [111], cette approche peut seulement traiter des fissures préexistantes (vraie fissure créée par fatigue), elle ne peut pas être appliquée à l'initiation et la propagation de fissure à partir d'une entaille. De plus, elle est difficile à utiliser pour les géométries complexes comme les soudures. Le CDM exige un maillage très fin pour implanter le modèle micromécanique, conduisant ensuite à des difficultés informatiques pratiques, en particulier pour l'utilisation de cette méthode au calcul de structures à l'échelle un [110]. Selon Le Corre [166], le modèle micromécanique présente plusieurs inconvénients qui limitent son application. Les paramètres à identifier sont nombreux et demandent un savoir-faire spécifique. Les calculs numériques associés sont souvent lourds. Les applications aux structures, essentielles pour les industriels, restent rares, preuves des difficultés d'application. La dépendance à la taille de maille des modèles reste un point très critiqué. Ouali [167] a montré que le modèle micromécanique (GTN) ne peut pas capturer la rupture des objets qui sont essentiellement soumis au chargement compressif dans l'étude de la rupture ductile d'un alliage d'aluminium durant la mise en forme.

Il semble que la méthode de zone cohésive qui s'appuie sur la méthode des éléments finis montre plusieurs avantages face à ce type de constat. Il est simple et adaptatif à formuler, et à implanter dans les codes de calcul. La robustesse numérique, l'économie du temps de calcul et la nécessité d'un faible nombre de paramètres pour décrire la loi constitutive sont soulignées [168]. L'utilisation de cette technique est assez facile à mettre en œuvre notamment dans le cas où le trajet de fissuration est connu comme notre cas. Leur épaisseur nulle à l'état initial convient bien au problème posé. L'approche CZM semble efficace et bien adaptée à notre problème.

## 1.4 Couplage entre flambage et rupture

La rupture d'une structure par la propagation de la fissure peut produire le phénomène de flambage dans certaines configurations. Ce phénomène a été observé lors du délaminage des pièces composites, de la propagation d'une fissure dans le cas d'une plaque sous traction, de la ruine des tubes fissurés sous flexion, de la déchirure ductile des tubes. Dans ce qui suit, l'analyse générale de ces cas est menée.

Le délaminage d'une structure composite provoque souvent le flambage local, global ou mixte (Fig. 1.46). Dans son étude, Bolotin [169], différencie trois types de délaminage qu'il classe en fonction de leur position dans la pièce (Fig. 1.47), le deuxième (Fig. 1.47(b)) accompagne souvent le phénomène de flambage local. Selon Remmers [56], le chargement d'une structure composite possédant une imperfection initiale sous forme d'un léger délaminage, peut induire le flambage lorsque la pièce est soumise à une force de compression. Ce flambage local cause la croissance de la surface délaminée par une rupture en mode mixte (I et II), qui ensuite mènera au flambage progressif.



Fig. 1.46. Modes de flambage d'une plaque composite sous compression [51]

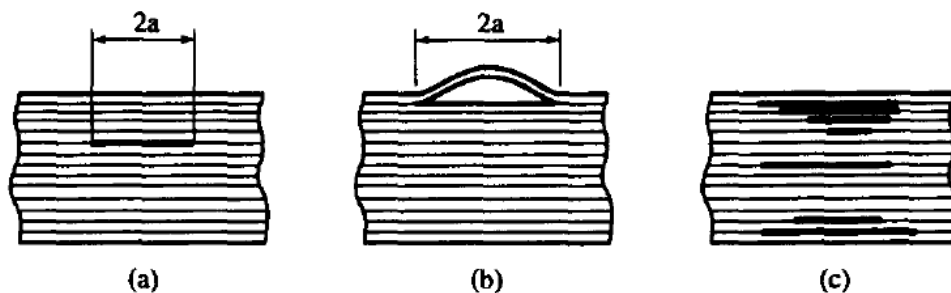


Fig. 1.47. Types de délaminage, (a) interne, (b) à côté de la surface, (c) multi fissuré [169]

La propagation de fissure dans le cas d'une plaque sous traction peut aussi produire des phénomènes de flambage. Barut [10] a étudié le flambage et la rupture sous traction unidirectionnelle d'une plaque composite mince, ayant une fissure inclinée en son centre. Lors du chargement, les contraintes de compression transversales se développent dans le voisinage de la fissure dues à l'effet de Poisson. Ces contraintes peuvent causer le flambage local des lèvres de la fissure. L'intensité de ces contraintes dépend de la nature des charges externes et de l'orientation de la fissure. Les résultats indiquent que la charge critique de flambage augmente lorsque l'orientation de la fissure change d'une fissure transversale à une fissure longitudinale alignée avec la direction de la charge appliquée. Guz [170], [171] a étudié une plaque possédant une fissure au voisinage d'un bord, et soumise à la traction. Cette configuration peut engendrer le flambage. La fissuration peut avoir lieu avant ou après le flambage, cet ordre dépend des paramètres géométriques et des conditions aux limites de la pièce considérée. La Fig. 1.48 montre les modes de flambage lors de l'étude de la propagation de la fissure dans une plaque fissurée comportant aussi des imperfections géométriques, et soumise à la traction.

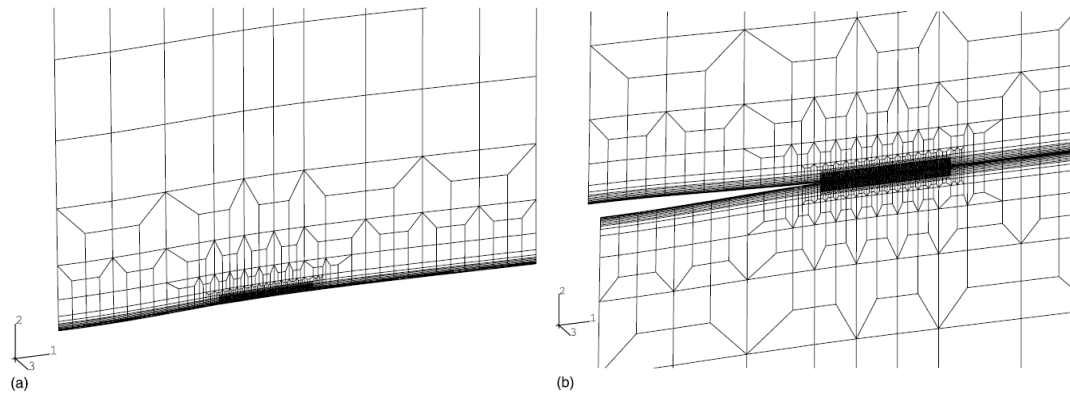


Fig. 1.48. Mode de flambage du spécimen M(T), (a) symétrique, (b) antisymétrique [154]

La rupture d'un tube fissuré soumis à de la flexion peut aussi entraîner l'apparition du flambage. Skallerud [172] a étudié des modes de collapse (rupture et flambage) des tubes métalliques minces fissurés sous flexion (Fig. 1.49). Sous l'effet du moment de flexion, la face inférieure subit la contrainte de traction qui cause la rupture par fissuration progressive à partir d'une fissure initiale symétrique par rapport au plan vertical et passant par l'axe du tube, la face supérieure est soumise à de la compression, ce qui provoque le flambage. Il a montré que quels que soient les paramètres géométriques et matériels donnés, la propagation de fissure ou le flambage pilote la ruine de la structure. Dans son étude, aucune configuration n'assure l'apparition en même temps des deux phénomènes (flambage et rupture). Dans le même contexte, Mignot [6] a essayé de chercher des paramètres géométriques permettant de voir apparaître le flambage et la fissuration quasiment en même temps afin d'évaluer l'effet de l'interaction des deux phénomènes. Il a étudié deux configurations de fissure, l'une contient une fissure initiale ayant la tendance à propager vers le centre du tube où la contrainte de traction est minimale, l'autre contient une fissure initiale ayant la tendance à propager vers le bas du tube où la contrainte de traction est maximale. Il a étudié ces paramètres pour deux géométries différentes du tube, l'une ne contient pas de défauts initiaux, l'autre contient un défaut initial basé sur la déformée associée au premier mode de flambage. Son étude conclut que dans une structure sans défaut, le couplage entre flambage et fissuration n'est pas possible pour les modèles étudiés. L'apparition d'un seul phénomène, soit la fissuration par la traction, soit le flambage par la compression produit un snap-back dans la réponse de la structure. Le snap-back étant synonyme de décharge, l'estompement des contraintes induit, ne permet pas l'apparition de l'autre phénomène (rupture si flambage et inversement). L'introduction de défauts dans la structure permet de régler le phénomène de snap-back pour le flambage. La Fig. 1.50 montre l'influence de l'amplitude du défaut sur le comportement global du tube. Pour des petits défauts, le snap-back du flambage est présent. La première bifurcation donne alors le moment critique de flambage. Après ce snap-back, la structure se recharge, ce qui permet d'obtenir une deuxième bifurcation, due à la fissuration. Avec les grands défauts, le snap-back disparaît. Le flambage se fait lentement, à partir de moments assez faibles. Une fissuration a lieu par la suite pour un effort plus important. En comparant les moments critiques dans les deux cas, les défauts influencent fortement la charge critique du flambage, mais très peu le seuil critique de fissuration.



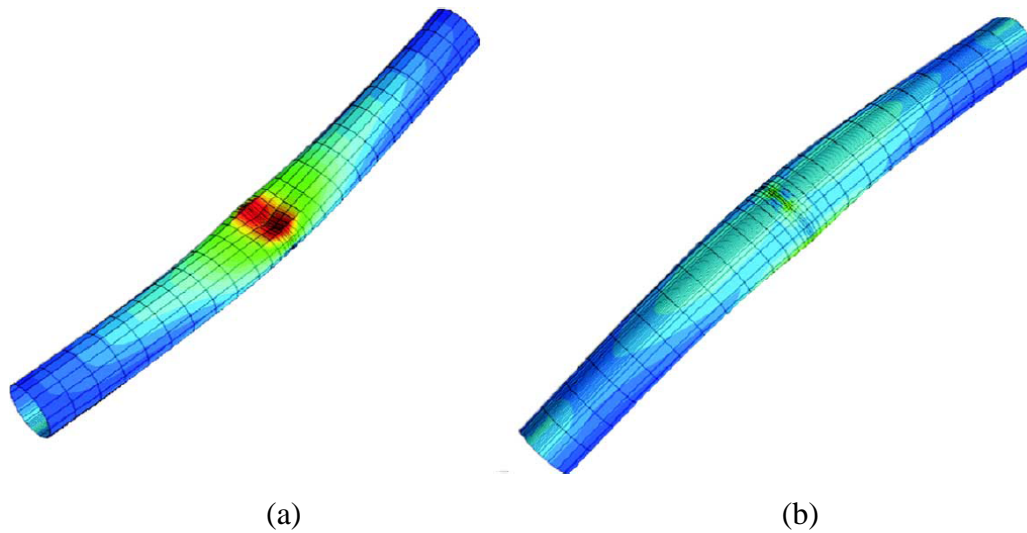


Fig. 1.49. (a) Flambage local en peau comprimée, (b) Fissuration en peau tendue [172]

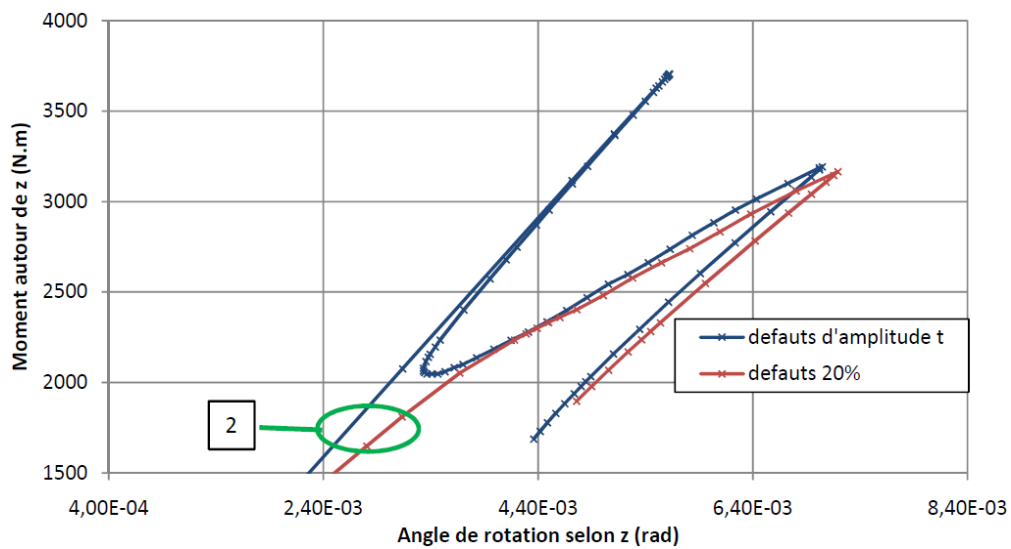


Fig. 1.50. Réponse d'une structure avec fissure initiale comportant des défauts de différentes tailles [6]

La déchirure ductile d'un tube peut créer les ondulations sur les lèvres de fissure ([1], [173]) comme l'illustre la Fig. 1.51. Zou [12] a étudié l'origine de l'apparition des ondes de flambage sur les lèvres de fissure observées sur les pièces rompues dans un accident d'avion. En utilisant un modèle simplifié (déchirure ductile de tube en aluminium à l'aide d'un outil de découpe), il a montré expérimentalement l'apparition d'ondulations de flambage associé à la rupture ductile qui propage.

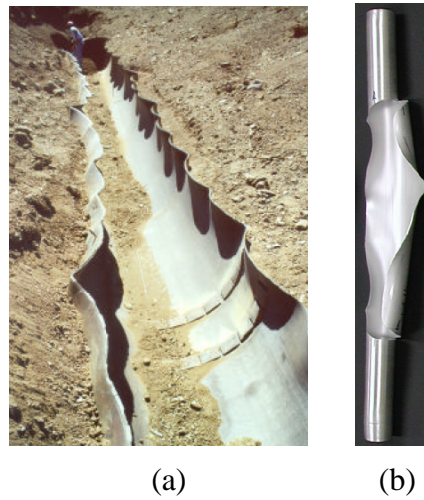


Fig. 1.51. Déchirure du tube par explosion, (a) [1] et (b) [173]

Notre étude complète celle de Zou [12]. Nous allons mener de nouveaux essais sur des tubes métalliques et nous nous proposons de développer un nouveau modèle basé sur l'approche CZM, tout ceci doit nous permettre d'observer plus finement le problème de l'interaction de la rupture et du flambage, et surtout d'expliquer plus précisément les mécanismes conduisant à l'apparition des ondulations sur les bords libres ou lèvres de la fissure générée par l'opération de déchirure ductile du tube. De plus, les effets de différents paramètres géométriques et matériaux sur ce comportement seront analysés.

## 1.5 Conclusion

Premièrement, des rappels concernant les concepts associés au flambage et à la rupture ductile sont présentés. Les origines de la fissuration et du flambage sont expliquées. La contrainte de traction produit la propagation de fissure. Les efforts de compression dus directement à la charge externe (dé laminage des pièces composites, flexion des tubes fissurés), ou dus à l'effet de Poisson (traction des plaques fissurées) ou dus à la déformation plastique hétérogène (laminage des tôles, déchirure des tubes métalliques) causent le flambage. Les méthodes numériques pour suivre le chemin « d'équilibre » en post-flambage sont abordées, surtout les deux méthodes les plus utilisées (Riks modifié et l'amortissement) dans les codes de calcul commerciaux. Une comparaison entre ces deux techniques est effectuée. La technique d'amortissement semble mieux modéliser le flambage local que la méthode de Riks modifié. Le choix des éléments est aussi très important pour la modélisation du flambage. Le choix dépend aussi de la nécessité de modéliser d'autres phénomènes (contact, rupture) dans la structure. La combinaison d'éléments différents est parfois efficace pour mieux capturer à la fois le comportement local et global de la structure.

Enfin, les aspects concernant la rupture ductile sont considérés. Tout d'abord, une description générale de la rupture ductile est introduite. Ensuite, son mécanisme avec trois étapes (germination, croissance, coalescence de cavités) est détaillé. La mécanique de la rupture ductile est rappelée. Enfin, les méthodes numériques de la modélisation de la propagation de fissure ductile des structures minces sont abordées. La comparaison de ces méthodes au niveau de la performance de la solution numérique est réalisée. Les différentes contributions de la littérature, et notre synthèse, nous amène à conclure que la méthode CZM nous apparait plus efficace par rapport aux autres méthodes pour modéliser la propagation ductile d'une fissure dans une structure mince.

Quant à l'interaction du flambage et de la rupture ou inversement, on compte très peu d'études au niveau de la littérature, les rares contributions montrent peu d'interaction, l'un des deux phénomènes pilote le collapse sans que l'autre ne l'affecte. L'étude du couplage des deux phénomènes est donc parfaitement d'actualité tant sur le plan expérimental que numérique. Ce sera notre contribution au chapitre suivant qui traitera de l'étude de la propagation d'une fissure de façon ductile dans un tube métallique, la déchirure induisant à son aval le flambage des bords libres ou lèvres de la fissure. Nous développerons ensuite, au troisième chapitre, un modèle numérique sur le code Abaqus, avec en particulier l'implémentation d'un modèle CZM via la subroutine UEL. Les performances des choix quant à notre modélisation, seront donc évaluées et des calculs paramétriques menés. In fine la modélisation nous permettra, une fois les résultats d'essais corroborés de façon robuste, d'expliquer et d'analyser l'apparition des ondulations de flambage sur un bord libre.

# Chapitre 2. Expérimentation

## Sommaire

<b>2.1</b>	<b>Introduction .....</b>	<b>- 49 -</b>
<b>2.2</b>	<b>Préparation des éprouvettes .....</b>	<b>- 49 -</b>
2.2.1	Introduction .....	- 49 -
2.2.2	Eprouvette entaillée .....	- 50 -
2.2.3	Eprouvette avec mouchetis .....	- 52 -
2.2.4	Eprouvette avec jauge .....	- 52 -
<b>2.3</b>	<b>Caractéristique du matériau .....</b>	<b>- 53 -</b>
<b>2.4</b>	<b>Dispositif d'essais.....</b>	<b>- 58 -</b>
2.4.1	Système de mise en charge et conditions aux limites .....	- 58 -
2.4.1.1	Conditions aux limites .....	- 58 -
2.4.1.2	Déchirure par cône .....	- 59 -
2.4.2	Système d'acquisition et de traitement de mesures.....	- 60 -
2.4.2.1	Instrumentation .....	- 60 -
2.4.2.2	Jauge de grande déformation .....	- 60 -
2.4.2.3	Méthode de corrélation d'images.....	- 61 -
<b>2.5</b>	<b>Procédure d'essai.....</b>	<b>- 65 -</b>
<b>2.6</b>	<b>Analyse des résultats .....</b>	<b>- 67 -</b>
2.6.1	Courbe force-déplacement du cône.....	- 67 -
2.6.2	Déformée du tube .....	- 76 -
2.6.3	Déformation du tube.....	- 81 -
<b>2.7</b>	<b>Influence des paramètres.....</b>	<b>- 83 -</b>
2.7.1	Influence du frottement .....	- 83 -
2.7.2	Effet de la contrainte résiduelle.....	- 86 -
2.7.3	Effet de la vitesse de chargement .....	- 95 -
<b>2.8</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>- 99 -</b>

## 2.1 Introduction

Ce chapitre est dédié à l'étude expérimentale. Afin de maîtriser la problématique que l'on veut ici étudier, il est essentiel de maîtriser tous les ingrédients du problème, conditions aux limites, mesure de l'effort, comportement du tube au niveau global mais aussi au niveau local à l'amont de la fissure et à l'aval de celle-ci, tant pour ce qui est des déplacements que des déformations. La qualité de l'essai et des mesures permettra de garantir la reproductibilité et permettra les interprétations, par ailleurs la simulation numérique sera d'autant plus facilitée que les conditions d'essais seront maîtrisées.

Dans une première partie nous présentons les détails concernant les éprouvettes, leur préparation en vue des essais (entaillée, avec mouchetis, avec jauge), ainsi que l'identification des caractéristiques mécaniques du matériau. Puis, le dispositif d'essai avec le système de mise en charge et les conditions aux limites, le système d'acquisition et de traitement des mesures (capteurs, jauges, corrélation d'images) sont décrits. Nous détaillons aussi la procédure d'essai ainsi que les résultats essentiels qui en sont issus comme la courbe force-déplacement caractérisant le procédé de découpe ou déchirure du tube, l'énergie absorbée, la déformée du tube, les champs de déformation locale et les cinématiques caractérisant l'onde de flambage. Plusieurs essais sont menés afin de garantir la reproductibilité des résultats, puis in fine des études paramétriques nous permettent de peser l'effet de certaines variables ( $D_o/T_o$ , frottement, contrainte résiduelle, vitesse de chargement) quant à la réponse du tube.

## 2.2 Préparation des éprouvettes

### 2.2.1 Introduction

Nous avons choisi de tester des tubes en acier inoxydable 304L. Cet acier est très utilisé dans l'industrie pour son excellente résistance à la corrosion, sa bonne formabilité et sa grande ductilité. Les études mettant en avant ce matériau se sont beaucoup développées ces dernières années du fait de l'extension de ses applications industrielles : industrie chimique, mécanique, nucléaire et automobile [174]. C'est un alliage métallique à base de fer qui contient les compositions chimiques typiques selon les quantités indiquées Tab. 2.1 [175]. Il est classé dans le groupe des aciers inoxydables austénitiques sachant qu'il y a plusieurs catégories d'aciers inoxydables [176].

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Co	N
0,028	0,490	1,40	0,034	0,017	18,21	0,46	8,15	0,11	0,045

Tab. 2.1. Composition chimique en pourcentage massique de l'acier 304L [175]

Afin de garantir la propagation d'une fissure, nos tubes sont pré-entaillés à l'une de leur extrémité. Nous avons trois catégories d'essais, la première concerne des éprouvettes simplement entaillées mais n'ayant pas d'instrumentation spécifique en dehors d'un capteur de force servant à quantifier l'effort de coupe et un capteur de déplacement mesurant le déplacement de l'outil de coupe. Cette classe d'essais nous permet de qualifier le comportement global de la structure et du procédé, nous avons ainsi accès à la courbe force-déplacement, à l'énergie absorbée par ce procédé, au mode de rupture, ceci pour différentes géométries (rapport  $D_o/T_o$  du tube) et selon différentes configurations de charge (vitesse de déplacement de l'outil, condition de lubrification, influence des contraintes résiduelles). Ces essais permettent les analyses paramétriques. Une autre classe d'essais se distingue par une instrumentation plus conséquente avec plus précisément l'utilisation de jauges de déformation et donc une mesure très précise de la déformation mais en des points particuliers et en nombre limité. Enfin une troisième classe d'essais est menée sur des éprouvettes avec mouchetis, ce qui permet de remonter au champ de déplacement et de déformation sur un champ et non pas uniquement en des points particuliers. Cependant ce champ est tout de même limité, la précision exigée (mesure de déformation) fait que l'on se limite à une zone qui reste petite en

vis-à-vis de la zone parcourue par la fissure, une relaxation de la précision permet de capturer la déformation globale à l'échelle des ondulations du spécimen, mais les grands mouvements hors plan des bords libres font que la méthode n'est que très approximative.

### 2.2.2 Eprouvette entaillée

Dans notre étude, nous considérons des éprouvettes (tronçons de tube) de 300mm de long qui sont découpées dans un même tube (6m de long) afin de garantir l'uniformité des caractéristiques géométriques et mécaniques. Les sections d'extrémité sont usinées afin d'assurer un parfait parallélisme. Ces opérations sont menées avec précaution afin d'éviter d'imprégner toute imperfection locale ainsi que la naissance de l'ovalisation du tube. La mesure des paramètres géométriques du tube tels que le diamètre, l'épaisseur, la longueur ainsi que l'ovalisation initiale est systématiquement menée (Tab. 2.2). Puis une entaille initiale, selon la génératrice du tube, de longueur 20mm respectivement 240mm, de largeur 2mm et dont le fond de fissure se caractérise par une forme en V, est pratiquée à l'une des extrémités du tube. Cette fissure qui se situe à l'opposé du joint de soudure, présent sur les tubes, permettra d'amorcer la propagation de la déchirure. Elle est obtenue à l'aide d'une fraiseuse avec un outil de coupe circulaire de 2mm d'épaisseur, puis un trait de scie permet d'imprégner la forme en V. La forme et la position de cette fissure assurent que la rupture a lieu uniquement le long de la direction initiale du défaut, et que la configuration est symétrique (Fig. 2.2). Le schéma de fabrication est précisé Fig. 2.1.

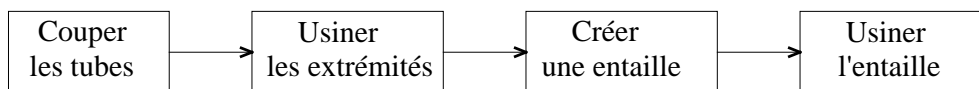


Fig. 2.1. Processus de la fabrication de l'éprouvette entaillée

Catégorie	Longueur (mm)	Diamètre externe (mm)	Epaisseur (mm)	Ovalisation (%) $\rho_o = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_o}$
1 (50x1.5)	300	50.051	1.423	0.5
2 (48.3x2)	300	48.445	1.876	0.87
3 (48.3x3.2)	300	48.499	3.07	0.6

Tab. 2.2. Caractéristique géométrique des éprouvettes tubulaires

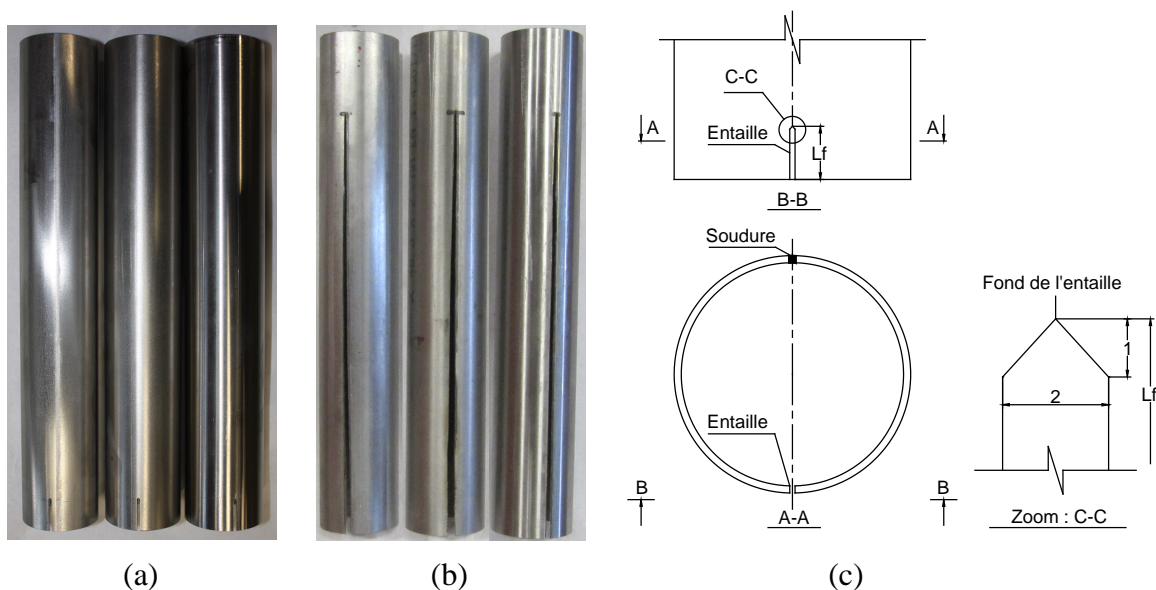


Fig. 2.2. Tubes entaillés catégorie 3 à 1 (de gauche à droite), (a)  $L_f = 20$ mm (b)  $L_f = 240$ mm, (c) définition de l'entaille

Le choix de la forme du fond de l'entaille influence le comportement de la rupture des éprouvettes. Selon Bidouard [177], il y a deux types d'entailles : les entailles aigües (sharp notch) et les entailles arrondies (blunt and shallow notches). La différence la plus flagrante entre ces deux types d'entailles vient de la présence ou pas d'une plasticité confinée en fond d'entaille, et dans certains cas de la taille relative des grains. Ce type de discontinuité géométrique est souvent caractérisé par sa profondeur  $H$  et son rayon  $r$ . En contraintes planes élastiques, les singularités sont identifiées par un coefficient théorique de concentration de contraintes  $K_I$  comme indiqué à la Fig. 2.3. La variation de  $K_I$  pour une éprouvette soumise à la flexion cyclique est représentée Fig. 2.4 en fonction du rayon en fond d'entaille. Plus  $r$  tend vers 0, plus l'entaille est aigüe conduisant à l'augmentation de  $K_I$ , ce qui traduit une plus grande probabilité d'avoir une amorce de fissure. C'est pour ces raisons que nous utilisons une entaille aigüe dont le fond est de forme en V, ce pour favoriser l'initiation et la propagation de fissure. Certains auteurs créent une réelle fissure par un essai de fatigue mais c'est généralement le cas pour des éprouvettes de formes simples, cette méthode devient difficile pour des structures complexes telles que les structures tubulaires qui nous concernent.

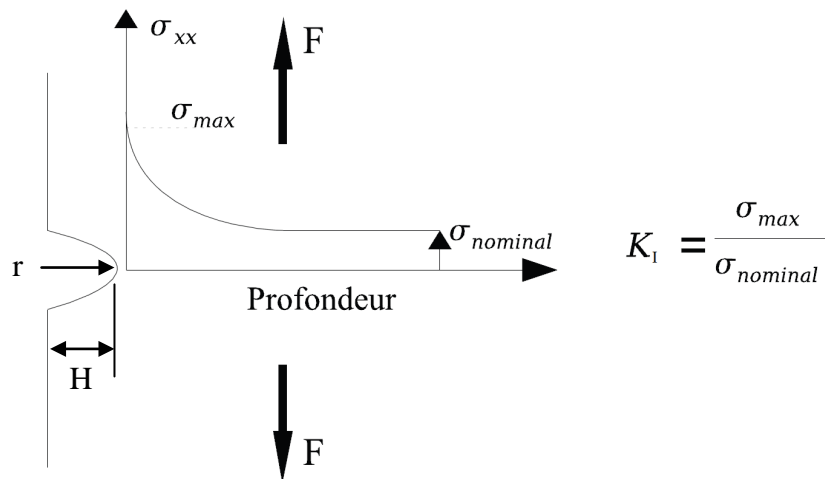


Fig. 2.3. Caractéristique de l'entaille, distribution de contrainte et définition du coefficient de concentration de contrainte  $K_I$  [177]

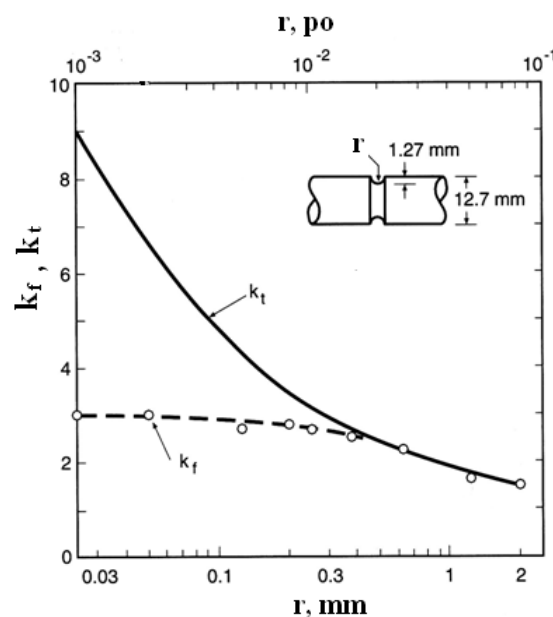


Fig. 2.4. Coefficient concentration de contrainte en fonction du rayon en fond d'entaille [178]

### 2.2.3 Eprouvette avec mouchetis

L'utilisation de la méthode de corrélation d'images nécessite un traitement particulier de la surface de l'éprouvette. Certains matériaux tels que les mortiers ou ciments ne nécessitent pas de préparation spécifique, mais dans la plupart des cas, la surface est trop homogène pour réaliser une mesure par corrélation. Il faut alors créer une texture aléatoire sur la surface étudiée. Après avoir nettoyé et séché l'éprouvette entaillée, le mouchetis qui contient des taches noires et blanches, est projeté sur la peau extérieure du tube. Deux choix de peinture sont possibles en fonction de l'ordre d'injection, soit de la peinture blanche puis de la peinture noire [179], soit l'inverse [180]. Dans notre cas, la surface est d'abord recouverte d'un film blanc de peinture, puis après séchage de cette couche, elle est mouchetée de taches noires. Le spray est placé à une certaine distance afin d'assurer que les gouttelettes de peinture ne forment pas un brouillard continu. On peut superposer plusieurs passages à des distances et des vitesses de balayage différentes pour réaliser une dispersion dans les tailles. Cette opération entièrement manuelle doit répondre à deux exigences. D'une part, le mouchetis doit être contrasté à l'échelle des pixels afin de permettre la distinction des points. D'autre part, l'aspect doit être assez homogène sur toute l'éprouvette, pour permettre d'étendre le calcul à toute la surface. L'éprouvette avec mouchetis est présentée Fig. 2.5.

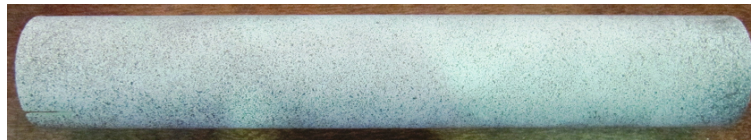


Fig. 2.5. Eprouvette avec mouchetis

Par souci de précision, nous utilisons un mouchetis adapté devant contenir la quantité adéquate de formes et de tailles différentes. Pas trop grandes pour assurer que la fenêtre de corrélation n'est pas entièrement sur une tache noire ou blanche sachant que l'augmentation de la fenêtre d'étude peut résoudre le problème mais cela rallonge le temps de calcul. Pas trop petite pour que la résolution de la caméra ait la capacité de représenter nettement le spécimen [181]. Dans son étude, Cintron [182] a considéré qu'un bon mouchetis doit avoir en même temps les petites mouchetures noires (10 pixels), les moyennes mouchetures noires (20 pixels) et les grandes mouchetures noires (30 pixels). La quantité de pixel pour chaque taille de moucheture noire est approximative. Fazzini [183] a étudié l'influence de la taille du mouchetis dans ses travaux. Il a vérifié que quelle que soit la déformation appliquée, la taille du mouchetis n'a aucune influence sur la mesure lorsque des grandes tailles de fenêtre sont utilisées. L'effet de la taille du mouchetis apparaît lorsque la taille des fenêtres diminue. En pratique on adapte la taille de la fenêtre en fonction de la taille du mouchetis. Selon Molimard [184], les propriétés mécaniques du mouchetis sont très importantes : la rigidité de la couche de peinture ainsi que son épaisseur conditionne la qualité du transfert de déplacement (ou de déformation) à la surface de l'échantillon. Si cette couche est trop épaisse, les phénomènes locaux seront lissés.

### 2.2.4 Eprouvette avec jauge

L'éprouvette entaillée est équipée par une rosette bidirectionnelle grande déformation (EP-08-125TQ-350) à la position de  $y = 150\text{mm}$  dans le sens axial et à  $\theta = 30^\circ$  dans le sens circonférentiel. Le processus de préparation de l'éprouvette est montré Fig. 2.6. La surface de collage doit être débarrassée de traces d'oxyde, de calamine, de peinture et de toute aspérité. Cette opération est effectuée à l'aide de meules, limes et papiers abrasifs et de solvant. La surface ensuite est conditionnée et neutralisée. Le conditionneur de métal est utilisé pour nettoyer et préparer chimiquement la surface destinée à recevoir la jauge. La jauge est collée sur l'éprouvette à l'aide de la colle (CC-33A), s'ensuit un traitement thermique ( $74^\circ$  pendant



1h) dont l'objet est d'assurer la bonne polymérisation de la colle assurant ainsi une meilleure adhésion de la jauge.

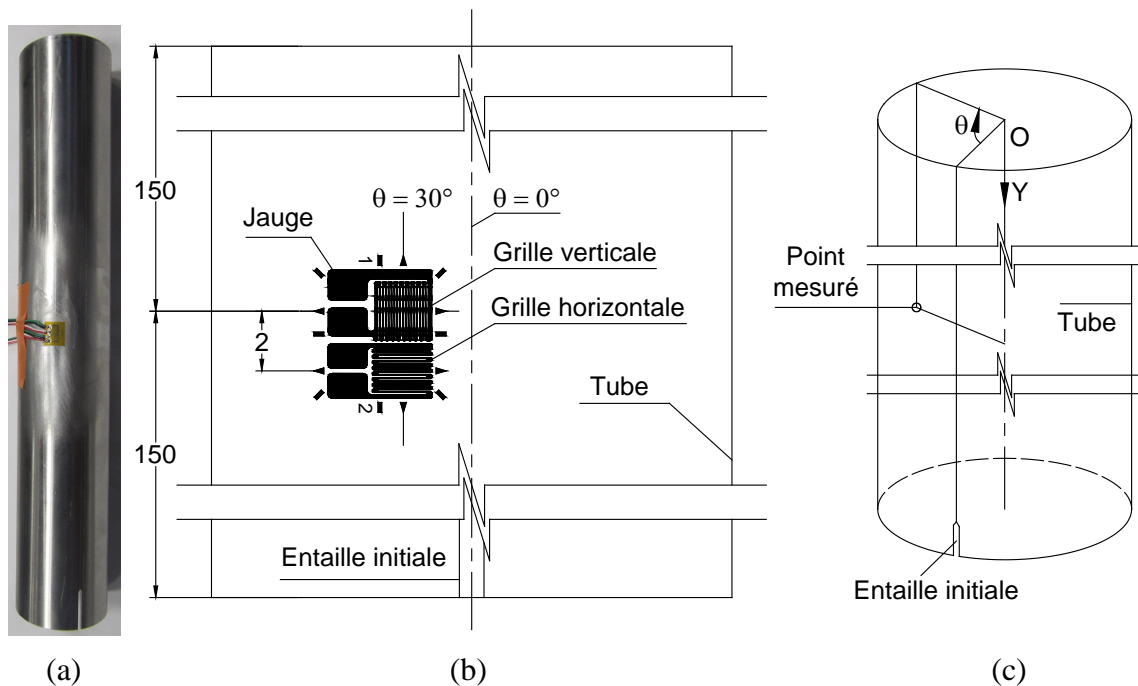


Fig. 2.6. Tube avec jauge, (a) éprouvette, (b) position de la jauge, (c) repère sur tube

## 2.3 Caractéristique du matériau

Le comportement du matériau est caractérisé via des essais de traction uni-axiale effectués à température ambiante et réalisés sur des éprouvettes découpées selon la direction axiale des tubes (Fig. 2.7(a)), avec l'aide d'une machine INSTRON de capacité 5 tonnes. Les essais sont pilotés en déplacement à une vitesse constante 1,2mm/minute (quasi-statique), les éprouvettes sont équipées de jauges grandes déformations couplées à l'extensomètre (Fig. 2.7(b)). La sollicitation est appliquée de manière continue jusqu'à la rupture de l'éprouvette. La procédure du test suit la Norme E8M-04. Dans cet essai, les effets de flexion sont éliminés par un alignement précis des mors. Pour éliminer les dispersions provenant de l'hétérogénéité liée « au vécu » de chaque lot, les différentes éprouvettes sont tirées du même lot et usinées et traitées selon le même protocole. Pour obtenir une contrainte uniforme dans la zone de mesure, il faut prendre un certain nombre de précautions concernant l'éprouvette telles que son alignement dans la machine et son élancement.

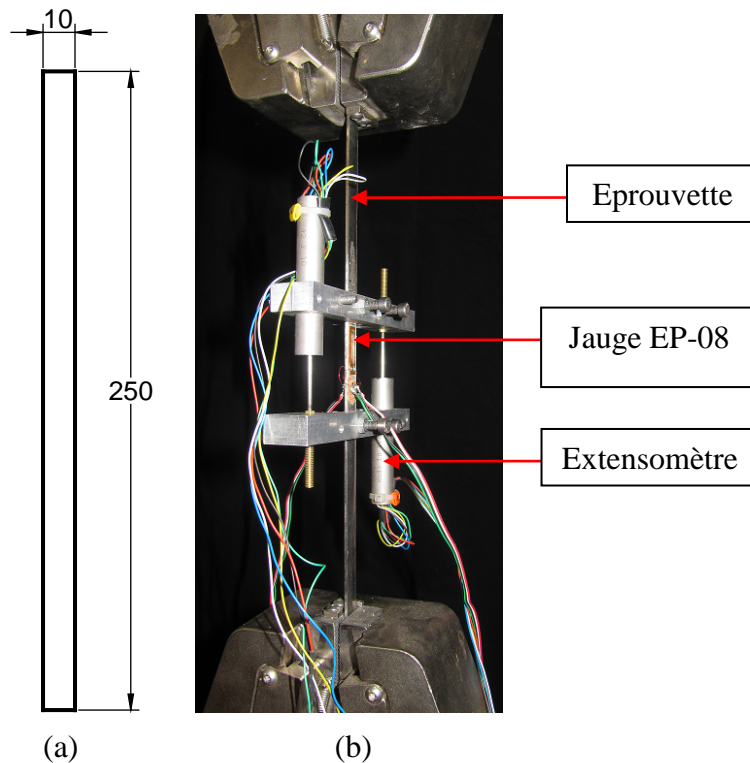


Fig. 2.7. Essai de traction, (a) éprouvette (mm), (b) montage

Il est important de vérifier que les essais de traction sont reproductibles. En général, cela demande au moins trois tests ([185], [186], [187], [188]). Pour le matériau inox 304L, Vor [188] a montré que ce matériau possède une bonne répétabilité lors de la caractérisation de ses propriétés mécaniques (Fig. 2.8). C'est aussi le constat à l'issue de nos caractérisations, nous présentons (Fig. 2.9) deux courbes caractéristiques représentatives de l'écart maximal observé. La courbe contrainte-déformation moyenne, pour laquelle nous occultons le softening, les approximations de type Ramberg-Osgood, et les points retenus pour le calcul numérique sont présentés sur la Fig. 2.10. La relation de Ramberg-Osgood [189] utilisée, suit l'équation (2.1), elle traduit bien sur une idéalisation du comportement d'un matériau ductile.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \beta \frac{\sigma_{0.2\%}}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0.2\%}} \right)^m \quad (2.1)$$

Où  $\beta$  et  $m$  sont des paramètres du modèle. Les courbes Ramberg-Osgood-1 et 2 sur la Fig. 2.10 correspondent respectivement aux valeurs de ( $\beta = 0.56$ ,  $m = 15$ ) et ( $\beta = 0.538$ ,  $m = 10$ ). Nous proposons deux lois, car il est impossible de caler convenablement le comportement uni-axial sur tout le domaine relatif à l'écrouissage. Généralement, il est recommandé de représenter au mieux le comportement dans la zone d'intérêt. Ainsi pour l'étude du flambage, il est plutôt recommandé de bien caler le domaine initial de l'écrouissage, comme proposé dans la courbe Ramberg-Osgood-1, par contre, la courbe Ramberg-Osgood-2 est mieux adaptée pour des calculs visant les grandes déformations, tel que le formage de pièces, ou visant d'approximer le comportement à la rupture. Dans notre cas, la modélisation numérique se compose à la fois du phénomène de flambage et de la rupture ductile, ce qui demande l'utilisation de la courbe expérimentale complète. Nous retenons donc une description discrète de notre courbe traduisant la loi de comportement uni-axial, pour assurer une représentativité fine nous optons pour une soixantaine de points.

Le matériau est identifié par son module d'élasticité  $E$ , son coefficient de Poisson  $\nu$ , sa limite de linéarité  $\sigma_y$  et par son comportement non linéaire. Le test de traction est effectué sur une éprouvette considérée approximativement plate, et qui possède en conséquence, une largeur

assez étroite (pour éviter la courbure du tube). Cette limite rend la mesure de la déformation transversale difficile à l'aide d'une jauge ordinaire. Le coefficient de Poisson est donc récupéré à partir des études dans la littérature sur ce matériau qui donnent une valeur de 0.3 ([190], [191], [192]). Les paramètres du matériau et les points retenus sont présentés dans les Tab. 2.3 et Tab. 2.4.

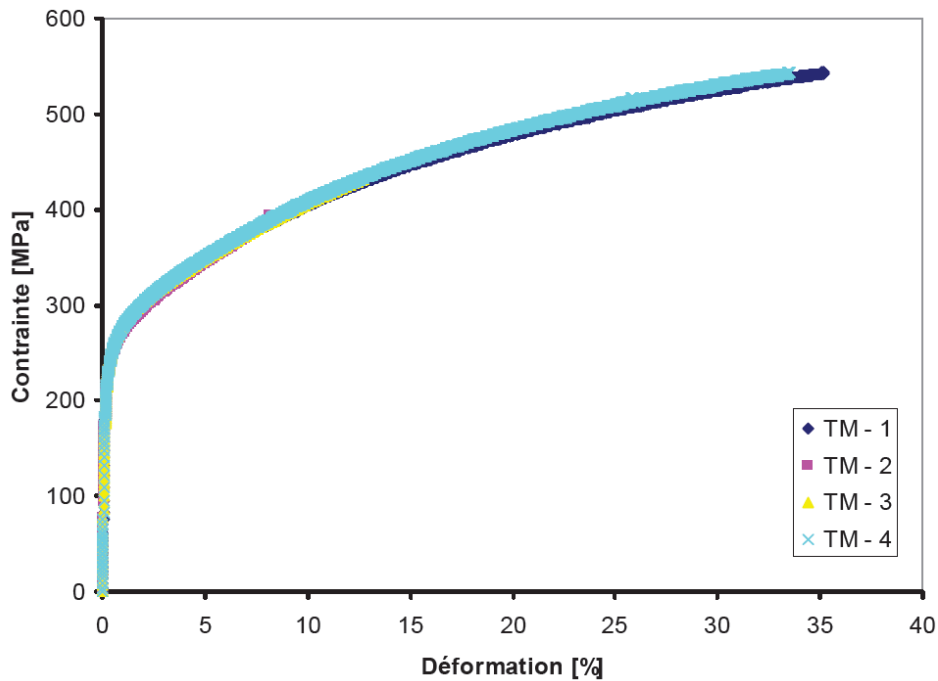


Fig. 2.8. Courbes contrainte-déformation, matériau inox 304L [188]

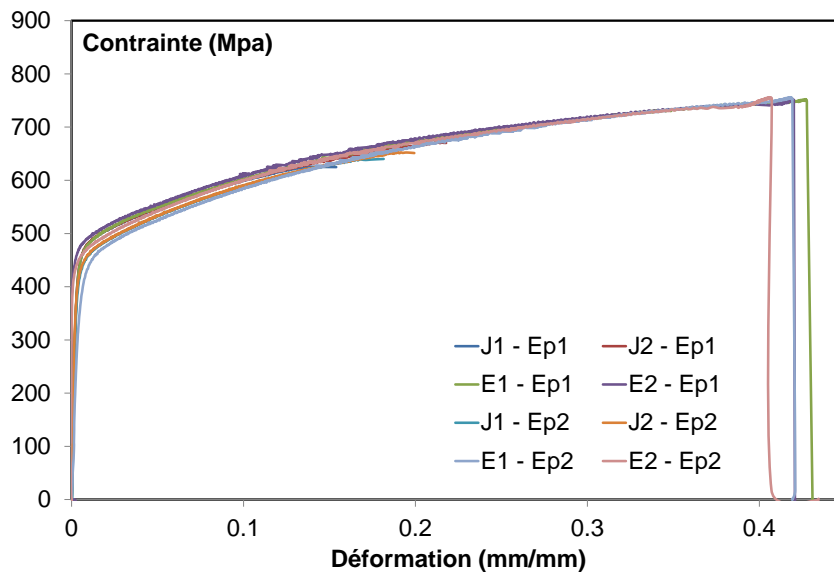


Fig. 2.9. Courbes contrainte-déformation, matériau inox 304L (J – jauge, E – extensomètre, Ep – éprouvette)

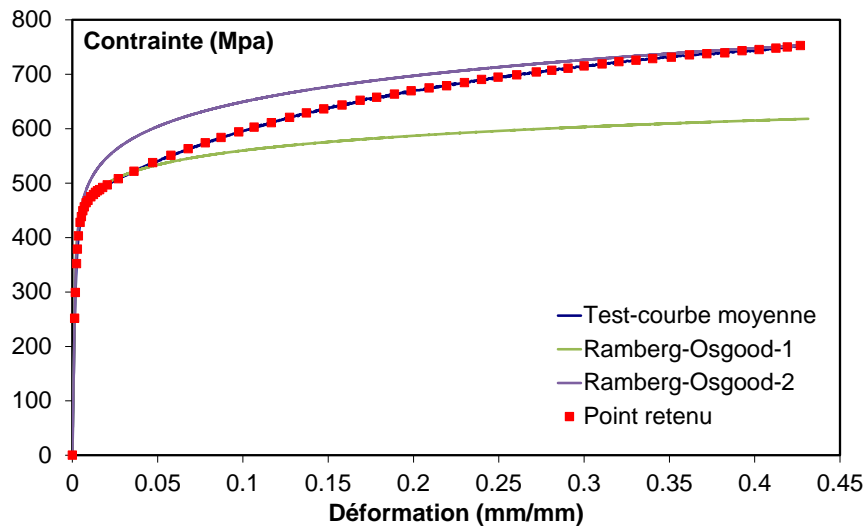


Fig. 2.10. Courbe de traction conventionnelle du matériau inox 304L

Module d'élasticité (Mpa)	$\sigma_{0.2\%}$ (Mpa)	$\nu$	Allongement à rupture (%)	Traction à rupture (Mpa)
186000	419.22	0.3	42.68	752.4

Tab. 2.3. Courbe uni-axiale du matériau inox 304L

$\sigma$	0	251.6	298.6	351.7	378.3	402.6	427.5	438.1	448.8
$\epsilon$	0	0.0013527	0.0018	0.0025	0.003	0.0036	0.0046	0.0053	0.0062
456	463.6	467.9	474.4	478.8	482.6	485.6	487.7	491.7	496.5
0.007	0.0081	0.0092	0.0109	0.0124	0.0136	0.0148	0.016	0.0178	0.0205
507.7	521.4	537.4	550.8	562.8	573.7	583.4	593.8	602.6	610.7
0.027	0.0362	0.0471	0.0578	0.0679	0.0779	0.0872	0.0976	0.1066	0.1167
620.4	628.7	636.1	643	651.8	657.3	663.2	669.2	674.5	678.6
0.1274	0.1372	0.1474	0.1581	0.1687	0.1784	0.1889	0.1986	0.2092	0.2194
684.2	690	694.2	698.6	703.7	707	710.6	714.9	718.7	722.9
0.2299	0.2399	0.2496	0.2605	0.272	0.2811	0.2906	0.3	0.3106	0.3204
725.4	728.5	731.1	735.1	737.4	739	742.8	745.1	747.7	749.7
0.3304	0.3402	0.3512	0.3618	0.372	0.3825	0.3926	0.4026	0.4125	0.4191
752.4									
0.4268									

Tab. 2.4. Points définissant la courbe de traction, retenue pour le calcul numérique

Pour analyser l'anisotropie du matériau, les essais de caractérisation dans les autres directions (circonférentielle, et à 45°) sont nécessaires. Au vu de la difficulté de mener ces essais (faible rayon du tube), nous avons mené un essai à l'échelle du tube consistant en l'application d'une pression interne (pression latérale). Les courbes contrainte-déformation du matériau dans les deux sens, axial et circonférentiel du tube, sont présentées Fig. 2.11. On constate une légère anisotropie du domaine plastique. Ce résultat corrobore les études de Qu [193] sur le comportement du matériau inoxydable AISI 304L (Fig. 2.12(b)). Par contre, selon l'étude de Sadeghi [191], le comportement de ce matériau est quasi isotrope. Il a réalisé des essais de traction uni-axiale en quasi-statique à température ambiante sur des éprouvettes découpées suivant trois directions : direction longitudinale L (0°), direction transversale T (90°) et direction diagonale Q (45°). Les courbes de traction uni-axiale des trois cas sont quasi identiques (Fig. 2.12(a)). Il nous semble clair que l'anisotropie est induite par le procédé de fabrication des tubes, et qu'on ne peut généraliser à partir d'une configuration donnée, les

protocoles peuvent être différents et surtout peuvent induire ou pas une réduction du domaine d'écroutissage selon la géométrie du tube. Pour notre étude, nous considérons que notre matériau est isotrope et nous retiendrons la courbe de traction issue du test de traction sur éprouvette.

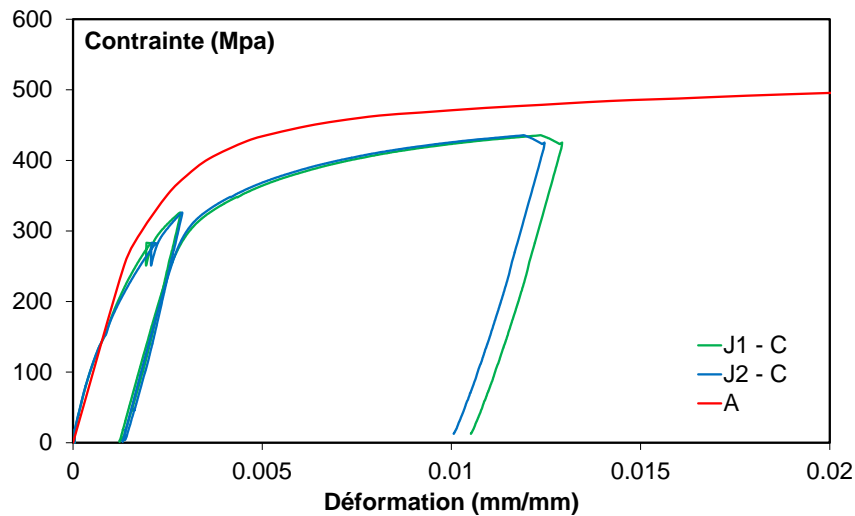


Fig. 2.11. Courbe de traction de l'inox 304L dans les deux directions (J – jauge, C – circonférentiel, A – axial)

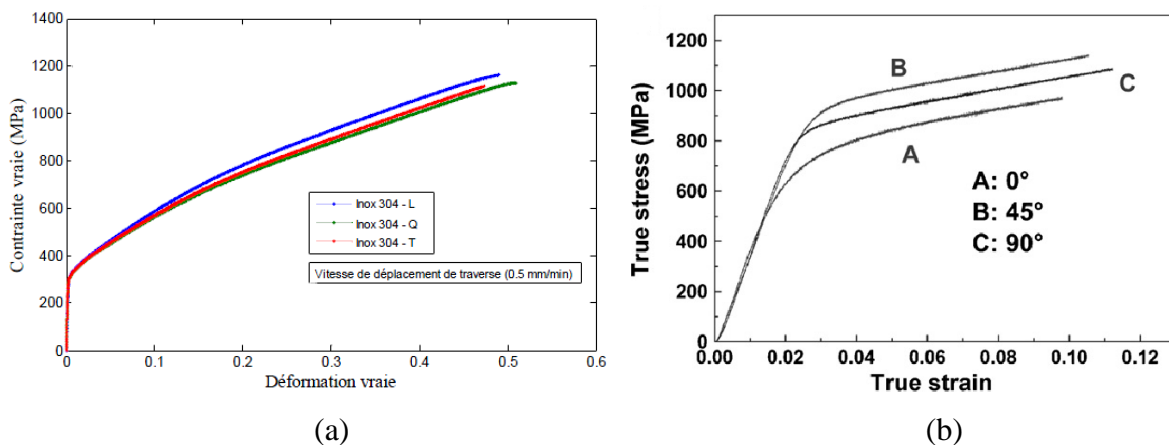


Fig. 2.12. (a) Traction uni-axiale de l'acier 304L dans les directions L, Q et T [191], (b) Comportement en compression uni-axiale de l'acier AISI 304L dans les directions 0°, 45° et 90° [193]

Pour nos éprouvettes, nous n'avons pas mené d'analyse détaillée des faciès de rupture. Par contre, on cite les observations microscopiques des spécimens en acier inoxydable AISI 304L réalisées par Qu [193] suite à rupture dans le cas de traction uni-axiale. La Fig. 2.13 montre les micrographies qui précisent les morphologies de fracture des éprouvettes. Les images montrent une caractéristique évidente de striction avant la rupture et la formation d'un plan de cisaillement dans le sens de l'épaisseur. Les grains sont très allongés le long de l'axe de la traction (Fig. 2.13(b)) ce qui indique une grande ductilité du matériau. On note également quelques bandes de glissement perpendiculaires au plan de fissure, qui résulte de la striction du spécimen. Sur le faciès de rupture, la surface de l'éprouvette révèle plusieurs fossettes profondes distribuées de façon homogène (Fig. 2.13(c)).

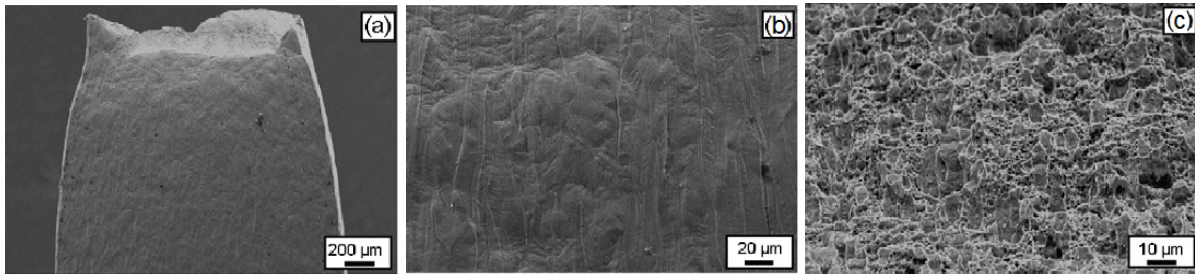


Fig. 2.13. Forme de rupture d'une éprouvette en acier inoxydable AISI 304L suite à traction uni-axiale [193]

## 2.4 Dispositif d'essais

### 2.4.1 Système de mise en charge et conditions aux limites

#### 2.4.1.1 Conditions aux limites

Le tube est mis en place sur le banc d'essai par un système de fixation (Fig. 2.14). L'extrémité sans fissure est encastrée sur une profondeur de 12mm à l'aide de deux pièces massives l'une servant de manchon est introduite dans le tube, l'autre permet de loger et de fixer l'ensemble. Ce dispositif garantit une condition de bridage. L'autre extrémité du tube, contenant le défaut ou fissure, est maintenue en contact avec un cône dissymétrique qui sert d'outil de coupe, lié à une tige d'acier directement connectée à un servo-vérin il sera translaté à vitesse constante au sein du tube assurant ainsi le chargement. La maîtrise des conditions aux limites nous permet de comparer de façon pertinente les essais aux calculs, pour le modèle numérique on considèrera en effet, qu'une extrémité du tube est encastrée alors que l'autre est initialement en contact avec l'outil ou cône de découpe.

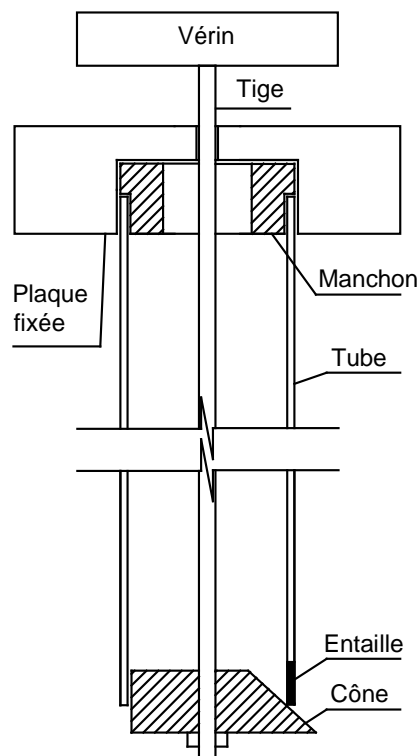


Fig. 2.14. Conditions aux limites du tube

### 2.4.1.2 Déchirure par cône

Le splitting de tube a déjà été abordé dans la littérature, autant sur le plan expérimental que sur le plan de la modélisation analytique ou numérique. L'objet étant l'analyse de l'énergie dissipée par ce procédé. Certains auteurs ont étudié le cas de tubes de section circulaire splittés par un outil conique ([194], [195], [196], [197]), d'autres ont étudié la déchirure ductile de tubes rectangulaires à l'aide d'un outil de forme pyramidal ([198], [199]). Ces études donnent tous les mêmes résultats, les bandes formées lors de l'opération de découpe « curlent », elles sont pliées en boucles sans apparition du phénomène de flambage (Fig. 2.15).

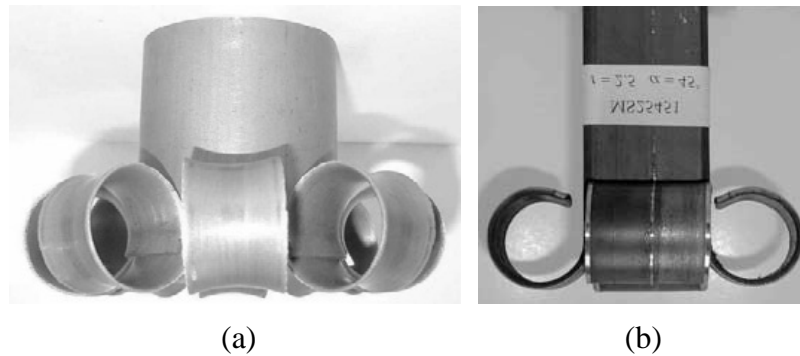


Fig. 2.15. Déchirure, (a) tube circulaire par cône conique [195], tube rectangulaire par cône pyramidal [198]

Pour notre cas, nous voulons éviter les bandes qui curlent, il s'agit donc de générer une seule ligne de rupture, la forme du cône est donc choisie dissymétrique. Ce cône est translaté à l'intérieur du tube le long de son axe de symétrie, il en résulte que la fissure se propage le long de la génératrice du tube. Le déplacement de cet outil de coupe est assuré par une barre d'acier cylindrique placée à l'intérieur du tube, reliée à un servo-vérin hydraulique. Le diamètre maximal du cône est positionné en vis-à-vis d'une entaille ou fissure initiale pratiquée sur une génératrice du tube. Le cône est jugé très rigide au regard du tube. Le processus de fabrication du cône et ses dimensions finales sont données Fig. 2.16 et Fig. 2.17. Le servo-vérin est piloté en déplacement, la régulation est réalisée par une carte électronique reliée à un micro-ordinateur. Tous les paramètres de la machine de l'essai tels que les caractéristiques de la servo-valve du vérin, les capteurs de force et de déplacement, sont définis dans un fichier de configuration.

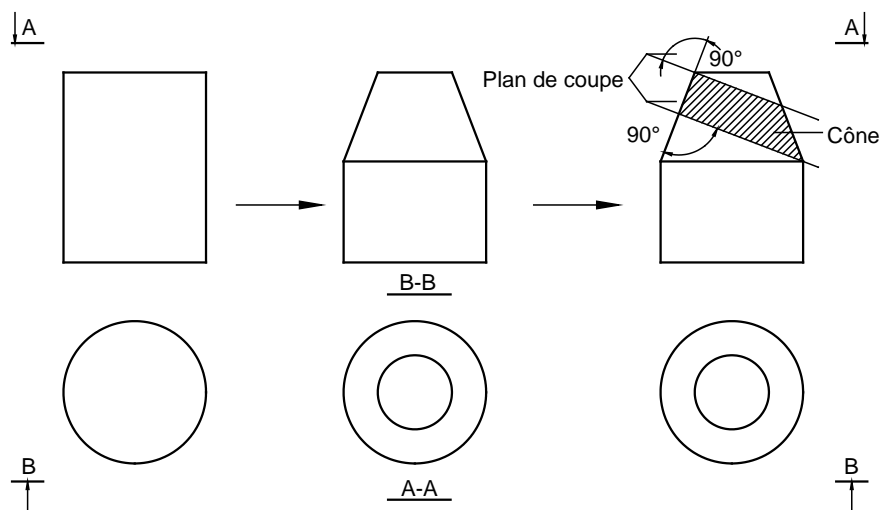


Fig. 2.16. Fabrication du cône

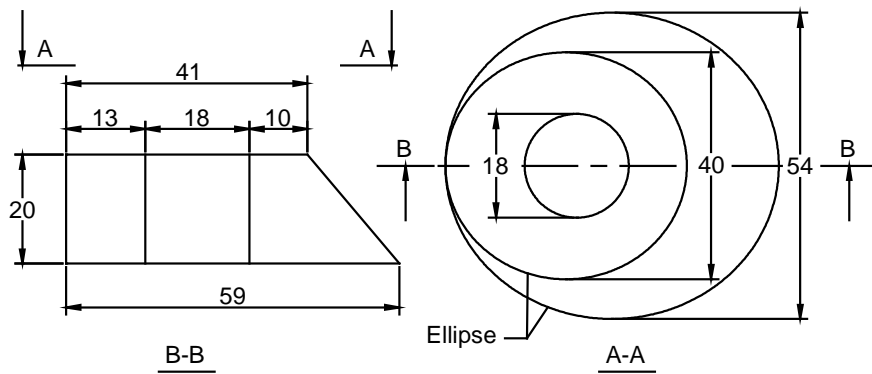


Fig. 2.17. Dimension du cône (mm)

L'utilisation d'un cône dissymétrique permet d'assurer la propagation de fissure depuis l'entaille initiale sur laquelle il prend appui, et il permet ensuite de générer à l'aval de l'outil, l'apparition d'ondulations de flambage qui imprègnent les lèvres de la fissure traduisant le « wrinkling » ou cloquage des bords libres. Ce phénomène traduit bien l'interaction d'une fissure et du flambage.

## 2.4.2 Système d'acquisition et de traitement de mesures

### 2.4.2.1 Instrumentation

Un capteur de force à jauges de type STRAINSERT, et un capteur LVDT de déplacement sont utilisés pour caractériser la courbe force-déplacement (Fig. 2.18) lié à la translation de l'outil. Les données de l'essai sont enregistrées sous forme de tensions électriques sur un PC muni d'une carte d'acquisition. Le choix des capteurs s'est fait en fonction de l'étendue de mesure attendue, la sensibilité, et la précision requises.

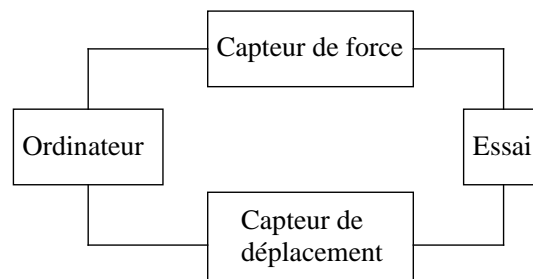


Fig. 2.18. Système d'acquisition des signaux

Le signal est enregistré avec une fréquence d'échantillonnage de 0.2s, une caméra est utilisée afin d'observer la déformée de l'éprouvette durant le test.

### 2.4.2.2 Jauge « grande déformation »

La jauge de déformation collée sur le tube permet de mesurer la déformation localement et en peau externe de l'éprouvette. Elle est constituée d'un fil métallique solidaire d'un support souple et isolant, de façon à former un certain nombre de brins parallèles à une direction donnée. Des sorties de raccordement plus épaisses permettent de souder les fils de liaison aux instruments de mesure. Les effets transverses sont annulés en augmentant la section des boucles de liaison entre brins. La Fig. 2.19(a) représente une rosette bidirectionnelle de grand allongement utilisé dans notre étude.



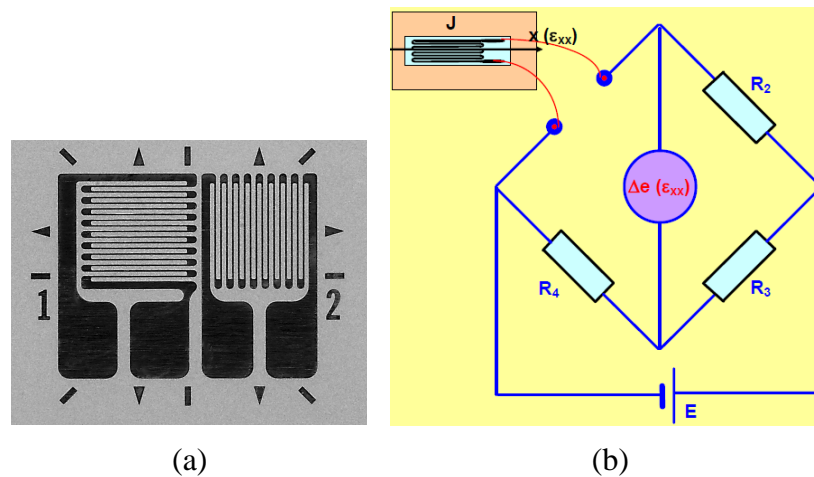


Fig. 2.19. (a) Rosette bidirectionnelle EP-08-125TQ-350 [200], (b) Principe de mesure de la déformation par jauge [201]

Selon [202], le principe de la jauge peut être résumé de manière suivante en définissant la résistance d'un fil conducteur donnée par la relation :

$$R = \frac{\rho_e L}{A_c} \quad (2.2)$$

En soumettant le fil à une traction, la relation exprimant la variation relative de résistance en fonction de la variation relative de longueur est :

$$\frac{\Delta R}{R} = K \frac{\Delta L}{L} \quad (2.3)$$

A l'état initial,  $R$  et  $K$  sont connus. Durant l'essai, en négligeant l'effet de la température, la déformation de l'éprouvette conduit un allongement des fils de la jauge amenant le changement de la résistance  $R$  qui est détecté indirectement par le signal électrique via la variation de la tension de sortie  $\Delta e$  (Fig. 2.19(b)). L'enregistrement de ce dernier à chaque instant, toutes les 0.2s comme pour les capteurs de force et de déplacement, permet de retrouver la déformation.

### 2.4.2.3 Méthode de corrélation d'images

Généralement, pour une étude des déformations, on utilise des jauges collées sur l'éprouvette. Cependant, dans certaines configurations, toutes les parties de l'éprouvette ne vont pas se déformer de la même manière, il nous faudrait donc coller plusieurs jauges à différents endroits de l'éprouvette. Cette opération souffre de plusieurs inconvénients. Il n'est pas possible, par exemple, de connaître le comportement de la matière sur tous les points de la surface de l'éprouvette testée. De plus, les jauges que l'on utilise pour mesurer localement les déformations occupent une surface importante, et leur présence est susceptible de fausser les mesures en particulier pour des structures minces. Enfin, leur mise en œuvre peut être longue et délicate, surtout lorsqu'il s'agit, de coller un grand nombre de jauges à des endroits bien précis, et de relier chacune d'entre elles à l'électronique de mesure. L'application de nouvelles méthodes de mesure sans contact en utilisant la technique d'analyse d'images a permis de dépasser ces limites. Parmi les différentes techniques de mesure de champ, on peut citer la technique de la grille [203], la photographie de speckle [204] et la corrélation d'images [180]. Grosbras [205] a fait une comparaison de ces trois méthodes, il a montré que la corrélation d'image possède plusieurs avantages par rapport aux autres. Elle permet, grâce à des optiques adaptées, et à l'utilisation de caméras haute résolution, d'accéder à une large gamme de mesures avec de bonnes résolutions et la possibilité de faire des mesures à l'échelle microscopique. Elle est facile à utiliser et à mettre en œuvre. De plus, elle présente également

l'avantage de pouvoir être utilisée pour certains cas, directement, sans adjonction d'un revêtement, grâce à la texture propre à l'échantillon. Cette méthode est applicable en 2D et en 3D. La corrélation d'image 2D mesure des champs dans le plan de la surface [182]. Le problème tridimensionnel a besoin non seulement des champs dans le plan mais aussi hors plan [179]. La corrélation 3D est utilisée dans notre cas, afin d'étudier la déformation du tube durant la propagation de la rupture.

D'après Wehbe [180], la stéréo corrélation d'images consiste à reconstituer un champ 3D d'une surface, à partir de deux images 2D. Pour cela, la surface à mesurer est photographiée simultanément sous des angles différents, par deux caméras rigidement liées. Le principe utilise la triangulation pour retrouver un point dans l'espace (Fig. 2.20(a)).

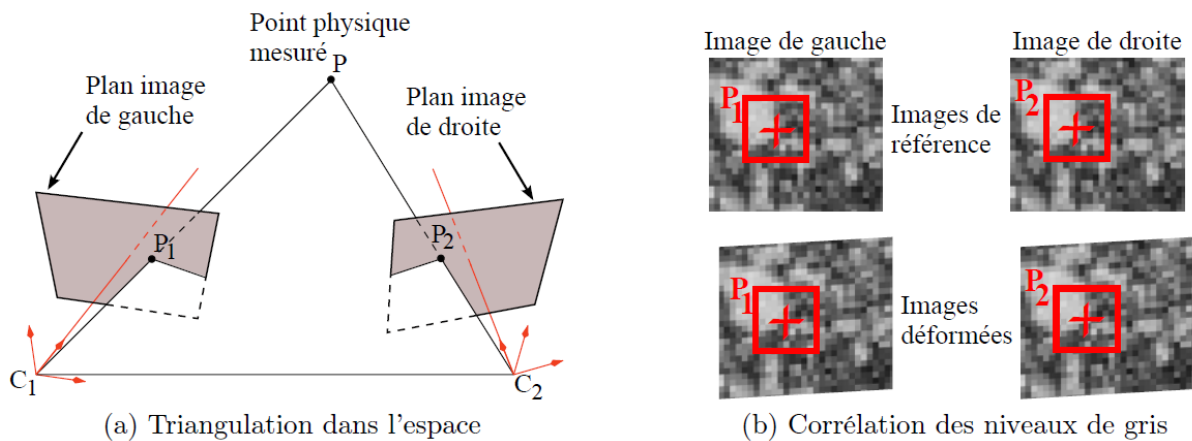


Fig. 2.20. Principe de la stéréo corrélation d'images [180]

Soit un point physique  $P$  de la surface, les points  $P_1$  et  $P_2$  sont ses projections sur les plans images. A partir des paramètres du système optique connus grâce à un calibrage et en connaissant les positions des points  $P_1$  et  $P_2$  dans les plans images, il est possible de localiser  $P$  dans l'espace comme l'intersection de deux droites coplanaires.

Pour localiser les deux points  $P_1$  et  $P_2$ , la technique utilise des algorithmes qui corrént les facettes en se basant sur les niveaux de gris qui représentent l'intensité lumineuse (Fig. 2.20(b)). Selon Fazzaini [183], cette corrélation d'images repose sur deux hypothèses majeures. La première hypothèse suppose la conservation des niveaux de gris de l'image initiale à l'image déformée. La seconde hypothèse repose alors sur la nécessité qu'il y ait des contrastes dans l'image et que la répartition de ces contrastes soit unique dans un voisinage autour de la position du sous-domaine homologue à trouver. Wehbe [180] considère que le point  $P$  est assimilé à un pixel de l'image, autour duquel est définie une fenêtre de corrélation. La corrélation consiste à retrouver cette fenêtre sur les deux images grâce à son niveau de gris moyen. Au préalable, les niveaux de gris sont aléatoirement générés en déposant un mouchetis de peinture sur la pièce. Une fois le point  $P$  localisé dans l'espace, la corrélation et la triangulation sont étendues aux pixels alentour. De proche en proche, toute la surface est reconstituée. En pratique, une paire d'images de référence est prise au repos, puis des images à différents stades du chargement. Les champs de déplacements sont retrouvés en soustrayant les champs déformés du champ de référence.

Comparée à d'autres techniques de mesure, cette approche est relativement récente en métrologie, elle a été développée en mécanique des solides au début des années 80 [206]. Sa fiabilité a été testée en comparant les résultats de mesures avec l'utilisation des capteurs et des jauges par plusieurs auteurs ([207], [208], [209]). Sa robustesse lui permet d'être appliquée dans des domaines différents, par exemple, en statique [179], en analyse vibratoire [210], en rupture [211].etc.

Le déroulement de la méthodologie de mesure utilisant la corrélation d'images est précisé Fig. 2.21 selon Wehbe [180]. L'étape de la préparation de l'éprouvette a été abordée au paragraphe précédent (2.2.3, page- 52 -). Après positionnement du spécimen sur le banc d'essai, l'étape suivante consiste à cadrer la pièce par les deux caméras LIMESS munies de deux objectifs de 50mm, la résolution de l'image étant de 2045 x 2045 pixels. Il s'agit de choisir l'écartement des caméras, leurs orientations et une distance de mesure permettant de cadrer la surface. Chaque auteur utilise ses paramètres afin d'obtenir des images claires et synchronisées ([212], [213], [214]). Ce dernier auteur, précise qu'un angle petit réduit la précision de triangulation, et de facto la précision des déplacements hors plan calculés. Un angle trop élevé améliore la précision, mais augmente la perspective et réduit le champ de vue utile. Le guide du logiciel Vic-3D conseille l'utilisation d'un angle dans l'intervalle de 15° à 45° [181]. Dans notre étude, nous fixons l'angle à 30° et la distance de mesure est de 1.5m. Ce dernier paramètre est déterminé en fonction de l'objectif utilisé et des possibilités de positionnement autour de l'objet ausculté. Lorsqu'on dispose de plusieurs objectifs, la plus courte lentille est généralement la plus adaptée et donne généralement de meilleurs résultats [181]. Une fois l'éprouvette cadrée, la mise au net est effectuée. Le temps d'exposition est choisi selon le phénomène à mesurer. L'éprouvette est ensuite éclairée en évitant les régions surexposées (ou l'inverse) par une source lumineuse blanche standard. De plus, l'exposition doit être du même ordre pour les deux capteurs, ce qui constitue une réelle difficulté selon l'environnement. En effet, le niveau d'éclairage peut être différent d'une zone à l'autre, et/ou entre cliché droit et gauche. Ceci a été souligné par Tong [215], qui a proposé un algorithme de compensation, lors du calcul de la stéréo corrélation des points. Après l'éclairage de l'éprouvette, l'indice de focale est sélectionné, en adaptant l'ouverture du diaphragme à la lumière disponible. Enfin, la mise au point est effectuée en recherchant le meilleur contraste. Afin d'éviter les disparités de niveaux de gris lors de la corrélation, le contraste doit être de qualité identique pour les deux caméras [216]. Cette contrainte constitue une difficulté réelle lors d'une mise au point visuelle. L'effet de la présence de flou sur l'image est évoqué par Sutton [217]. Dans cette publication, l'auteur caractérise l'impact du déplacement hors plan sur la précision des résultats. En avançant/reculant la pièce de quelques millimètres, certaines zones ne sont plus contrastées. Passé ce stade, l'auteur relève des contraintes biaisées non-linéairement avec l'évolution du flou. Si de telles imprécisions surviennent sur des champs de déplacements vibratoires, ils comporteraient une forte similarité avec des ventres de modes. Autrement dit, si la netteté n'est pas maîtrisée, ses conséquences pourraient être préjudiciables à l'analyse et l'interprétation. Afin de limiter ces risques, il conviendra de s'assurer que la pièce reste nette durant tout le test, ce qui reste tout de même difficile dans notre cas vue la longueur impactée par l'étude, près de 250mm. Une fois le dispositif réglé, le système est calibré. Le calibrage s'effectue à l'aide d'une mire d'étalonnage comportant une grille de points circulaires positionnés de manière équidistante qui est photographiée dans différentes orientations de l'espace. Les 16 paires d'images contenant au moins trois points de marqueur visibles, sont enregistrées et analysées. Il consiste à estimer les grandeurs intrinsèques du système ainsi que la position et l'orientation relative des caméras entre elles afin de déterminer les paramètres de la fonction reliant les coordonnées en 3D des points de l'espace et celles en 2D de ces points projetés sur les deux plans d'images [179]. À ce propos, Heikkila [218] a souligné que les variations de lumière dégradent la qualité du calibrage. Autrement dit, l'éclairage doit être adapté systématiquement aux différentes orientations du calibre. Des prises d'images en noir et blanc sont effectuées à la vitesse de 5 images/s, et suivent les étapes 6 et 7 (figure ci-dessous).

Une fois le test effectué et les images prises, l'étape 6 consiste à renseigner les paramètres dans le logiciel VIC3D permettant de déterminer les déplacements et les déformations de l'échantillon [181]. Dans l'image globale de référence, on délimite une zone d'étude servant à la corrélation d'image, puis la mise en correspondance des images de référence capturées par

les deux caméras est effectuée, ensuite les images acquises par chaque caméra pour deux états mécaniques (état initial et état déformé) sont analysés. Cette opération se base sur le critère de ressemblance entre deux voisinages (codé en niveau de gris) en définissant une fenêtre de corrélation. Le choix de la taille de cette fenêtre est intimement lié au mouchetis. Augmenter sa taille permettra d'inclure des pixels de différents niveaux de gris [180] et de diminuer globalement l'erreur de mesure [183], mais cela induit aussi d'augmenter le temps de traitement [181]. Une taille de fenêtre trop restreinte ou excessivement grande détériorera la performance de la stéréo corrélation [216]. Dans notre configuration, une fenêtre de 10x10 pixels est appliquée. Après avoir fixé les paramètres de résolution, l'algorithme calcule les champs de déplacements à tous les stades de l'acquisition et continue un post-traitement pour les champs de déformations (étape 7). Il apparaît manifestement que l'implication de l'expérimentateur est une source prépondérante d'imprécisions : mouchetis, montage, éclairage, mise au point, etc. Un maximum de soin est requis en phase préparatoire de la mesure. En phase de traitement, il est difficile pour l'utilisateur de choisir des paramètres optimaux de calcul. Ils sont souvent figés par tâtonnement, de sorte à calculer tout le champ, avec un nombre de points suffisant. Ceci peut conférer à cette étape un caractère empirique. Hormis le facteur humain, des éléments matériels peuvent également dégrader la qualité des mesures.

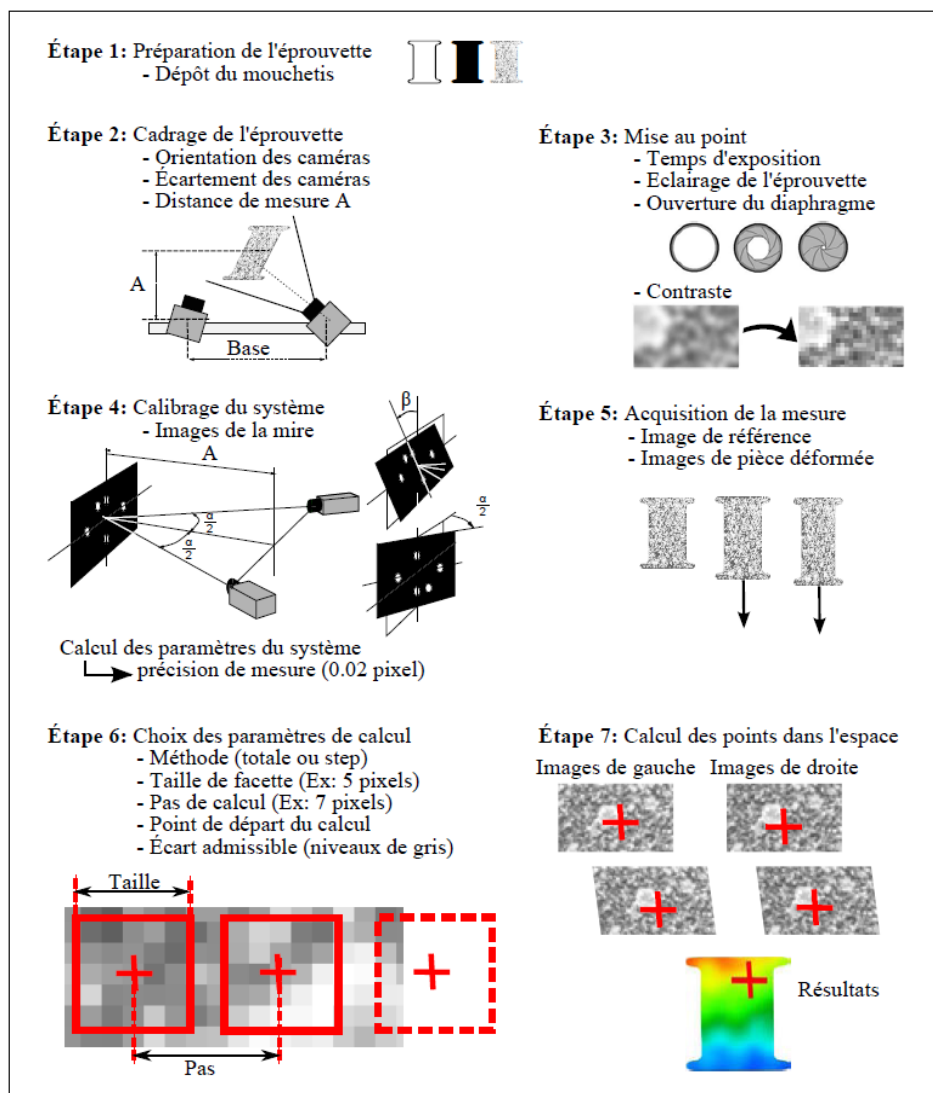


Fig. 2.21. Déroulement d'une mesure champ par stéréo corrélation d'images [180]

Cette méthode nous permet de montrer physiquement les mécanismes de déformation du tube et permettra peut-être d'en déduire les modes de dégradation. Elle peut nous permettre aussi

de détecter les zones critiques de déformations maximales ce qui nous renseignera sur les fissures potentielles. Mais ce système ne permet pas d'accéder au champ de déplacement à l'aval du front de fissure lorsque la fissure se propage, cette zone étant hors champs de vision des caméras. Par ailleurs nos fréquences d'acquisition nous limitent bien à l'analyse quasi-statique, lorsqu'on fera allusion à la propagation de la fissure, cela entend son déplacement associé à l'opération de découpe (avancé de l'outil), et non pas au step d'avancement qu'elle pourra effectuer en avance sur le déplacement de l'outil.

## 2.5 Procédure d'essai

Des essais de déchirure de tubes en acier inox 304L, sont menés en quasi-statique. Trois géométries (Diamètre externe x Epaisseur) sont ici étudiées telles que 50x1.5, 48.3x2 et 48.3x3.2. Durant le test, un cône rigide est translaté à vitesse constante (5mm/mn) sur une longueur de 250mm dans un tube de longueur 300mm. Deux configurations de lubrification sont étudiées, celle d'un contact sec, non lubrifiée, et celle où la surface de contact est préalablement graissée par le produit NLGI2. L'utilisation de la lubrification vise à étudier l'effet d'un contact lubrifié. Tout d'abord, une série d'éprouvettes entaillées sont testée pour les trois catégories de tube et ce pour les deux configurations de lubrification. Ces essais nous permettent d'obtenir la courbe caractéristique force-déplacement et énergie absorbée de chaque cas testé, ainsi que les modes de flambage. Puis une étude plus approfondie est menée sur une catégorie particulière de tubes (50x1.5,  $L_f = 20\text{mm}$ ) dans la configuration de contact lubrifié. Le choix de cette condition de contact vise à éviter la dégradation de la surface du cône suite à plusieurs essais. Dans cette étude approfondie, des éprouvettes avec mouchetis sont mises en place. En dehors des informations générales mesurées lors des précédents tests, le système de stéréovision avec deux caméras, un ordinateur et deux lampes d'éclairage est utilisé pour mesurer les champs de déplacements et de déformations. Pour une deuxième série d'essais, on aura recours à des mesures via des jauges. La déformation axiale et circonférentielle en un point particulier sont suivies à l'aide d'une rosette bidirectionnelle EP-08. Une troisième série d'essais nous servira à analyser l'influence de certains paramètres comme le frottement cône/tube, les contraintes résiduelles et la vitesse de chargement sur le comportement à la déchirure du tube. Le schéma du banc d'essai est montré Fig. 2.22, le détail du montage de l'éprouvette Fig. 2.23.

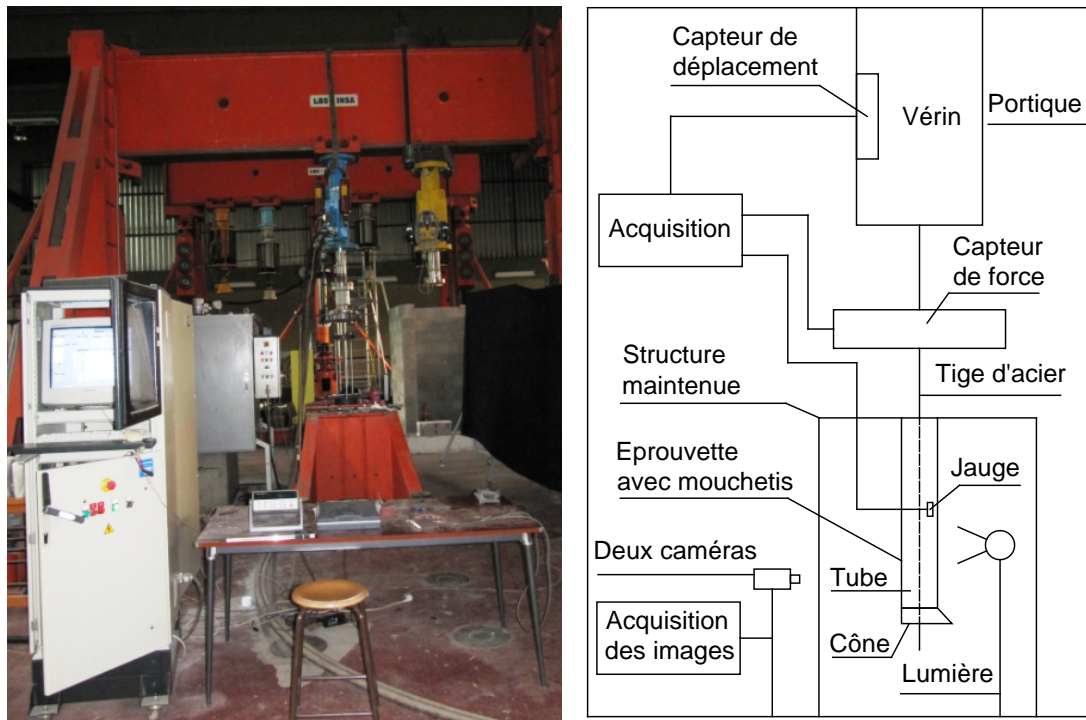


Fig. 2.22. Banc d'essai

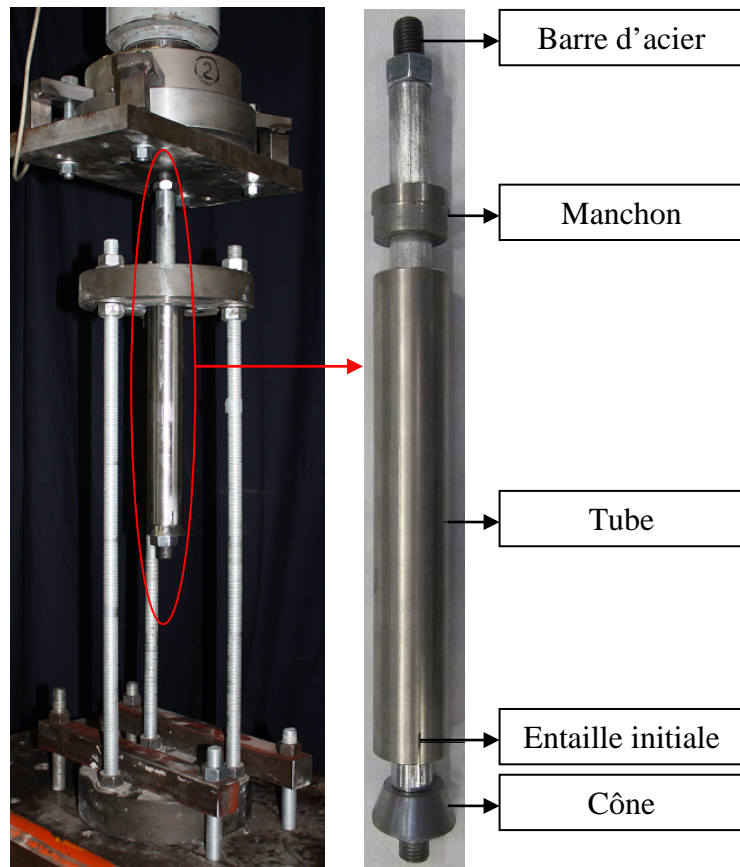


Fig. 2.23. Montage de l'éprouvette

## 2.6 Analyse des résultats

### 2.6.1 Courbe force-déplacement du cône

A partir des informations acquises par les capteurs, une conversion des unités électriques vers les grandeurs physiques est effectuée, suivie des traitements par la méthode de lissage des perturbations de mesures. Nous avons principalement utilisé la technique de lissage par moyenne mobile (voir [219]), elle est facile d'emploi et donne des résultats fiables. Les Fig. 2.24 et Fig. 2.25 visualisent respectivement les différentes courbes force-déplacement, énergies absorbées (aire sous la courbe force-déplacement du cône) liées au procédé de découpe ou déchirure du tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ), et ce pour plusieurs tests et deux configurations de contact. Les mesures des pics de force (PF) et de l'énergie absorbée totale (EA) sont exposées Tab. 2.5. Ces éléments montrent une bonne reproductibilité des résultats de l'essai. Pour les autres cas, la reproductibilité est aussi constatée. La comparaison de la courbe force-déplacement du cône pour les différents tubes ( $L_f = 20\text{mm}$ ) et pour différentes conditions de contact est présentée Fig. 2.26. Les valeurs PF sont données dans le Tab. 2.6.

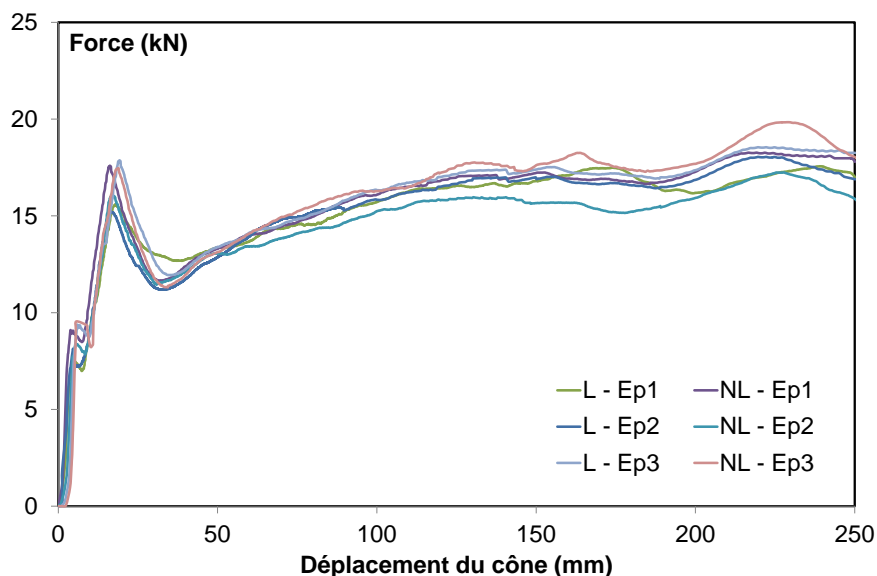


Fig. 2.24. Courbe force-déplacement du cône : tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification, Ep – éprouvette)

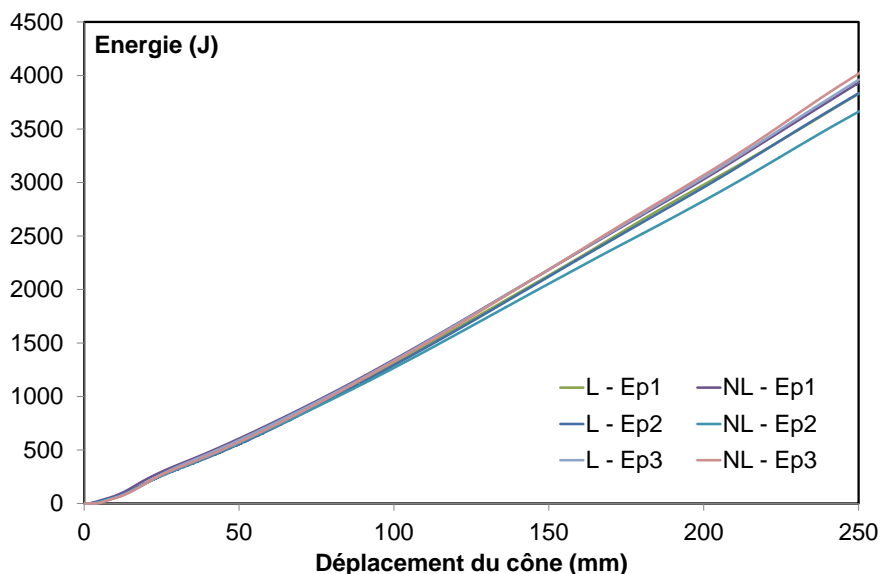


Fig. 2.25. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône : tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification, Ep – éprouvette)

		Test 1	Test 2	Test 3	Moyen	CV (%)
1 <sup>er</sup> PF (kN)	L	7.48	8.14	9.38	8.33	11.58
	NL	9.10	8.43	10.85	9.46	13.20
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	L	15.59	15.20	17.87	16.22	8.89
	NL	17.59	16.11	17.47	17.05	4.83
EA (J)	L	3830.93	3835.48	3962.06	3876.16	1.92
	NL	3933.91	3661.87	4016.93	3870.90	4.80

Tab. 2.5. Valeurs des PF et EA pour le tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification, CV – coefficient de variation)

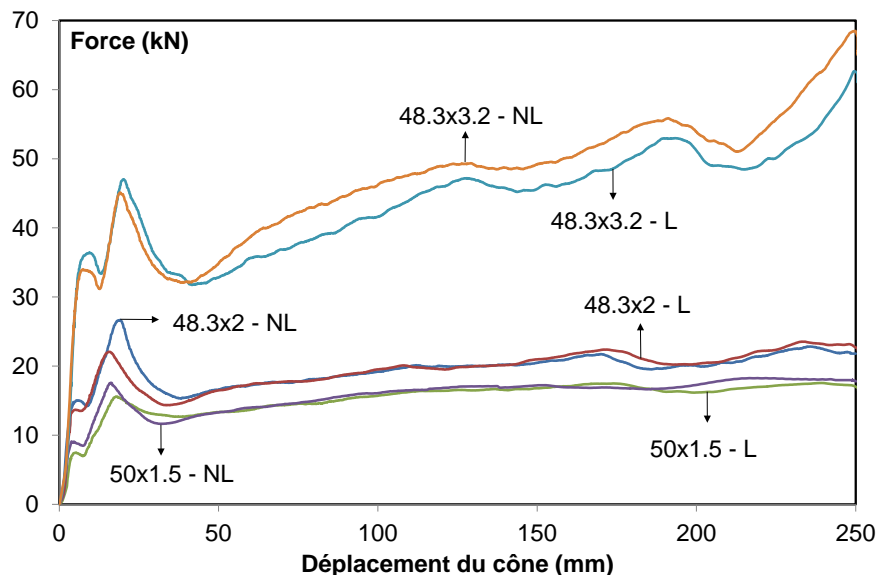


Fig. 2.26. Courbe force-déplacement du cône pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

	Tube 50x1.5		Tube 48.3x2		Tube 48.3x3.2	
	L	NL	L	NL	L	NL
1 <sup>er</sup> PF (kN)	7.48	9.10	13.68	15.06	36.41	33.99
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	15.59	17.59	22.07	26.67	47.03	45.11

Tab. 2.6. PF pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

Avant d'atteindre le premier PF, le contact avec le cône ne concerne que le bord d'attaque du tube, la configuration lubrifiée ou pas n'a alors aucune incidence sur la courbe. Au stade suivant, nous constatons que la lubrification influence fortement la force dans les premiers parcours du cône, précisons que pour cette phase l'état de contact n'est pas encore stable. Dans la phase suivante, pour laquelle la configuration de contact, entre le cône et la surface intérieure du tube, est stable et permanente, on note que l'influence de la lubrification n'est pas significative sauf pour le cas du tube 48.3x3.2. Pour ce dernier cas, l'effort induit lors de l'initiation jusqu'à la propagation de la déchirure est important, il induit une flexion de la barre d'acier qui porte le cône ce qui perturbe les conditions aux limites à l'extrémité encastree du tube et les conditions de contact au niveau de l'outil (cône). Cette flexion est négligeable dans les cas des tubes de 50x1.5 et de 48.3x2, l'intensité de la force étant plus faible. Il apparait que la lubrification de la surface de contact entre le cône et le tube dépend des efforts de pression exercés de l'un sur l'autre. La combinaison de la pression et du frottement sur la surface de contact est tel que le lubrifiant tend à être décapé de la surface interne du tube de sorte que le tube et le cône semblent secs après l'essai. Ce résultat corrobore celui de Harrigan [17] dans l'étude de l'inversion interne des tubes métalliques. L'effet de la lubrification concernant ce type de problème a été étudié par certains auteurs.



Huang [195] trouve que la lubrification n'influence pas la courbe de comportement (Fig. 2.27(a)). Par contre, Yang [220] prouve que le rôle de la lubrification est important (Fig. 2.27(b)). Les essais d'expansion de tubes en utilisant un cône, réalisés par Almeida [221] montrent que la contribution de la lubrification à l'intensité de la force varie en fonction de la dimension du cône considérée (Fig. 2.28, Fig. 2.29). Dans la configuration où le cône avec un plus petit angle est utilisé, la réponse de la structure est moins sensible à la condition de la surface de contact (lubrifiée ou sec).

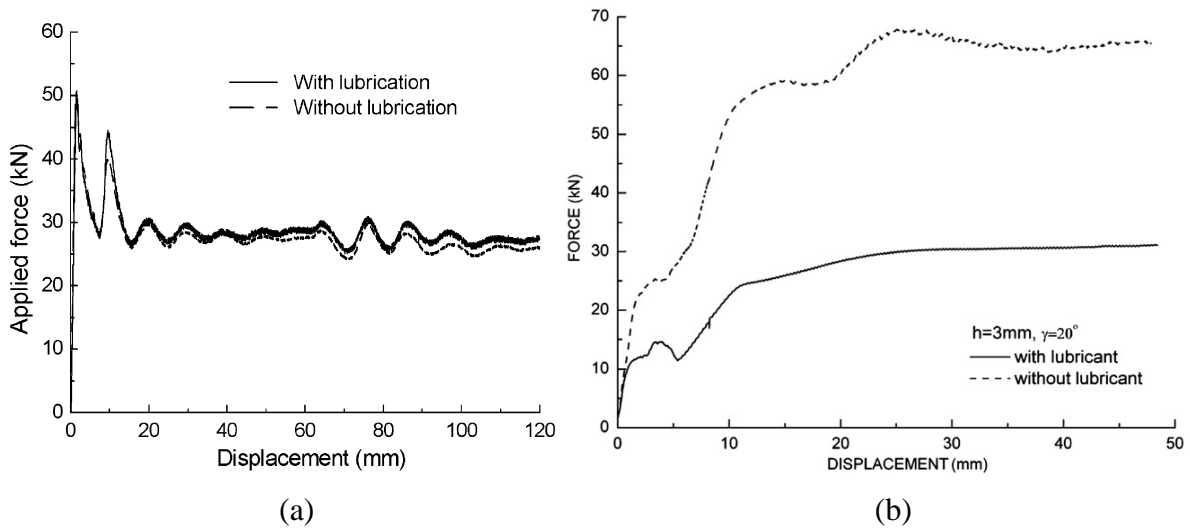


Fig. 2.27. Influence de la lubrification, (a) déchirure du tube par cône [195], (b) expansion du tube par cône [220]

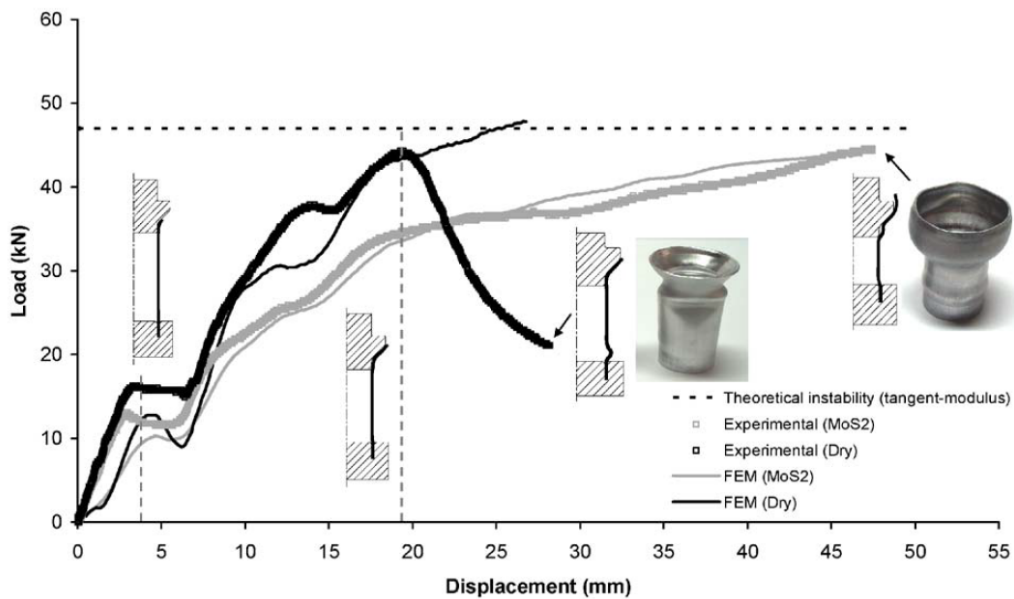


Fig. 2.28. Expansion des tubes : courbe force-déplacement du cône ayant l'angle de 45° [221]

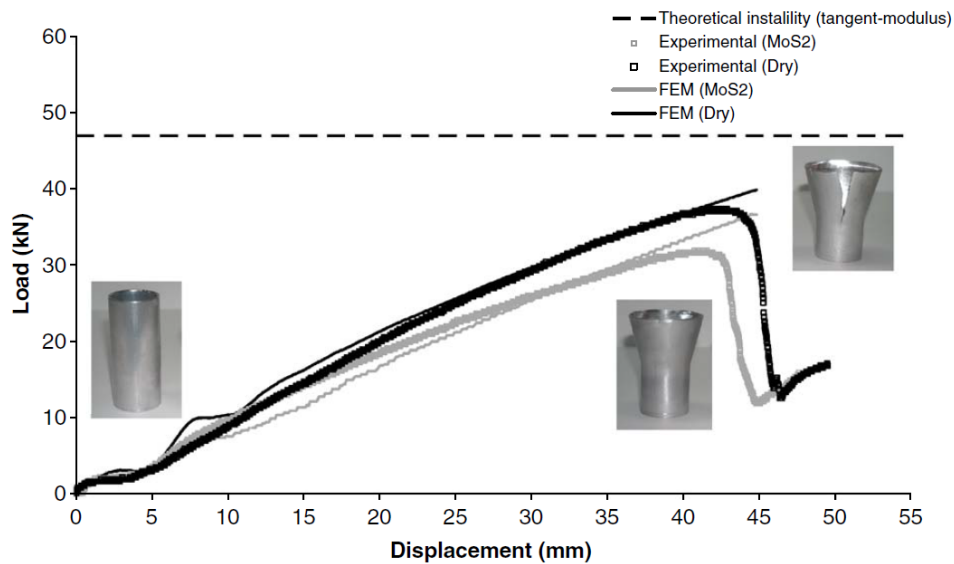


Fig. 2.29. Expansion des tubes : courbe force-déplacement du cône ayant l'angle de  $15^\circ$  [221]

L'évolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour des tubes et différentes conditions de contact est montrée sur la Fig. 2.30. Il semble que cette variation est presque linéaire. Cette tendance est similaire au résultat de l'étude de Sokolinsky [222] sur l'absorption de l'énergie des structures composites par écrasement (Fig. 2.31). La lubrification influence très peu la quantité d'énergie absorbée. Pour évaluer l'efficacité quant à l'absorption d'énergie, certains auteurs utilisent le terme de l'énergie absorbée spécifique (EAS) ou l'énergie absorbée par une unité de masse ([198], [195], [220], [222]). Ce paramètre montre la capacité d'absorption d'énergie d'un matériau. Dans notre cas, en supposant que toute la longueur du tube participe à absorber l'énergie, EAS est donc calculé en divisant EA par le produit de la longueur du tube, de sa section transversale et de sa densité ( $\rho_v = 7.9e-3 \text{ g/mm}^3$ ) comme l'indique de l'équation (2.4).

$$EAS = \frac{EA}{\pi T_o (D_o - T_o) \rho_v L_t} \quad (2.4)$$

La valeur de l'énergie totale et spécifique correspondant aux différentes configurations se trouve dans le Tab. 2.7. Le tube 48.3x3.2 semble absorber l'énergie plus efficacement que les autres tubes. Huang [198] a trouvé aussi que l'augmentation de l'épaisseur du tube améliore l'efficacité de l'énergie dissipée dans son étude de la déchirure d'un tube carré à l'aide d'un outil de forme conique.

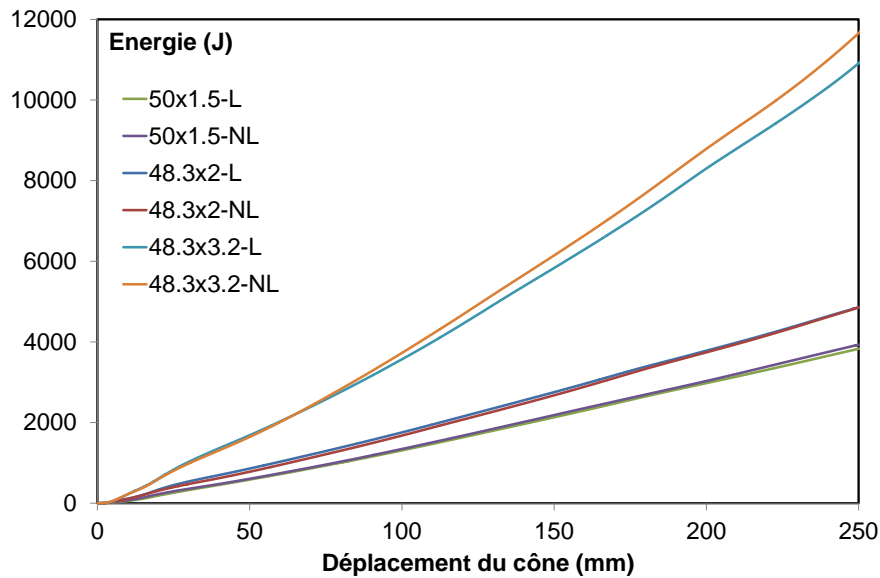


Fig. 2.30. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

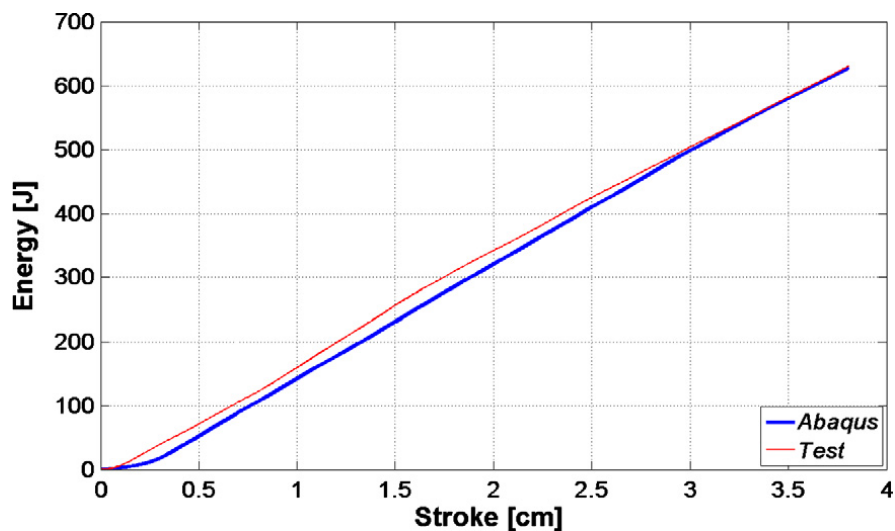


Fig. 2.31. Courbe énergie absorbée-déplacement du vérin de la plaque composite soumise à l'écrasement [222]

	Tube 50x1.5		Tube 48.3x2		Tube 48.3x3.2	
	L	NL	L	NL	L	NL
EA (J)	3830.93	3933.91	4854.20	4859.03	10916.75	11657.65
EAS (J/g)	7.44	7.64	7.46	7.47	10.51	11.23

Tab. 2.7. Energie absorbée pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 20\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

Pour analyser de façon détaillée la réponse à la déchirure du tube, un test typique (tube 50x1.5 avec lubrification) est considéré. Globalement, la courbe de comportement peut-être divisée en trois zones ou étapes comme décrit Fig. 2.32. Les déformées du tube correspondant aux deux premières étapes sont présentées Fig. 2.33. Ces deux premières étapes peuvent être qualifiées d'instables ou de transitoires, la troisième plus stable, exprime un contact permanent entre le tube et le cône. Durant la première étape, seul le bord d'attaque du tube est en contact avec le cône. La première phase de décharge est une conséquence des grands changements de géométrie associés à la flexion des parois de l'entaille initiale et de la

variation de l'angle de contact au bord d'attaque. La seconde décharge se produit pendant l'étape 2, pour laquelle, le bord d'attaque n'est plus en contact avec le cône. Elle est due à la combinaison de la flexion, du changement de la surface de contact et de la propagation de fissure qui entraîne une chute de la rigidité de la structure et favorise donc la déformation du tube. Ce type de comportement est presque similaire à celui de l'inversion interne ou de l'inversion externe des tubes métalliques circulaires ([223], [17], [224]).

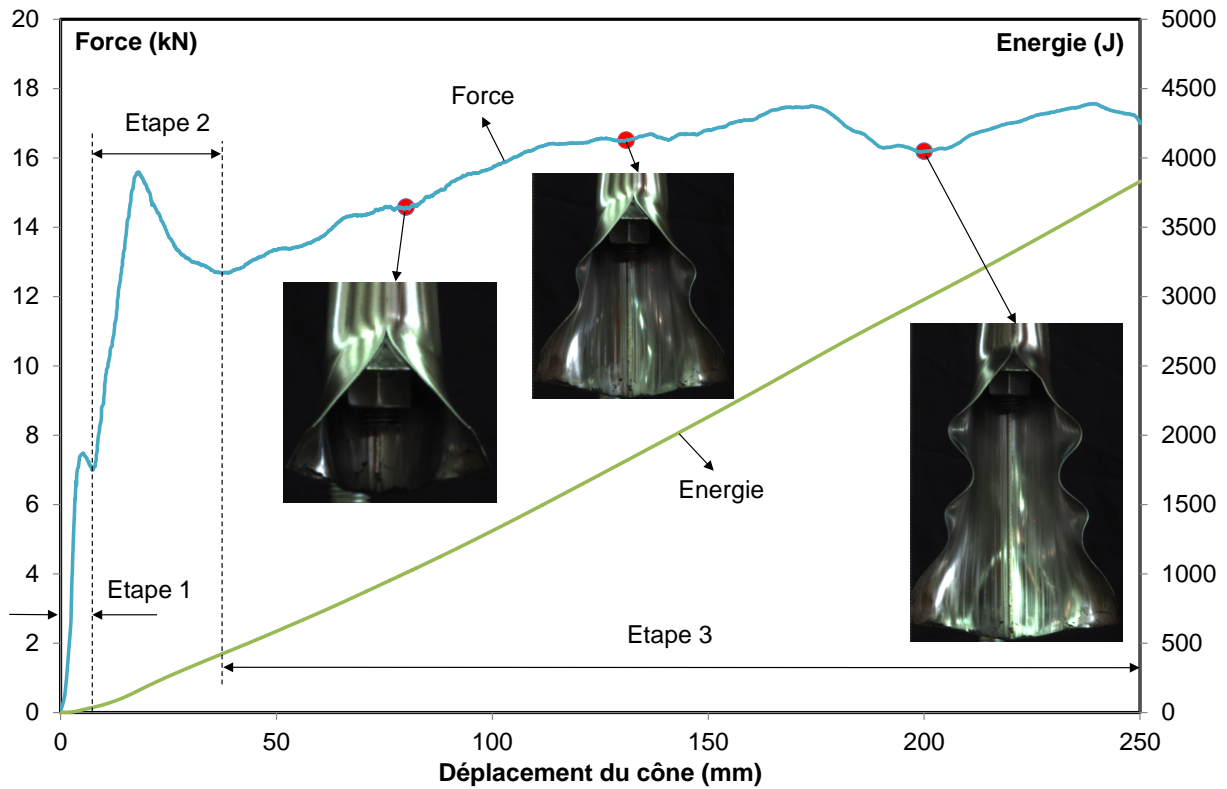


Fig. 2.32. Différentes zones de comportement du tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ) avec lubrification

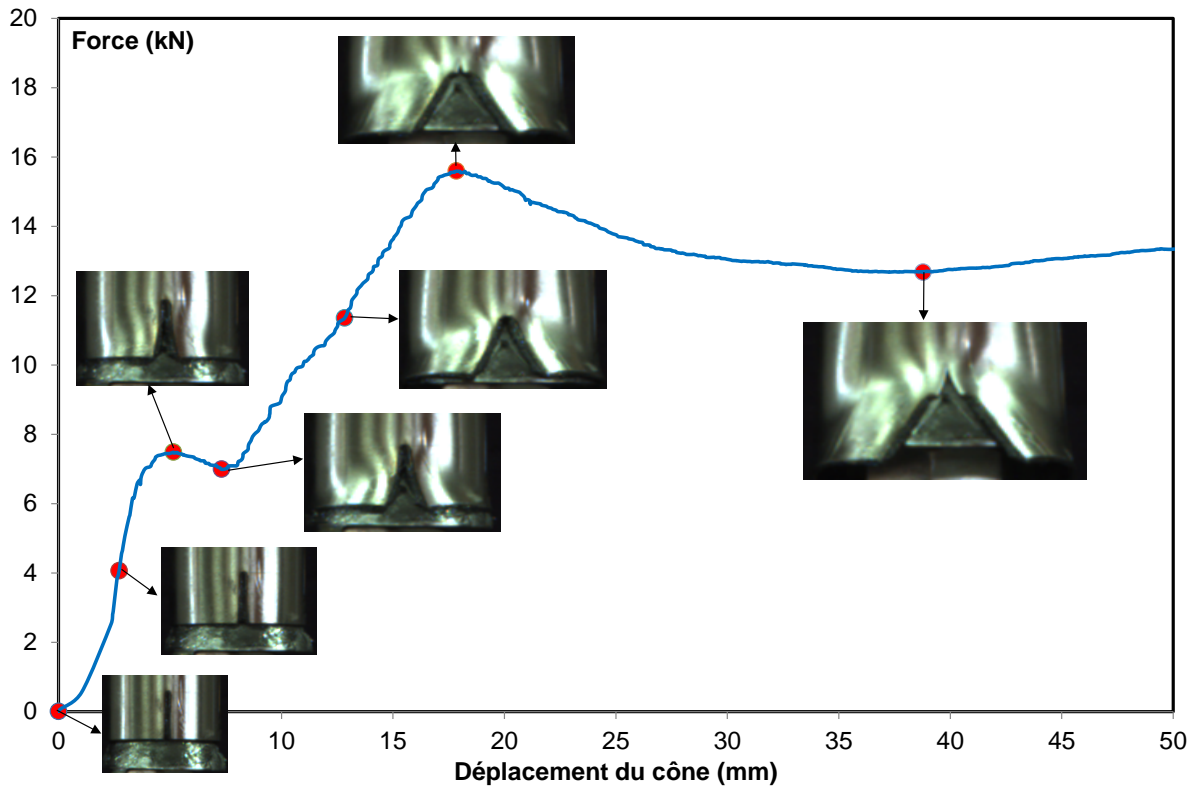


Fig. 2.33. Déformées associées aux deux premières étapes de comportement du tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ ) avec lubrification

La courbe force-déplacement du cône pour les tubes ayant  $L_f = 240\text{mm}$  est montrée Fig. 2.34. Les pics de forces sont consignés dans le Tab. 2.8. La lubrification influence très peu le comportement de la structure. Plus le tube est épais plus la force est grande. Le cas du tube 48.3x3.2 donne une valeur de force significativement plus grande que dans les autres cas. Par rapport au cas  $L_f = 20\text{mm}$ , cette différence ici se manifeste plus fortement.

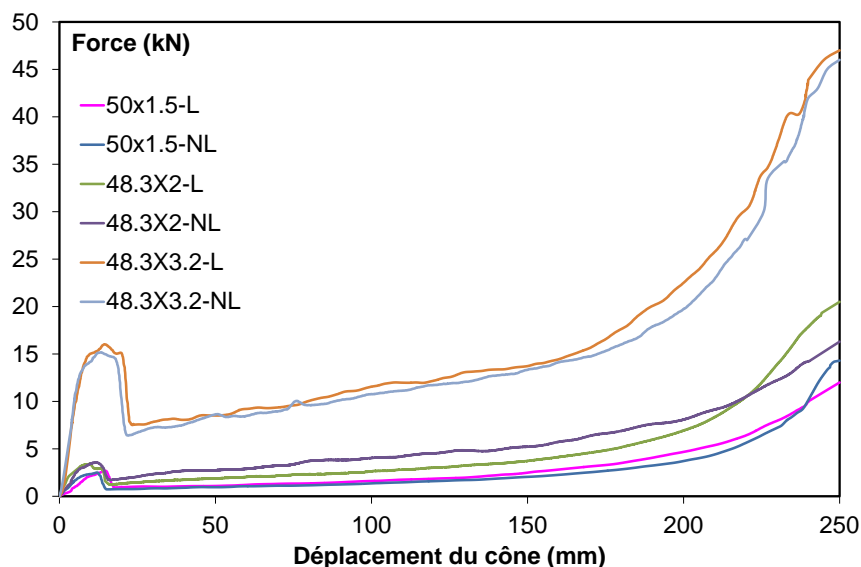


Fig. 2.34. Courbe force-déplacement du cône pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 240\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

	Tube 50x1.5		Tube 48.3x2		Tube 48.3x3.2	
	L	NL	L	NL	L	NL
PF (kN)	2.68	2.51	3.43	3.57	16.02	15.18

Tab. 2.8. PF pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 240\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

L'évolution de l'énergie en fonction du déplacement du cône est non linéaire (Fig. 2.35), ce qui est différent par rapport aux cas où  $L_f = 20\text{mm}$ . L'énergie absorbée totale et spécifique données Tab. 2.9 montrent que le tube épais absorbe plus d'énergie que le tube mince.

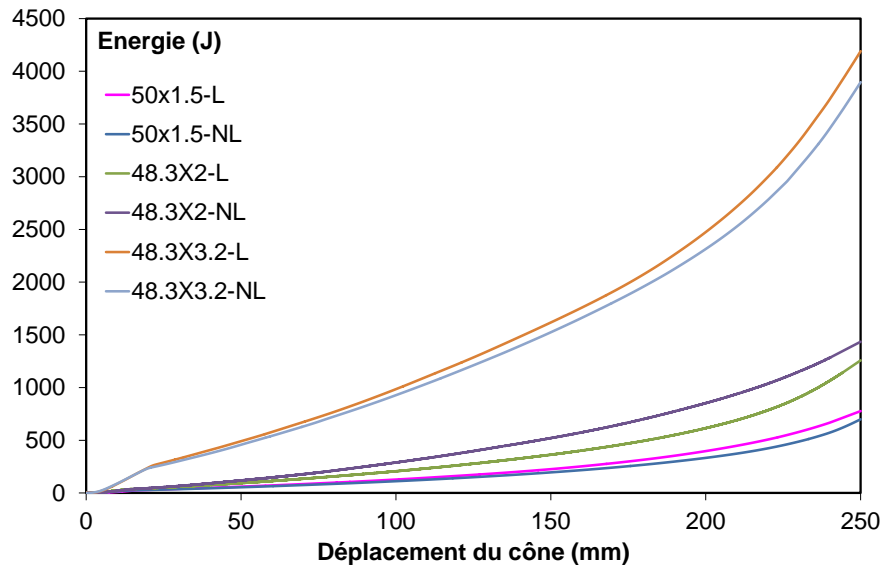


Fig. 2.35. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 240\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

	Tube 50x1.5		Tube 48.3x2		Tube 48.3x3.2	
	L	NL	L	NL	L	NL
EA (J)	777.14	699.27	1258.03	1434.99	4190.39	3896.90
EAS (J/g)	1.51	1.36	1.93	2.21	4.04	3.75

Tab. 2.9. Energie absorbée pour différents  $D_o/T_o$  ( $L_f = 240\text{mm}$ ), (L – lubrification, NL – non lubrification)

L'analyse détaillée du comportement à la déchirure d'un tube ayant  $L_f = 240\text{mm}$  est montrée sur les Fig. 2.36 et Fig. 2.37, sachant que l'on a observé une très bonne reproductibilité d'un essai à l'autre, lorsque les conditions sont identiques. Nous avons deux étapes qui caractérisent le comportement. Dans la première étape, le cône contacte le bord du tube, l'avancement du cône entraîne une compression progressive du tube traduisant l'augmentation de la force. Lorsque le déplacement du cône atteint une certaine valeur, la flexion de la paroi du tube apparaît, ce qui provoque une chute de la charge. L'état de contact change vers surface du cône-surface du tube (au lieu d'une ligne au départ). La deuxième étape exprime l'augmentation stable de la charge, le tube s'ouvre.

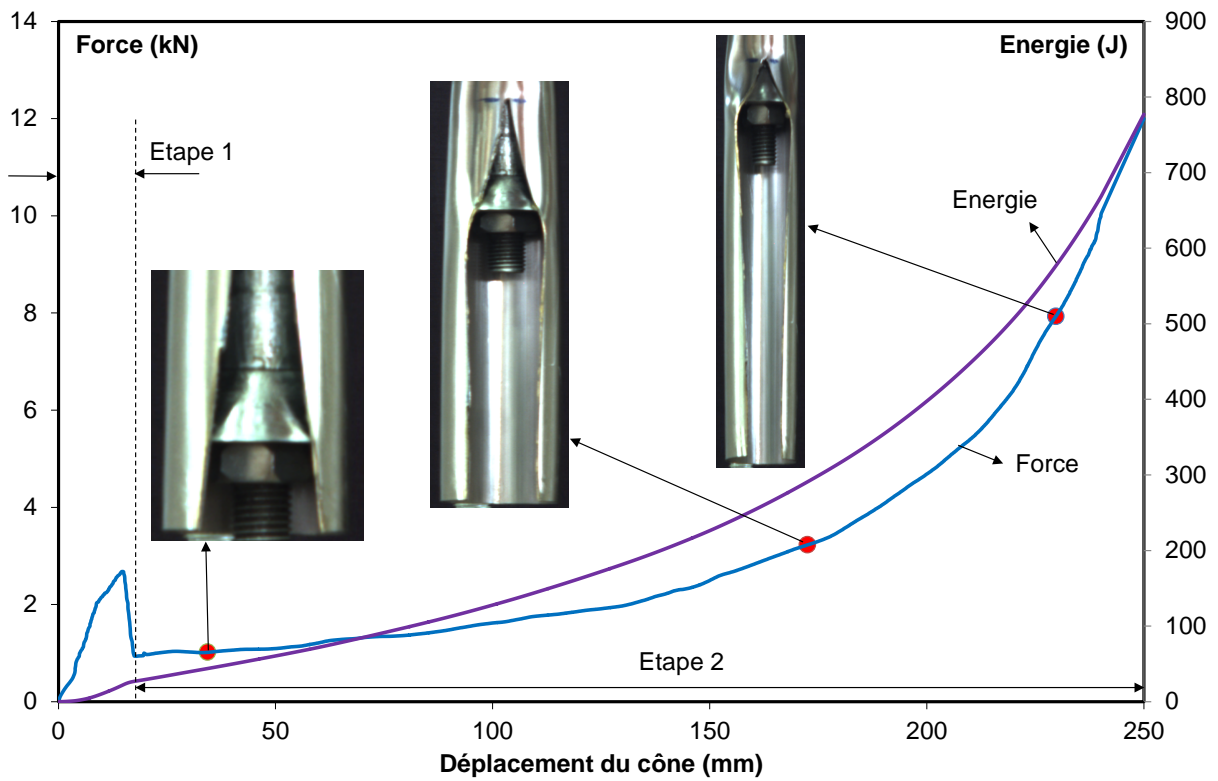


Fig. 2.36. Différentes zones de comportement du tube 50x1.5 ( $L_f = 240\text{mm}$ ) avec lubrification

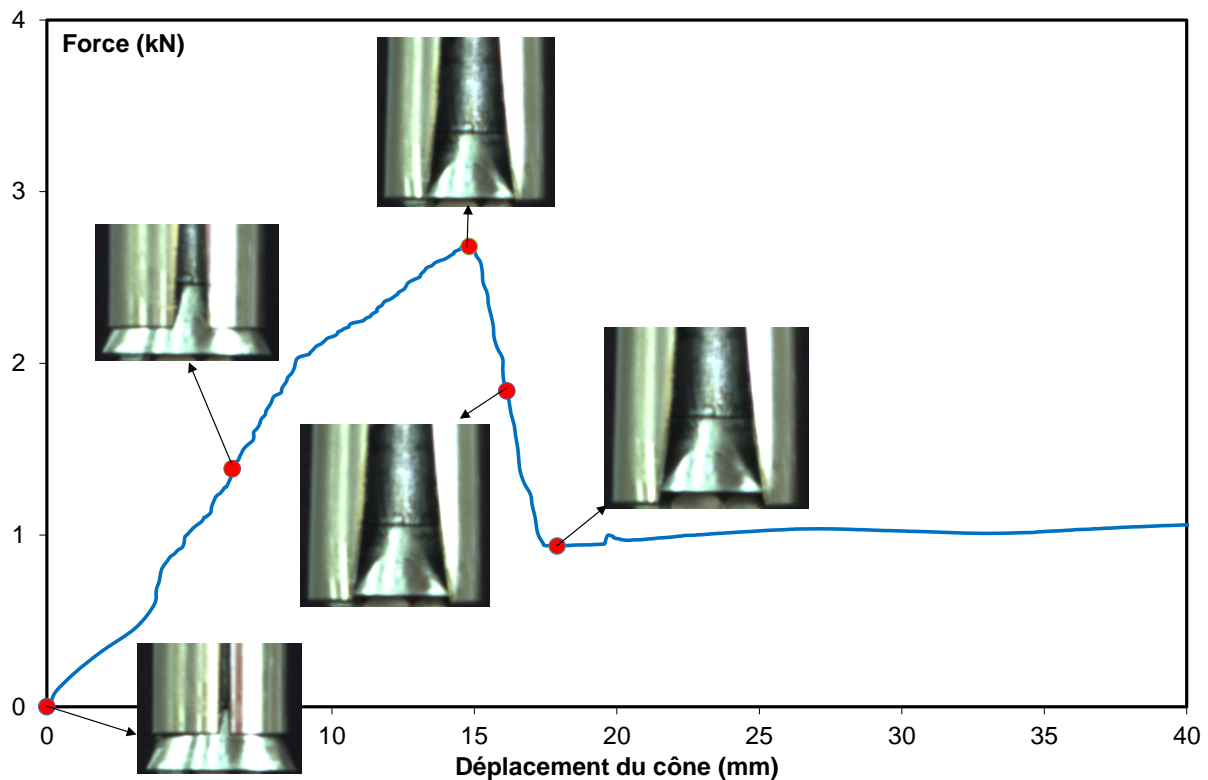


Fig. 2.37. Déformées associées à la première étape de comportement du tube 50x1.5 ( $L_f = 240\text{mm}$ ) avec lubrification

Pour comparer le comportement des tubes ayant une longueur initiale de fissure différente, un cas typique (tube 50x1.5 avec lubrification) est ici analysé. La force et l'énergie en fonction du déplacement du cône sont montrées Fig. 2.38 et Fig. 2.39. Pour le cas où  $L_f = 20\text{mm}$ , le comportement se subdivise en 3 étapes, contrairement aux deux étapes observées dans le cas

où  $L_f = 240\text{mm}$ . Le premier PF des deux cas est très différent. Le tube ayant  $L_f = 20\text{mm}$  possède une rigidité initiale plus grande que celui ayant  $L_f = 240\text{mm}$ . La variation de la force sur la courbe montre la complexité du comportement à la déchirure du tube  $L_f = 20\text{mm}$  par rapport à « l'ouverture » du tube  $L_f = 240\text{mm}$ . L'énergie absorbée évolue de manière différente pour les deux cas. L'énergie varie presque linéairement pour le tube  $L_f = 20\text{mm}$ , elle est visiblement non linéaire pour l'autre cas. De plus, cette énergie est beaucoup plus grande dans le cas où la fissure initiale est plus petite, ce qui est évident du fait de l'énergie nécessaire à propager la rupture.

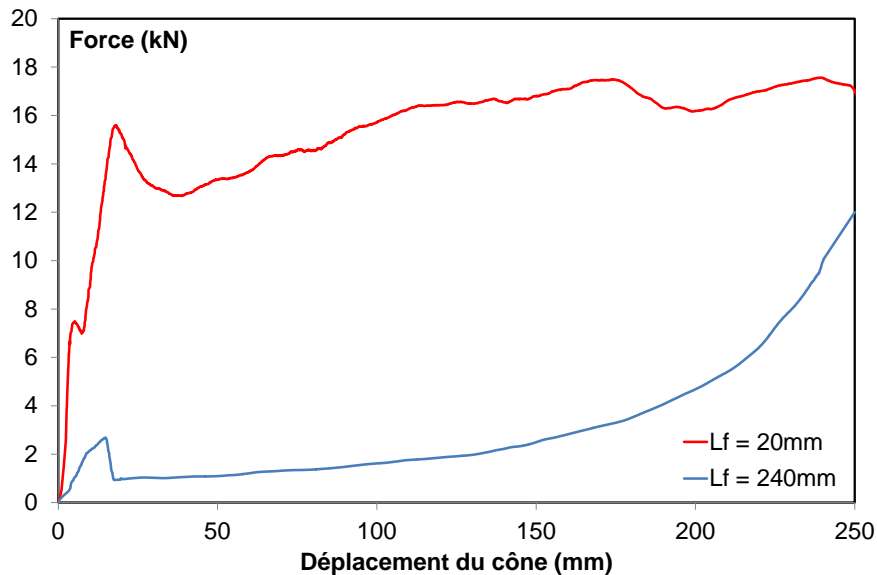


Fig. 2.38. Comparaison des courbes force-déplacement : tubes 50x1.5 avec différents  $L_f$

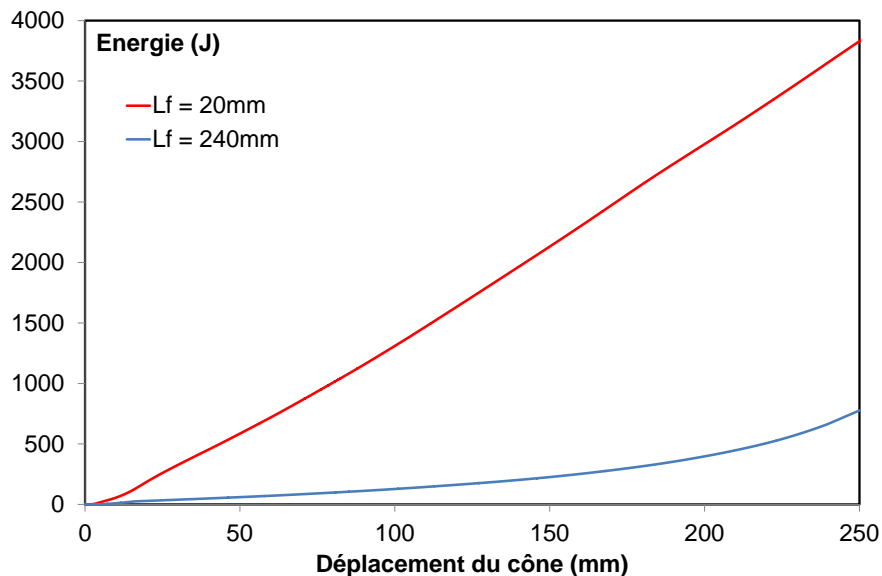


Fig. 2.39. Comparaison de l'évolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour les tubes 50x1.5 avec différent  $L_f$

## 2.6.2 Déformée du tube

La déformée des tubes 50x1.5 montre une bonne reproductibilité des résultats de l'essai (Fig. 2.40). Dans les autres configurations, les essais montrent également une bonne reproductibilité. Les déformées représentatives sont donc choisies pour la présentation ultérieure. Pour les trois catégories de tube, à l'aval de la fissure qui propage, nous constatons



l'apparition d'ondulations sur les bords libres des deux lèvres de la fissure, le mode est parfois symétrique, parfois un déphasage des ondes apparaît dès la première ondulation (Fig. 2.41).

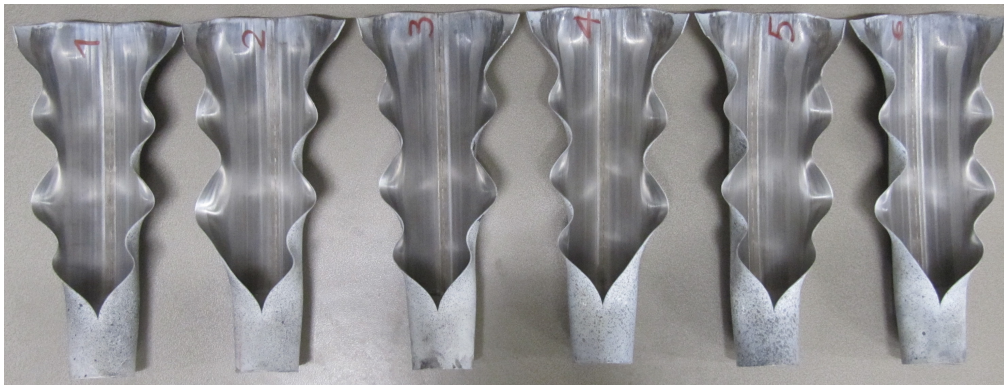


Fig. 2.40. Reproductibilité de la déformée des tubes 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ )

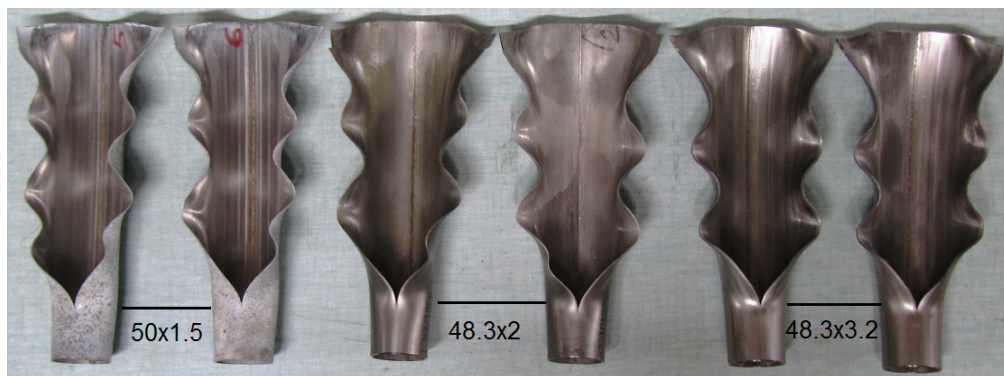


Fig. 2.41. Déformée des tubes ( $L_f = 20\text{mm}$ ) pour différents  $D_0/T_0$

La longueur caractéristique des ondulations dans le sens axial est mesurée sur les tubes comme l'indique la figure ci-dessous (Fig. 2.42, Fig. 2.43, Fig. 2.44). Les valeurs maximales se trouvent au début et à la fin des lèvres de fissure. Au milieu, la longueur d'onde est assez régulière. Dans le sens circonférentiel, les ondulations couvrent une zone d'environ  $84^\circ$  pour le tube 50x1.5,  $90^\circ$  pour le tube 48.3x2, et  $97^\circ$  pour le tube 48.3x3.2, cet angle est mesuré à partir de la lèvre de fissure. Il semble que les caractéristiques des ondes dépendent non seulement de l'épaisseur mais encore du diamètre intérieur du tube.

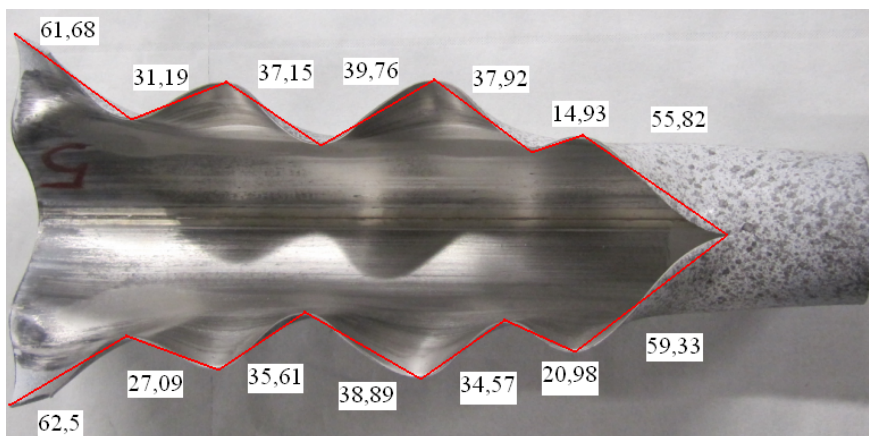


Fig. 2.42. Longueur des ondulations du tube 50x1.5 ( $L_f = 20\text{mm}$ )

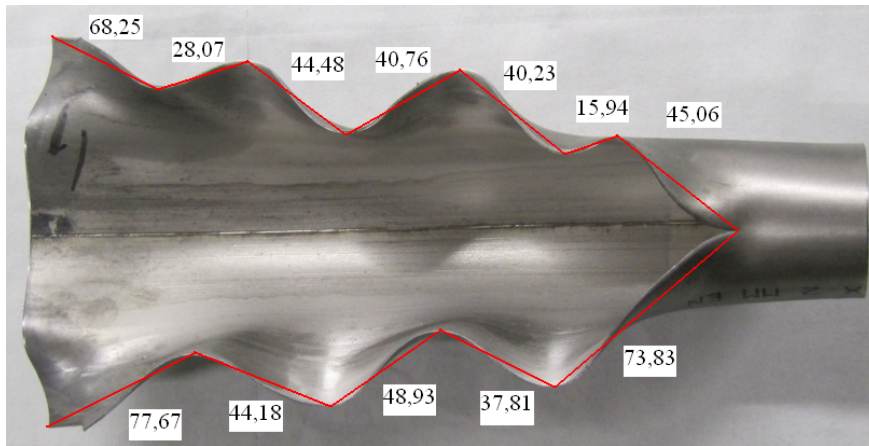


Fig. 2.43. Longueur des ondulations du tube 48.3x2 ( $L_f = 20\text{mm}$ )

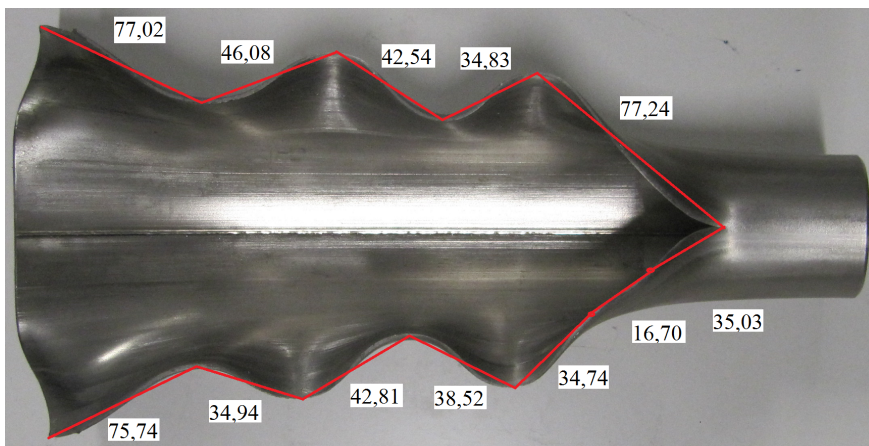


Fig. 2.44. Longueur des ondulations du tube 48.3x3.2 ( $L_f = 20\text{mm}$ )

La déformée des tubes ayant  $L_f = 20\text{mm}$  peut être divisée en quatre parties comme indiqué Fig. 2.45 et Fig. 2.46. Pour la première partie, le tube s'ouvre assez facilement car peu influencé par la condition aux limites. La section transversale circulaire devient presque plate. La deuxième partie se déforme régulièrement. La déformation atteint un équilibre, les lèvres de fissure sont parallèles à elles-mêmes et à l'axe du tube. Plus on tend vers le fond de fissure, plus l'expansion du tube diminue, ce qui est expliqué dans la troisième partie. L'ovalisation du tube est trouvée dans la quatrième partie dont la valeur maximale se trouve en fond de fissure. La vue de côté du tube montre une courbure dans le sens axial (Fig. 2.47). Cette forme géométrique du tube est causée par un effort de flexion. La présence de la fissure sur le tube et la dissymétrie du cône induisent une excentricité de la charge, ce qui produit un moment de flexion.

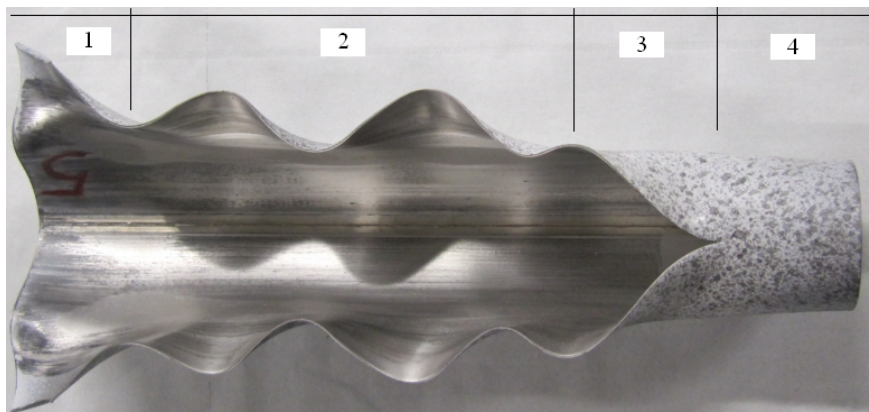


Fig. 2.45. Observation côté face du tube déformé ( $L_f = 20\text{mm}$ )



Fig. 2.46. Observation coté arrière du tube déformé ( $L_f = 20\text{mm}$ )

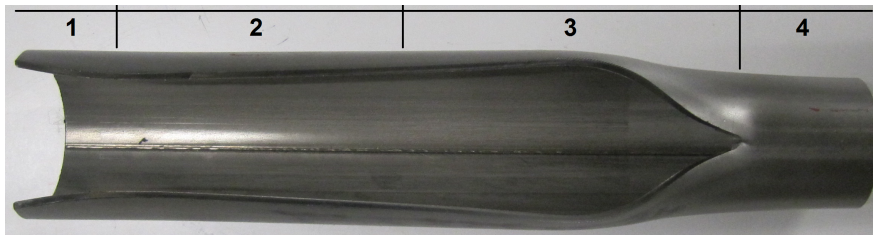
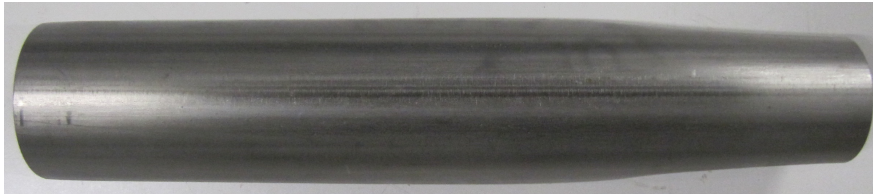


Fig. 2.47. Observation côté latéral du tube déformé ( $L_f = 20\text{mm}$ )

La déformée des tubes ayant  $L_f = 240\text{mm}$  est présentée sur la Fig. 2.48. Aucune ondulation n'apparaît sur les lèvres de fissure. Lorsque le cône est poussé à l'intérieur du tube, la section du tube s'ouvre. Cette déformée peut être divisé en quatre parties comme montré sur les Fig. 2.49 et Fig. 2.50. La première partie montre la flexion de la paroi du tube traduisant la chute de la charge sur la courbe force-déplacement du cône. La deuxième partie correspond à l'ouverture régulière de la section du tube sous l'action du cône. La troisième partie à une zone autour de la position finale du cône. L'ovalisation de la section du tube se situe sur la quatrième partie. La vue de côté ou latérale du tube déformé est présentée Fig. 2.51. Le tube se courbe très peu, ce qui explique que la force excentrée n'est pas importante.



Fig. 2.48. Observation de face des tubes déformés ( $L_f = 240\text{mm}$ ) pour différents  $D_o/T_o$

Fig. 2.49. Observation de face du tube déformé ( $L_f = 240\text{mm}$ )Fig. 2.50. Observation par l'arrière du tube déformé ( $L_f = 240\text{mm}$ )Fig. 2.51. Observation de côté du tube déformé ( $L_f = 240\text{mm}$ )

En observant localement les zones de rupture, on peut constater une contraction des lèvres de fissure qui diffère selon que l'on soit sur la partie de l'initiation de fissure ou sur celle associée à la propagation stable de la fissure. Ce phénomène est typique de la rupture ductile d'une éprouvette entaillée. Selon Bidouard [177], la propagation de fissure à partir d'une entaille aigüe montre que l'étape de l'initiation de fissure correspond à une contrainte plus grande que celle que l'on observe dans la phase stable de fissuration (Fig. 2.52). Ce mécanisme explique l'observation expérimentale dans notre cas, que la réduction de l'épaisseur du tube à la zone de l'initiation de fissure est plus forte que celle de la propagation stable de fissure.

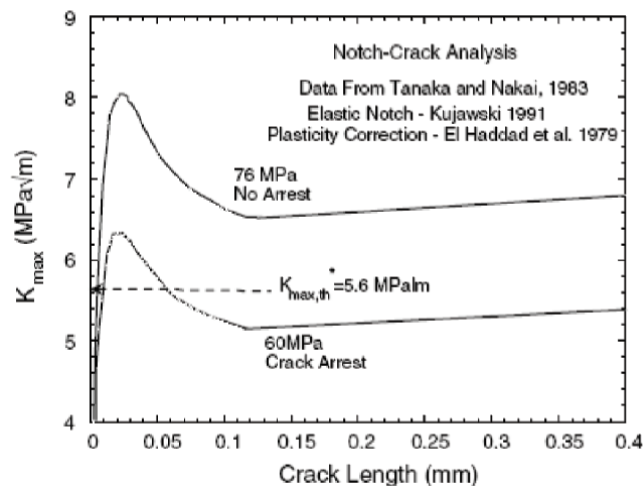


Fig. 2.52. Evolution du facteur d'intensité de contrainte d'une fissure amorcée depuis une entaille aigüe [177]

Dans la direction perpendiculaire aux lèvres de la fissure, le profil de la fissure est sous forme baignoire (bath-tub) comme l'indique la Fig. 2.53. Plusieurs travaux expérimentaux montrent que ce type géométrique est une caractéristique commune de la propagation stable de fissure dans des éprouvettes en matériau ductile ([225], [226], [227]). Selon Pardoën [225], ce résultat peut être expliqué par la différence de tri-axialité des contraintes entre le centre et les

bords du spécimen (Fig. 2.54). Les bords sont dans un état pur de contrainte plane provoquant une déformation de rupture plus grande qu'au centre où la tri-axialité des contraintes est intensifiée par la concentration de contrainte. L'étude de Hachez [226] suggère que la rupture de type cisaillement est évitée quand la déformation est suffisamment grande pour permettre le développement significatif de la striction avant l'initiation de la fissure. Si la striction n'est pas suffisamment développée, la fissure n'est pas contrainte à rester dans le plan du ligament et peut incliner à  $45^\circ$ . Il serait intéressant d'analyser plus précisément les faciès de rupture selon les zones afin de corroborer plus précisément nos analyses, nous ne l'avons pas fait par manque de moyens.

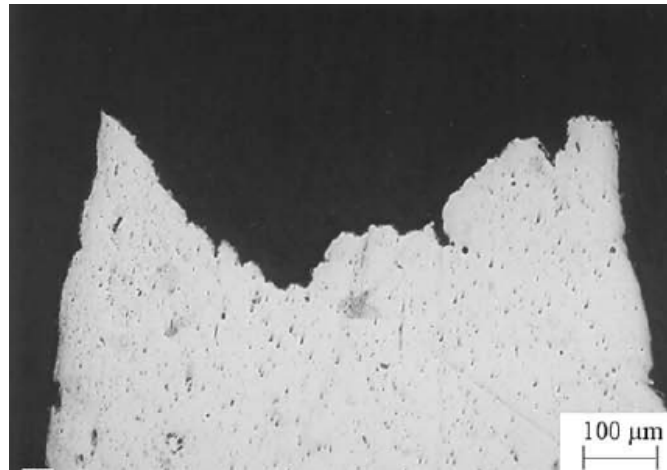


Fig. 2.53. Surface de rupture dans le plan transversal d'une éprouvette en acier inoxydable A316L [225]

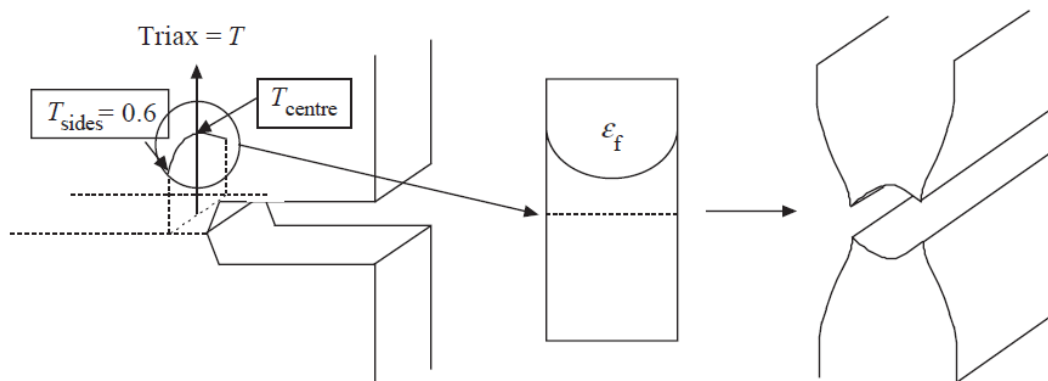


Fig. 2.54. Profil de rupture résultant d'une grande tri-axialité des contraintes et ainsi d'une faible déformation de rupture au centre de la plaque [225]

### 2.6.3 Déformation du tube

Pour mieux appréhender le comportement ondulant des bords libres, on a effectué des mesures de la déformation sur la peau extérieure du tube 50x1.5 dans le cas dit « lubrifié ». On a utilisé la méthode de corrélation d'images ainsi que des mesures via les jauges. L'extraction de la déformation axiale illustrée sur la Fig. 2.55 est faite en utilisant l'option déformation rationnelle ou de Hencky au moment où le cône avance d'une distance de 150mm dans le tube. Cette déformation logarithmique est utilisée dans le domaine des grandes déformations [206]. Une déflexion en creux est constatée en front de fissure ainsi qu'une forte variation de la déformation au voisinage immédiat du fond de fissure. Loin de cette zone vers l'extrémité encastree du tube, la déformation n'est pas significative.

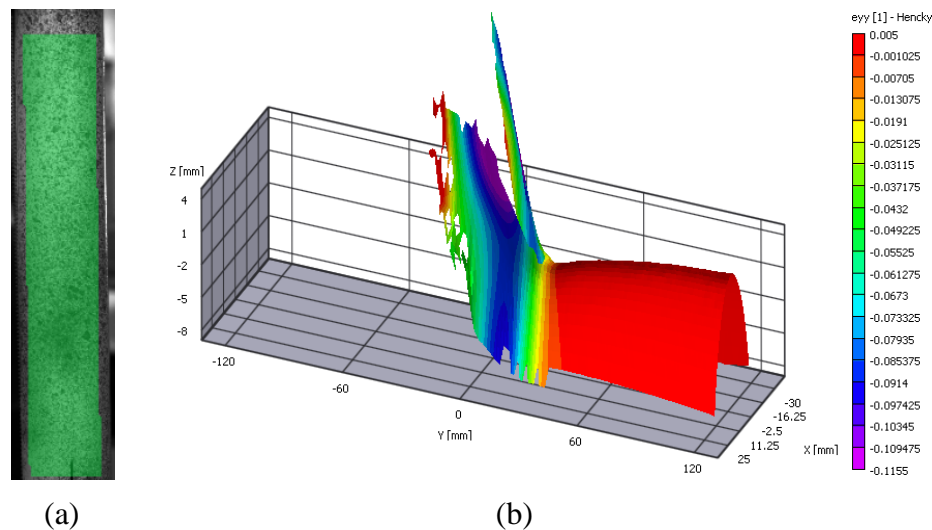


Fig. 2.55. Etat de déformation axiale en peau externe du tube à la position du cône  $y = 150\text{mm}$ , (a) zone étudiée, (b) déformation  $\varepsilon_{yy}$

La deuxième technique utilise la rosette bidirectionnelle EP-08 permettant la mesure de grandes déformations, selon la direction axiale et circonférentielle en un point prédéfini. Cette mesure est dite ponctuelle par abus de langage, elle traduit bien une moyenne correspondant à la taille de la jauge. La position de la jauge sur l'éprouvette est donnée dans la partie 2.2.4 (page- 52 -). La déformation axiale mesurée à la coordonnée  $y = 150\text{mm}$  et  $\theta = 30^\circ$  est montrée Fig. 2.56. Lorsque le parcours du cône est inférieur à  $100\text{mm}$ , la déformation n'est pas significative. Passé ce seuil, la déformation devient positive caractérisant une traction qui est le résultat de l'effet de la formation d'un creux en front de fissure. Elle change de signe quand le cône s'approche de la section étudiée. La longueur de la zone en compression est très courte, elle se termine lorsque le cône passe la section, ensuite, la traction augmente jusqu'à un état d'équilibre. La Fig. 2.57 représente l'état de la déformation circonférentielle au point situé à la coordonnée  $y = 152\text{mm}$  et  $\theta = 30^\circ$ . Une légère traction est constatée au début du parcours du cône, puis, la déformation de compression domine. Une forte variation de la déformation est constatée lorsque le cône s'approche de la section contenant le point étudié et y passe. Les mesures de déformation sont ensuite quasi-identiques, ce qui traduit un état stable de déformation dans la zone auscultée. Les valeurs de la déformation axiale et circonférentielle indiquent que le point étudié travaille dans le domaine de plasticité.

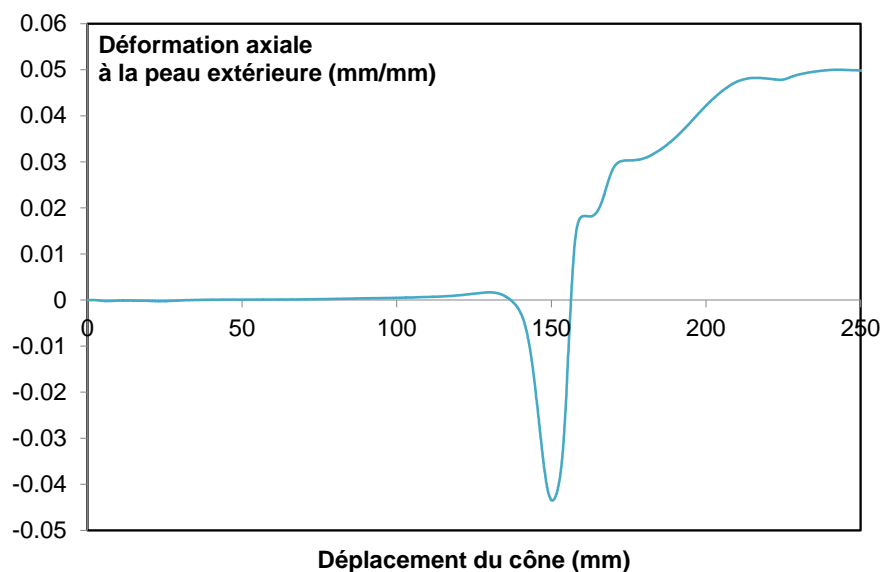


Fig. 2.56. Déformation axiale au point ( $y = 150\text{mm}$ ,  $\theta = 30^\circ$ ) en peau externe du tube

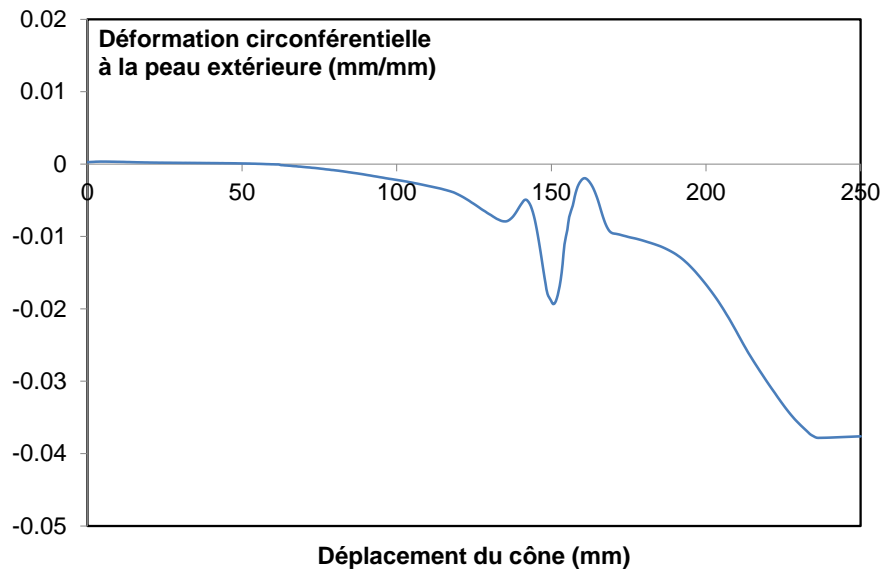


Fig. 2.57. Déformation circonférentielle au point ( $y = 152\text{mm}$ ,  $\theta = 30^\circ$ ) en peau externe du tube

La variation de l'épaisseur est mesurée post-mortem à la section  $y = 150\text{mm}$  (Fig. 2.58). On constate une nette diminution de l'épaisseur au voisinage de la fissure qui atteint la valeur maximale de 23%. Cette diminution ou variation d'épaisseur est essentiellement constatée au voisinage immédiat de la fissure pour une zone angulaire définie par ( $3^\circ < \theta < 30^\circ$ ), au-delà ( $30^\circ < \theta < 180^\circ$ ) la variation d'épaisseur est minime on note d'ailleurs tout d'abord une augmentation puis une réduction par rapport à la valeur initiale.

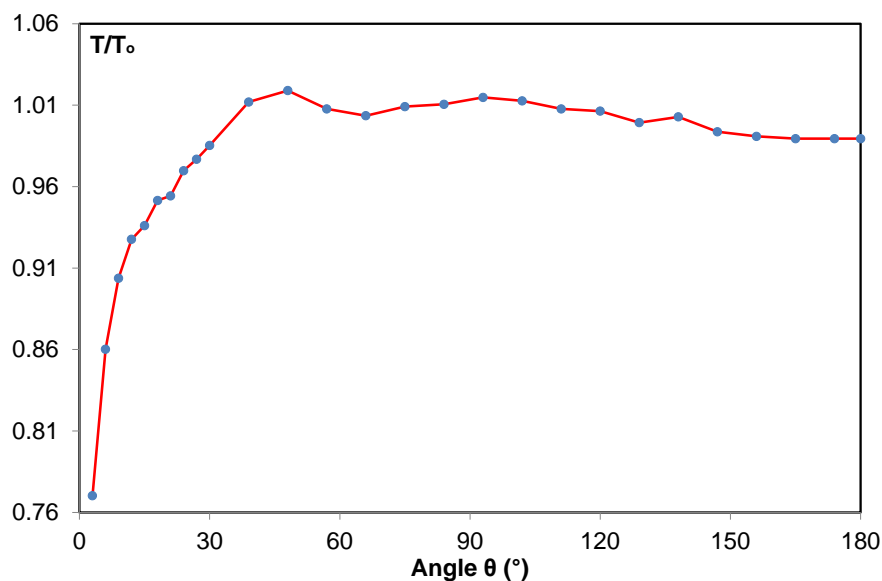


Fig. 2.58. Distribution d'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$  ( $T_0$  – épaisseur initiale,  $T$  – épaisseur finale après essai)

## 2.7 Influence des paramètres

### 2.7.1 Influence du frottement

Afin de comprendre mieux le rôle du frottement dans la déchirure du tube, on a changé de cône et de lubrifiant. On a utilisé un cône en laiton de même dimension que celui en acier pour reproduire exactement l'essai et ne quantifier que l'effet du frottement (changement de matériau) sur l'effort de coupe. La géométrie du cône est donnée Fig. 2.59. Dans cette étude, nous considérons des tubes  $50 \times 1.5$ ,  $L_f = 20\text{mm}$  dans la configuration lubrifiée (NLG12). Cette

condition de contact évite l'endommagement du cône lors de l'essai car son matériau est moins dur que l'acier inox. Puis, à nouveau le cône en acier et la graisse MoS2 sont utilisés. Ce type de graisse a été utilisé par certains auteurs dans leur étude concernant l'expansion des tubes par cône ([220], [221]). Les autres conditions de l'essai sont identiques aux cas précédents.



Fig. 2.59. Cône en laiton

Les résultats des essais sont reproductibles pour deux cas, des configurations typiques sont donc choisies pour l'illustration. La courbe force-déplacement du cône et de l'évolution de l'énergie absorbée sont respectivement présentées sur les Fig. 2.60 et Fig. 2.61. Les valeurs des pics de force et des énergies sont extraites au Tab. 2.10. En général, les tests donnent les résultats presque similaires, ce qui montre que le changement du matériau du cône et de la graisse influence très peu les résultats. La déformée typique des tubes est montrée Fig. 2.62. Elle est presque similaire aux cas des tests précédents (Fig. 2.40, page- 77 -).

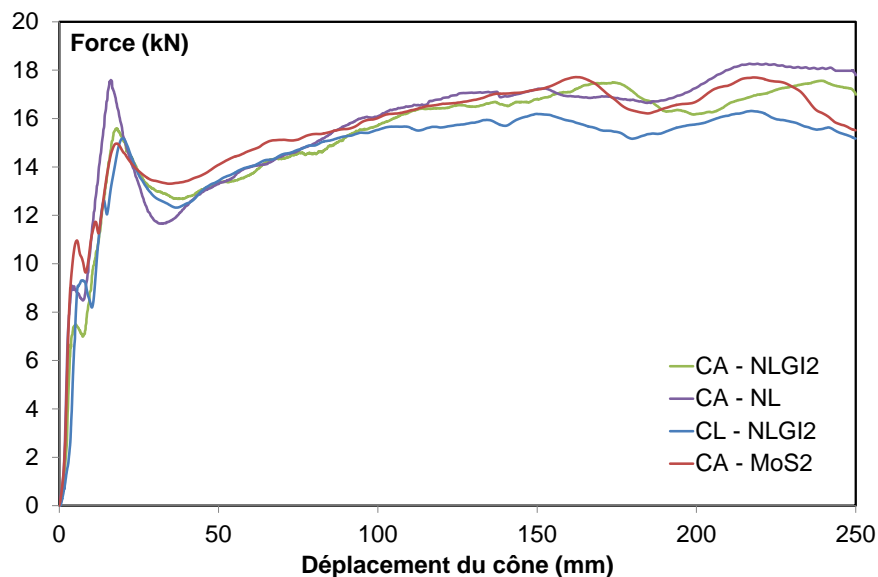


Fig. 2.60. Courbe force-déplacement du cône pour différentes conditions de contact (CA – cône acier, CL – cône laiton, NL – non lubrification)



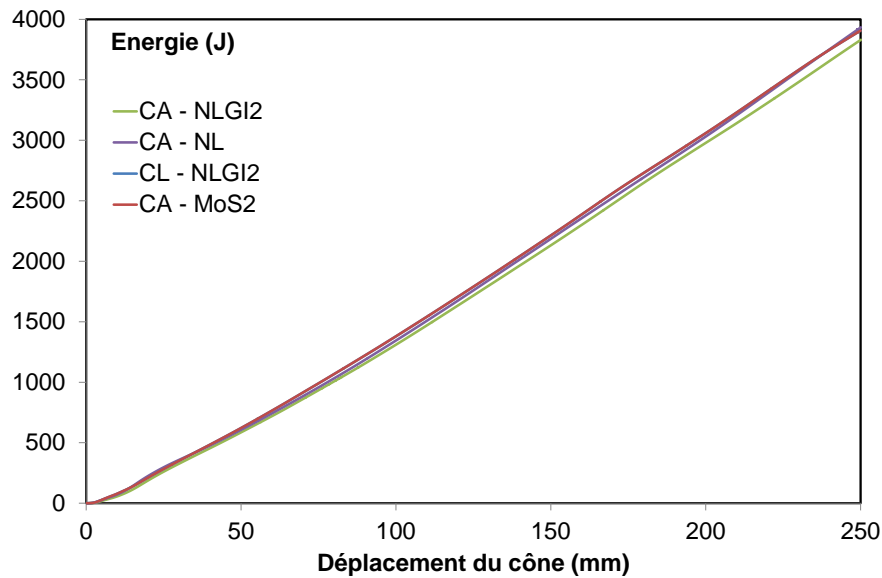


Fig. 2.61. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour différentes conditions de contact (CA – cône acier, CL – cône laiton, NL – non lubrification)

Vitesse	CA – NLGI2	CA – NL	CL – NLGI2	CA – MoS2
1 <sup>er</sup> PF (kN)	7.48	9.10	9.31	10.96
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	15.59	17.59	15.18	14.97
EA (J)	3830.93	3933.91	3666.26	3906.33
EAS (J/g)	7.44	7.64	7.12	7.58

Tab. 2.10. Pics de force et énergie absorbée pour différentes conditions de contact (CA – cône acier, CL – cône laiton, NL – non lubrification)

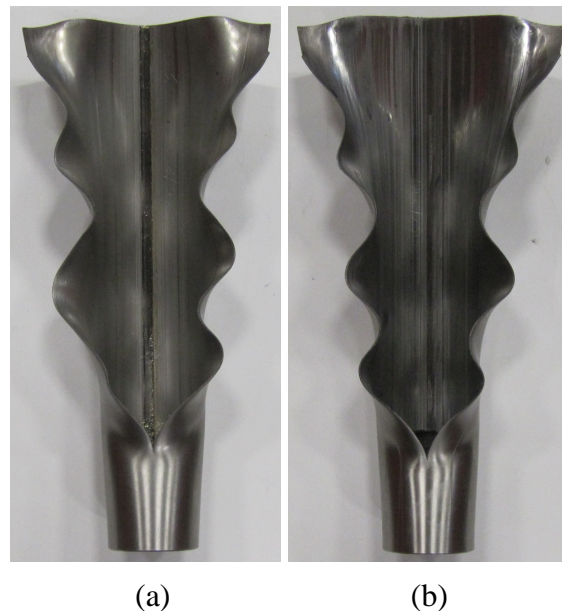


Fig. 2.62. Déformée des tubes avec différentes conditions de contact, (a) cône laiton – graisse NLGI2, (b) cône acier – graisse MoS2

## 2.7.2 Effet de la contrainte résiduelle

Les procédés mis en œuvre pour la fabrication des tubes peuvent générer des contraintes internes qui ne se relaxent pas forcément au bout des différentes étapes de la chaîne de fabrication. Jiao [228] a montré l'existence de ces contraintes en effectuant des essais destructifs. Lorsqu'un petit tronçon de tube est découpé puis qu'on y opère une saignée le long de l'axe du tube, la section s'ouvre (Fig. 2.63(b)). Quand une tranche longitudinale est découpée, elle se déforme et subit une variation de courbure vers l'extérieur du tube (Fig. 2.63(a)).

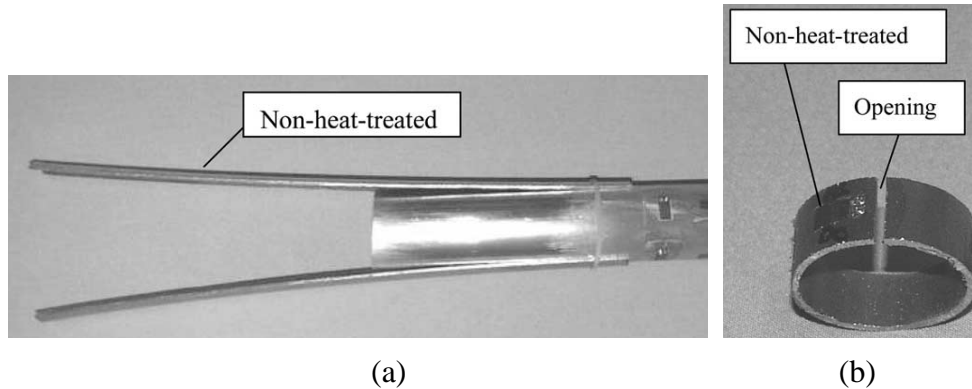


Fig. 2.63. Déformations qui accompagne la relaxation de la contrainte résiduelle, (a) sens longitudinal, (b) sens circonférentiel [228]

Dans notre cas, le tube comporte une soudure le long de son axe ce qui induit généralement (sauf si un traitement thermique est mené) des contraintes résiduelles. Pour vérifier la présence d'une contrainte résiduelle, nous coupons une tranche longitudinale, 250mm de long, 10mm de large sur un tube 50x1.5 de 300mm de long. Nous pouvons aussi en caractériser la présence en opérant une coupe qui privilégie le sens circonférentiel, en opérant une coupe longitudinale à l'aide d'une fraise (ici de 2mm de large) sur un tronçon de tube 50x1.5 de 40mm de long. La position de cette entaille est à l'opposé du cordon de soudure. Le résultat de l'essai montre que la contrainte résiduelle se manifeste dans les deux sens. La tranche longitudinale se courbe vers l'extérieur du tube (Fig. 2.64(b)) alors que le tronçon de tube s'ouvre (Fig. 2.64(a)). Les mesures de l'ouverture ainsi que de « la forme » caractérisant la courbure de la tranche sont réalisées. Les valeurs sont données Fig. 2.65.

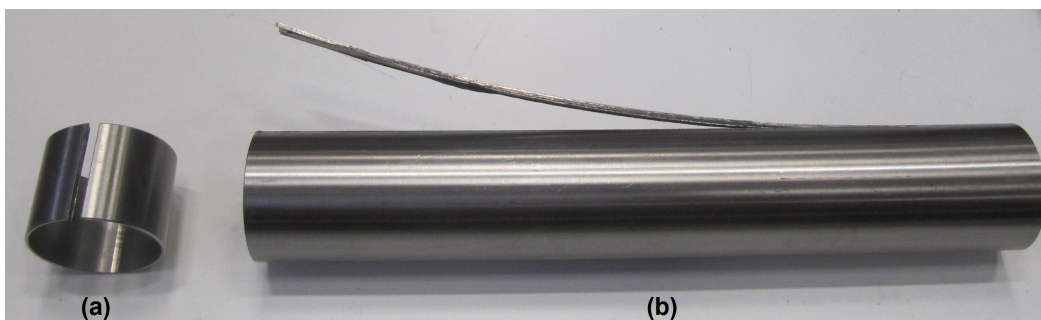


Fig. 2.64. Déformations après relaxation de la contrainte résiduelle, (a) sens circonférentiel, (b) sens axial

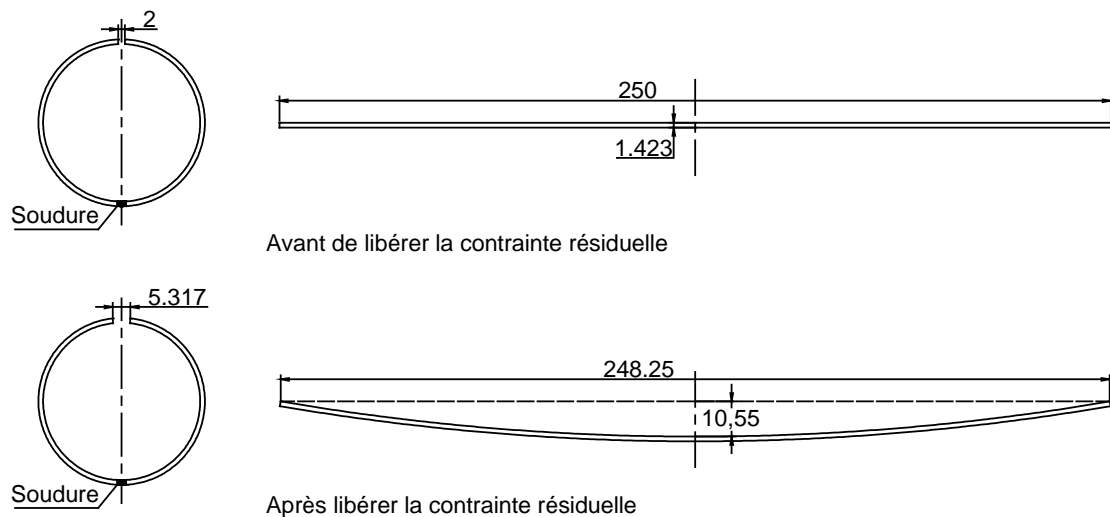


Fig. 2.65. Caractérisation géométrique du tube après relaxation des contraintes résiduelles

Selon Serban [229], ce type de contrainte peut être classé en trois ordres en fonction de l'échelle à laquelle on considère le matériau : les contraintes résiduelles du 1<sup>er</sup> ordre, ou macro contraintes, sont homogènes sur un très grand nombre de domaines cristallins du matériau. Les contraintes résiduelles du 2<sup>ème</sup> ordre ou méso contraintes sont homogènes sur des petits domaines cristallins du matériau, enfin, les contraintes résiduelles du 3<sup>ème</sup> ordre ou micro contraintes interatomiques sont homogènes sur les plus petits domaines cristallins du matériau. Un aperçu de la nature et de l'origine de la contrainte résiduelle est donné par Withers [230]. Cet auteur a aussi résumé les différentes méthodes de mesure de la contrainte résiduelle [231]. On cite ici une méthode simple, mais destructive, utilisant des jauges, elle est proposée par Cruise [232]. Le processus de mesure est présenté Fig. 2.66.

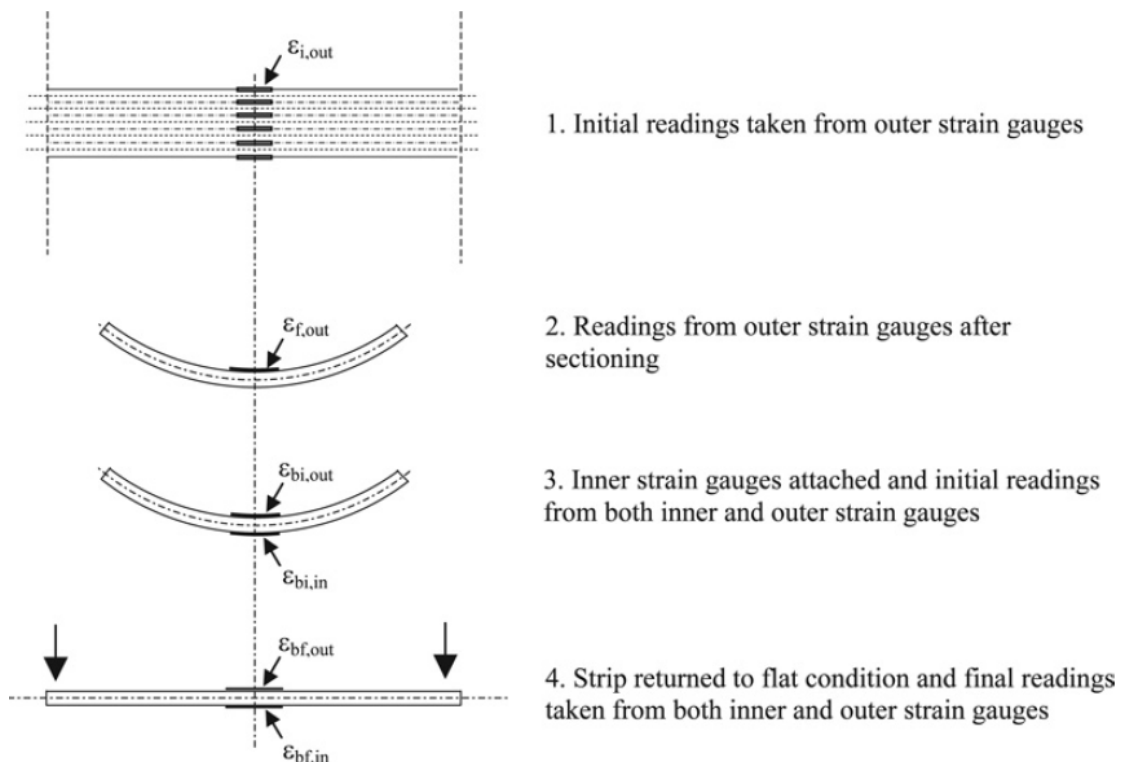


Fig. 2.66. Mesure des contraintes résiduelles par jauge [232]

Les équations (2.5), (2.6) expriment la déformation résiduelle de membrane et de flexion obtenues à partir des déformations mesurées. La connaissance de la déformation résiduelle

permet de déterminer la contrainte résiduelle existante dans la structure. Les mesures effectuées par Cruise [232] sur des tubes en acier inoxydable, montrent que, dans le cas du laminage à chaud, les contraintes résiduelles sont typiquement au-dessous de 20% du seuil d'élasticité du matériau ( $\sigma_{0,2\%}$ ). Pour les sections laminées à froid, alors que les contraintes résiduelles de membrane sont relativement basses, les contraintes résiduelles de flexion se trouvent entre 40% et 70% de  $\sigma_{0,2\%}$ .

$$\varepsilon_m = -(\varepsilon_{f,out} - \varepsilon_{i,out}) - (\varepsilon_{bf,out} - \varepsilon_{bi,out}) \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_b = \pm \left( \frac{(\varepsilon_{bf,out} - \varepsilon_{bi,out}) - (\varepsilon_{bf,in} - \varepsilon_{bi,in})}{2} \right) \quad (2.6)$$

Dans le sens circonférentiel, Toscano [233] a proposé une méthode simple pour déterminer la contrainte résiduelle en mesurant l'ouverture de la section du tube après la coupe du tube le long de sa génératrice (Fig. 2.67).

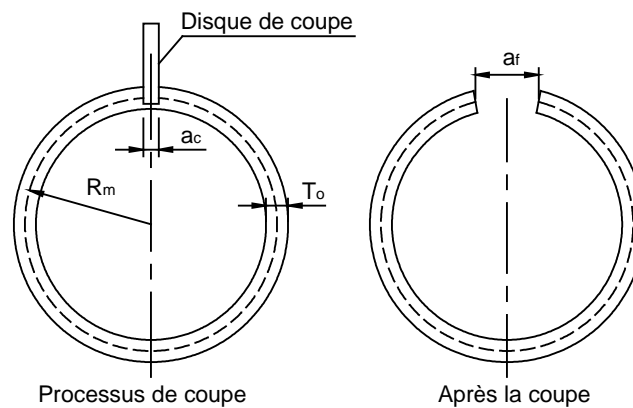


Fig. 2.67. Ouverture de la section après la coupe du tube

La contrainte résiduelle est déterminée par les équations (2.7) et (2.8) qui correspondent respectivement aux cas de déformation plane ( $L_t \gg D_o$ ) et de contrainte plane ( $L_t \ll D_o$ ). La différence entre deux équations montre la dépendance de l'ouverture sur la longueur du tube. Cette conclusion est aussi confirmée par l'étude de Parant [14]. Il a prouvé que la valeur de l'ouverture augmente en fonction de la longueur du tube. L'ouverture atteint une asymptote lorsque la longueur est égale au minimum à 30mm (Fig. 2.68).

$$\sigma_R = \frac{(a_f - a_c) \Gamma_o E}{4\pi R_m^2 (1 - \nu^2)} \quad (2.7)$$

$$\sigma_R = \frac{(a_f - a_c) \Gamma_o E}{4\pi R_m^2} \quad (2.8)$$

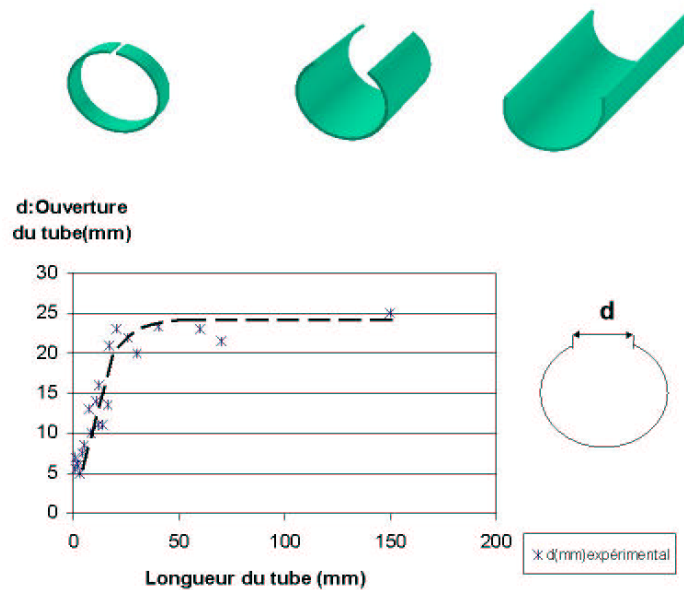


Fig. 2.68. Influence de la longueur du tube sur son ouverture [14]

Afin d'observer l'influence de la contrainte résiduelle sur le comportement global des éprouvettes, on réalise des essais sur des éprouvettes entaillées de type 50x1.5 ayant subi une relaxation de la contrainte résiduelle. Des techniques utilisées pour la relaxation sont décrites dans l'étude de James [234]. Parmi lesquelles, le traitement thermique est choisi par plusieurs auteurs ([235], [236], [237]). Le mécanisme de relaxation de la contrainte résiduelle est illustré Fig. 2.69. Après soudure et refroidissement à la température ambiante, une contrainte résiduelle peut exister dans la structure, assumée au point A. Si le spécimen est soumis à un traitement thermique, l'accroissement de la température provoque l'affaiblissement des caractéristiques mécaniques de résistance : module d'élasticité, limite élastique. Les contraintes cessent d'être élastiques dès lors que leur valeur devient supérieure aux caractéristiques du matériau et il se produit un écoulement plastique relaxant ces contraintes. La contrainte résiduelle est donc réduite au point B. Si la température de chauffage se maintient stablement dans une période suffisamment longue et la structure est refroidie graduellement, l'état de la contrainte n'est pas changé significativement, donc, s'ensuit un état caractérisé par le point C qui est à côté du point B.

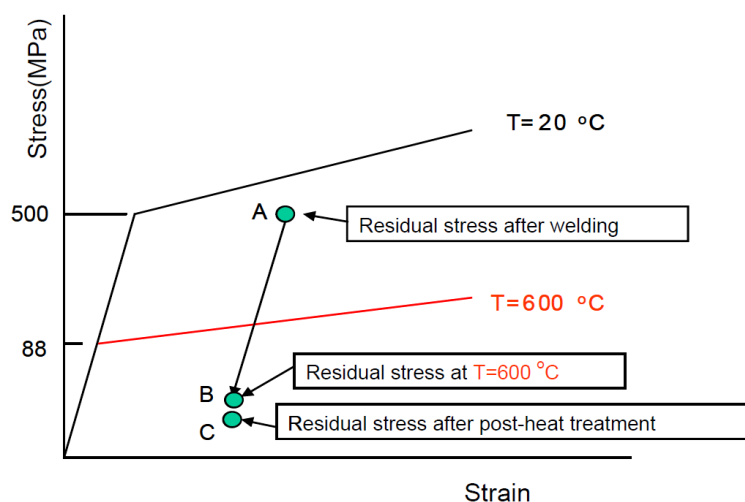


Fig. 2.69. Mécanisme de réduction de la contrainte résiduelle par traitement thermique [237]

Le traitement thermique adéquat nécessite d'identifier certains paramètres comme la température de chauffage, la durée du traitement, la vitesse de chauffage, la vitesse de refroidissement. Ces paramètres dépendent de chaque type de matériau, de la structure étudiée

([237], [235], [234], [238], [239], [240], [241]). En général, la durée du traitement est suffisamment grande pour libérer au maximum la contrainte résiduelle mais suffisamment petite pour éviter le risque de changement des caractéristiques du matériau. La vitesse de chauffage et de refroidissement est lente pour éviter le changement de l'état de contrainte. Selon Xie [238], Berger [239] et Feng [240], l'influence du temps et de la température sur la relaxation de la contrainte résiduelle pendant le recuit est contrôlée par les processus thermiquement activés, et peut être décrite par la fonction de Zener-Wert-Avrami comme l'équation (2.9).

$$\frac{\sigma_{T,t}^R}{\sigma_0^R} = \exp\left[-(At)^m\right] \quad (2.9)$$

Où  $\sigma_0^R$  est la contrainte résiduelle initiale avant le recuit,  $\sigma_{T,t}^R$  est la contrainte résiduelle correspondant à la température  $T'$  et au temps  $t$ ,  $m$  est un paramètre numérique dépendant du mécanisme dominé de la relaxation.  $A$  est en fonction du matériau et de la température (équation (2.10)).

$$A = B \exp\left(-\frac{\Delta H}{kT'}\right) \quad (2.10)$$

Où  $B$  est une constante matérielle,  $k$  est la constante de Boltzmann,  $\Delta H$  est l'enthalpie d'activation pour le processus de relaxation.

La Fig. 2.70 représente le changement de la contrainte résiduelle en fonction de la température appliquée et du temps de recuit. On peut voir que le taux maximal de relaxation de la contrainte résiduelle se trouve principalement à l'étape initiale du processus de recuit.

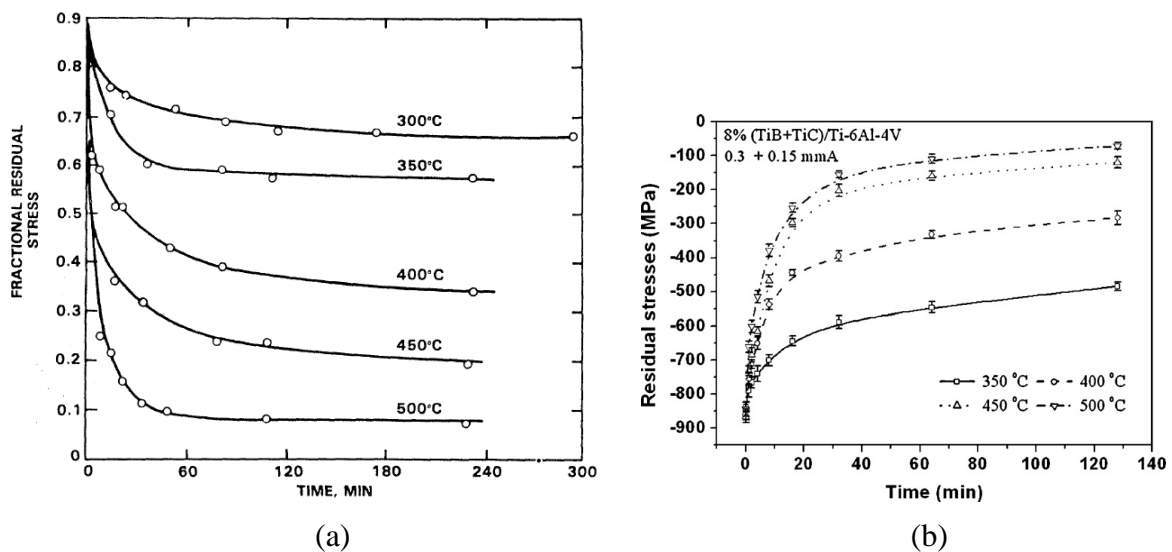


Fig. 2.70. Relaxation de la contrainte résiduelle en fonction du temps et de la température durant le recuit isotherme, (a) acier doux [234], (b) matériau composite [238]

Pour notre cas, deux configurations de traitement thermique sont considérées. Le tube est mis dans un four où la température augmente linéairement à partir de la température ambiante jusqu'à 200°C, pendant 1h pour le premier cas, et 400°C pendant 2h pour le deuxième cas, puis elle est maintenue pendant 11h, suivi d'un refroidissement lent et progressif. L'efficacité du traitement thermique est vérifiée simplement tout d'abord par l'observation du changement de l'ouverture d'un anneau tubulaire et de la courbure d'une tranche longitudinale comme décrit auparavant. La Fig. 2.71 montre le changement de couleur du tube et aussi l'effet de la contrainte résiduelle sur la déformée après traitement thermique. Les valeurs caractérisant l'ouverture de section et la courbure de la tranche découpée sont présentées Fig. 2.72. En

comparant ces valeurs avec celles du cas sans traitement thermique (Fig. 2.65, page- 87 -), on peut confirmer qualitativement que ces traitements thermiques permettent de diminuer la contrainte résiduelle dans le sens axial et circonférentiel. Nous ne disposons pas au laboratoire de technique expérimentale pouvant nous renseigner sur la distribution de contrainte dans l'épaisseur.

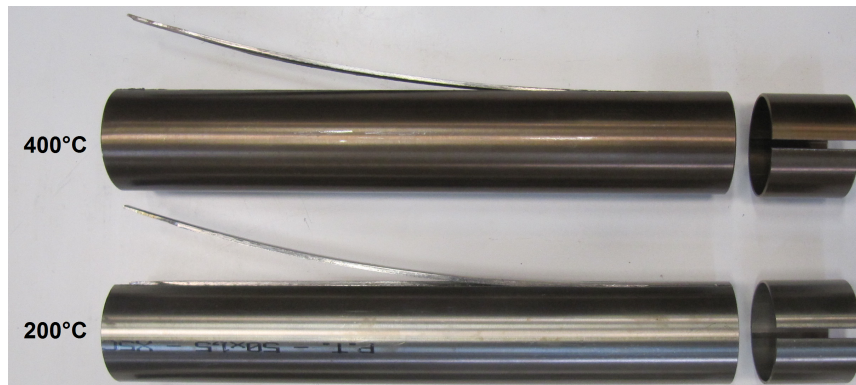


Fig. 2.71. Déformations du tube après relaxation de la contrainte résiduelle (traitement thermique)

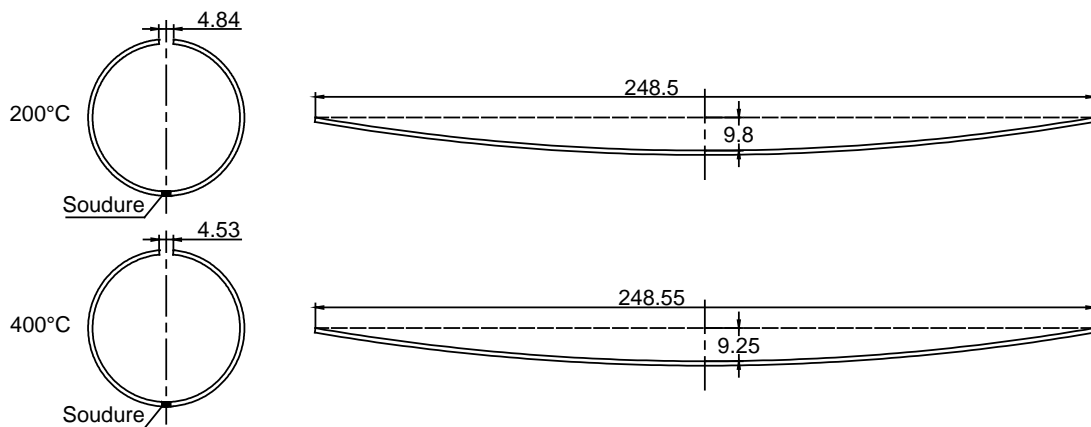


Fig. 2.72. Caractérisation géométrique des tubes avec traitement thermique après relaxation des contraintes résiduelles

Pour quantifier l'effet du traitement thermique sur les propriétés mécaniques du matériau, on a effectué des essais de traction sur des éprouvettes découpées sur des tubes ayant subi le traitement thermique, les essais de traction sont menés à l'ambiante. Les jauges de grande déformation EP-08 sont collées sur deux faces de l'éprouvette. Les conditions de l'essai sont identiques aux essais de caractérisation du matériau dans la partie précédente (2.3, page- 53 -). La courbe contrainte-déformation conventionnelle est présentée sur la Fig. 2.73. Les derniers points sur les courbes représentent, soit le décollement de la jauge ou celui du fil de connexion, soit la rupture de la jauge. Le traitement thermique à 200°C n'a aucune influence sur la courbe de comportement. Par contre, le traitement thermique à 400°C rend le matériau plus rigide. Ce résultat est identique à celui obtenu par Sébastien [242] sur le matériau Inconel 617 lors de son vieillissement à 850°C (Fig. 2.74). Cette tendance est à l'inverse de celle observée sur les essais en température (tests à haute température (850°C)) comme l'indique la Fig. 2.75.

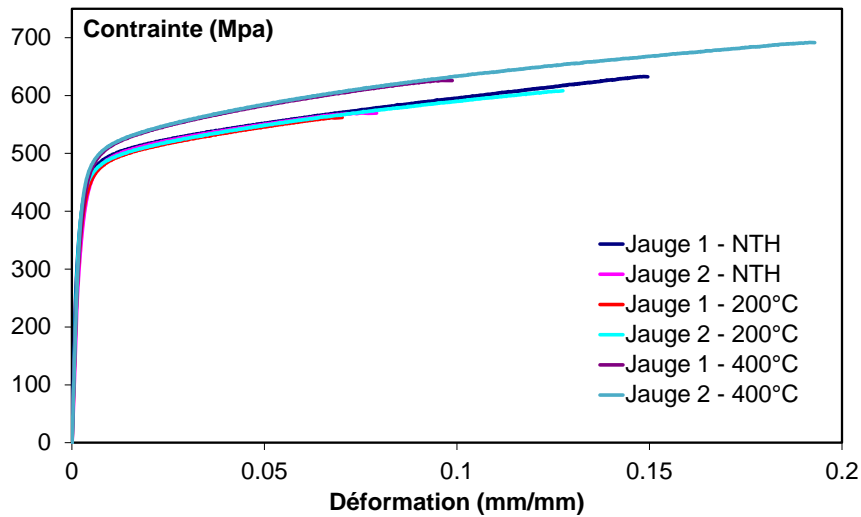


Fig. 2.73. Courbe de traction à l'ambiante de l'acier inox 304L à l'état de réception et après traitement thermique

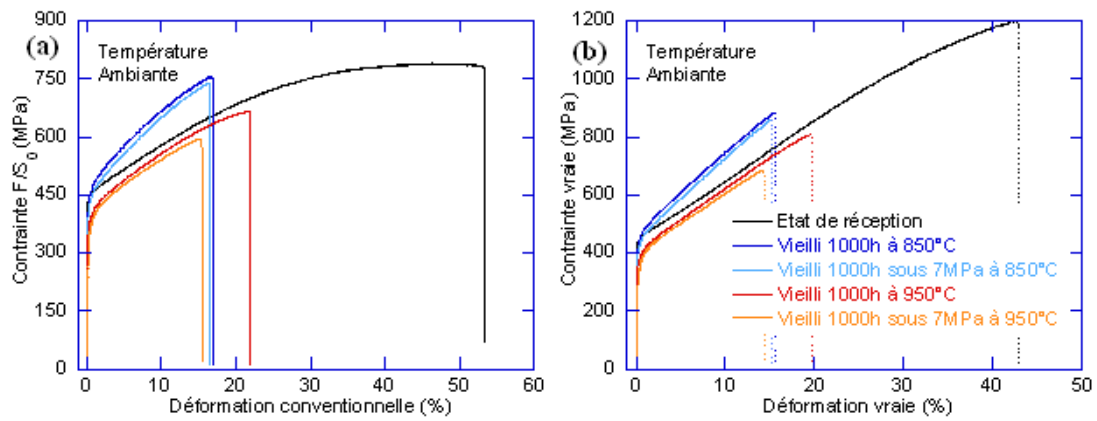


Fig. 2.74. Courbe de traction à l'ambiante de l'Inconel 617 à l'état de réception et après vieillissements avec ou sans charge [242]



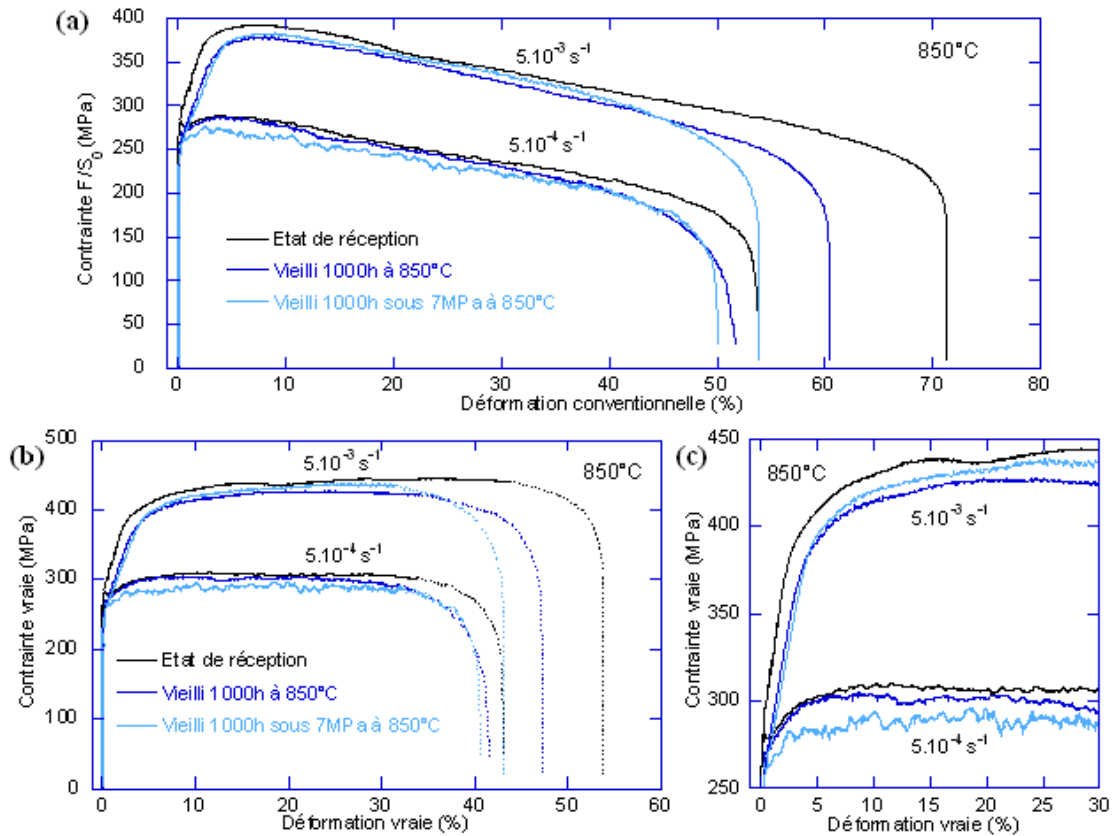


Fig. 2.75. Courbe de traction à 850°C de l’Inconel 617 à l’état de réception et après vieillissements avec ou sans charge à cette température [242]

Pour observer l’effet de la contrainte résiduelle sur le comportement à la déchirure, des tests sur les tubes ayant subi un traitement thermique sont réalisés dans la même configuration que ceux des tubes entaillés sans traitement thermique. Dans chaque cas, une des deux éprouvettes est lubrifiée. Les courbes de comportement sont présentées sur les Fig. 2.76 et Fig. 2.77. Les valeurs des pics de force et de l’énergie absorbée sont données Tab. 2.11. Les déformées du tube sont montrées Fig. 2.78. On peut constater l’influence de la contrainte résiduelle sur la courbe de comportement à la déchirure. La diminution des contraintes résiduelles dans le tube après le traitement thermique, a une tendance à baisser l’ouverture de la section après sa coupe et la courbure des tranches découpées. Ces changements rendent la structure plus résistante par rapport à la déchirure effectuée par le cône dissymétrique. Le mode de rupture finale (déformée de flambage) n’est pas significativement différent par rapport à celui des tubes sans traitement thermique. Cependant, dans le cas de l’essai sans lubrification, la surface intérieure des tubes avec le traitement thermique s’endommage plus (présence de multiples rayures), ce qui conduit à une augmentation du coefficient de frottement entre le cône et le tube. Cet effet est montré clairement sur le cas 400°C – NL (Fig. 2.76).

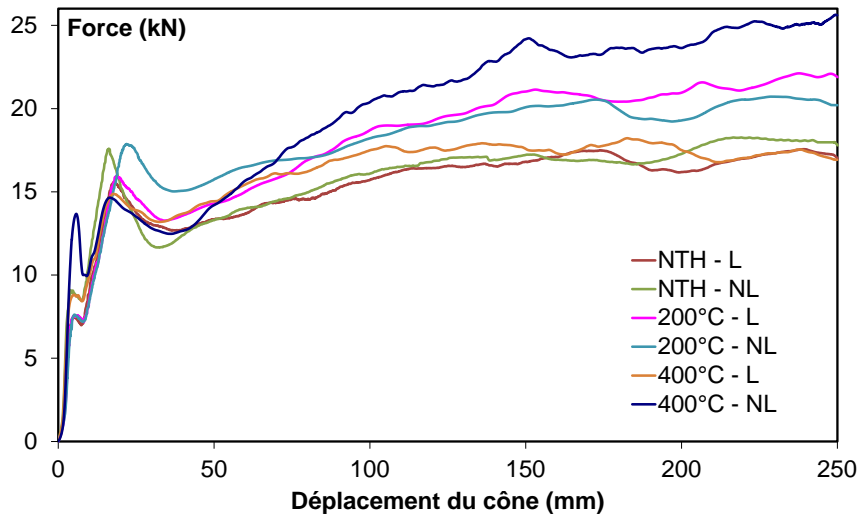


Fig. 2.76. Courbe force-déplacement du cône pour différents traitements thermique (L – lubrification, NL – non lubrification, NTH – non traitement thermique)

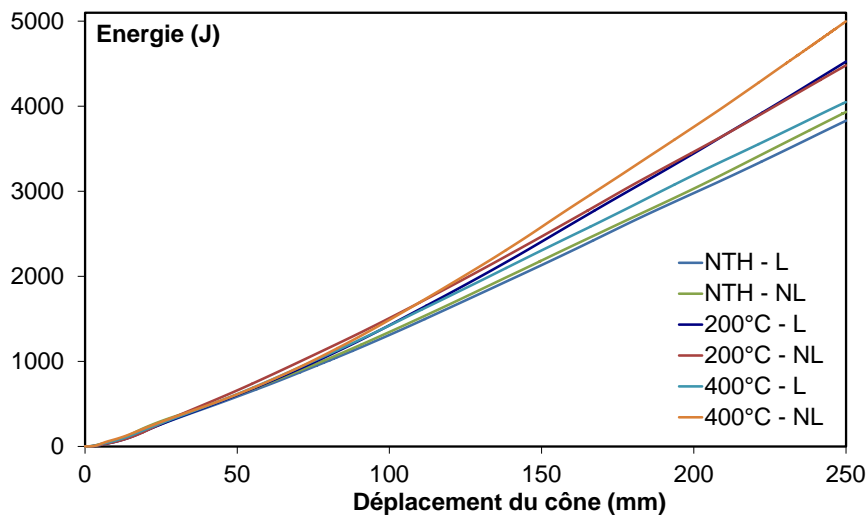


Fig. 2.77. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour différents traitements thermique (L – lubrification, NL – non lubrification, NTH – non traitement thermique)

Vitesse	NTH-L	NTH-NL	200°C-L	200°C-NL	400°C-L	400°C-NL
1 <sup>er</sup> PF (kN)	7.48	9.10	7.56	7.62	8.81	13.671
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	15.59	17.59	15.95	17.87	14.88	14.651
EA (J)	3830.93	3933.91	4525.48	4480.14	4048.77	4997.091
EAS (J/g)	7.44	7.64	8.78	8.70	7.86	9.70

Tab. 2.11. Pics de force et énergie absorbée pour le traitement thermique différent (L – lubrification, NL – non lubrification, NTH – non traitement thermique)

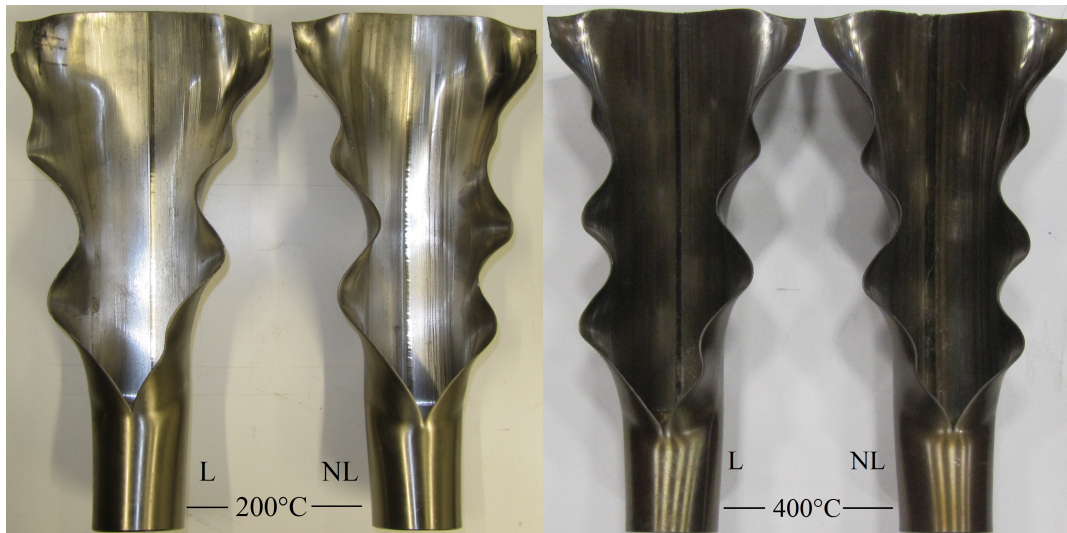


Fig. 2.78. Déformée des tubes avec traitement thermique (L - lubrification, NL – non lubrification)

### 2.7.3 Effet de la vitesse de chargement

L'influence de la vitesse de chargement est étudiée dans cette partie, ceci pour tenter d'analyser l'influence d'une cinétique de déchirure plus rapide sur le comportement à la déchirure et au flambage. L'essai dynamique peut être différent de l'essai statique pour plusieurs raisons : la vitesse de déformation est plus élevée donc il faudra tenir compte de la variation de la loi de comportement du matériau en fonction de la vitesse de déformation (sensibilité au  $\dot{\epsilon}$ ), d'autre part pour de grandes vitesses, il y aura échauffement pendant l'essai (la diffusion de la chaleur étant lente par rapport au temps caractéristique de l'essai), et ceci entrainera une dégradation des caractéristiques mécaniques du matériau entrainant une chute des efforts nécessaire à la propagation de la déchirure.

Une série d'essais sur des éprouvettes 50x1.5 ayant  $L_f = 20\text{mm}$ , sans traitement thermique et avec lubrification, est donc menée pour différentes vitesses de translation du cône. Les valeurs de vitesse testées sont 5mm/min, 100mm/min et 200mm/min. Nous avons bien conscience que cette plage de variation reste faible et que l'intérêt serait d'aller bien au-delà afin de garantir le passage en dynamique, cependant la vitesse de 200mm/min représente la capacité maximale du vérin utilisé. Les courbes force-déplacement et l'évolution de l'énergie absorbée sont respectivement montrées sur les Fig. 2.79 et Fig. 2.80. Les pics de force et l'énergie absorbée finale sont abordés dans le Tab. 2.12. On peut constater que les forces de coupe pour les vitesses de 100mm/min et 200mm/min sont plus grandes que celle obtenue dans le cas 5mm/min. Cependant, les vitesses de 100mm/min et 200mm/min donnent presque le même résultat, par ailleurs, la forme des courbes reste inchangée pour les trois cas étudiés. L'augmentation de la vitesse de chargement dans certain intervalle rend le matériau plus résistant. Cette conclusion est aussi soulignée par Lee [243], qui a étudié, sur des barres d'Hopkinson, le comportement de l'acier inoxydable 304L à différentes vitesses de chargement. Il a ainsi montré que ce matériau est sensible à la vitesse de déformation. L'augmentation de la vitesse de déformation engendre un accroissement de la contrainte d'écoulement (Fig. 2.81(a)), et de la température (Fig. 2.81(b)). Cette contrainte d'écoulement subit un saut important entre un essai réalisé en quasi-statique et en dynamique. Cependant, cet effet s'atténue aux grandes vitesses de déformation. L'augmentation de la contrainte d'écoulement avec la vitesse de déformation résulte des évolutions de la microstructure au cours de la déformation. Ce phénomène provient de la génération de dislocations et de leur accumulation au cours de la déformation ([243], [244], [245]). Les études effectuées dans ce domaine montrent une augmentation du nombre de dislocations avec l'augmentation de la

vitesse de déformation [245]. Les changements observés par microscopie électronique à transmission montrent aussi des variations dans les caractéristiques morphologiques de ces dislocations [244]. L'augmentation du nombre de dislocations engendre le durcissement du matériau, alors que l'augmentation de température issue des grandes vitesses de déformation va permettre la réorganisation des dislocations conduisant à une diminution de leur densité et donc à l'adoucissement du matériau. La Fig. 2.82 représente la variation du comportement de ce matériau en fonction de la température. A partir de certaines vitesses, le phénomène de durcissement a tendance à diminuer fortement ([243], [244]). Lee [243] explique que la chaleur générée dans l'éprouvette augmente la possibilité pour les dislocations de se mouvoir, privilégiant ainsi ce mode de déformation. Le coefficient d'écroutissage du matériau semble insensible à la vitesse de déformation et à la température. La déformée des éprouvettes est indiquée sur la Fig. 2.83. Elle semble insensible à cet intervalle de variation de la vitesse.

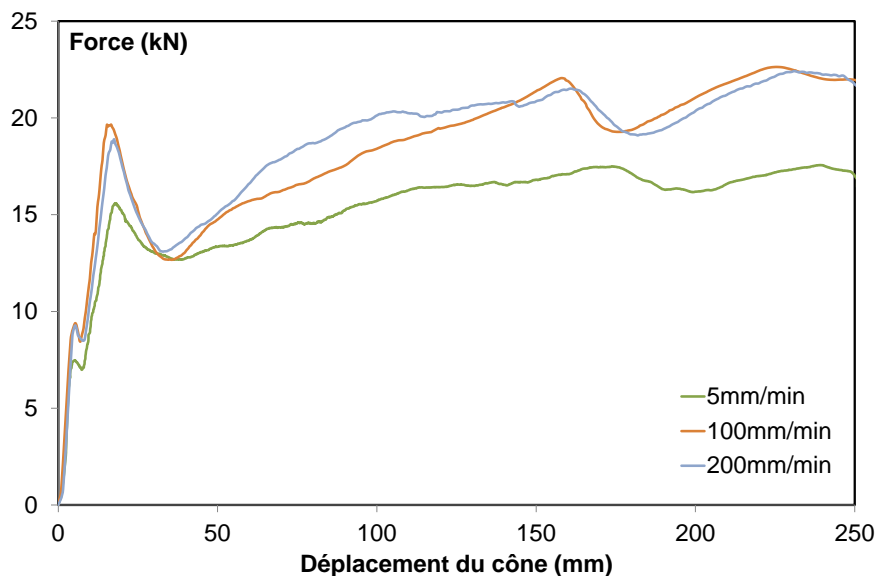


Fig. 2.79. Courbe force-déplacement du cône pour différente vitesse de chargement

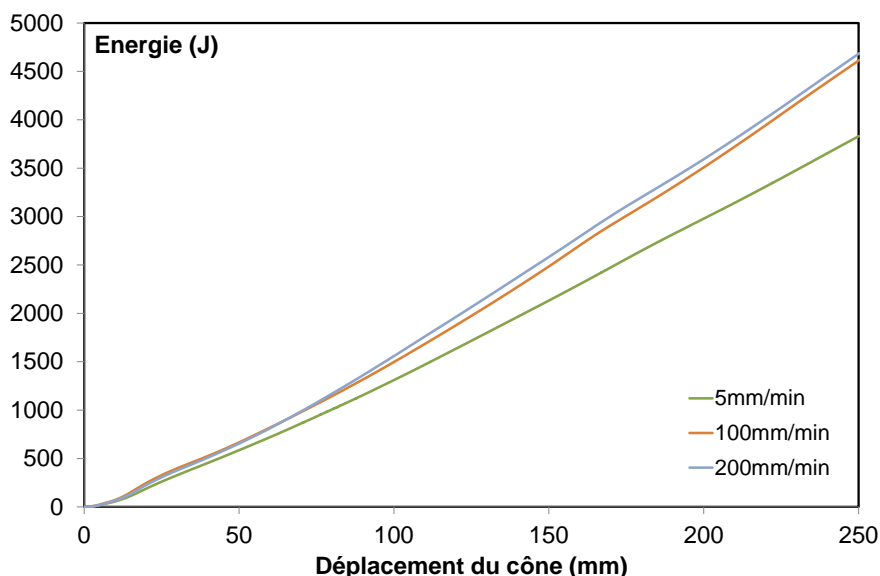


Fig. 2.80. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône pour différente vitesse de chargement

Vitesse	5mm/minute	100mm/minute	200mm/minute
1 <sup>er</sup> PF (kN)	7.48	9.39	9.26
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	15.59	19.65	18.90
EA (J)	3830.93	4617.32	4689.08
EAS (J/g)	7.44	8.96	9.10

Tab. 2.12. Pics de force et énergie absorbée pour différente vitesse de chargement

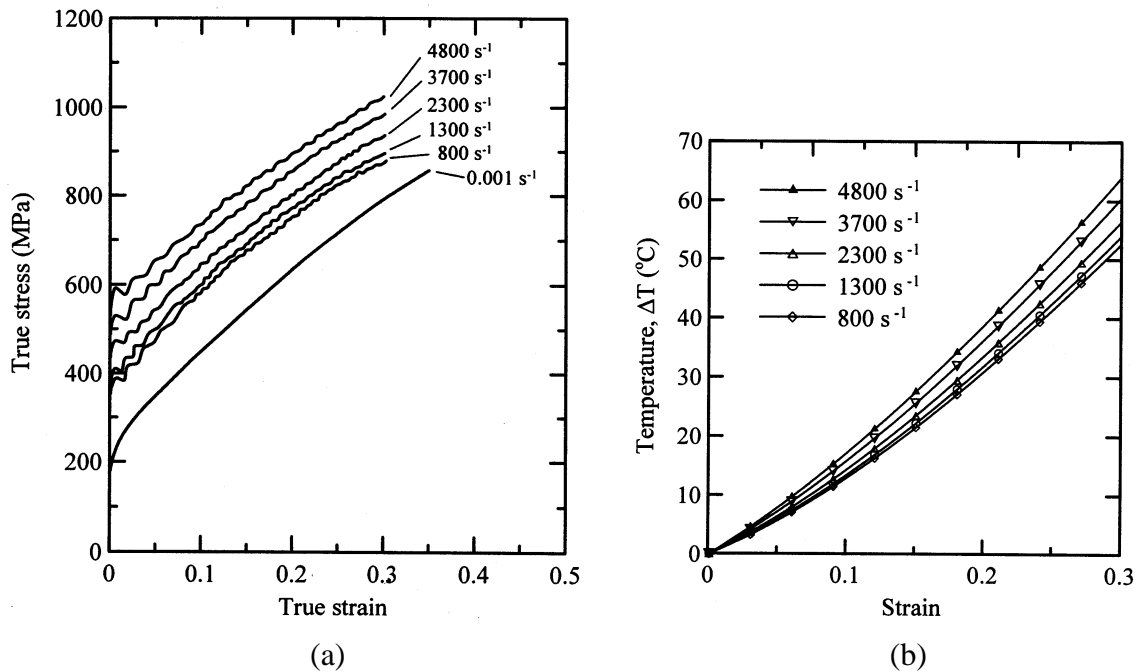


Fig. 2.81. (a) Courbe contrainte-déformation de l'acier inoxydable 304L à différentes vitesses de déformation, (b) Elévation de la température en fonction de la déformation et de sa vitesse [243]

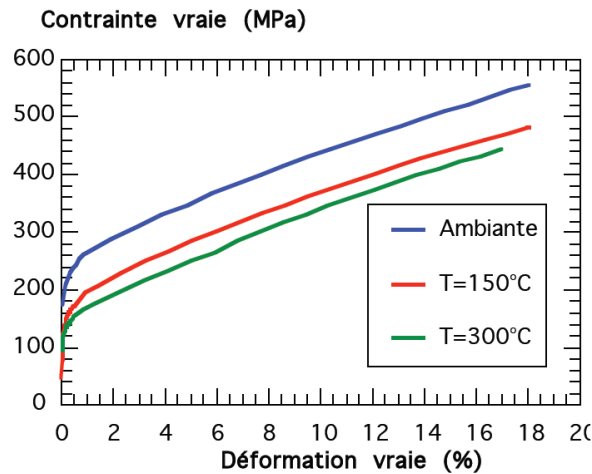


Fig. 2.82. Comportement sous sollicitation monotone de l'acier inoxydable 304L en fonction de la température [246]

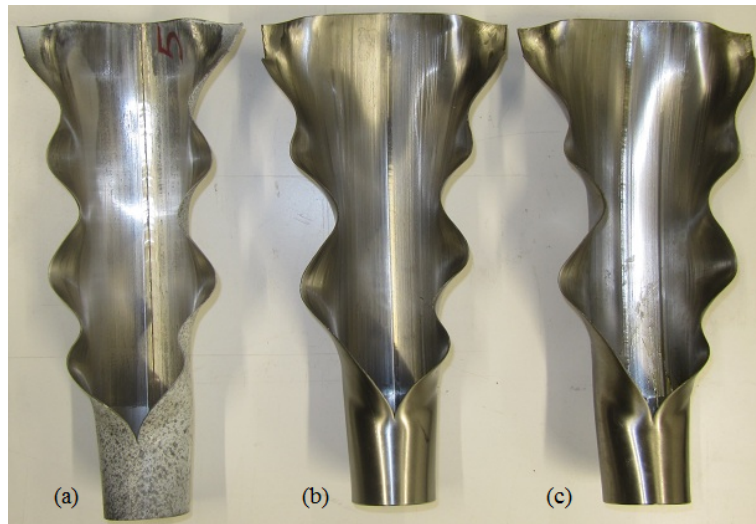


Fig. 2.83. Déformées à différentes vitesses, (a) 5mm/min, (b) 100mm/min, (c) 200mm/min

## 2.8 Conclusion

Nos essais de déchirure ou splitting de tubes en acier inox, menés en quasi-statique, permettent de mettre en exergue un mode de rupture qui associe la propagation ductile d'une fissure longitudinale selon une génératrice du tube, alors qu'à l'aval du front de fissure, des ondulations de flambage viennent déformer les lèvres de la fissure. Ces essais reproduisent bien les constats expérimentaux faits lors de la déchirure dynamique de tubes métalliques. Le paramètre géométrique  $D_0/T_0$  caractérisant les tubes influence fortement l'intensité des efforts de coupe bien que la forme de la courbe caractéristique associée à ce procédé reste inchangée. Le nombre des ondulations est aussi une caractéristique liée à la géométrie du tube et sans aucun doute (bien qu'on ne l'ait pas vérifié dans notre étude) à la loi de comportement du matériau.

La déformation surfacique en peau externe est mesurée à l'aide des jauges et par la méthode de corrélation d'images. Une déflexion en creux en front de fissure et une forte variation de la déformation au voisinage immédiat du fond de fissure sont observées. La déformation axiale mesurée en un point situé à la coordonnée  $y = 150\text{mm}$  et  $\theta = 30^\circ$ , toujours en peau externe, montre un changement de signe de la déformation lorsque le cône s'approche de la section et y passe. En revanche, pour la même évolution de la position du cône ou outil de découpe, la déformation circonférentielle varie fortement mais elle reste toujours négative. Toutes les mesures de déformations montrent que les points étudiés sont entrés dans le domaine de plasticité. La réduction de l'épaisseur est importante au voisinage immédiat de la fissure et s'estompe lorsqu'on s'en éloigne. Ceci traduit bien le phénomène de striction sur la zone de rupture. On a pu constater que des ondulations apparaissent dans une zone confinée, parallèle et à côté de la ligne de fissure, là où la réduction d'épaisseur est très forte favorisant ainsi le flambage suite à la baisse de la rigidité de flexion.

Les effets du frottement, de la contrainte résiduelle et de la vitesse de chargement sur le comportement du tube  $50 \times 1.5$  sont abordés. Le changement de matériau du cône ou de la graisse utilisée influence très peu les courbes de comportement et la déformée du tube. L'existence de contraintes résiduelles est tout d'abord mise en exergue, bien que celles-ci ne soient pas quantifiées. La contrainte résiduelle, induite lors de l'opération de soudure longitudinale, permet de diminuer l'effort de déchirure du tube. La déchirure du tube relaxe ces contraintes et libère les déformations notamment la flexion du tube dans les directions qui favorisent le déplacement du cône. La vitesse de chargement influence aussi la réponse, nous n'avons pas eu cependant la possibilité d'étudier de fortes variations de la vitesse de charge. Pour la plage de vitesse étudiée, l'augmentation de la vitesse entraîne un accroissement de la force nécessaire à la translation de l'outil et donc la force associée à la déchirure du tube. Notons cependant, que la différence entre l'essai à  $100\text{mm/min}$  et celui à  $200\text{mm/min}$  n'est pas significative. Pour tous les cas de figure ici étudiés, la forme ou allure de la courbe caractéristique force-déplacement est inchangée, et la déformée du tube est quasi-identique.

# Chapitre 3. Modélisation numérique

## Sommaire

<b>3.1</b>	<b>Introduction .....</b>	<b>- 101 -</b>
<b>3.2</b>	<b>Modèle de la zone cohésive (CZM) .....</b>	<b>- 101 -</b>
3.2.1	Introduction .....	- 101 -
3.2.2	Formulation .....	- 102 -
3.2.3	Loi constitutive.....	- 107 -
3.2.4	Technique de convergence .....	- 111 -
3.2.5	Mode I de rupture et problème symétrique .....	- 113 -
3.2.6	Validation CZM .....	- 113 -
<b>3.3</b>	<b>Modélisation de la déchirure ou splitting de tube .....</b>	<b>- 115 -</b>
3.3.1	Introduction .....	- 115 -
3.3.2	Procédure de calcul .....	- 116 -
3.3.2.1	Configuration du contact.....	- 116 -
3.3.2.2	Choix des éléments .....	- 119 -
3.3.2.3	Méthode de résolution.....	- 120 -
3.3.2.4	Paramètres matériels .....	- 121 -
3.3.3	Conditions aux limites et chargement .....	- 124 -
3.3.4	Maillage et convergence.....	- 124 -
3.3.4.1	Taille des éléments cohésifs.....	- 124 -
3.3.4.2	Maillage de la structure.....	- 125 -
3.3.4.3	Etude de convergence .....	- 126 -
3.3.5	Comparaison avec les résultats d'essais.....	- 130 -
3.3.5.1	Courbe force-déplacement du cône .....	- 130 -
3.3.5.2	Déformée du tube.....	- 130 -
3.3.5.3	Champs de déformation .....	- 131 -
3.3.5.4	Propagation de fissure.....	- 132 -
3.3.5.5	Bilan d'énergie.....	- 133 -
3.3.6	Mécanisme du flambage.....	- 135 -
<b>3.4</b>	<b>Influence des paramètres.....</b>	<b>- 146 -</b>
3.4.1	Influence des éléments utilisés .....	- 146 -
3.4.2	Influence de la géométrie du tube .....	- 149 -
3.4.2.1	Longueur du tube .....	- 149 -
3.4.2.2	Longueur de la fissure initiale.....	- 151 -
3.4.2.3	Rapport $R_0/T_0$ .....	- 152 -
3.4.2.4	Ovalisation du tube .....	- 155 -
3.4.3	Influence de la géométrie du cône.....	- 158 -
3.4.4	Influence du frottement .....	- 160 -
3.4.5	Influence des paramètres cohésifs.....	- 162 -
3.4.5.1	Contrainte cohésive.....	- 162 -
3.4.5.2	Energie cohésive .....	- 164 -
3.4.5.3	Rigidité initiale.....	- 165 -
3.4.5.4	Coefficient de viscosité.....	- 167 -
3.4.6	Influence du rayon en biseau.....	- 169 -
3.4.7	Influence du modèle de rupture.....	- 170 -
<b>3.5</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>- 173 -</b>



## 3.1 Introduction

Dans cette partie nous étudions les phénomènes constatés expérimentalement, à savoir l'interaction du flambage et de la propagation de fissure, via la simulation numérique. Au vu de la complexité du problème, liée à l'interaction de plusieurs non-linéarités, les grands déplacements associés au flambage, la plasticité et la rupture associées à la déchirure ductile, enfin le contact et son évolution lié au mouvement de « l'outil de découpe », la MEF semble l'approche la plus appropriée. Le choix d'un code industriel nous semble de plus incontournable afin de pouvoir disposer de plusieurs éléments finis (3D massifs et coque), et d'algorithmes suffisamment robustes pour traiter les non-linéarités précitées. Nous avons opté pour le code Abaqus selon le schéma implicite, le calcul sera effectué en quasi-statique, en adéquation avec les essais. Nous rappelons qu'il s'agit d'analyser finement ce qui se passe (cinématiques et contraintes) dans les différentes zones du tube, en particulier en fond de fissure, à l'aval sur les bords libres ou lèvres de la fissure et dans leurs voisinages, en vue d'expliquer le wrinkling ou flambage des bords libres observé expérimentalement. La fissure doit pouvoir se propager, nous supposons, en adéquation avec l'étude expérimentale, que la fissure initiale se propage le long de sa direction initiale sans bifurcation de parcours. Pour ce faire, nous avons développé un élément d'interface, formulé et implanté via la subroutine UEL (User Element). Le comportement du matériau est supposé homogène, régi par l'élasto-plasticité avec écrouissage isotrope.

Les choix de modélisation retenus nous ont permis de corroborer les observations expérimentales mais aussi de prévoir le comportement de la structure pour certaines configurations qui sont difficiles à réaliser expérimentalement.

Dans une première partie, l'état de l'art de la simulation de la rupture ductile par des modèles cohésifs est cité, puis la formulation 3D en grand déplacement d'un élément cohésif et son implantation sont réalisées. Il permet de modéliser la propagation de fissure ductile. La deuxième partie aborde la modélisation des expérimentations menées. Elle contient la description de la géométrie, l'étude du maillage et la comparaison avec des tests expérimentaux. La troisième partie étudie l'influence des paramètres du modèle sur le comportement à la déchirure du tube.

## 3.2 Modèle de la zone cohésive (CZM)

### 3.2.1 Introduction

Pour une structure mince, dans le cas d'un comportement plan, des éléments cohésif 2D couplés à des éléments en contraintes planes ont déjà été développés [247]. Généralement, ce type d'élément ne permet pas de rendre compte de la diminution de l'épaisseur. Les éléments cohésifs 3D de type solide et de type coque sont pris dans le cas du comportement tridimensionnel. Le premier modèle cohésif de type coque a été proposé par [154], dans son étude, les éléments cohésifs sont directement connectés aux éléments coques conventionnels. Les travaux entrepris ensuite par d'autres auteurs ont cherché à limiter certains modes de rupture pour faciliter la formulation de ce type d'élément et aussi à améliorer le modèle pour capturer les effets tridimensionnels [157], [150], [148], [87], [248]. La variation d'épaisseur des éléments cohésifs est obtenue à partir de la valeur de la déformation hors-plan des éléments voisins. Ces hypothèses réduisent le temps de calcul en gardant le résultat global acceptable comme le montrent les cas étudiés. Cependant, dans la configuration avec la présence du contact, la surface de contact du modèle modélisé par les éléments coques conventionnels n'est pas réelle car elle maille la surface moyenne de la structure. Aussi, les hypothèses de formulation de ces éléments ne permettent pas de capturer précisément le comportement local de la structure, surtout en fond de fissure ainsi que la déformation dans l'épaisseur. Afin de contourner ces inconvénients, l'utilisation des éléments volumiques est

fortement recommandée. L'utilisation d'éléments cohésifs 3D couplés avec des éléments solides a été menée tout d'abord par Roy [155], ce afin d'étudier la déchirure d'un panneau mince en aluminium, puis l'étude fut poursuivie par Roychowdhury [156] qui a pris en compte l'effet des grands déplacements. Ces études ont bien capturé la réponse globale, l'effet tridimensionnel comme le phénomène de tunnel en fond de fissure est bien reproduit moyennant un nombre d'éléments suffisant. Au vue de ces remarques, nous visons donc l'utilisation de l'élément cohésif 3D.

Pour l'implantation numérique d'une zone cohésive, il existe deux approches : soit par l'élément cohésif homogénéisé (smearred cohesive element) [249], [250], [251] soit par l'élément cohésif d'interface [148], [139], [152]. Dans le premier cas, le modèle de zone cohésive est considéré comme une partie de la relation contrainte-déformation de l'élément continu conventionnel. Suivant cette stratégie, plusieurs études ont été menées sur le code Abaqus en s'appuyant sur la subroutine matériau UMAT. Selon Xie [139], dans certain cas, l'élément cohésif homogénéisé n'est pas convenable pour étudier la propagation de fissure. Ainsi, dans le cas de couches très minces, on constate une sensibilité au maillage (l'aspect ratio de l'élément), de plus, des difficultés de convergence peuvent-être rencontrées. Nous constatons aussi que, dans un modèle réduit par la condition de symétrie, l'élément cohésif homogénéisé ne garantit pas que son plan de référence se situe sur le plan de symétrie. L'élément cohésif d'interface, dont l'épaisseur initiale est égale à zéro, permet de surmonter ces limitations. Le comportement de cet élément se base sur la relation contrainte-déplacement. Il n'a pas de problèmes associés au ratio ou élancement de l'élément et à la condition de symétrie. De ce fait, dans notre étude, nous opterons pour l'élément cohésif d'interface qui sera formulé et implanté dans le code Abaqus via la subroutine UEL.

### 3.2.2 Formulation

La formulation 3D d'un élément cohésif est premièrement établie par [252] pour étudier la propagation de fissure du matériau en aluminium en quasi-statique. Il a supposé que l'extension de la fissure est selon le mode I de rupture. L'élément cohésif quadratique à 18 nœuds a été utilisé en le combinant avec des éléments tridimensionnels quadratiques à 20 nœuds. D'autres types d'éléments cohésifs, tels que le cas linéaire à 8 nœuds [152], le cas quadratique à 16 nœuds [253] ont été introduits. Le choix de l'élément cohésif dépend du type d'élément continu voisin auquel il se raccorde.

De même que pour les éléments finis classiques, différentes formulation ont été développées. Les petits déplacements, c'est-à-dire que tous les calculs sont liés à la configuration géométrique initiale (le plan de référence ne change pas durant la déformation) [254], les grands déplacements où les calculs de l'incrément de charge actuel se basent sur la configuration géométrique déformée à l'incrément de charge précédent [152]. Les études constatent que pour des petites valeurs de charge, les deux approches donnent un résultat quasi identique. Mais un grand écart est constaté dans le cas de grandes valeurs de charge. La majorité des modèles cohésifs disponible dans la littérature emploie une formulation de type petits déplacements, l'objet étant de décrire la fracture quasi-fragile [255]. Le cas des grands déplacements est plutôt appliqué pour la rupture ductile. Dans ce cas, plusieurs études considèrent que, la direction normale et la direction tangentielle sont définies selon une coordonnée locale qui est placée à l'intérieur de l'élément cohésif [156], [256]. La plupart des auteurs ont associé la surface de référence à la surface médiane calculée à partir de la position des nœuds des surfaces supérieures et inférieures. Bosch [255] a montré que le choix de la surface de référence n'est pas anodin. Cette surface, à partir de laquelle on définit les composantes de la séparation, a une influence considérablement sur le résultat simulé (Fig. 3.1).

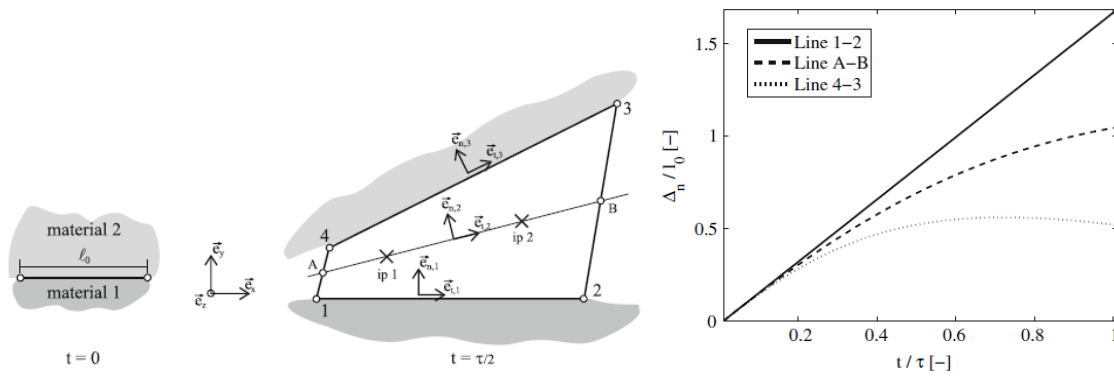


Fig. 3.1. Séparation normale en fonction du temps au point d'intégration (ip 1) correspondant à des surfaces de référence différentes [255].

Nous présentons ici une formulation 3D en grands déplacements de l'élément d'interface linéaire dont l'épaisseur initiale est nulle (Fig. 3.2). Cet élément se compose de 8 nœuds avec 3 degrés de liberté par nœud, il est donc compatible avec des éléments solides linéaires ou des éléments coques volumiques linéaires. Sur la configuration initiale, les 4 nœuds supérieurs coïncident respectivement avec les 4 nœuds inférieurs. Lorsque la traction est active, les nœuds se séparent suivant la loi cohésive. L'élément est jugé rompu quand la traction s'annule. Sa formulation est détaillée de la manière suivante :

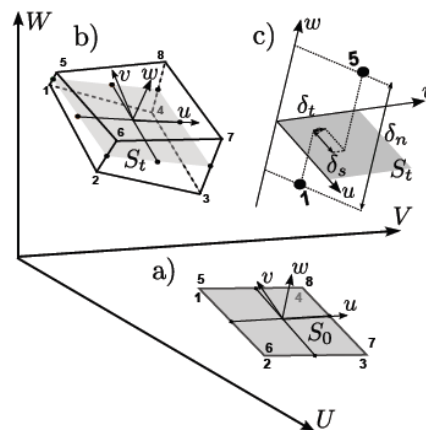


Fig. 3.2. Élément cohésif linéaire 3D [152]

On définit, les déplacements nodaux dans le système de coordonnée global :

$$d_N = (d_x^1 \ d_y^1 \ d_z^1 \ d_x^2 \ d_y^2 \ d_z^2 \ \dots \ d_x^8 \ d_y^8 \ d_z^8)^T \quad (3.1)$$

L'ouverture de l'élément d'interface est définie comme la différence des déplacements entre les nœuds supérieurs et inférieurs correspondants:

$$\Delta u_q = \{u\}^{\text{sup}} - \{u\}^{\text{inf}} \quad (3.2)$$

L'ouverture d'interface  $\Delta u_N$  au terme du déplacement nodal des couples de nœud est :

$$\Delta u_N = \phi d_N = [-I_{12 \times 12} \mid I_{12 \times 12}] d_N \quad (3.3)$$

Où :  $\Delta u_N$  est le vecteur de dimension 12x1

Depuis les positions nodales, l'ouverture de fissure est interpolée vers les points d'intégration grâce aux fonctions de forme. Soient  $N_i(\xi, \eta)$  les fonctions de forme pour le couple de nœud i

( $i = 1, 2, 3, 4$ ), où  $\xi, \eta$  caractérisent la coordonnée locale de l'élément avec  $-1 \leq \xi \leq 1$  et  $-1 \leq \eta \leq 1$ .

$$\begin{aligned} N_1(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta), & N_2(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta), \\ N_3(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta), & N_4(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta) \end{aligned} \quad (3.4)$$

Le déplacement relatif entre les nœuds pour chaque point dans l'élément vaut :

$$\Delta u(\xi, \eta) = \begin{pmatrix} \Delta u_x(\xi, \eta) \\ \Delta u_y(\xi, \eta) \\ \Delta u_z(\xi, \eta) \end{pmatrix} = H(\xi, \eta) \Delta u_N \quad (3.5)$$

Où  $H(\xi, \eta)$  est la matrice de dimension  $3 \times 12$  contenant les fonctions de forme

$$H(\xi) = \left( N_1(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_2(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_3(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_4(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \right) \quad (3.6)$$

On en déduit :

$$\Delta u(\xi, \eta) = H(\xi, \eta) \phi d_N = B(\xi, \eta) d_N \quad (3.7)$$

Où :  $B(\xi, \eta)$  est la matrice de dimension  $3 \times 24$ , et  $\Delta u(\xi, \eta)$  est la matrice de dimension  $3 \times 1$

Pour les grands déplacements, l'élément a besoin d'un système de coordonnée local pour calculer les déformations locales normales et tangentielles. Le choix le plus usité est une coordonnée définie par les points au milieu des deux faces de l'élément, qui coïncident avec les positions nodales à l'état non déformé. Si la coordonnée de la configuration initiale est définie par le vecteur  $X_N$  et le déplacement à l'état déformé défini par le vecteur  $d_N$ , la coordonnée de la surface de référence  $X_N^R$  est calculée par l'interpolation linéaire entre les nœuds supérieurs et inférieurs à l'état déformé :

$$X_N^R = \frac{1}{2} (I_{12 \times 12} \mid I_{12 \times 12}) (X_N + d_N) \quad (3.8)$$

La coordonnée du plan de référence spécifique à un point dans l'élément :

$$X^R(\xi, \eta) = \begin{pmatrix} x^R(\xi, \eta) \\ y^R(\xi, \eta) \\ z^R(\xi, \eta) \end{pmatrix} = H(\xi, \eta) X_N^R \quad (3.9)$$

La coordonnée des vecteurs locaux unitaires tangents est obtenue par la dérivée de la position globale du vecteur de référence en respectant les coordonnées locales  $\xi, \eta$  :

$$t_1 = \frac{1}{\left\| \frac{\partial X^R}{\partial \xi} \right\|} \left( \frac{\partial x^R}{\partial \xi}, \frac{\partial y^R}{\partial \xi}, \frac{\partial z^R}{\partial \xi} \right)^T \quad (3.10)$$

$$t_\eta = \frac{1}{\left\| \frac{\partial X^R}{\partial \eta} \right\|} \left( \frac{\partial x^R}{\partial \eta}, \frac{\partial y^R}{\partial \eta}, \frac{\partial z^R}{\partial \eta} \right)^T \quad (3.11)$$

La longueur du vecteur est définie comme suit :

$$\left\| \frac{\partial X^R}{\partial \xi} \right\| = \sqrt{\left( \frac{\partial x^R}{\partial \xi} \right)^2 + \left( \frac{\partial y^R}{\partial \xi} \right)^2 + \left( \frac{\partial z^R}{\partial \xi} \right)^2} \quad (3.12)$$

$$\left\| \frac{\partial X^R}{\partial \eta} \right\| = \sqrt{\left( \frac{\partial x^R}{\partial \eta} \right)^2 + \left( \frac{\partial y^R}{\partial \eta} \right)^2 + \left( \frac{\partial z^R}{\partial \eta} \right)^2} \quad (3.13)$$

Le vecteur normal unitaire est perpendiculaire au plan de référence de l'élément :

$$t_n = t_1 \times t_\eta = \frac{1}{\left\| \frac{\partial X^R}{\partial \xi} \times \frac{\partial X^R}{\partial \eta} \right\|} \left( \frac{\partial X^R}{\partial \xi} \times \frac{\partial X^R}{\partial \eta} \right)^T \quad (3.14)$$

En posant :

$$J_1 = \frac{\partial y^R}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial z^R}{\partial \eta} - \frac{\partial y^R}{\partial \eta} \cdot \frac{\partial z^R}{\partial \xi} \quad (3.15)$$

$$J_2 = \frac{\partial x^R}{\partial \eta} \cdot \frac{\partial z^R}{\partial \xi} - \frac{\partial x^R}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial z^R}{\partial \eta} \quad (3.16)$$

$$J_3 = \frac{\partial x^R}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial y^R}{\partial \eta} - \frac{\partial x^R}{\partial \eta} \cdot \frac{\partial y^R}{\partial \xi} \quad (3.17)$$

Donc,

$$t_n = \frac{1}{\sqrt{J_1^2 + J_2^2 + J_3^2}} (J_1, J_2, J_3)^T \quad (3.18)$$

Pour assurer une coordonnée orthogonale, il faut recalculer le deuxième vecteur tangent  $t_2$  selon la formule :

$$t_2 = t_n \times t_1 \quad (3.19)$$

Les dérivées précédentes (3.10), (3.11) sont développées comme suit :

$$\frac{\partial X^R(\xi, \eta)}{\partial \xi} = \begin{pmatrix} x_{,\xi}^R \\ y_{,\xi}^R \\ z_{,\xi}^R \end{pmatrix} = \frac{\delta(H(\xi, \eta))}{\delta \xi} X_N^R = h_\xi(\xi, \eta) X_N^R \quad (3.20)$$

$$\frac{\partial X^R(\xi, \eta)}{\partial \eta} = \begin{pmatrix} x_{,\eta}^R \\ y_{,\eta}^R \\ z_{,\eta}^R \end{pmatrix} = \frac{\delta(H(\xi, \eta))}{\delta \eta} X_N^R = h_\eta(\xi, \eta) X_N^R \quad (3.21)$$

Avec :

$$h_\xi(\xi, \eta) = \left( N_{1,\xi}(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_{2,\xi}(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_{3,\xi}(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \mid N_{4,\xi}(\xi, \eta) I_{3 \times 3} \right) \quad (3.22)$$

$$h_\eta(\xi, \eta) = \left( N_{1,\eta}(\xi, \eta)I_{3 \times 3} \mid N_{2,\eta}(\xi, \eta)I_{3 \times 3} \mid N_{3,\eta}(\xi, \eta)I_{3 \times 3} \mid N_{4,\eta}(\xi, \eta)I_{3 \times 3} \right) \quad (3.23)$$

Où :

$$\begin{aligned} N_{1,\xi}(\xi, \eta) &= -\frac{1}{4}(1-\eta), & N_{1,\eta}(\xi, \eta) &= -\frac{1}{4}(1-\xi) \\ N_{2,\xi}(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1-\eta), & N_{2,\eta}(\xi, \eta) &= -\frac{1}{4}(1+\xi) \\ N_{3,\xi}(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1+\eta), & N_{3,\eta}(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1+\xi) \\ N_{4,\xi}(\xi, \eta) &= -\frac{1}{4}(1+\eta), & N_{4,\eta}(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1-\xi) \end{aligned} \quad (3.24)$$

Les composantes  $t_1$ ,  $t_2$  et  $t_n$  définissent le tenseur de transformation des coordonnées du système local en système global :

$$\Theta = [t_1, t_2, t_n] \quad (3.25)$$

La relation entre le déplacement local et global :

$$\Delta u_{loc} = \Theta^T \Delta u \quad (3.26)$$

Par la suite, les matrices locales sont indiquées par l'indice inférieur  $_{loc}$ ,  $t_{loc}$  est le vecteur de dimension  $3 \times 1$ , il définit les contraintes dans le système de coordonnées local et lie les déplacements locaux relatifs par la loi constitutive de l'élément d'interface :

$$t_{loc} = \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_n \end{pmatrix} = f(\Delta u_{loc}) \quad (3.27)$$

L'implantation de cet élément dans Abaqus via la subroutine UEL nécessite d'introduire la matrice de rigidité et le vecteur des forces nodales. Ces valeurs sont calculées à l'aide du principe des travaux virtuels.

$$\delta \Pi_{int} - \delta \Pi_{ext} = 0 \quad (3.28)$$

$$\delta \Pi_{int} = \int_S \delta(\Delta u_{loc})^T \cdot t_{loc} dS = \int_S \delta(\Delta u)^T \cdot \Theta \cdot t_{loc} dS = \int_S \delta(d_N)^T \cdot B^T \cdot \Theta \cdot t_{loc} dS \quad (3.29)$$

$$\delta \Pi_{ext} = \delta(d_N)^T f_N^{el} \quad (3.30)$$

Donc, la force nodale est le vecteur de dimension  $24 \times 1$  :

$$F_N^{el} = \int_S B^T \cdot \Theta \cdot t_{loc} dS = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 B^T \Theta \cdot t_{loc} \cdot \det J \cdot d\xi d\eta \quad (3.31)$$

$J$  est la matrice Jacobienne qui est définie par la transformation des coordonnées globales (x, y, z) en coordonnées locales de l'élément  $(\xi, \eta)$ , on a :

$$J = \begin{pmatrix} \frac{\partial x^R}{\partial \xi} & \frac{\partial y^R}{\partial \xi} & \frac{\partial z^R}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x^R}{\partial \eta} & \frac{\partial y^R}{\partial \eta} & \frac{\partial z^R}{\partial \eta} \\ \frac{J_1}{\sqrt{J_1^2 + J_2^2 + J_3^2}} & \frac{J_2}{\sqrt{J_1^2 + J_2^2 + J_3^2}} & \frac{J_3}{\sqrt{J_1^2 + J_2^2 + J_3^2}} \end{pmatrix} \quad (3.32)$$

Donc,

$$\det J = \sqrt{J_1^2 + J_2^2 + J_3^2} \quad (3.33)$$

La valeur de  $\det J$  dépend de la coordonnée locale de l'élément, elle est dérivée à chaque point d'intégration.

La matrice de rigidité tangente de dimension 24x24 est définie selon la convention d'Abaqus :

$$K_t^{el} = -\frac{\partial f_N^{el}}{\partial d^{el}} = \int_S B^T \cdot \Theta \cdot \frac{\partial t_{loc}}{\partial d^{el}} dS = -\int_S B^T \cdot \Theta \cdot \frac{\partial t_{loc}}{\partial \Delta u_{loc}} \cdot \frac{\partial \Delta u_{loc}}{\partial \Delta u} \cdot \frac{\partial \Delta u}{\partial d^{el}} dS \quad (3.34)$$

$$K_t^{el} = -\int_S B^T \cdot \Theta \cdot D_{loc} \cdot \Theta^T \cdot B dS = -\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 B^T \Theta D_{loc} \Theta^T B \det J d\xi d\eta \quad (3.35)$$

$D_{loc}$  est la matrice de rigidité locale qui est définie par :

$$D_{loc} = \frac{\partial t_{loc}}{\partial \Delta u_{loc}} \quad (3.36)$$

La matrice  $D_{loc}$  est donc :

$$D_{loc} = \begin{pmatrix} D_1 & D_{12} & D_{1n} \\ D_{21} & D_2 & D_{2n} \\ D_{n1} & D_{n2} & D_n \end{pmatrix} \quad (3.37)$$

La méthode d'intégration numérique est discutée par plusieurs auteurs. L'article de Schellekens [257] résume des méthodes telles que celle de Gauss, de Newton-Cotes, de mise en bloc nodal, de Lobatto. L'étude de l'influence du nombre des points d'intégration sur la performance numérique suivant la méthode de Gauss est aussi abordée [253]. Selon Xie [139], le schéma d'intégration de Newton-Cotes est meilleur que celui de Gauss pour éliminer les oscillations de la traction quand les grands gradients de traction sont présents à travers un élément. Nous optons donc, dans notre formulation, pour des intégrations numériques selon le schéma de Newton-Cotes, avec 4 points d'intégration situés aux coins de l'élément. Ce choix est aussi retenu pour les éléments cohésifs existants dans le code Abaqus [44].

### 3.2.3 Loi constitutive

La loi cohésive constitutive ou de traction-séparation, exprime la relation entre la traction exercée sur l'interface et la séparation représentant le saut de déplacement des deux faces, initialement coïncidentes. L'interface rompt lorsque la séparation atteint une valeur critique qui identifie la caractéristique de rupture du matériau utilisé. A ce moment, la traction s'annule, ainsi, un nouveau front de fissure est formé.

Certaines études supposent que la relation de traction-séparation est indépendante entre les modes de rupture. Cette loi dite découplée est utilisée pour les problèmes où un seul mode est

responsable ou prépondérant dans la rupture de l'élément [152]. Les tractions sont parfois couplées par la fonction du déplacement normal et tangentiel [153]. Le phénomène de décharge est pris en compte dans la loi dans certains cas [137], [143], [258], pour d'autres cas, la loi envisagée n'intègre pas le phénomène de décharge [152], [248], [259].

Plusieurs formes de la loi cohésive sont proposées pour la modélisation de la rupture (voir [146]). Généralement, une amélioration des lois est proposée en fonction du domaine d'application visée, et des adaptations sont préconisées en fonction du type de matériau utilisé. La loi est basée sur la mécanique de la rupture par fissuration et la mécanique de l'endommagement [260]. Quelques formes classiques, utilisées pour modéliser la propagation de fissure dans le cas d'un matériau ductile, sont présentées Fig. 3.3.

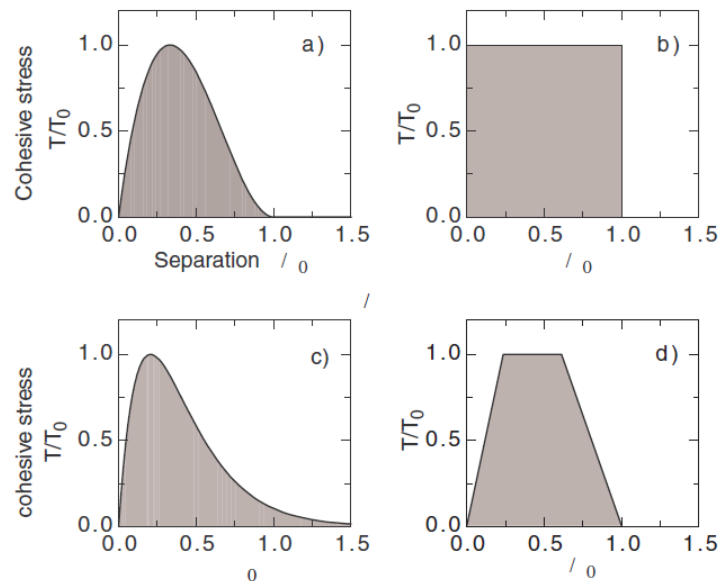


Fig. 3.3. Formes de la loi cohésive : a) cubique [142], b) constant [261], c) exponentiel [262], d) tri-linéaire [263]

Certains auteurs ont supposé que deux paramètres indépendants (la contrainte cohésive maximale et l'énergie cohésive) sont suffisants pour illustrer la zone cohésive impliquant que la forme de la traction-séparation est peu importante [264], [265], [266]. D'autres études ont montré que la forme de la loi joue un rôle très critique dans l'identification de la réponse macroscopique de la structure, elle doit donc être considérée comme un paramètre du modèle cohésif [146], [247], [267]. Ainsi, Alfano [247] a étudié la rupture de la structure de deux poutres collées (DCB) qui a été analysée avec des lois cohésives différentes telles que la loi bilinéaire, la loi linéaire-parabolique, la loi exponentielle, et enfin la loi trapézoïdale. Pour les différents cas, afin d'aboutir à une comparaison objective, il a veillé à garder les mêmes valeurs de la rigidité initiale, de la contrainte cohésive maximale, et de l'énergie de rupture. Les lois retenues sont indiquées à la Fig. 3.4.



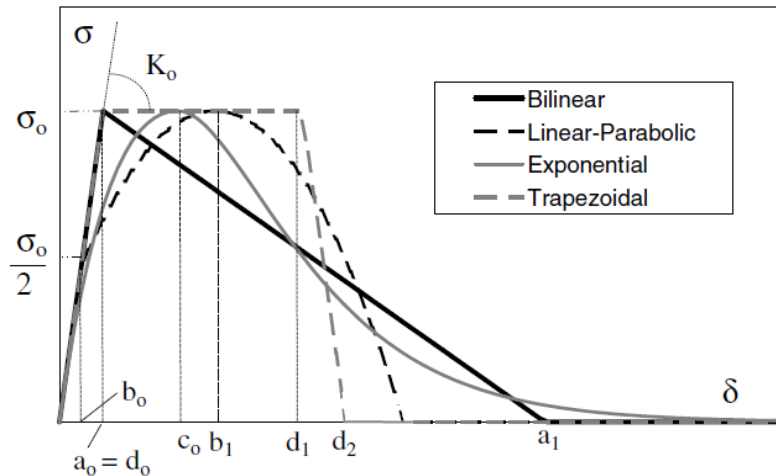


Fig. 3.4. Lois cohésives étudiées [247]

Cette étude montre que la loi trapézoïdale donne les plus mauvais résultats en termes de stabilité numérique et en termes de convergence de la solution approximée par rapport à la solution précise. La loi exponentielle donne les résultats optimaux en termes d'approximation tandis que la loi bilinéaire représentait le meilleur compromis entre le coût informatique et l'approximation (Fig. 3.5).

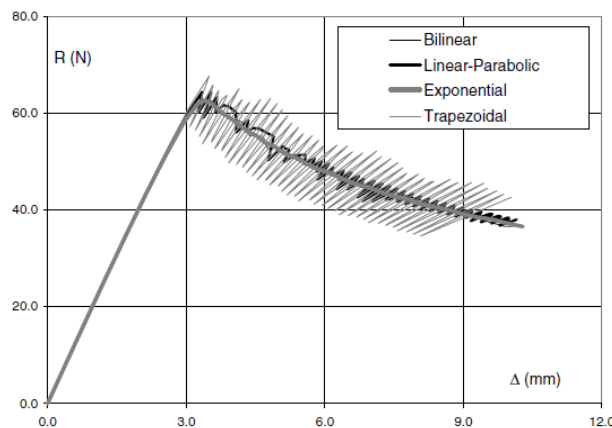


Fig. 3.5. Test DCB : courbes charge-déplacement obtenues avec un maillage grossier [247]

L'étude de Gustafson [268], a permis de comparer les formes des lois cohésives les critères étant l'efficacité et la robustesse. Il a utilisé trois types de loi, la loi trapézoïdale, la loi bêta distribuée et la loi sinusoidale, toutes ayant même valeur de la contrainte cohésive maximale et de l'énergie cohésive. L'utilisation des lois lissées (bêtas distribuée et sinusoidale) est susceptible de réduire le coût global du calcul sans affecter la réponse ou l'exactitude globale de la solution.

Dans notre configuration, la détermination expérimentale des paramètres cohésifs est difficile, nous sommes dans le cas de structures minces et plus particulièrement dans le cas de structures à courbure comme les tubes (voir 3.3.2.4, page- 121 -) ce qui exclut le recours aux tests classiques. Nous choisissons donc une loi « raisonnable » qui représente les phénomènes de la rupture d'un métal, avec l'amorçage, la croissance et la coalescence des cavités. Les paramètres de la loi sont ensuite calibrés par recalage numérique. Pour le rapport « qualité de la solution/performance numérique », la forme exponentielle proposée par Alfano [247] est retenue, elle permet de choisir indépendamment la rigidité initiale, la contrainte cohésive maximale et l'énergie cohésive. Sa fonction très lissée peut améliorer la convergence du calcul numérique, surtout dans le cas fortement non-linéaire. La loi est décrite ci-dessous (Fig. 3.6) :

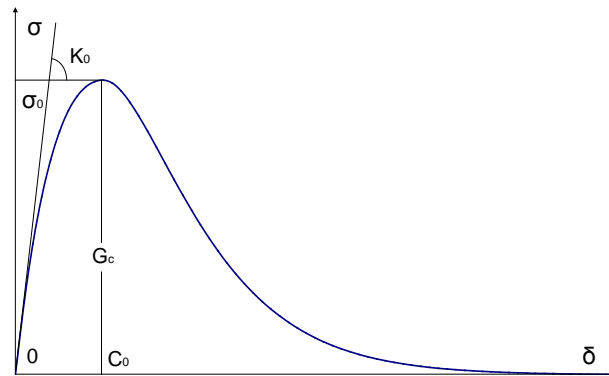


Fig. 3.6. Loi cohésive utilisée

La relation de contrainte-séparation :

$$\sigma = \begin{cases} K_o \delta e^{-\delta/c_0} & \text{si } \delta \leq c_0 \\ \sigma_o (1 - D_e) & \text{si } \delta > c_0 \end{cases} \quad (3.38)$$

$D_e$  est la variable d'endommagement :

$$D_e = 1 - [1 + \beta(\delta - c_0)] e^{-\beta(\delta - c_0)} \quad (3.39)$$

La valeur de  $c_0$  est calculé par :

$$c_0 = \frac{\sigma_o e}{K_o} \quad (3.40)$$

La valeur de  $\beta$  est déterminée via la condition :

$$G = G(\beta) = \int_0^{\infty} \sigma(\delta, \beta) d\delta = G_c \quad (3.41)$$

Donc,

$$\beta = 2\sigma_o / (G_c - K_o c_0^2 (1 - 2/e)) \quad (3.42)$$

Avec la loi exponentielle, la rupture théorique de l'élément cohésif a lieu lorsque la séparation tend vers la valeur infinie. Pour des raisons pratiques, certains auteurs ont proposé que la séparation complète soit égale à 6-7 fois [146], ou 5 fois [269] la séparation correspondant à la contrainte cohésive maximale. D'après Bouvard [270], le critère de rupture de l'élément cohésif est jugé par la variable d'endommagement  $D_e$ . Il utilise la valeur  $D_e = 0.999$  pour considérer que l'élément est rompu. Dans notre cas, la rupture totale de l'élément cohésif a lieu lorsque la contrainte cohésive est inférieure à une valeur supposée égale à 0.05%  $\sigma_o$ .

L'interprétation de certains résultats numériques nécessite d'identifier le fond de fissure. Il semble qu'il n'y ait aucune manière standard pour définir cette position à partir de la loi cohésive. H. Li [271] a choisi, pour l'étude de la rupture ductile, le fond de fissure comme correspondant à la contrainte cohésive maximale, ceci en utilisant les lois constitutives de forme exponentielle et bilinéaire. Selon lui, le choix de la position du fond de fissure n'affecte pas le processus de calcul. Certains auteurs ont considéré le fond de fissure comme la position où la contrainte cohésive atteint la valeur zéro, ces études ont été menées pour différentes formes de la loi cohésive telles que le trapèze [263], le polynôme [272]. Jiang [269] avec le choix de la loi exponentielle, a associé le fond de fissure à la position où la séparation est égale à 5 fois la séparation correspondante à la contrainte cohésive maximale. Rahul Kumar

[264], toujours pour la loi exponentielle, a défini la position du fond de fissure à l'endroit où la contrainte cohésive atteint  $0.05\sigma_0$  dans la partie d'adoucissement de la loi. Ce critère va être retenu pour notre étude de la déchirure de tube, ceci pour traiter l'état d'avancement de la fissure.

Le choix des paramètres de la loi cohésive sera abordé dans le paragraphe 3.3.2.4 (page- 121 - ). Il est certain que les choix influencent les résultats, la pertinence numérique fait l'objet de la section suivante où l'on va aborder les méthodes utilisées pour résoudre les challenges du modèle cohésif.

### 3.2.4 Technique de convergence

La convergence du schéma numérique, est un des problèmes majeur des éléments cohésifs. Les simulations disponibles dans la littérature ont montré que la convergence dépend fortement de la taille des éléments (Fig. 3.7), et des paramètres matériels du modèle cohésif (Fig. 3.8). Dans le cadre de la MEF, ce problème est connu, il est inhérent à l'adoucissement pris en compte dans le comportement du modèle cohésif.

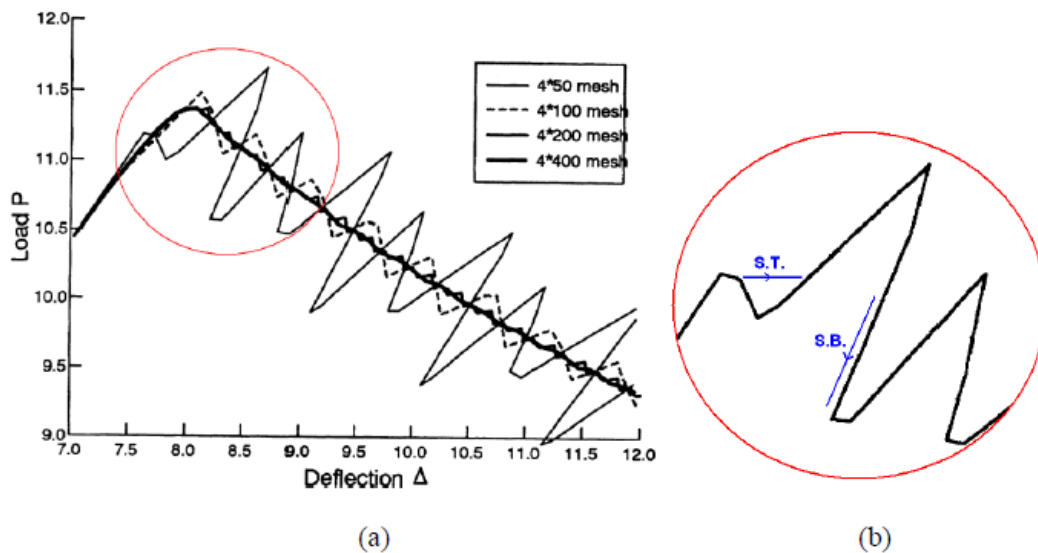


Fig. 3.7. (a) Sensibilité du maillage : force-déplacement au point d'application pour le test DCB utilisant CZM, (b) Phénomène de Snap-Back (S.B) et Snap-Through (S.T) du maillage 4x50 [273]

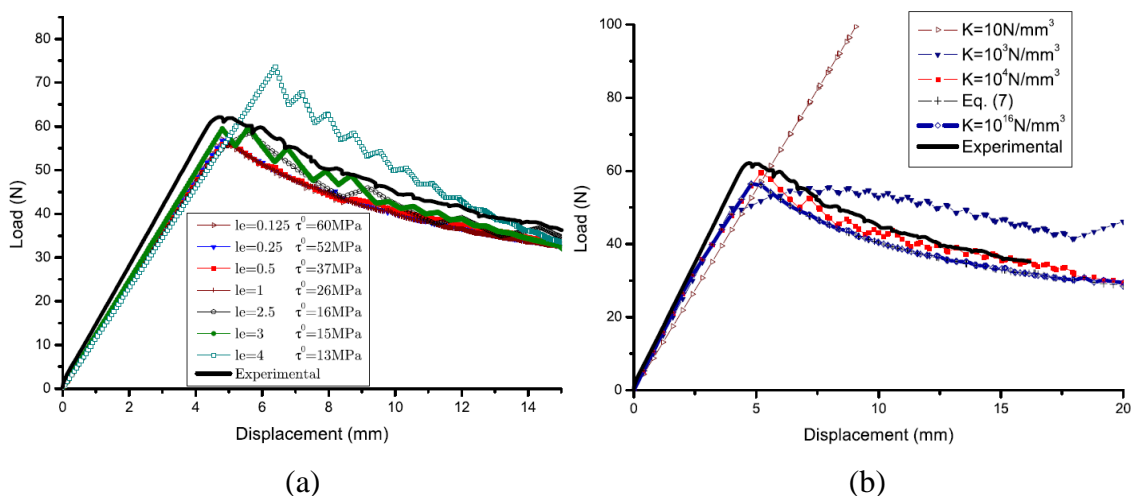


Fig. 3.8. Effet des paramètres cohésifs sur le comportement du spécimen DCB, (a) contrainte cohésive maximale, (b) rigidité initiale [274]

Cette instabilité est considérée aussi comme le phénomène du saut de déplacement. Donc, la nécessité de l'existence et de l'unicité, réside dans une condition portée sur la loi cohésive. Pour comprendre cette idée, Hamitouche [260] a analysé le cas 1D d'une structure composée d'un élément d'interface en série avec un barreau élastique. Il a conclu que dans le cas où l'énergie emmagasinée dans le matériau est supérieure à l'énergie emmagasinée dans la zone cohésive, cela impliquera la naissance d'une instabilité. Plusieurs auteurs ont étudié les solutions contre cette instabilité matérielle. On cite, par exemple, Alfano [275], qui a utilisé la méthode de Riks ou longueur d'arc pour résoudre ce système mécanique instable, ce qui permet de trouver les branches solutions instables. Goyal [276] a utilisé la méthode de Newton-Raphson avec line-search qui permet de revenir à un pas négatif, ou travail négatif, lors de l'instabilité numérique. Les méthodes numériques basées sur la méthode de Riks, exigent quelques efforts d'implémentation et elles peuvent donner des résultats non-cohérents du point de vue physique [260].

D'autres approches numériques existent dans la littérature et permettent d'éliminer le problème de localisation dit d'instabilité matérielle. Elles sont fondées sur le principe de l'indépendance de l'énergie dissipée par rapport au maillage. On cite, par exemple, les limiteurs de localisation qui cherchent à enrichir le cadre standard de la théorie locale de la mécanique des milieux continus en introduisant des discontinuités de déformations ou de déplacements [277]. L'implémentation numérique de ce type de limiteur de localisation nécessite des éléments finis et une formulation spécifique proche de la méthode des modes incompatibles. Borst [278] a contribué aux développements de ces éléments pour la modélisation des endommagements dans les matériaux composites. Il existe une deuxième méthode pour traiter ou limiter le problème de localisation, développée dans le cadre standard de la mécanique des milieux continus. Elle nécessite l'abandon de la théorie locale en faveur de la théorie non-locale de l'endommagement, elle exige donc des modifications très importantes. Cependant, sa mise en œuvre numérique reste très difficile et le domaine d'application reste très limité.

Dans notre travail, on va adopter la technique d'amortissement ou de régularisation visqueuse pour éviter les difficultés de convergence du calcul. Ce choix est justifié par l'efficacité de cette méthode sur le plan numérique et la simplicité de son implémentation dans un code aux éléments finis. Elle consiste à conditionner la matrice de rigidité tangente (partie relative à l'adoucissement du matériau) pour des incréments de temps suffisamment petits. Le procédé de régularisation comporte l'utilisation d'une variable de dégradation visqueuse de la rigidité  $D_v$ , qui est définie par l'équation d'évolution :

$$\dot{D}_v = \frac{1}{\mu_v} (D_e - D_v) = \frac{dD_v}{dt} \quad (3.43)$$

Où :  $\mu_v$  est le coefficient de viscosité représentant le temps de relaxation du système visqueux. A l'instant de calcul  $t + dt$ , la variable d'endommagement visqueuse est calculée par :

$$D_v(t + dt) = \frac{\left( D_v(t) + \frac{dt}{\mu_v} D_e(t + dt) \right)}{1 + \frac{dt}{\mu_v}} \quad (3.44)$$

Le modèle de régularisation visqueuse ici présenté, peut être utilisé pour la majorité des lois cohésives, assurant une résolution complète du problème de localisation. L'utilisation d'une petite valeur de viscosité comme  $\mu_v = 10^{-5}$  peut accélérer la simulation sans influencer la solution [269].

### 3.2.5 Mode I de rupture et problème symétrique

En adéquation avec l'hypothèse d'une rupture essentiellement en mode I, les termes de couplage dans la matrice de rigidité locale sont supposés nuls. Les termes diagonaux des modes II et III sont choisis non nuls pour éviter la singularité numérique. Ces termes n'influencent pas le résultat du calcul [253], [226].

Sachant le problème symétrique, le plan de référence de l'élément cohésif doit se trouver sur le plan de symétrie, les modes II, III doivent être inhibés en contraignant l'ensemble des nœuds de l'élément d'interface dans les deux directions. De plus, sur le modèle réduit, les valeurs de la loi cohésive doivent être modifiées par rapport à ceux du modèle complet. L'énergie cohésive est la moitié de la valeur réelle et la rigidité initiale est doublée par rapport au modèle complet. Le modèle réduit établi pour le problème symétrique est décrit Fig. 3.9.

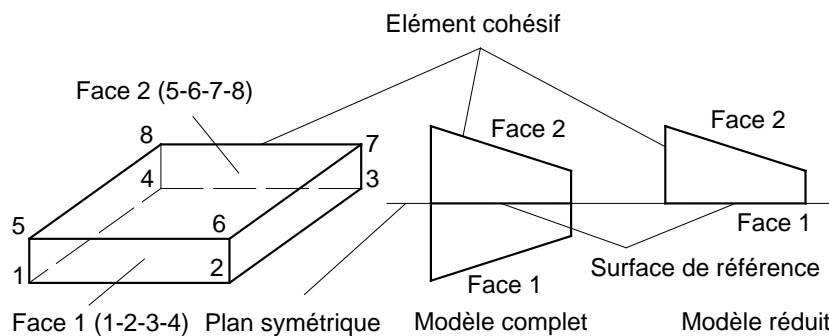


Fig. 3.9. Construction du modèle réduit pour le problème symétrique

Dans l'étape suivante, nous validons l'élément cohésif que nous avons implanté, ceci pour le modèle complet et pour le modèle réduit que nous comparons à la solution analytique.

### 3.2.6 Validation CZM

Généralement, la réussite de l'implémentation d'un élément fini se vérifie via les patchs tests (voir [279]). Les tests permettent d'assurer, d'une part la consistance du schéma numérique, que le système différentiel discrétisé tend vers le système continu quand la taille des éléments tend vers zéro, d'autre part, la stabilité, l'unicité de la solution, et que le schéma adopté n'engendre pas d'effets numériques parasites qui perturbent la solution. La validation d'une implantation du modèle 3D peut être faite en comparaison avec la formulation 2D en déformation plane [252]. Sans avoir besoin de passer tous les tests comme pour l'étude des éléments continus classiques, plusieurs auteurs utilisent le test typique de l'éprouvette DCB pour valider les éléments cohésifs qu'ils développent [264], [280], [281].

Ci-dessous, on rappelle l'étude de Song [280]. La Fig. 3.10 montre la géométrie de l'éprouvette qui possède une fissure initiale de longueur  $a$ , on impose un déplacement  $P$  alors que l'extrémité droite est encastree.

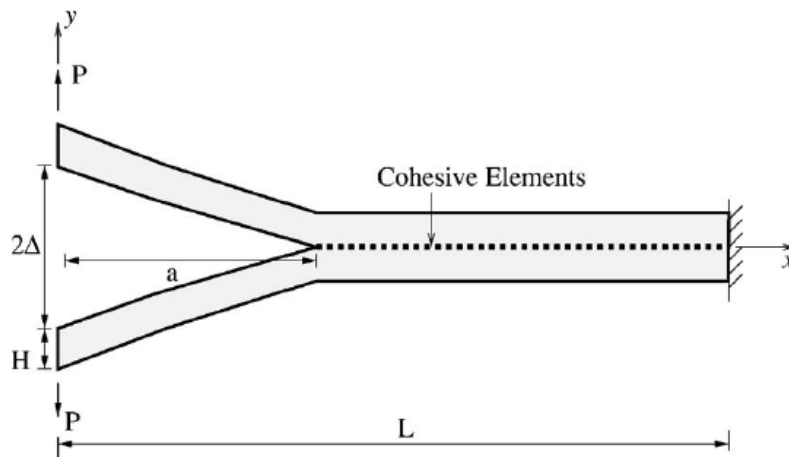


Fig. 3.10. Schéma du test DCB [280]

La solution analytique de ce problème est donnée dans l'ouvrage d'Anderson [282], dans le cas des déformations planes. La longueur de fissure est en fonction du module d'élasticité  $E$ , le déplacement  $\Delta$  (ouverture de fissure de  $2\Delta$ ), la hauteur de la poutre  $H$  et l'énergie cohésive  $G_c$  comme l'illustration de l'équation (3.45).

$$a = \sqrt[4]{\frac{3EH^3\Delta^2}{4G_c}} \quad (3.45)$$

Nous avons mené l'étude de ce cas en utilisant la modélisation que nous avons implémentée dans le code Abaqus. L'étude est réalisée en 3D avec le solveur Standard. La largeur du spécimen est choisie suffisamment grande pour s'approcher de la condition de déformation plane. Les éléments cohésifs sont disposés le long de l'axe de symétrie de l'éprouvette DCB, dans le prolongement de la fissure initiale. Les poutres sont maillées avec des éléments briques à 8 nœuds C3D8I, elles ont un comportement élastique linéaire. D'un point de vue pratique, il est conseillé de créer des contacts de type \*TIE entre les surfaces supérieures/inférieures des éléments cohésifs et les surfaces des éléments continus. Cette technique permet de coller deux maillages totalement différents, elle est très souvent employée pour réduire les temps de calcul, par exemple en maillant finement une zone de la géométrie pour obtenir des résultats précis et en relaxant et en changeant de type d'éléments (moins riche) par ailleurs. Le \*TIE nécessite de définir deux surfaces : la surface dite maîtresse est maillée grossièrement et correspond aux éléments continus, la surface dite esclave est maillée finement et correspond aux éléments cohésifs. Les résultats sont beaucoup plus précis dans le cas où le maillage de la zone cohésive est plus fin. Cependant, il est toujours possible de garder un maillage standard où les éléments cohésifs partagent des nœuds avec les éléments adjacents. Pour ce test, l'option \*TIE est utilisée.

Les propriétés des matériaux et dimensions géométriques ont été prises identiques à celles de l'article de Song [280]. Ces valeurs sont données dans le Tab. 3.1 en ajoutant notre largeur (B) choisie pour le calcul 3D.

Paramètres	Propriétés matérielles	Dimensions géométriques
Matériau de base	$E = 14.2\text{Gpa}$ , $\nu = 0.35$	$L = 200\text{mm}$
Modèle cohésif	$\sigma_0 = 3.56\text{Mpa}$ , $G_c = 344\text{J/m}^2$ $0.1C_0$ : location du fond de fissure	$H = 10\text{mm}$ $B = 20\text{mm}$

Tab. 3.1. Propriétés matérielles et dimensions géométriques du test DCB

La taille utilisée des éléments cohésifs est suffisamment petite pour assurer la convergence de la solution. Deux modèles numériques sont considérés : le modèle complet de l'élément cohésif avec la totalité de la structure, le modèle réduit de l'élément cohésif avec une moitié de la structure. La comparaison des deux solutions numériques avec la solution analytique (Fig. 3.11) a montré une très bonne corrélation, elle permet donc de valider l'élément implanté.

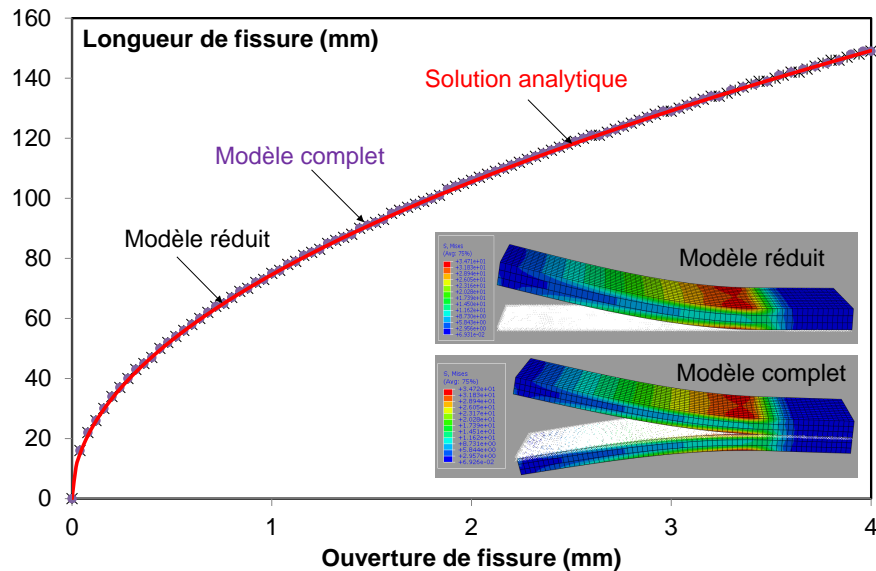


Fig. 3.11. Comparaison entre modélisation numérique et analytique d'Anderson [282]

L'implantation numérique du modèle cohésif a été présentée et validée sur l'exemple ci-dessus, nous allons maintenant l'utiliser pour modéliser la déchirure ductile d'un tube abordée expérimentalement dans le chapitre précédent.

### 3.3 Modélisation de la déchirure ou splitting de tube

#### 3.3.1 Introduction

Cette partie est dédiée à la modélisation des essais menés et exposés dans le chapitre 2. Il s'agit de reproduire la déchirure ductile d'un tube en acier inox, et de capturer les ondulations de flambage qui apparaissent sur les bords libre ou lèvres de la fissure qui propage. La simulation numérique de ces essais, permettrait de quantifier finement l'état de contrainte et de déformation en tout point du tube, depuis l'instant initial de charge, jusqu'à la propagation de la fissure via la translation d'un cône de coupe; cela permettrait de comprendre les raisons du cloquage des bords libres de la fissure qui traduisent un flambage.

Vu la symétrie du problème, seule une moitié du tube est modélisée. Le matériau est supposé homogène et isotrope, sa loi de comportement élasto-plastique à écrouissage isotrope. Les contraintes résiduelles et la soudure inhérentes au procédé de fabrication sont négligées. Les défauts géométriques, principalement l'ovalisation initiale, ainsi que les variations d'épaisseurs (qui peuvent être ici considérées comme négligeables, au moins pour ce qui est du flambage) ne sont pas pris en compte. Nous considérons que seul le mode I de rupture pilote la propagation de fissure.

Pour l'étude numérique, nous considérons le tube de diamètre 50mm et d'épaisseur 1.5mm. Les dimensions du tube et du cône, mesurées lors des essais, sont exactement modélisées. Tout d'abord, nous focalisons l'étude sur le choix d'une configuration géométrique adaptée à notre problématique du contact et pour laquelle la convergence est assurée sans trop de difficulté. Le choix des éléments les plus adaptés pour l'étude du contact, de la rupture et du flambage, est ensuite abordé et étudié. La méthode de résolution numérique qui traite du

calcul non-linéaire est utilisée. Les paramètres matériau et ceux du modèle cohésif sont décrits et choisis, puis nous précisons la configuration de charge et les conditions aux limites appliquées au modèle. Enfin, le maillage est étudié au travers de l'étude de convergence. In fine, la comparaison entre le calcul et l'expérimentation nous permet de valider notre modèle. Les mécanismes expliquant le flambage sont mis en exergue et nous permettent de répondre à la question initialement posée.

### 3.3.2 Procédure de calcul

#### 3.3.2.1 Configuration du contact

Dans le calcul, la liaison entre le cône, qui va générer la rupture et sa propagation, et le tube, est gérée par le contact, ceci devra permettre de transmettre les efforts de l'un à l'autre. Le contact peut mobiliser la contrainte normale seule, ou à la fois la contrainte normale et tangentielle s'il y a présence du frottement. Du point de vue numérique, le contact peut être considéré comme une discontinuité des conditions aux limites ce qui revient à une non-linéarité au niveau de la modélisation. En se basant sur la MEF, plusieurs possibilités permettent de traiter ce problème. Elles diffèrent par l'algorithme gérant le contact et/ou le schéma d'intégration temporelle. La solution est obtenue par différentes approches comme la pénalisation [283], les multiplicateurs de Lagrange [284] mais aussi par des combinaisons de ces deux méthodes [285] ou enfin par des techniques de complémentarité [286]. Les schémas d'intégration temporelle utilisés sont implicites [287] ou explicites [288] ou s'appuient sur une combinaison des deux [289]. Les deux premières (pénalisation et multiplicateurs de Lagrange) sont implantées dans le code de calcul Abaqus. La méthode des multiplicateurs de Lagrange impose exactement les contraintes de contact en ajoutant des degrés de liberté à la matrice globale de la structure. Mais cette approche souffre de difficultés de convergence liées au schéma de Newton-Raphson, en conséquent, le temps de calcul est coûteux. La méthode de pénalisation est plus souple car elle impose approximativement les contraintes de contact au moyen de ressorts sans rajouter des degrés de liberté à la structure de la matrice. Malgré une pénétration possible mais limitée des surfaces de contact, elle donne des solutions efficaces avec une bonne vitesse de convergence. Nous optons donc pour la méthode de pénalisation qui sera utilisée à la fois pour la gestion du contact normal et tangentiel. De plus, pour ce problème de contact où la flexion domine, la diminution relative de la rigidité de pénalité par rapport au paramètre par défaut peut accélérer le calcul sans compromettre le résultat [44].

Il existe deux types de discrétisation, surface-vers-surface (S-V-S), et nœud-vers-surface (N-V-S), leurs caractéristiques et leurs domaines d'application différents. Pour la S-V-S, la condition de contact est imposée dans le sens moyen, par opposition à l'approche N-V-S où elle est imposée aux points discrets du modèle. En conséquence, la précision de la discrétisation N-V-S dépend fortement de la densité du maillage et parfois, une oscillation de la contrainte locale de contact est constatée. Au contraire, la discrétisation S-V-S donne une bonne performance numérique et de meilleurs résultats. Elle réduit à la fois, la possible grande pénétration localisée associée à la N-V-S, la sensibilité du rôle des surfaces esclaves et surfaces maîtresses, et la sensibilité à la densité de maillage. Les efforts de contact sont transmis de façon plus précise et les perturbations numériques liées à la gestion du contact sont lissées. La vitesse de convergence augmente considérablement. Donc, la S-V-S est recommandée pour tous les problèmes de contact sauf le cas spécifique du contact point-vers-surface. En général, les deux surfaces de contact ont des propriétés mécaniques et des maillages différents, la règle est que la surface « maîtresse » est choisie comme la plus rigide et son maillage est plus grossier que celui de la surface esclave, ceci pour assurer une meilleure qualité de la solution [44].

Concernant le comportement tangent du contact, il existe deux formulations, celle associée à des petits glissements et celle qui permet des grands glissements. Le dernier cas est préféré



pour les problèmes avec lesquels le mouvement des surfaces de contact est suffisamment grand par rapport à la taille des éléments. Le point d'interaction sur la surface maîtresse est mis à jour en utilisant la représentation réelle de cette surface. Cette méthode est adaptée à notre problème lorsque le cône glisse le long de l'axe du tube.

Pour notre étude, pour trouver une bonne configuration de contact entre le cône et le tube pré-fissuré, les solutions potentielles sont proposées et analysées dans le cas d'une fissure initiale suffisamment longue afin d'éviter les problèmes liés à la propagation de la rupture, l'objet étant d'étudier principalement la problématique du contact et son évolution dans la phase initiale. La Fig. 3.12 présente les différentes possibilités de contact.

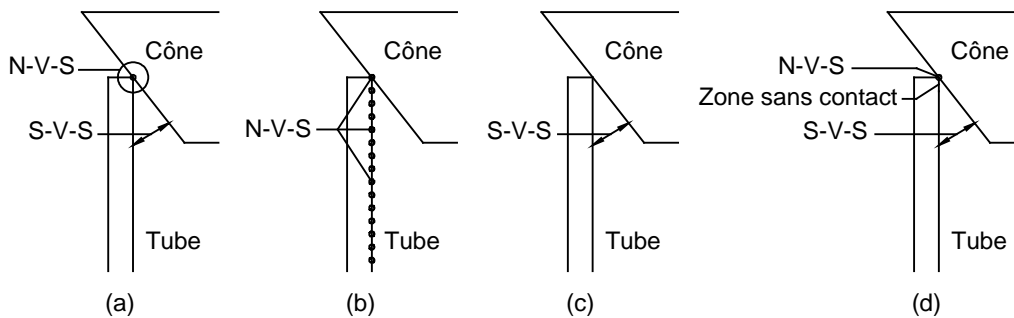


Fig. 3.12. Solutions du contact entre le cône et le tube

La solution Fig. 3.12(a) exprime bien le phénomène physique. Durant la première étape, seul le bord d'attaque du tube est en contact avec le cône. La deuxième étape établit le contact entre la surface du cône et celle du tube. Mais nous constatons des difficultés de convergence dans le calcul numérique liées à la présence de la formulation N-V-S et l'interaction des deux formulations différentes (N-V-S et S-V-S) sur les mêmes nœuds du bord d'attaque du tube. La solution Fig. 3.12(b) évite ce dernier inconvénient en transformant le contact S-V-S dans la première solution en contact N-V-S. Elle permet de garder la même caractéristique physique du contact mais le calcul numérique est moins précis et très difficile à faire converger avec ce type de discrétisation. La troisième solution Fig. 3.12(c) améliore la convergence numérique, mais les données et informations initiales qui caractérisent le contact dès la première phase de l'entrée du cône dans le tube sont ignorées (perdues). Yang [220], a étudié expérimentalement et numériquement l'absorption d'énergie par l'expansion des tubes en utilisant un cône cylindrique. Il a utilisé la détection automatique du contact (contact général), ce cas comme l'indique de la Fig. 3.13 est une illustration du cas explicitée Fig. 3.12(c). Dans ce cas, l'analyse numérique menée ne permet pas de capturer le comportement observé dans la phase initiale ou transitoire au tout début du chargement (Fig. 3.14).

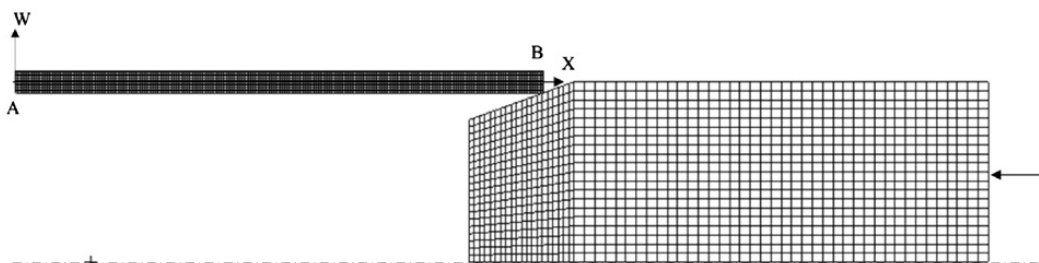


Fig. 3.13. Solution numérique du contact [220]

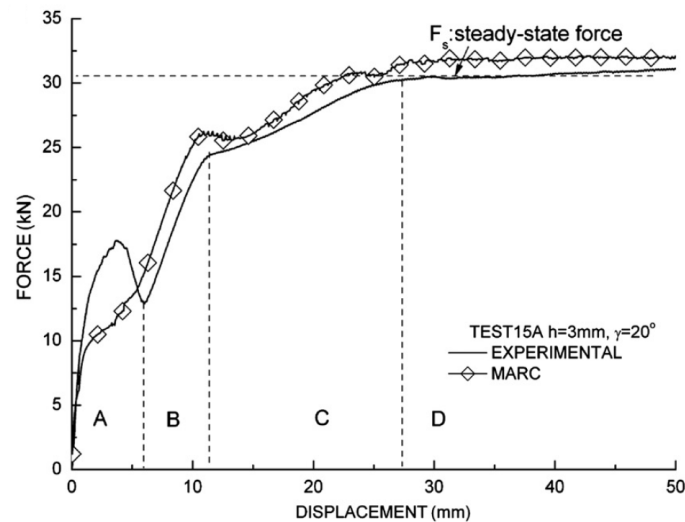


Fig. 3.14. Comparaison numérique et expérimentale [220]

La quatrième proposition Fig. 3.12(d) essaie de trouver une solution équilibrée entre le bilan physique et numérique en introduisant une petite zone sans contact. Mais, elle induit une perturbation de l'état des contraintes de contact au voisinage de cette zone. En conclusion, toutes les approches précédentes ont des points faibles au vue de l'application que l'on vise, et ne seront donc pas retenues.

Reid [223] a étudié expérimentalement et numériquement, via la MEF (Abaqus), les mécanismes de déformation plastique liée à l'inversion interne de tubes métalliques. Afin de faciliter le traitement du contact et d'éviter les problèmes précédemment cités, un lissage du bord d'attaque du tube, dont le rayon est égal à la moitié de l'épaisseur du tube, est adopté. L'utilisation de la formulation S-V-S permet d'améliorer la convergence du calcul et le résultat trouvé est en bonne adéquation avec celui obtenu expérimentalement (Fig. 3.15). Cette méthode est aussi adoptée par Harrigan dans l'étude de l'absorption d'énergie par l'inversion interne des tubes métalliques [17] et par Sekhon pour l'étude du processus d'inversion externe des tubes ronds [224].

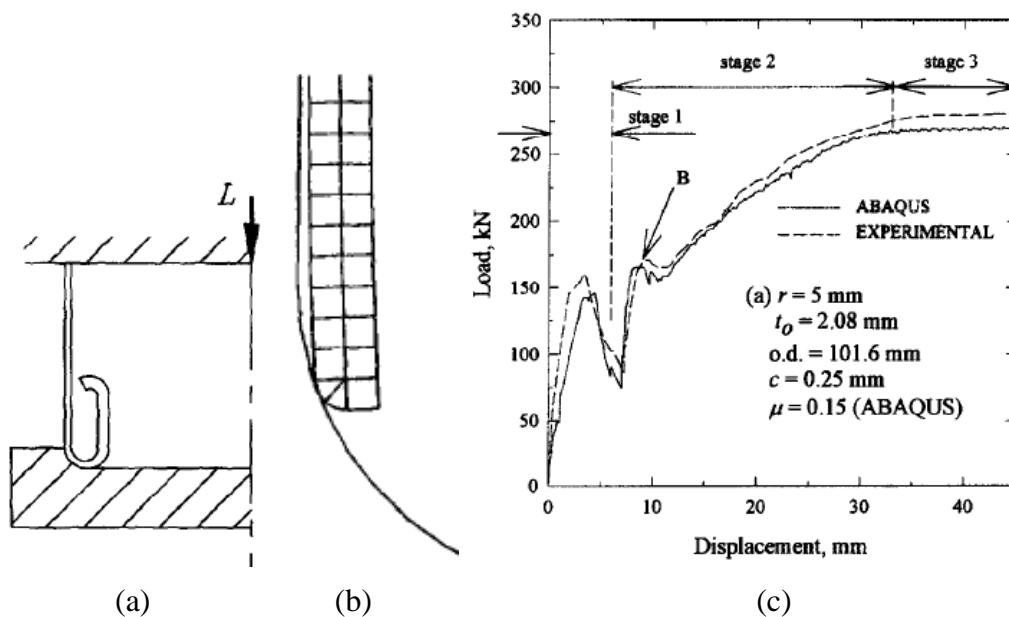


Fig. 3.15. (a) Inversion interne du tube, (b) Lissage au bord du tube, (c) Comparaison entre le résultat numérique et expérimental [223]

Selamet [290] a proposé des choix pratiques pour modéliser le contact dans l'assemblage des pièces mécaniques en utilisant la MEF. Il a trouvé que le lissage des coins des zones de contact et l'utilisation de la formulation S-V-S améliorent la convergence du calcul et la transmission des contraintes de contact.

Au vu de tous ces résultats de la littérature, nous proposons dans notre cas une optimisation numérique en créant un lissage au bord d'attaque du tube dont le rayon est la moitié de l'épaisseur du tube, ce afin d'optimiser le comportement numérique tout en maintenant une représentation suffisamment réaliste des phénomènes susceptibles de prendre place et de caractériser le comportement dans la phase transitoire, avant initiation de la déchirure. Par ailleurs nous retenons la formulation S-V-S (Fig. 3.16).

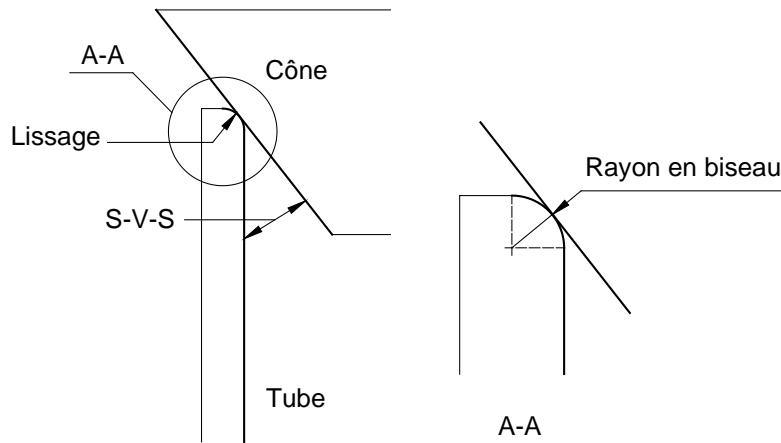


Fig. 3.16. Solution optimisée pour le contact entre le cône et le tube

La configuration de contact établie, l'étape suivante porte sur le choix des éléments, sachant pertinemment que ce choix, comme le montre l'étude bibliographique, joue un rôle primordial dans la modélisation.

### 3.3.2.2 Choix des éléments

Dans la littérature, les études utilisant des éléments cohésifs 3D couplés à des éléments volumiques, portent essentiellement sur l'analyse de petites éprouvettes massives, par exemple, le test CT, DCB, MT, etc., pour lesquelles le caractère 3D est indubitable, et pour lesquelles le temps de calcul n'est pas un critère majeur (ne pose pas problème). Dans le cas de l'analyse de structures, particulièrement de structures élancées, le recours aux éléments solides rendrait le temps de calcul prohibitif. Certains auteurs ont ainsi mixé différents types d'éléments afin de diminuer le temps de calcul, tout en veillant à garder la solution acceptable. Par exemple, pour l'étude du couplage entre le flambage et la rupture des tubes soumis à la flexion, Mignot [6] a utilisé différents types d'éléments. Ainsi, des éléments cohésifs 3D raccordés à des éléments massifs, permettent l'étude de la rupture, alors que les zones susceptibles de flamber, sont maillées à l'aide d'éléments de coques conventionnels. La connexion entre des éléments solides et des éléments de coques conventionnels est réalisée par l'option «Shell-to-solid coupling».

Le travail précédent n'a pas cependant à gérer des problèmes de contact. Dans ce cas, le recours à des éléments volumiques dans la zone de contact nous semble nécessaire, car cela permet de mieux capturer le comportement à l'échelle « tribologique ». Le maillage étant 3D, cela permet de représenter les surfaces de contact potentielles. Par ailleurs, le comportement dans l'épaisseur est mieux appréhendé que dans le cas de l'élément coque conventionnel qui se base sur une approche torsorielle donc globale. Dans notre problème, le contact enveloppe presque la totalité de la surface intérieure du tube, le spécimen est donc totalement maillé, soit par des éléments solides, soit par des éléments coques volumiques dits « solid shell element »

ou coque solide, soit le couplage des deux types d'éléments. Ces cas sont analysés en détail dans la section 3.4.1 (page- 146 -). Il est certain que l'utilisation uniquement des éléments massifs n'est certainement pas optimale, d'une part à cause de la performance numérique et de la taille de l'éprouvette étudiée (mince). De plus, ce type d'élément répond mal au problème où la flexion domine avec certaines difficultés comme le verrouillage, le hourglassing, la distorsion. Les éléments de coques volumiques sont plus pertinents pour l'étude de structures minces dont la distribution d'épaisseur varie beaucoup, ils permettent de traiter de la problématique du flambage de façon efficace avec peu d'éléments réduisant ainsi le temps de calcul [44]. L'emploi de cet élément dans le domaine de la rupture est encore limitée aux matériaux composites, par exemple l'étude du délaminage [259], [291], [222]. Selon nos recherches bibliographiques, aucun chercheur n'a utilisé ce type d'élément pour la modélisation de la déchirure ductile.

Dans notre modélisation, le tube est maillé à l'aide de l'élément de coque volumique SC8R, sauf le bord lissé maillé à l'aide des éléments solides C3D6 (6 nœuds et 2 points d'intégration) au lieu de l'élément coque volumique SC6R (6 nœuds et 1 point d'intégration), car ce dernier fixe la direction de l'épaisseur comme l'illustre la Fig. 3.17(a). L'élément SC8R à intégration réduite (8 nœuds et 1 point d'intégration), a une discrétisation spatiale identique à l'élément solide, il possède 3 degrés de liberté par nœud en considérant seulement des déplacements (Fig. 3.17(b)). Il est établi suivant la théorie du premier ordre de la déformation de cisaillement. La réponse cinématique dans la direction de l'épaisseur est différente de celle dans les directions membranaires. La direction de l'épaisseur est contrôlée par la définition d'une des directions iso-paramétriques de l'élément ou par la définition d'une orientation.

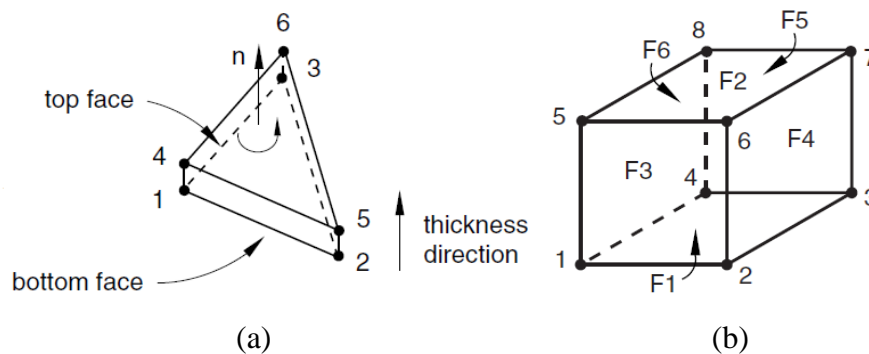


Fig. 3.17. Eléments coques volumiques, (a) SC6R, (b) SC8R [44]

Il permet de modéliser la déformation finie de membrane, la grande rotation arbitraire, les effets de cisaillement, et aussi le changement de l'épaisseur, le rendant donc approprié à l'analyse en grand déplacement. Le calcul du changement de l'épaisseur est basé sur les déplacements nodaux de l'élément au lieu de la fonction des déformations membranaires dans le cas de l'élément coque conventionnel. L'effort dans la direction de l'épaisseur est déterminé à partir du module élastique effectif défini au début de l'analyse et de la déformation effective de l'épaisseur. Cette dernière est définie comme la différence entre la déformation totale de l'épaisseur et la déformation calculée depuis les déformations de membrane via le coefficient de Poisson sous l'hypothèse de contrainte plane. Ayant sélectionné les éléments en fonction de considérations numériques et physiques (liées à notre problème et ayant en tête les phénoménologies que l'on désire capturer), le choix de la résolution numérique est aussi indispensable. Il est discuté et figé dans la partie suivante.

### 3.3.2.3 Méthode de résolution

La modélisation sera menée avec la technique de l'itération incrémentale basée sur la méthode de Newton-Raphson qui est enclenchée dans le cas d'un step d'analyse non-linéaire \*STATIC dans Abaqus/Standard avec l'option de grand déplacement. La procédure RIKS est une

méthode connue pour traiter les équations non-linéaires, elle est adaptée à l'étude du flambage et post-flambage [292], mais elle nécessite une implantation numérique complexe pour ce qui est des éléments cohésifs comme abordé dans la rubrique précédente 3.2.4 (page- 111 -). Abaqus propose une autre option pour stabiliser la résolution en appliquant l'amortissement dans tout le modèle de manière que les forces visqueuses présentes soient suffisamment grandes pour empêcher l'instabilité dynamique par le flambage ou la rupture instantanés et éliminer les modes de corps rigides initiés indépendamment des conditions aux limites (modes locaux), mais assez petites pour ne pas affecter le comportement de façon significative lorsque le problème est stable. Souvent, les utilisateurs d'Abaqus emploient le paramètre de \*STABILISATION sur la carte de \*STEP comme un premier moyen pour surmonter la non-convergence. En utilisant cette formule, avec le facteur de stabilisation par défaut ou choisi, l'exécution des contrôles est indispensable pour évaluer la qualité de la solution. Elle signifie des comparaisons de l'énergie de stabilisation (ALLSD) avec l'énergie de déformation totale (ALLIE) au niveau global du modèle et local des éléments, et des comparaisons entre les forces visqueuses (VF) et les forces globales dans l'analyse. L'ALLSD et les VF doivent respectivement être beaucoup plus petites que l'ALLIE et les forces globales [293]. Une étude sur le flambage de stratifiés composites a utilisé la même technique pour résoudre le phénomène des instabilités locales. L'auteur a comparé les deux énergies (ALLSD et ALLIE) sur un élément où les forces visqueuses atteignent leur valeur maximale. Il a observé que l'énergie ALLSD ne dépasse pas 4% de l'énergie ALLIE, en sachant que la valeur maximale par défaut est de 5% dans Abaqus. Il a trouvé que l'amortissement artificiel n'influence pas l'exactitude de la solution [294]. Dans notre calcul, le schéma automatique adaptatif de stabilisation est adopté, c'est-à-dire que le facteur d'amortissement est de 0.0002 et la tolérance d'exactitude est de 5%. La comparaison de l'ALLSD avec l'ALLIE sera menée pour vérifier in fine la pertinence de la solution. La régularisation visqueuse avec une petite valeur de viscosité de  $\mu_v = 10^{-6}$  est activée pour la loi cohésive. Elle peut accélérer la simulation sans influencer la solution finale. L'effet de valeurs différentes de viscosité sur le résultat et la performance numérique sera abordé dans la rubrique 3.4.5.4 (page- 167 -). Ci-dessous nous précisons les données matérielles, fondamentales pour la simulation.

### 3.3.2.4 Paramètres matériau

Le comportement du matériau avant rupture est considéré comme étant élasto-plastique. Sachant que l'on tient compte de la variation de l'épaisseur, la loi rationnelle est utilisée, elle est déduite de la loi conventionnelle déterminée par l'expérimentation conformément aux équations ci-dessous (3.46), (3.47).

$$\sigma_r = \sigma_c (1 + \varepsilon_c) \quad (3.46)$$

$$\varepsilon_r = \ln(1 + \varepsilon_c) \quad (3.47)$$

Concernant les paramètres cohésifs, plusieurs travaux expérimentaux dans la littérature sont proposés afin de les déterminer. Selon Chandra [146], ces valeurs varient considérablement, de Mpa à Gpa pour la contrainte cohésive maximale, de J à KJ pour l'énergie cohésive, et des nanomètres aux micromètres pour la séparation critique. Cornec [70] et Schwalbe [295] ont fait un bilan des procédures expérimentales et numériques pour déterminer la contrainte cohésive maximale et l'énergie cohésive. L'identification se passe en deux étapes, la première approximation expérimentale de  $\sigma_0$  et  $G_c$ , puis la caractérisation plus fine par optimisation numérique. Dans le cas de la structure mince, il a considéré que la rupture sous la charge de mode I est identifiée souvent par une fissure inclinée (Fig. 3.18(a)), la valeur de la traction maximale  $\sigma_0$  peut être obtenue expérimentalement. Les essais de caractérisation sont ceux de traction sur éprouvette plate (Fig. 3.18(b)). La contrainte est supposée constante dans toute la

section de l'éprouvette, sa valeur est obtenue simplement par le rapport entre l'effort à rupture et la section vraie à l'instant de la rupture. Ce paramètre est ensuite calibré par une optimisation numérique. L'énergie cohésive est supposée égale à l'intégrale  $J$  correspondant à l'initiation de l'extension stable de la fissure qui peut être déterminée par l'essai sur l'éprouvette C(T) avec une fissure inclinée plane préfabriquée (Fig. 3.18(c)). Mais, cette expérience n'a pas encore été réalisée dans la littérature. De plus, la préparation de l'éprouvette C(T) avec création de la fissure par un essai de fatigue reste complexe. Dans notre cas, où le diamètre du tube est assez petit, un essai de ce type est difficilement envisageable et reste complexe.

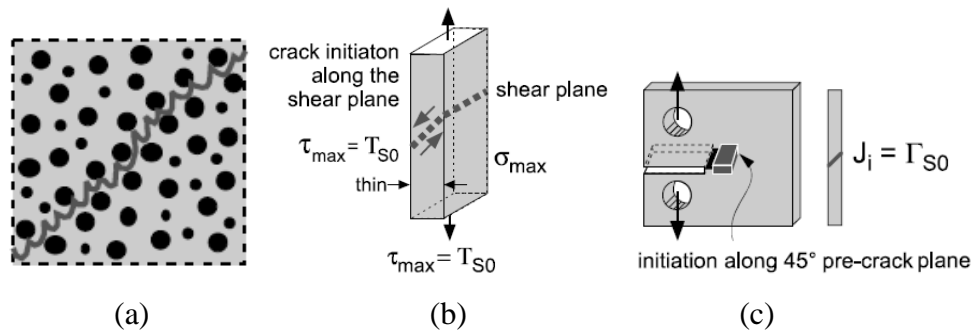


Fig. 3.18. (a) Fissure inclinée : rupture de la structure mince, (b) Essai caractérisant  $\sigma_o$ , (c) Essai caractérisant  $G_c$  [70].

Face aux difficultés ci-dessus, les paramètres cohésifs sont déterminés numériquement en se basant sur des valeurs issues de nos essais de traction et sur des suggestions issues de la littérature. Chen [272] a fait l'essai de la propagation de fissure ductile de l'acier 20MnMoNi55 sur l'éprouvette C(T) dont l'épaisseur est de 10mm. Grâce aux cinq tests suivant la procédure ESIS, il a trouvé que l'intégrale  $J_{0.2}$  moyenne est de  $400\text{mJ/mm}^2$ . Cornec [70] a déterminé expérimentalement les paramètres cohésifs pour l'acier 20MnMoNi55, il a indiqué une contrainte cohésive de 1460Mpa, lorsque la mesure de l'intégrale  $J$  correspondant à  $50\mu\text{m}$  de la taille d'émoussement critique ( $SZW_i$ ) donne sa valeur de  $120\text{mJ/mm}^2$ . L'étude expérimentale de Morgan [296] a montré une série de valeurs de l'intégrale  $J_{0.2}$  qui varie de 125 à  $1051\text{mJ/mm}^2$  en fonction des composants chimiques de l'acier inox 304L. Dans la modélisation numérique, la plupart des auteurs utilisent des paramètres cohésifs constants, mais certaines, par exemple l'étude de Siegmund [297], les font varier en fonction du taux de tri-axialité. Le taux de tri-axialité est calculé à partir des éléments voisins de l'élément cohésif considéré, et une dépendance des paramètres cohésifs sur ce taux (Fig. 3.19) est imposée.

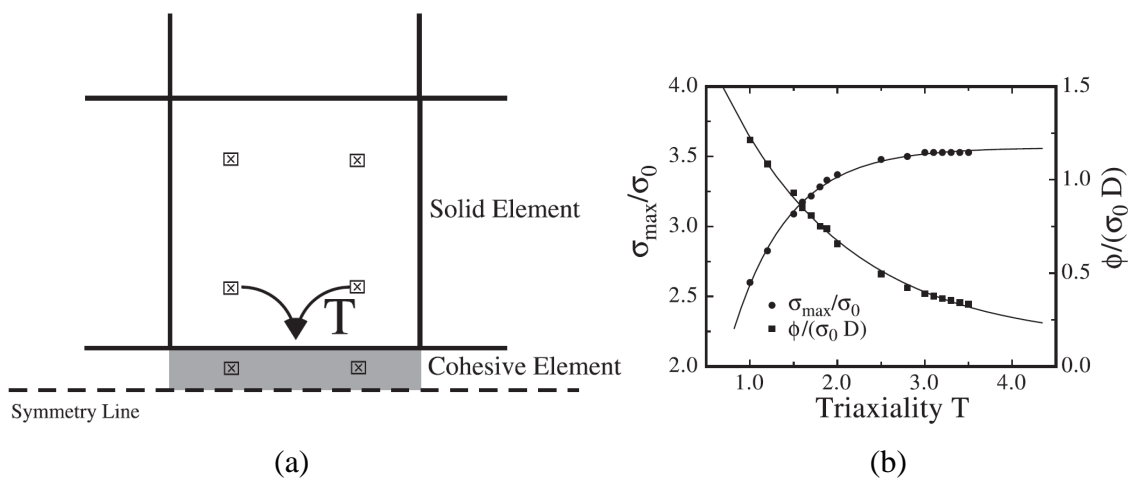


Fig. 3.19. (a) Détermination du taux de tri-axialité, (b) Dépendance de  $\sigma_o$  et  $G_c$  par rapport au taux de tri-axialité [297]

Chen [272], [298] a étudié la variation des paramètres cohésifs dans l'épaisseur pour la rupture ductile d'une éprouvette C(T) en acier en fonction de la résistance du matériau (St37 et 20MnMoNi55) et l'épaisseur de l'éprouvette (25 et 10mm). Dans ce travail, les paramètres cohésifs ont été obtenus en variant  $\sigma_0$  et  $G_c$  de façon à ce que le développement du fond de fissure simulé soit en accord avec l'observation expérimentale (Fig. 3.20).

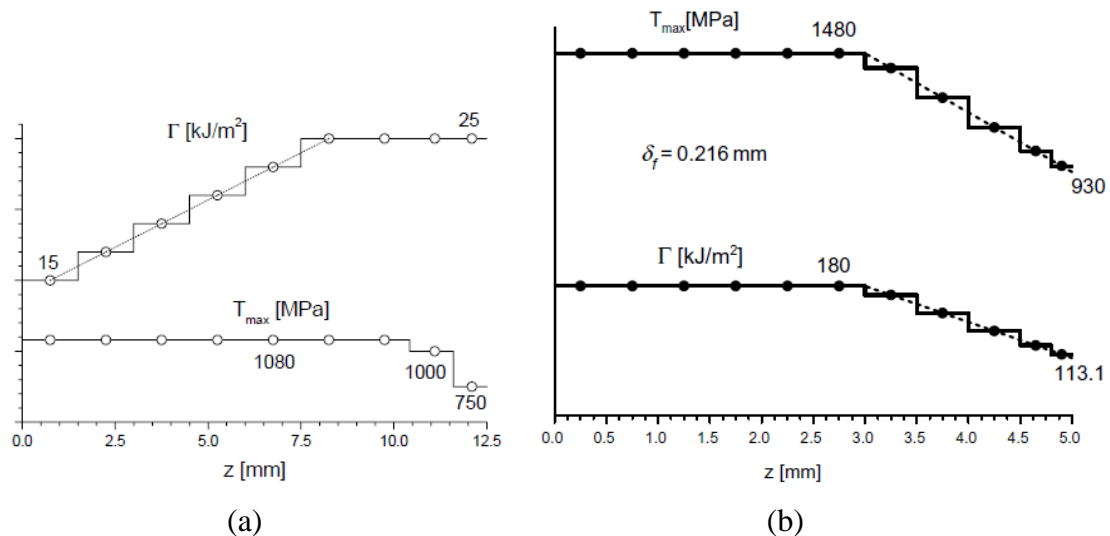


Fig. 3.20. Variation des paramètres cohésifs à travers l'épaisseur de l'éprouvette C(T) : (a) acier de base résistance St37 [298], (b) acier de haute résistance 20MnMoNi55 [272]

Hachez [226] a fait une étude expérimentale et numérique de l'effet de l'épaisseur sur la déchirure ductile des plaques minces métalliques (alliage d'aluminium 6082, acier inoxydable A316L et d'autres). La propagation de fissure a été modélisée par des éléments cohésifs 3D. Elle a proposé trois méthodes différentes pour calibrer les paramètres du modèle cohésif de manière à reproduire les données expérimentales et à permettre l'extrapolation des résultats à d'autres matériaux ou d'autres épaisseurs de tôles. La première approche a supposé que chaque épaisseur a un couple  $(\sigma_0, G_c)$  différent. La deuxième méthode a considéré que ces valeurs varient à travers l'épaisseur. La dernière proposition est de garder  $\sigma_0$  constant, et de varier  $G_c$  en fonction de l'épaisseur de la tôle.

Notre étude ne se focalise pas en détail sur ces aspects, les paramètres cohésifs sont donc supposés fixés pour toutes les zones cohésives. Nous opérons un recalage numérique de façon manuelle pour que le calcul s'approche au mieux des résultats expérimentaux. Les paramètres choisis sont les suivants : la contrainte cohésive maximale  $\sigma_0 = 1450 \text{ MPa}$ , l'énergie cohésive  $G_c = 400 \text{ mJ/mm}^2$  (donc,  $200 \text{ mJ/mm}^2$  pour le modèle réduit).

La rigidité initiale de l'élément cohésif, caractérisée par  $K_0$ , doit être assez grande pour assurer la liaison parfaite entre des éléments continus avant l'initialisation de l'endommagement mais suffisamment petite pour éviter le problème numérique. Le choix de cette valeur a donné lieu à plusieurs études. Daudeville [299] a calculé la rigidité en fonction de l'épaisseur et du module élastique de l'interface dans l'étude du délaminage d'une structure composite. L'épaisseur d'interface entre les plis est très petite, la rigidité d'interface obtenue à partir de cette méthode est donc très haute. Zou [300] en se basant sur leur expérience, a proposé la rigidité comprise entre  $10^4$  et  $10^7$  fois la contrainte cohésive maximale par longueur unitaire. Camanho [301] a utilisé une valeur de  $10^6 \text{ N/mm}^3$  qui est indépendante des autres paramètres du modèle cohésif pour obtenir une prédiction précise. Turon [274] a proposé une nouvelle équation pour la sélection du paramètre  $K_0$ . Elle résulte des phénomènes mécaniques plutôt que de l'expérience. L'approche peut fournir une valeur de rigidité adaptable. Pour notre cas, la valeur  $K_0 = 10^5 \times E$  (Mpa/mm) ( $E$  module d'Young du matériau)

est choisie. Une étude de l'influence de ce paramètre sur la simulation est effectuée à la rubrique 3.4.5.3 (page- 165 -).

Le glissement entre le cône et le tube est caractérisé par le coefficient de frottement qui dépend du couple de matériaux en contact, de l'état de surface, de la lubrification entre les deux solides, mais aussi de la température, ainsi que de la vitesse de déplacement. Il est indépendant de la nature géométrique et de l'aire de la surface de contact, ainsi que de l'intensité de l'effort normal. Généralement, durant le test, cette valeur n'est pas constante. La modélisation et la mesure du coefficient de frottement tenant compte de toutes ces dépendances restent très complexes. Dans notre étude, ce paramètre est supposé constant et identifié par le calibrage numérique. Le calcul va considérer deux cas de contact, l'un sans frottement et l'autre avec le frottement. L'utilisation d'un coefficient de frottement de 0.15 donne un résultat numérique proche de l'expérimentation pour le tube 50x1.5. L'influence de ce paramètre est abordée plus en détail dans la partie 3.4.4 (page- 160 -).

### 3.3.3 Conditions aux limites et chargement

Les conditions aux limites et la charge sur la moitié du tube modélisée sont représentées Fig. 3.21. L'encastrement est effectué à une extrémité du tube qui correspond à la coordonnée  $y = 0$ . L'autre extrémité est en contact avec le cône au début de l'analyse. Du fait de la section elliptique du cône, nous avons deux positions de contact dans le sens de son diamètre maximal. La première condition symétrique est imposée sur la partie du tube qui n'est pas affectée par la rupture et qui se trouve sur le plan de symétrie. La deuxième condition symétrique est réalisée sur les nœuds des éléments cohésifs situés sur le plan de symétrie qui ne se connectent pas aux éléments continus. Pour assurer purement le mode I de rupture, les modes II et III de rupture sont bloqués par l'option \*EQUATION qui contraint les déplacements de chaque couple de nœuds dans la direction des modes II et III.

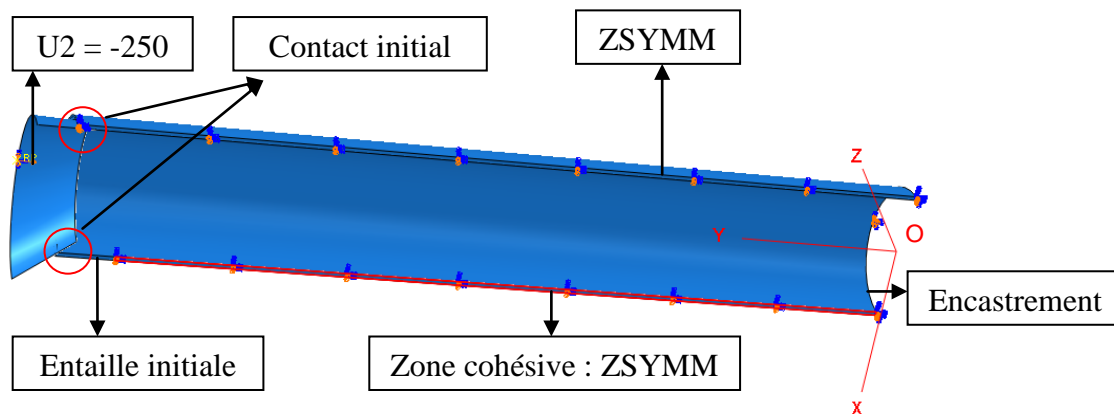


Fig. 3.21. Conditions aux limites et chargement

Le tube étant fixé par ses conditions aux limites, le cône est alors poussé le long de l'axe longitudinal du tube, sachant que tous les degrés de liberté du cône sont bloqués sauf celui de la direction du mouvement. Il y a deux façons de déplacer le cône, soit par une charge imposée, soit par un déplacement imposé. Conformément aux essais que nous avons menés, le pilotage est en déplacement imposé, ceci permet une meilleure stabilité du calcul. Le parcours imposé au cône, correspond à une translation de 250mm à partir du premier contact avec le tube, au niveau de sa section inférieure.

### 3.3.4 Maillage et convergence

#### 3.3.4.1 Taille des éléments cohésifs

L'introduction d'une longueur caractéristique de la zone cohésive permet de choisir raisonnablement la taille de son élément. Sous le seul mode de rupture, cette longueur est



définie par la distance entre le fond de la fissure et le point où la contrainte atteint la contrainte cohésive maximale [302].

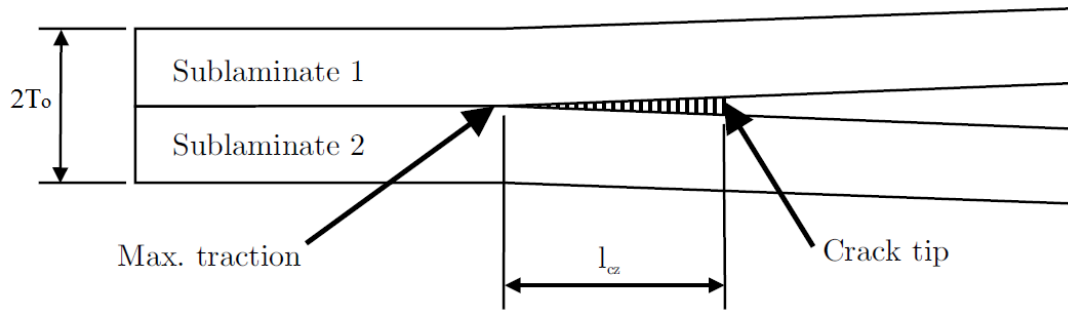


Fig. 3.22. Longueur caractéristique de la zone cohésive  $L_{cz}$  [302]

Différentes suggestions sont proposées dans la littérature pour déterminer ce paramètre (voir [274]). La plupart des auteurs ont donné  $L_{cz}$  sous la forme suivante :

$$L_{cz} = ME \frac{G_c}{(\sigma_o)^2} \quad (3.48)$$

Où : M est un paramètre qui dépend de chaque modèle. Il se base sur le rayon de la zone plastique ou sur la taille des champs (Hutchinson, Rice) [303], [304]. Yang [305] dans son étude du délaminage d'une structure composite, a choisi la longueur  $L_{cz}$  qui dépend non seulement des paramètres matériels ( $E$ ,  $G_c$ ,  $\sigma_o$ ) mais encore de l'épaisseur des plis (Fig. 3.22). Cette formulation se traduit par l'équation (3.49).

$$L_{cz} = \left[ E \frac{G_c}{(\sigma_o)^2} \right]^{1/4} T_o^{3/4} \quad (3.49)$$

Pour obtenir un résultat précis avec CZM, la traction dans la zone cohésive doit être représentée proprement par la discrétisation spatiale des éléments finis. Le nombre des éléments cohésifs dans cette zone est déterminé par :

$$N_e = \frac{L_{cz}}{L_e} \quad (3.50)$$

Lorsque la zone cohésive est insuffisamment discrétisée (trop peu d'éléments), la distribution de la contrainte en front de fissure n'est pas représentée correctement. Donc, le nombre minimum d'élément  $N_e$ , est nécessaire pour aboutir à une analyse et des résultats précis. Cependant,  $N_e$  n'est pas bien établi, Falk [306] a utilisé de 2 à 5 éléments pour sa modélisation, Davila [307] a proposé 3 éléments, Moës [308] a choisi plus de 10 éléments. Chaque auteur a finalement fait un choix en fonction du problème étudié ou des résultats attendus. Dans notre problème, la longueur  $L_{cz}$  selon (3.48) est déterminée en introduisant des données matérielles et en supposant que la valeur de M est égale à 0.31. Cette dernière est calculée par Irwin [78] en se basant sur la dimension de la zone plastique au fond de la fissure pour la rupture ductile. L'opération nous donne que  $L_{cz}$  est égale à 11mm, on choisit donc plus de 10 éléments dans cette zone.

### 3.3.4.2 Maillage de la structure

Le tube est maillé par des éléments volumiques, selon la hauteur, le maillage est divisé en deux zones. La zone de lissage au bord supérieur utilise l'élément solide C3D6, le reste comprend des éléments coques volumiques SC8R. Selon la direction circonférentielle, la densité de maillage est choisie en considérant la distribution du gradient de la déformation et de la contrainte. Trois zones de maillage distinctes sont considérées. La première zone

contenant l'entaille initiale est maillée finement pour tenir compte des effets du comportement de la fissuration. La taille de cette zone est calée en se basant sur celle de la zone plastique en fond de fissure, qui est estimée approximativement par le numérique. Le matériau étudié étant très ductile, la zone plastique en fond de fissure est donc étendue. Il n'y a pas actuellement de méthode théorique pour déterminer cette zone. Par contre, il existe des approches s'appuyant sur la plasticité confinée, par exemple, l'étude d'Irwin [78]. Un premier essai numérique avec un maillage régulier et grossier permet de calculer relativement la taille des zones ci-dessus mentionnées et de recalculer le maillage en fonction des observations. Donc, la zone à côté de la fissure dite zone 1 s'étend sous un arc de  $10^\circ$ , la zone voisine de la zone 1 dite zone 2, s'étend sous un arc de  $90^\circ$ , enfin, la dernière partie dite zone 3 s'étend sous un arc de  $80^\circ$  (Fig. 3.23). Les maillages séparés sont connectés par deux approches. La première méthode utilise une petite zone transitoire située sur le maillage plus grossier, qui contient des éléments sous forme de prisme à bases triangulaires [152], ou bases trapézoïdales [70]. La deuxième proposition est d'utiliser la contrainte \*TIE qui lie directement des maillages [309] éventuellement incompatibles. Il semble que la première recette demande un effort manuel sur l'opération de maillage, par contre, l'option \*TIE est facile à appliquer. Donc, le \*TIE avec la formulation « Surface-to-Surface » est utilisé dans notre cas. La surface maîtresse est constituée par le maillage grossier et la surface esclave est constituée par le maillage fin pour garantir la précision de l'analyse.

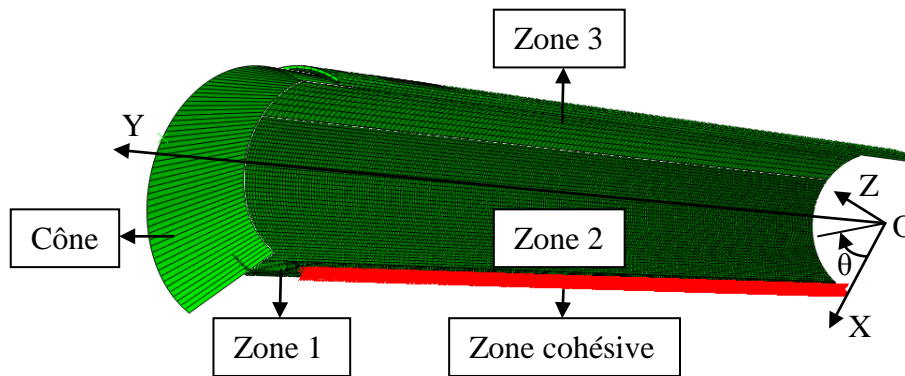


Fig. 3.23. Solution du maillage

Les éléments cohésifs sont disposés de telle sorte qu'ils suivent le profil de la pré-entaille. La contrainte \*TIE avec l'option « Node-to-Surface » est utilisée entre les éléments cohésifs et les éléments continus adjacents. L'implantation de l'élément cohésif ici ne permet pas de définir l'option « Surface-to-Surface » qui est jugée meilleure que l'option précédente pour la transmission des champs mécaniques. La surface constituée par les nœuds cohésifs est esclave, celle des éléments solides est maîtresse. Il en résulte que la taille des éléments cohésifs doit ne pas dépasser celle des éléments solides voisins.

Le cône est très rigide par rapport au tube, il est donc modélisé par des éléments coques rigides R3D4. Il est discrétisé de façon suffisamment fine pour bien transmettre les contraintes de contact, mais suffisamment grossier pour assurer la condition de surface maîtresse. Il est donc constitué d'un élément dans le sens de la hauteur et 60 éléments dans le sens circonférentiel.

### 3.3.4.3 Etude de convergence

Pour assurer la pertinence du calcul numérique, l'étude de la convergence du maillage est indispensable. Afin de construire un maillage adapté, trois étapes sont généralement utilisées. La première étape est de localiser les zones contenant des forts gradients de champs mécaniques, soit par l'approche théorique, soit par expérience du problème ou soit par le calcul numérique. On y impose alors une densité de maillage qui varie comme décrit dans la partie précédente. La deuxième étape s'inspire de l'analyse des travaux, disponible dans la

littérature, menés sur le maillage et concernant les problèmes tels que la rupture, le flambage, la plasticité et le contact. La troisième étape est de comparer avec d'autres maillages sur certains aspects pour juger du choix de la solution préconisée. Ici, on fixe le nombre des éléments dans l'épaisseur pour favoriser l'opération du maillage (permet de fixer la taille des éléments dans ce sens). Cette quantité est choisie relativement suffisante pour capturer des informations nécessaires dans la modélisation, surtout, pour la zone autour de la fissure et la zone où l'on veut capturer le flambage. Donc, dans l'épaisseur, il y a 4 éléments dans la première zone, 2 éléments dans les zones 2 et 3 (Fig. 3.24).

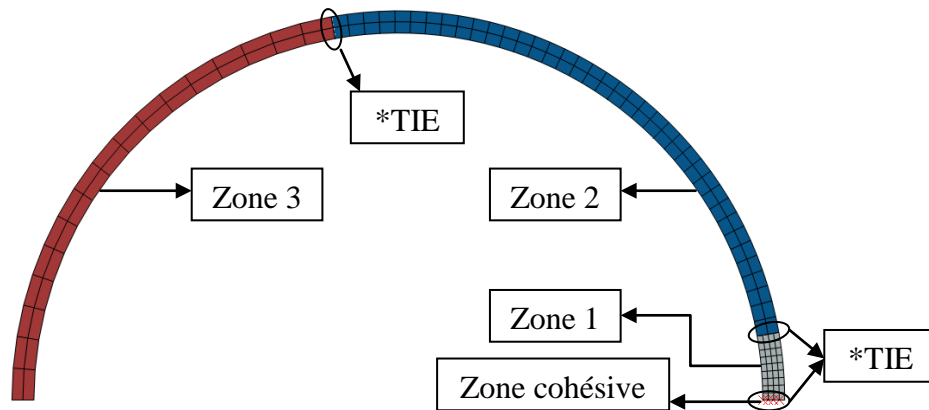


Fig. 3.24. Maillage du tube présenté par une section

Pour l'étude de convergence du maillage essentiellement dans les directions de membrane, trois cas sont considérés. Dès l'existence d'un premier maillage assez grossier, le deuxième est construit par la diminution de la taille des éléments en 2 fois à partir du premier maillage, le troisième est bâti en réduisant la taille des éléments en 1.5 fois par rapport au deuxième maillage. Le nombre des éléments cohésifs est changé en fonction de la taille des éléments solides à côté pour assurer que des nœuds connectés partagent la même position.

On présente ici l'analyse du tube 50x1.5 de longueur 300mm, ayant une entaille initiale ( $L_f = 20\text{mm}$ ) le coefficient de frottement est fixé ( $\mu = 0.15$ ). Comme on utilise la technique de \*STABILIZATION, une vérification du bilan de l'énergie est indispensable et suffisante (voir 3.3.2.3, page- 120 -). Nous ne présentons dans cette partie que le cas du maillage 2, la comparaison indique que l'énergie de stabilisation statique maximum est inférieure à de 2% de l'énergie de déformation totale maximale du modèle durant l'analyse (Fig. 3.25). Cette valeur est raisonnable et confirme que la solution n'est pas affectée par l'addition de l'amortissement numérique artificiel. Les autres modèles numériques sont aussi examinés et ils satisfont la condition de la tolérance de l'énergie admissible.

L'étude de la sensibilité à la finesse du maillage est présentée sur les Fig. 3.26, Fig. 3.27, Fig. 3.28 et Fig. 3.29. En observant les courbes force-déplacement (Fig. 3.26), le comportement avant le premier pic de force, ainsi une partie de la zone intermédiaire entre le premier et le deuxième pic, sont parfaitement similaires. Les pics de force respectifs convergent vers une valeur déterminée avec l'augmentation de la densité du maillage. Il semble que cette valeur est dominée essentiellement par le phénomène de la flexion du tube, qui est plus favorable pour le maillage plus fin. La troisième phase montre nettement la différence entre les maillages utilisés. Les perturbations de la force deviennent importantes pour le maillage grossier. Elles sont presque inhibées pour le maillage très fin. Malgré la différence des valeurs de force, la forme de la courbe est similaire.

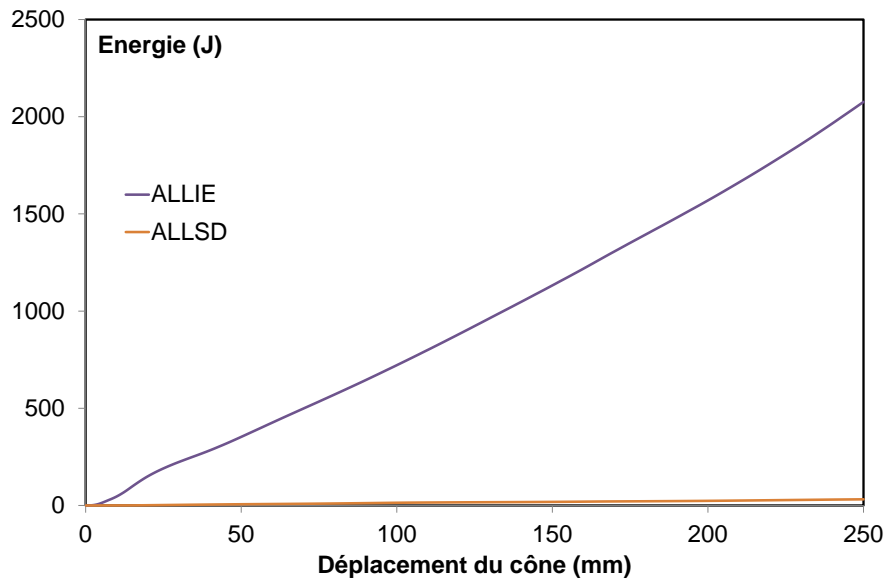


Fig. 3.25. Comparaison entre l'énergie ALLIE et ALLSD du modèle

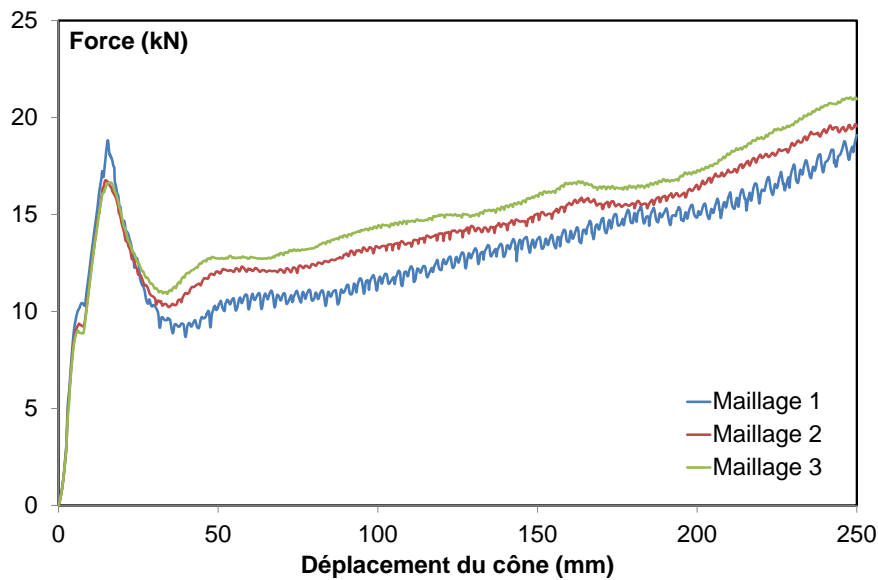


Fig. 3.26. Courbe force-déplacement en fonction du maillage

L'historique de la fissuration correspondant aux trois cas de maillage est présentée sur les Fig. 3.27 et Fig. 3.28. L'initiation de la fissuration est la plus retardée pour le maillage 1 et la plus précoce pour le maillage 3. Les trois cas montrent une forte vitesse au début de la fissuration, ensuite, elle semble converger vers une constante dans la phase stable de la propagation de fissure. Identiquement au comportement précédent, la courbe est moins perturbée avec le maillage fin.

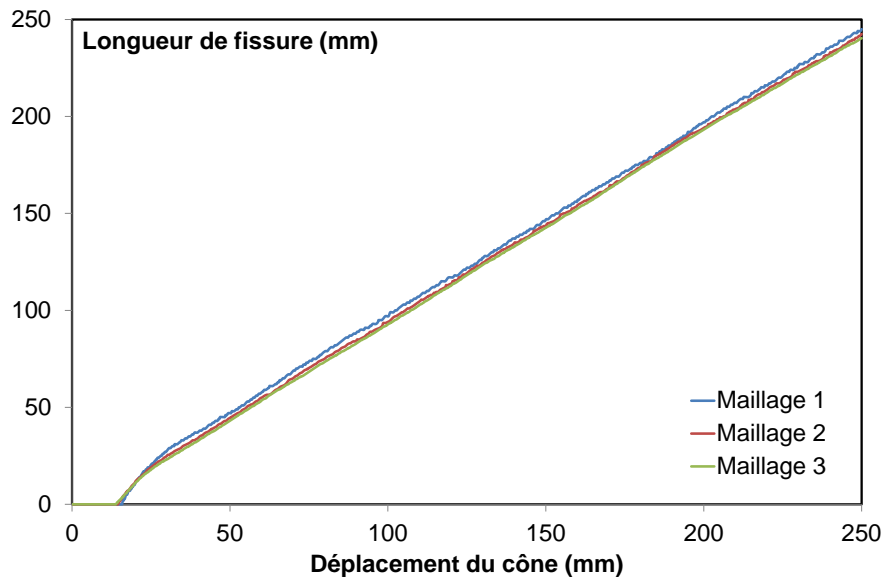


Fig. 3.27. Longueurs de fissure en fonction du maillage

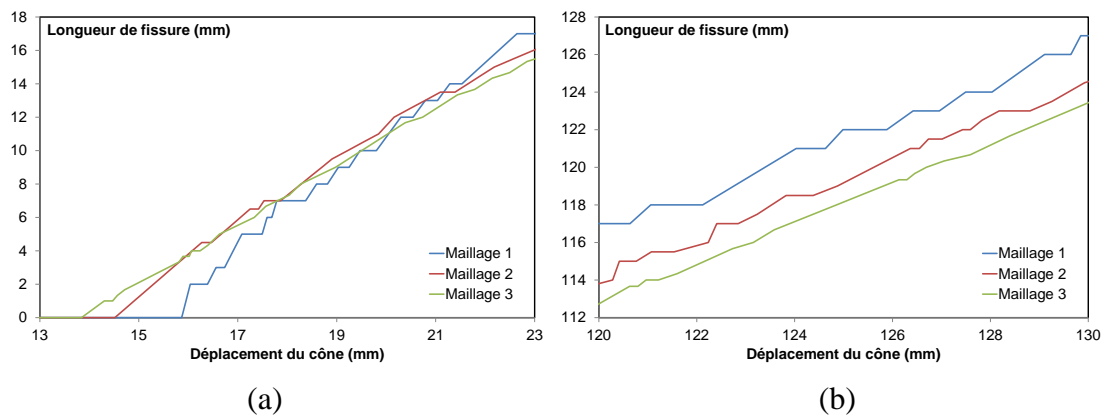


Fig. 3.28. Etapes typiques de la propagation de fissure pour les maillages différents, (a) initiation, (b) phase stable

La déformée du tube est également considérée (Fig. 3.29). Le deuxième et le troisième maillage donnent le même mode de wrinkling final. Le premier maillage reproduit difficilement la dernière onde de flambage.

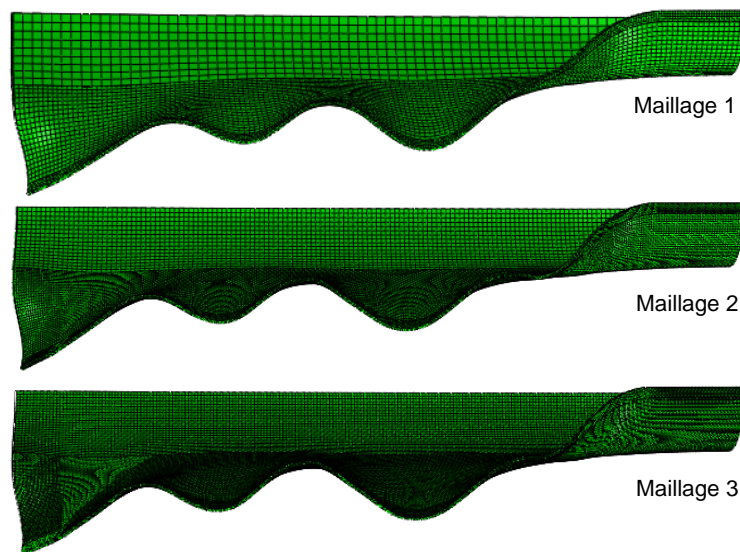


Fig. 3.29. Déformée du tube en fonction du maillage

En combinant les comparaisons précédentes et sachant que le temps de calcul augmente en fonction de l'accroissement de la finesse du maillage, le deuxième maillage est donc considéré convergé et optimal. Il est suffisamment fiable pour l'exploitation de la modélisation afin d'expliquer le mécanisme des ondes de flambage. Dès lors, les études ultérieures s'appuieront sur ce choix de maillage. Les courbes de comportement sont lissées par la même technique de la moyenne glissante comme abordée dans le traitement des données expérimentales. La comparaison entre les calculs numériques et les résultats expérimentaux est abordée dans la partie suivante, elle servira aussi à conforter ou infirmer le bon choix du maillage et la pertinence du modèle numérique utilisé.

### 3.3.5 Comparaison avec les résultats d'essais

Nous traitons ici, le cas du tube de 50x1.5, de 300mm de long, et comportant une entaille initiale de 20mm de long. Le calcul numérique avec frottement ( $\mu = 0.15$ ) est comparé avec les analyses expérimentales, tels que la courbe de comportement global, le mode de flambage, ainsi que le champ de déformation locale. Les autres comparaisons entre le calcul numérique et l'expérimentation, pour les tubes de 48.3x2 et de 48.3x3.2, sont exposés dans la partie 3.4.2.3 (page- 152 -).

#### 3.3.5.1 Courbe force-déplacement du cône

Le résultat simulé montre une assez bonne concordance avec les résultats expérimentaux (Fig. 3.30, Tab. 3.2). Les courbes se décomposent toujours en trois étapes de comportement comme décrit dans la partie expérimentale. Les pics de force sont très proches. La différence résulte des hypothèses simplificatrices adoptées pour l'étude numérique.

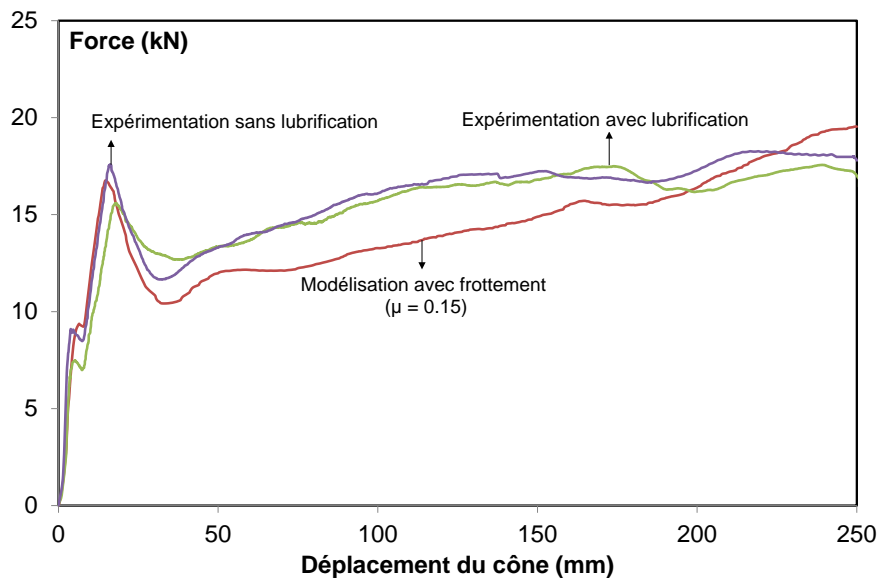


Fig. 3.30. Courbe force-déplacement du cône

	Expérimentation		Modélisation
	L	NL	$\mu = 0.15$
1 <sup>er</sup> PF (kN)	7.48	9.10	9.37
2 <sup>ème</sup> PF (kN)	15.59	17.59	16.76

Tab. 3.2. Comparaison des pics de force (L – lubrification, NL – non lubrification)

#### 3.3.5.2 Déformée du tube

L'état final du tube est donné Fig. 3.31, on constate les ondulations de flambage des bords libres ou lèvres de la fissure. Trois ondulations avec des caractéristiques géométriques différentes sont constatées, ces observations sont en adéquation avec celles obtenues via l'expérimentation.

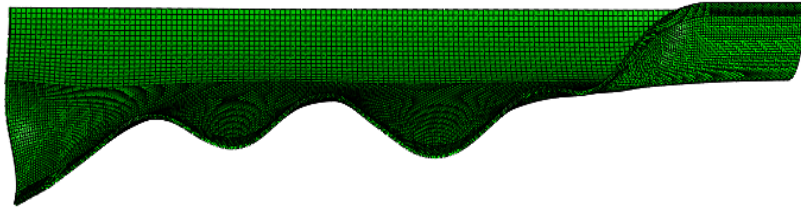
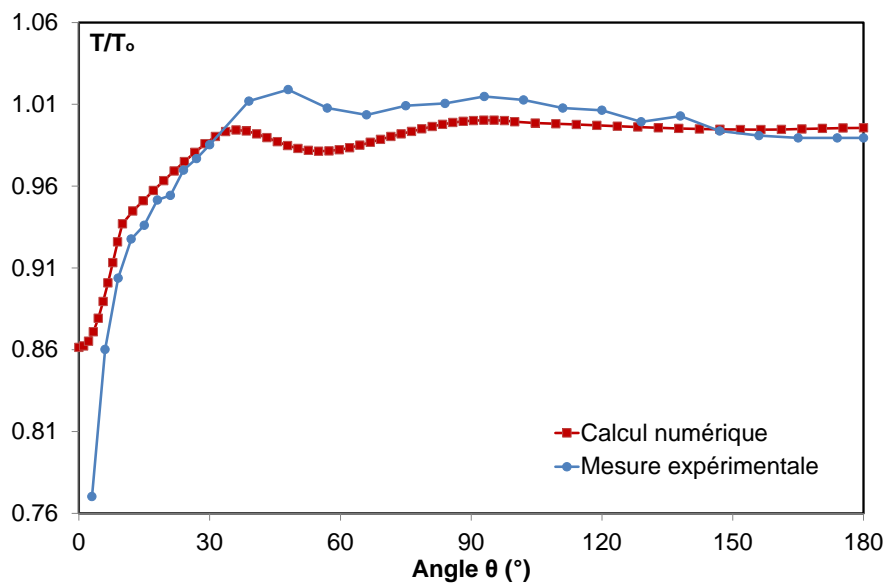


Fig. 3.31. Déformée du tube

La réduction de l'épaisseur du tube à sa rupture finale de la section  $y = 150\text{mm}$  se trouve sur la Fig. 3.32. Le calcul numérique et la mesure expérimentale donnent la même tendance du changement de l'épaisseur le long du contour. A côté de la surface de fissure, l'épaisseur est réduite considérablement. Plus loin de cette zone, l'épaisseur change très peu. La réduction maximale de l'épaisseur atteint la valeur environ 14% pour la modélisation et 23% pour le test expérimental. Cette différence explique le fait que l'élément coque solide a des limites pour traduire le phénomène de la plasticité très locale (striction) vers l'épaisseur.

Fig. 3.32. Réduction finale de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$ 

### 3.3.5.3 Champs de déformation

L'observation de la déformation sur certaines zones du tube a été réalisée. Les iso-valeurs de la déformation axiale en peau externe obtenues à la position du cône  $y = 150\text{mm}$  montrent une déflexion en creux en front de fissure et une forte variation de la déformation au voisinage immédiat du fond de fissure (Fig. 3.33). Ces informations sont identiques à celles constatées lors de l'expérimentation via la méthode de corrélation d'images.

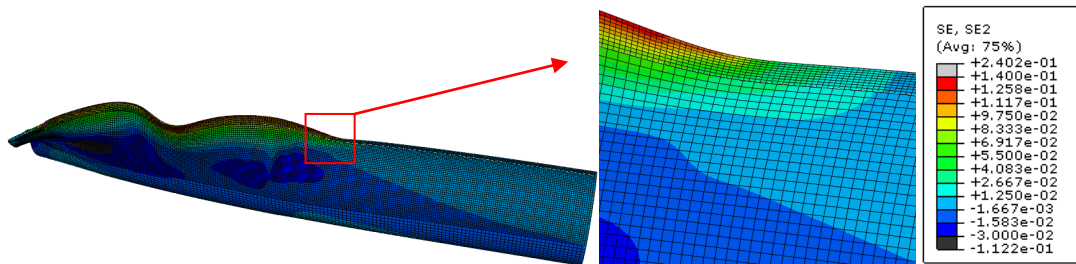


Fig. 3.33. Etat de déformation axiale de la peau extérieure correspondant à la position du cône de 150mm

Pour plus de détail, la déformation axiale (Fig. 3.34) et la déformation circonférentielle (Fig. 3.35) en certains points, en peau externe respectivement de la section  $y = 150\text{mm}$  et  $y =$

152mm durant le test sont considérées. Les résultats numériques sont interpolés aux nœuds du maillage à partir des valeurs aux points de Gauss. Un bon accord au niveau global des étapes de la déformation est constaté entre le calcul numérique et le résultat expérimental. Cependant, l'amplitude de la déformation est différente. En fait, pour le calcul numérique, l'extraction de la déformation est réalisée sur les points où les coordonnées sont explicitement déterminées. Au contraire, la déformation mesurée par la jauge de déformation est la valeur moyenne définie au point du centre de la jauge. Le résultat de mesure expérimentale est précis lorsque la déformation de la surface occupée par la jauge est homogène. Dans notre cas, cette surface se déforme de façon homogène au début mais après certaine valeur du déplacement du cône, la déformation devient très hétérogène. En conséquence, la jauge capture moins précisément l'état de la déformation de la zone étudiée.

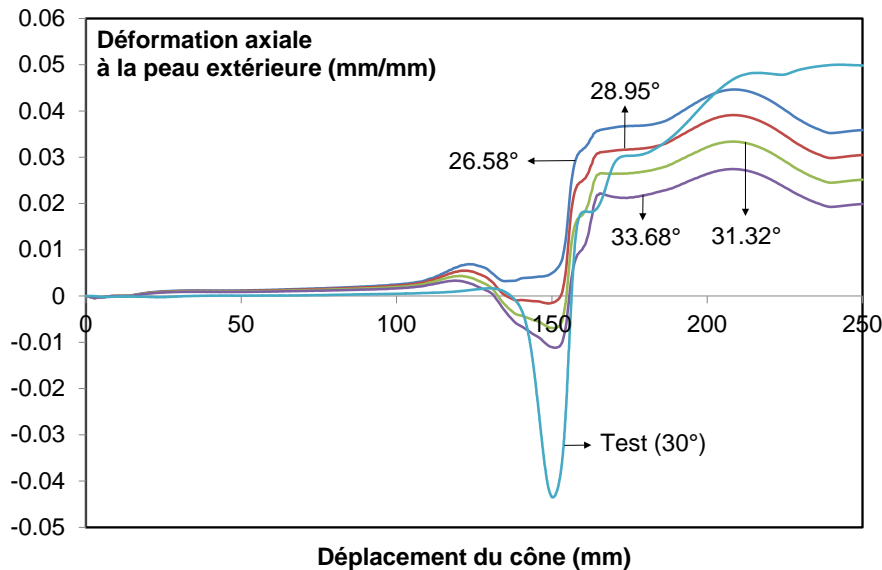


Fig. 3.34. Déformation axiale des points étudiés en fonction du déplacement du cône

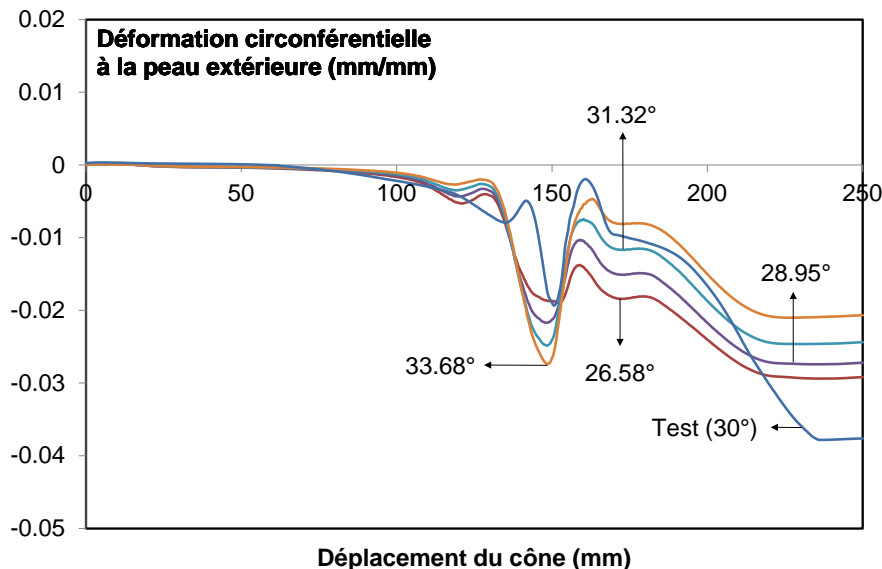


Fig. 3.35. Déformation circonférentielle des points étudiés en fonction du déplacement du cône

### 3.3.5.4 Propagation de fissure

L'historique de l'avancement de la fissure est résumé grâce à la simulation numérique Fig. 3.36, la mesure expérimentale étant délicate, elle n'est pas faite ici. La prédiction montre que l'entaille commence à propager quand le cône est translaté d'une distance de 14,5mm. La



vitesse de propagation de la fissure est plus grande que celle du cône dans une première étape. L'état stable de la fissuration est atteint après que le cône ait parcouru environ 27mm dans le tube. Dans cette étape, le déplacement du cône et l'avancement du fond de fissure se font à la même vitesse. Vers la fin du parcours du cône, l'avancement du fond de fissure ralentit. Les cinétiques de propagation de fissure contribuent à la variation de la force le long de la courbe de comportement (Fig. 3.30, page- 130 -).

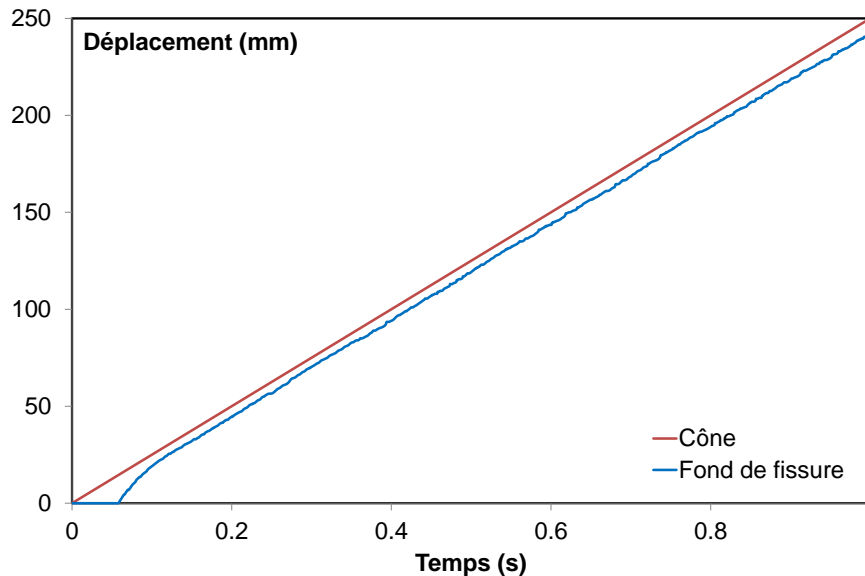


Fig. 3.36. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure

Toutes les comparaisons ci-dessus entre la prédiction et les résultats expérimentaux indiquent que les caractéristiques principales de l'essai sont bien simulées par le modèle numérique, ceci pour des caractéristiques globales telles que la courbe charge-déplacement, les ondes de flambages, ou pour des caractéristiques locales, telles que la déformation axiale et circonférentielle en un point voisin de la ligne de fissure en la section  $y = 150\text{mm}$  et  $y = 152\text{mm}$ . L'exploitation des champs de déformation et de contrainte dans le tube est donc vraisemblablement fiable.

### 3.3.5.5 Bilan d'énergie

Afin d'observer la distribution de l'énergie absorbée par la déchirure, le bilan de l'énergie est mené en sachant que le calcul numérique est effectué en statique et sur une moitié de la structure. Donc, toutes les énergies sont multipliées par deux pour considérer la structure totale. Le bilan d'énergie peut être exprimé par la première loi de la thermodynamique :

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho_v U dV = \int_S V_c \cdot F_s dS + \int_V V_c \cdot F_m dV \quad (3.51)$$

Dans l'équation (3.51), le terme à gauche définit l'énergie interne ( $E_i$ ), le terme total à droite définit le travail externe ( $E_e$ ). Dans Abaqus,  $E_e$  est appelé ALLWK, qui exprime la surface sous la courbe force-déplacement du cône. La valeur de  $E_i$  est définie par :

$$E_i = \text{ALLIE} + \text{ALLVD} + \text{ALLSD} + \text{ALLFD} \quad (3.52)$$

L'énergie de déformation totale ALLIE est définie comme suit :

$$\text{ALLIE} = \text{ALLSE} + \text{ALLPD} + \text{ALLAE} + \text{ALLDMD} \quad (3.53)$$

Le cas du tube 50x1.5 avec un coefficient de frottement 0.15 est considéré. Les énergies physiques sont présentées sur la Fig. 3.37 et le Tab. 3.3. On peut voir que dans l'énergie de

déformation totale ALLIE, l'énergie absorbée par la plasticité ALLPD est la plus importante, l'énergie dissipée par l'endommagement ALLDMD et l'énergie récupérable de déformation ALLSE sont assez faibles. L'énergie dissipée par le frottement ALLFD joue le rôle significatif dans l'énergie globale. Les énergies numériques (ALLVD, ALLSD, ALLAE) sont très petites par rapport à l'énergie de déformation totale ALLIE (Fig. 3.38). Par conséquent, leurs contributions à l'énergie totale sont négligeables.

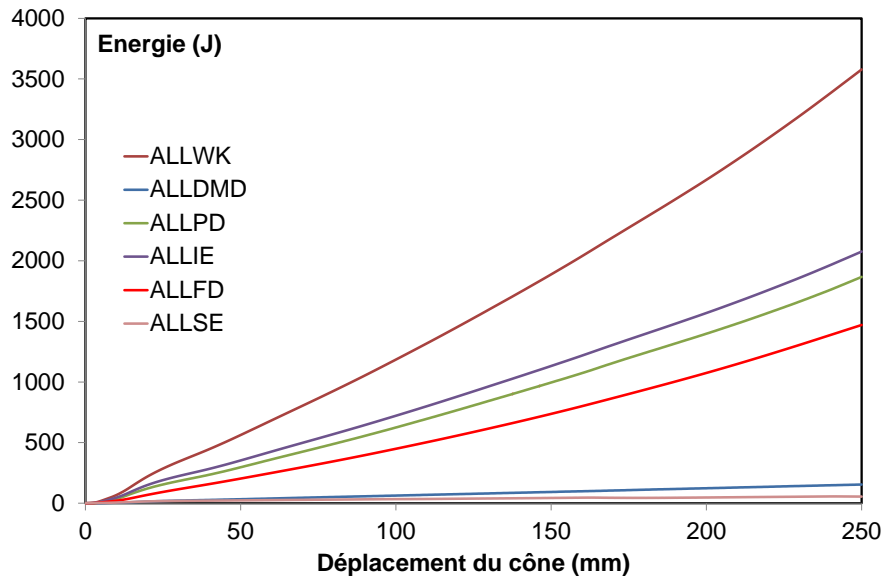


Fig. 3.37. Bilan des énergies physiques

	ALLWK	ALLDMD	ALLPD	ALLIE	ALLFD	ALLSE
Energie (J)	3578.44	154.26	1867.05	2076.08	1470.58	54.73
Pourcentage (%)	100	4.31	52.17	58.02	41.096	1.53

Tab. 3.3. Composants de l'énergie absorbée à la fin du test

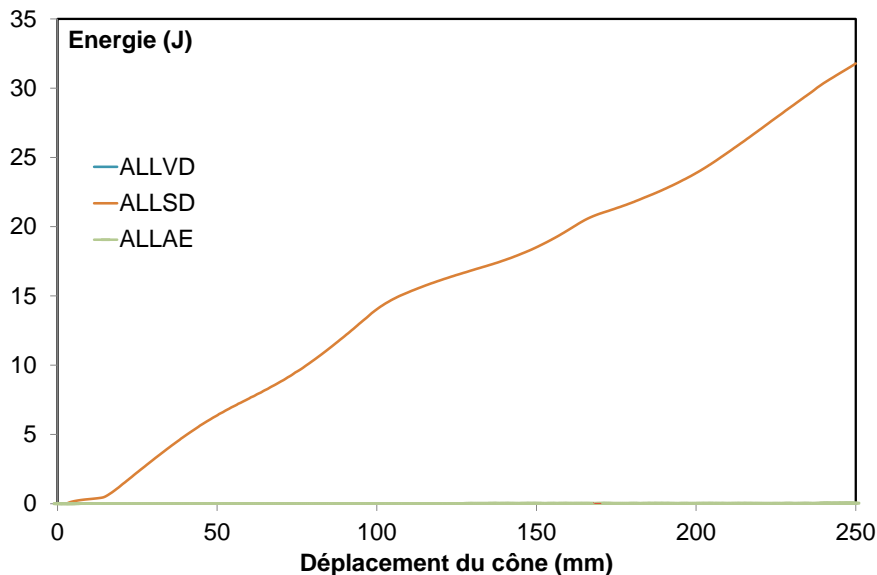


Fig. 3.38. Bilan des énergies numériques

La Fig. 3.39 et le Tab. 3.4 montrent la comparaison entre les énergies absorbées dues aux calculs numériques (ALLWK) et celles dues aux tests expérimentaux. Les résultats sont assez proches, l'énergie absorbée dans le cas de non lubrification est la plus grande. Toutes ces énergies varient semblablement linéairement en fonction du déplacement du cône.

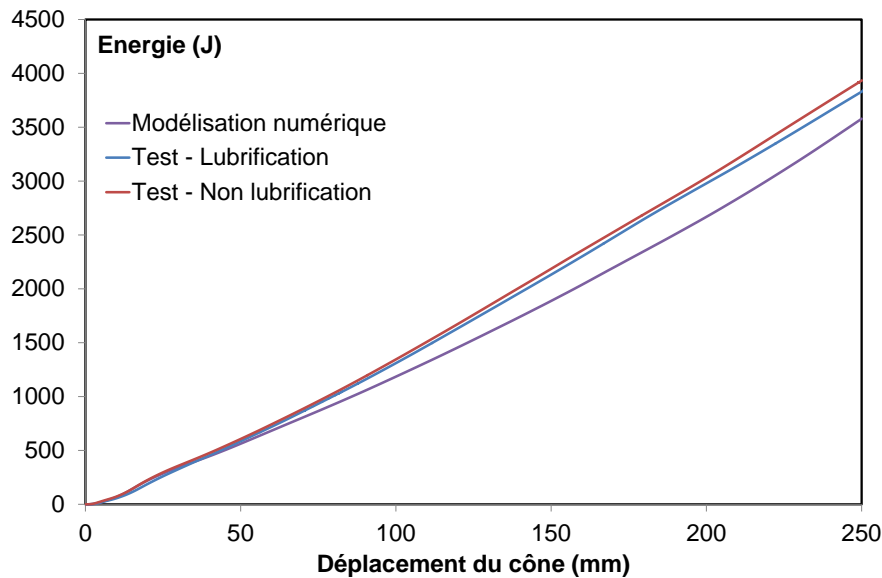


Fig. 3.39. Evolution de l'énergie absorbée en fonction du déplacement du cône

	Expérimentation		Modélisation
	L	NL	$\mu = 0.15$
EA (J)	3830.93	3933.91	3578.44
EAS (J/g)	7.44	7.64	6.95

Tab. 3.4. Energie absorbée finale (L – lubrification, NL – non lubrification)

### 3.3.6 Mécanisme du flambage

Le tube de 50x1.5, dans la configuration avec frottement, est ici analysé en détail. L'extraction de la déformation, des flux de contraintes de membrane à la section  $y = 150\text{mm}$  nous renseignent sur la déformée du tube. La génératrice  $\theta = 0^\circ$  correspond à la lèvre de fissure. L'historique de la déformation membranaire axiale des points situés au milieu de l'épaisseur est représenté sur la Fig. 3.40. La position relative et l'état de contact entre le cône et les points intérieurs de la section considérée décident la situation du champ de déformation. Lorsque le cône s'approche de la section étudiée et y passe, les valeurs de la déformation varient fortement. Quand les points intérieurs de la section perdent le contact avec le cône, l'effet direct du cône sur le changement de la déformation s'est arrêté. En raison de l'enlèvement de la charge externe, la déformation atteint un état stable et il y a seulement une légère variation de sa valeur provoquée par la redistribution.

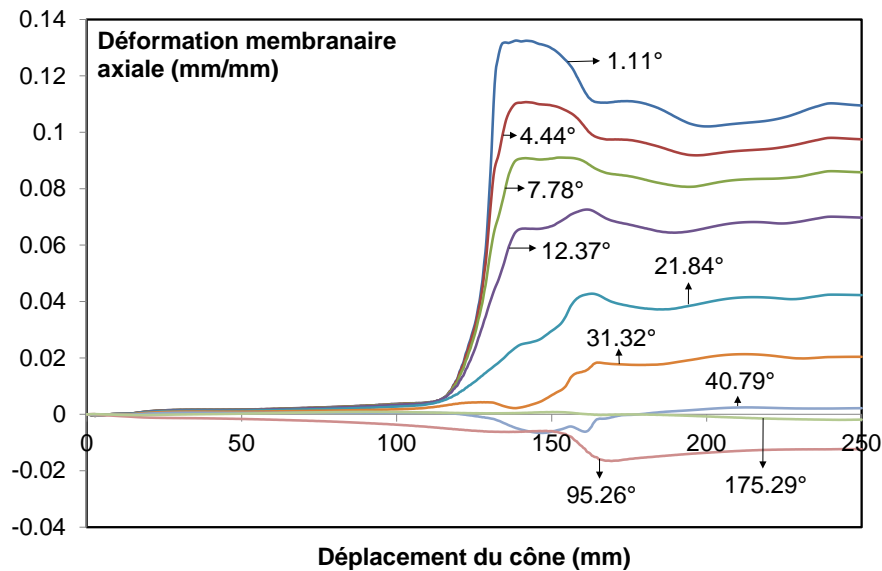


Fig. 3.40. Déformation membranaire axiale à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône. Approximativement, il y a deux zones principales selon la direction circonférentielle dans laquelle la déformation axiale du tube varie. Pour la première zone ( $0^\circ < \theta < 31.32^\circ$ ), la déformation dépassant la valeur de 0.02 est donc bien entrée dans la phase plastique. Durant le déplacement du cône, une courte période de la compression est constatée au début de l'analyse. Ensuite, la traction domine l'état de la déformation. La première chute de la déformation sur la courbe signifie un retour élastique qui résulte du changement de l'état de contact entre les points intérieurs de la section et le cône. Finalement, la formulation des ondes de flambage modifie les valeurs de la déformation. Pour la deuxième zone ( $31.32^\circ < \theta < 180^\circ$ ), la déformation est plus petite, certaine partie vient de passer le seuil d'élasticité, l'autre reste encore dans le domaine élastique. Sa variation est moins forte que celle de la première zone. Un mélange de la traction et de la compression se trouve à cette zone.

La déformation axiale à travers l'épaisseur est extraite typiquement à la coordonnée  $\theta = 1.11^\circ$  (Fig. 3.41). Elle montre une déformation presque similaire durant la première moitié du parcours du cône, après, une divergence est identifiée à cause de l'effet de la flexion. A la fin, toutes ces déformations dépassent le seuil d'élasticité.

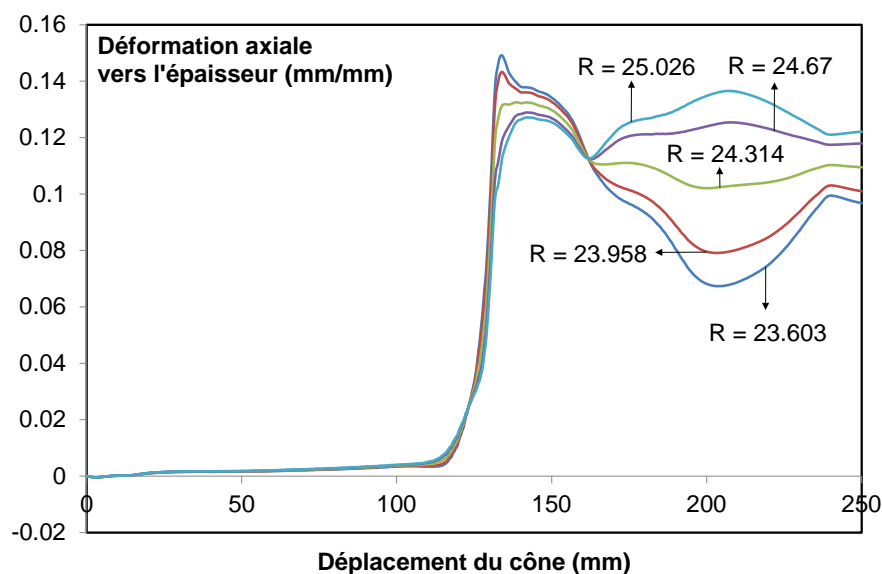


Fig. 3.41. Déformation axiale à la section  $y = 150\text{mm}$  à travers l'épaisseur

La déformation membranaire circonférentielle des points situés au milieu de l'épaisseur est détaillée sur la Fig. 3.42. Tout d'abord, le matériau à côté de la surface de fissure est comprimé quand le cône s'approche de la section. Ce phénomène est issu de l'effet de l'étrépage axial (effet de Poisson) et de la flexion méridienne. Cette dernière est reconnue par l'apparition d'un creux en front de fissure (voir Fig. 3.33, page- 131 -). Après, l'expansion radiale du tube par le cône produit l'extension dans la direction circonférentielle dont la zone est confinée à une région très étroite ( $\theta < 5^\circ$ ) près du bord de fracture. Généralement, la tension circonférentielle dans le tube est beaucoup inférieure à la tension axiale.

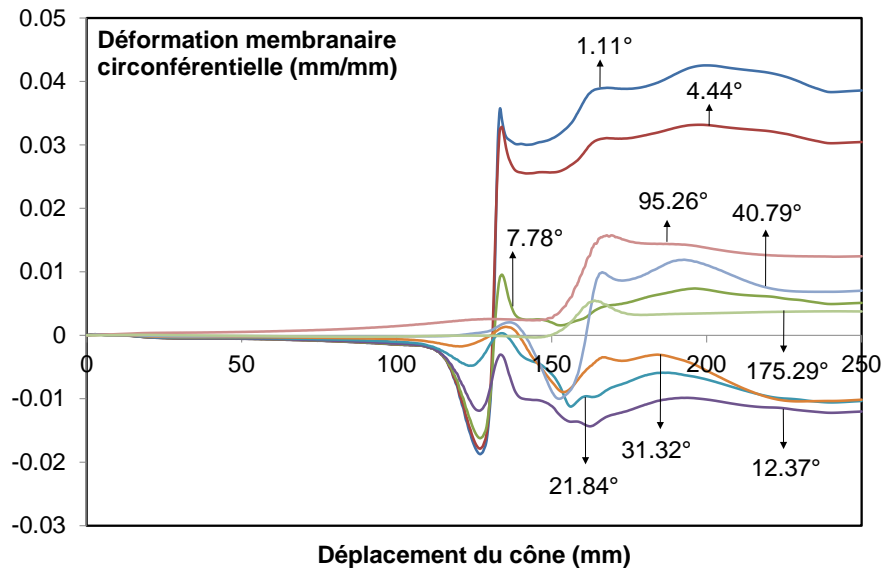


Fig. 3.42. Déformation membranaire circonférentielle à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône

La déformation circonférentielle à travers l'épaisseur est extraite typiquement à la coordonnée  $\theta = 1.11^\circ$  (Fig. 3.43). Les effets de la flexion méridienne sur la déformation se trouvent à la fois dans la zone comprimée et tendue. La plasticité enveloppe toute l'épaisseur à la configuration finale.

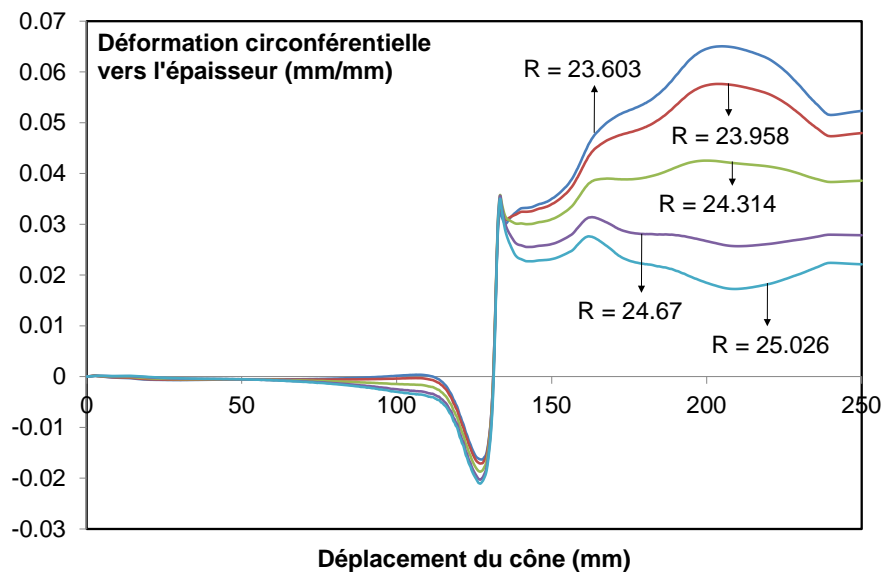


Fig. 3.43. Déformation circonférentielle à la section  $y = 150\text{mm}$  à travers l'épaisseur

La Fig. 3.44 montre la distribution des efforts généraux axiaux (effort résultant à travers toute l'épaisseur). Il y a une bande, environ 10mm de large ( $0^\circ < \theta < 21.84^\circ$ ), 60mm de long, à l'aval immédiat du front de fissure et au voisinage du bord de fracture, où les efforts généraux

axiaux sont compressifs. La forte tension est trouvée en front de fissure et près de la surface de fissuration, étirant le matériau dans la direction axiale.

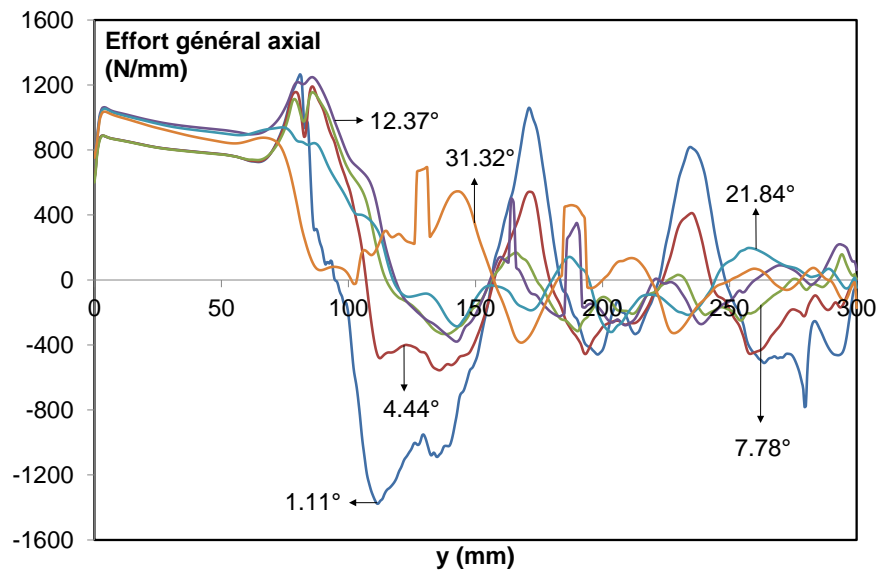


Fig. 3.44. Distribution des efforts généraux axiaux le long de la direction axiale du tube correspondant à 200mm de déplacement du cône

Les efforts généraux circonférentiels à la section  $y = 150\text{mm}$  sont cités sur la Fig. 3.45. Ils montrent une concentration des contraintes au fond de fissure lorsque le cône s'approche de la section.

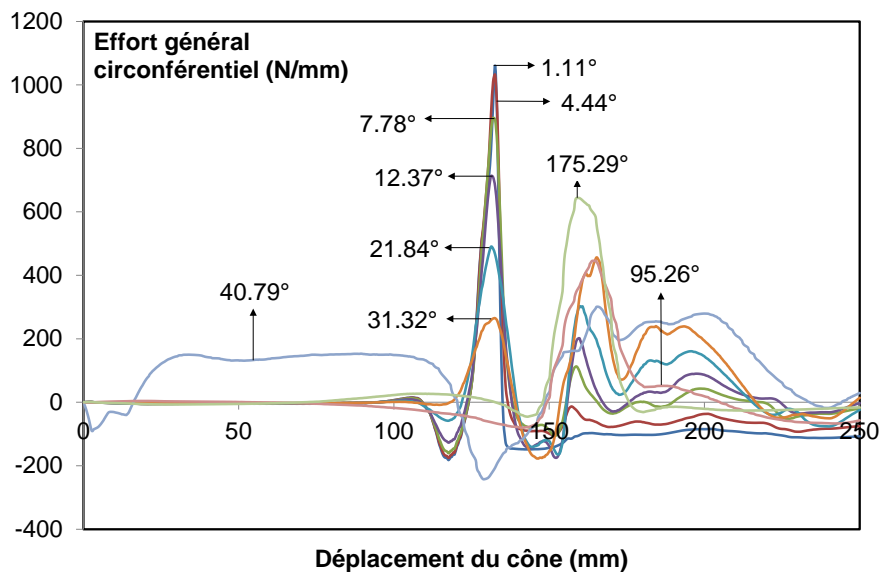


Fig. 3.45. Efforts généraux circonférentiels à la section  $y = 150\text{mm}$  du tube durant le parcours du cône

Des analyses ci-dessus ont montré que l'étirage circonférentiel et axial provoque la réduction de l'épaisseur du tube, surtout dans la zone à côté de la ligne de fissure. Et la grande tension axiale allonge considérablement le tube selon la direction longitudinale. Ces deux changements géométriques du tube produit un grand élancement de la partie autour de la ligne de fissure. De plus, les efforts compressifs résiduels avec des valeurs assez grandes sont induits par la déformation plastique dans la direction parallèle au bord de fissure. L'application de ces efforts sur une zone suffisamment élancée produit le phénomène de flambage local.

Pour comprendre mieux le rôle des éléments participant à l'établissement des ondulations sur le bord de fracture, deux autres configurations sont considérées, soit le changement de la fissure initiale du tube, soit le changement de la dimension du cône. Dans les deux cas, en supposant que le problème est toujours symétrique, on n'aborde qu'une moitié du modèle.

Concernant la géométrie du tube, la déchirure d'un tube ayant une longueur de fissure initiale de 240mm est modélisée. La courbe force-déplacement du cône se trouve sur la Fig. 3.46. On constate qu'il y a seulement un pic de force qui est lié au changement de l'état de contact entre le cône et le tube. La différence entre la courbe numérique et expérimentale est due à la relaxation de la contrainte résiduelle lors de la création d'une longue entaille initiale sur le tube. Le calcul numérique doit tenir compte de l'effet de cette contrainte pour approcher la solution expérimentale, ce qui n'est pas abordé dans cette étude. Aucune ondulation n'apparaît sur les bords libres du tube (Fig. 3.47). Pour l'historique de la fissuration (Fig. 3.48), l'entaille initiale commence à propager lorsque le déplacement du cône atteint la valeur de 230mm. La vitesse de la propagation de fissure est presque pareille que celle du cône. La longueur totale de la fissure propagée de 22mm reste très petite par rapport au parcours du cône. La réduction de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$  à la fin du test se trouve sur la Fig. 3.49. L'épaisseur change très peu, le rapport entre l'épaisseur à la configuration de la déformée finale et celle de l'état initial varie autour de la valeur unitaire.

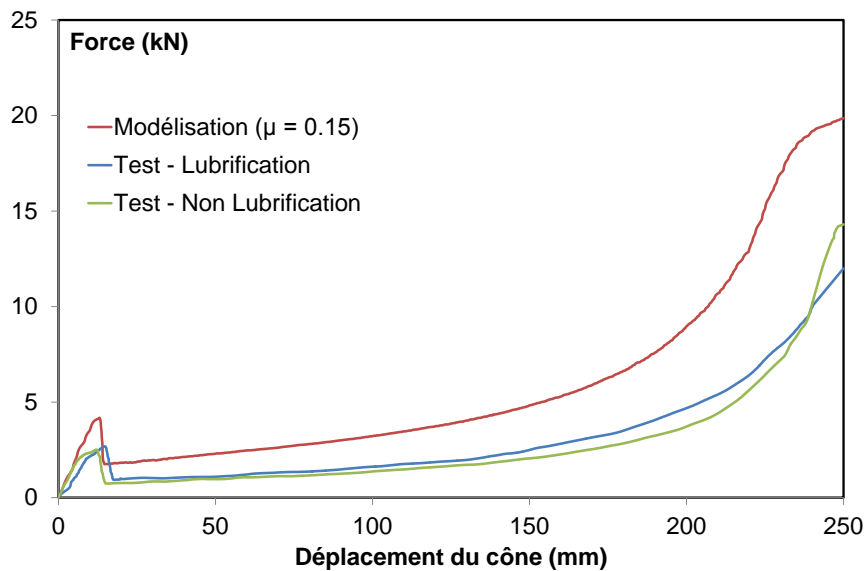


Fig. 3.46. Courbe force-déplacement du cône

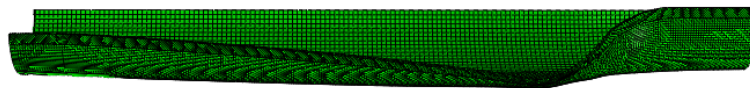


Fig. 3.47. Déformée du tube

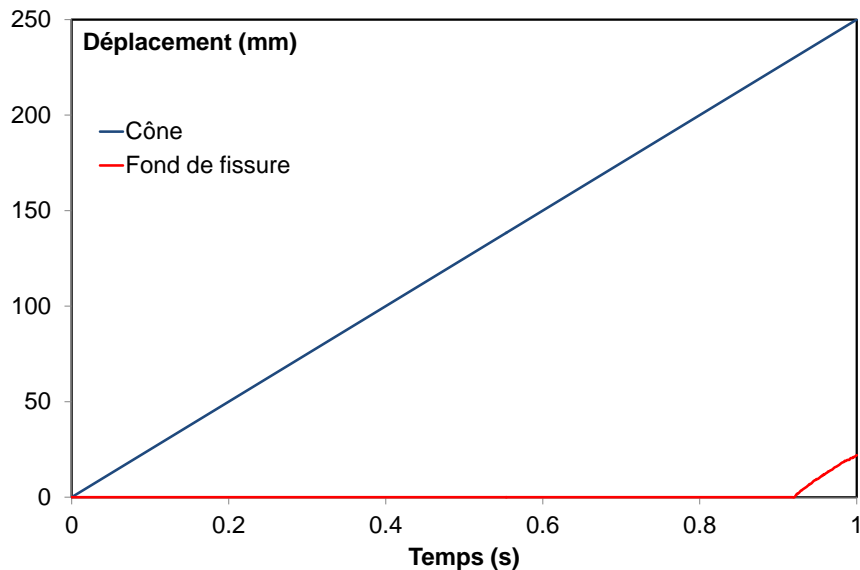
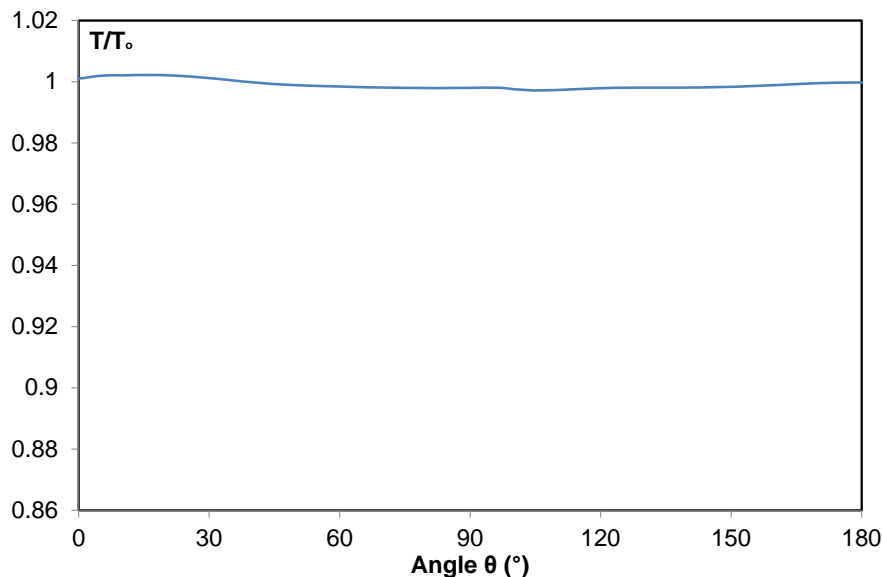


Fig. 3.48. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure

Fig. 3.49. Réduction finale de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$ 

L'historique des déformations membranaires axiales et circonférentielles à la section  $y = 150\text{mm}$  du tube est montré sur les Fig. 3.50 et Fig. 3.51. On peut constater que l'étréage circonférentiel est légèrement plus fort que l'étréage axial. Pour les deux directions, la déformation de la zone autour de la ligne de fissure entre dans la phase plastique. Cependant, sa valeur reste très petite. En conséquence, cette zone s'allonge très peu dans le sens longitudinal. Cette caractéristique et la réduction négligeable de l'épaisseur rendent l'élançement de la structure moins important. La Fig. 3.52 donne la distribution des efforts généraux axiaux le long de la génératrice du tube lorsque le cône est déplacé 200mm à l'intérieur du tube. On peut voir qu'un effort général compressif existe dans la direction axiale. Cependant, la zone de compression le long de la fracture est très étroite (7mm de large) et courte (35mm de long). Le flambage local ne peut pas avoir lieu lorsque la zone peu élançée est soumise aux efforts de compression avec telles propriétés mentionnées.



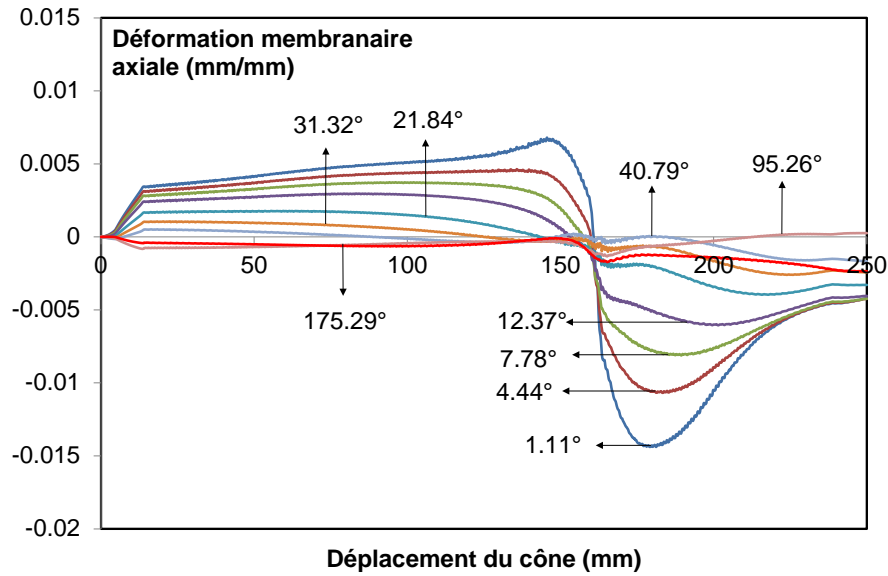


Fig. 3.50. Déformation membranaire axiale à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône

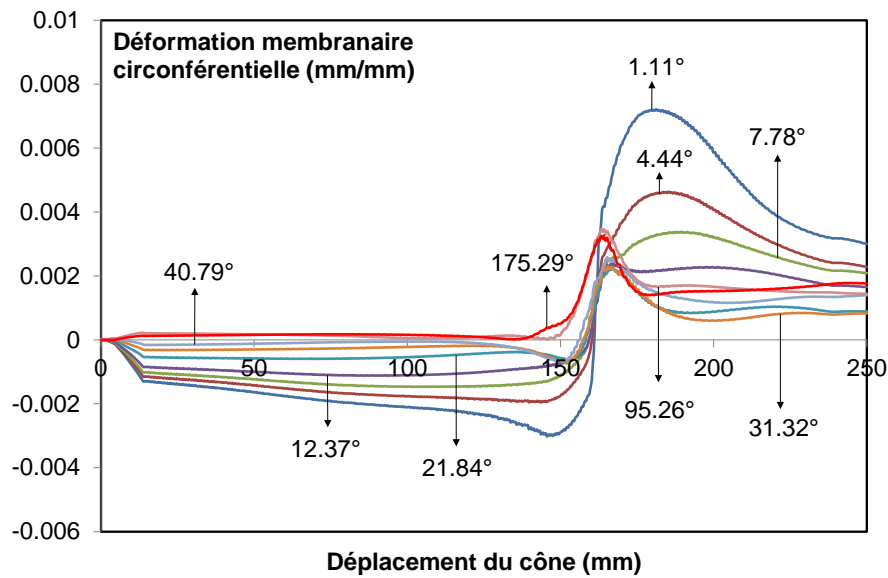


Fig. 3.51. Déformation membranaire circonférentielle à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône

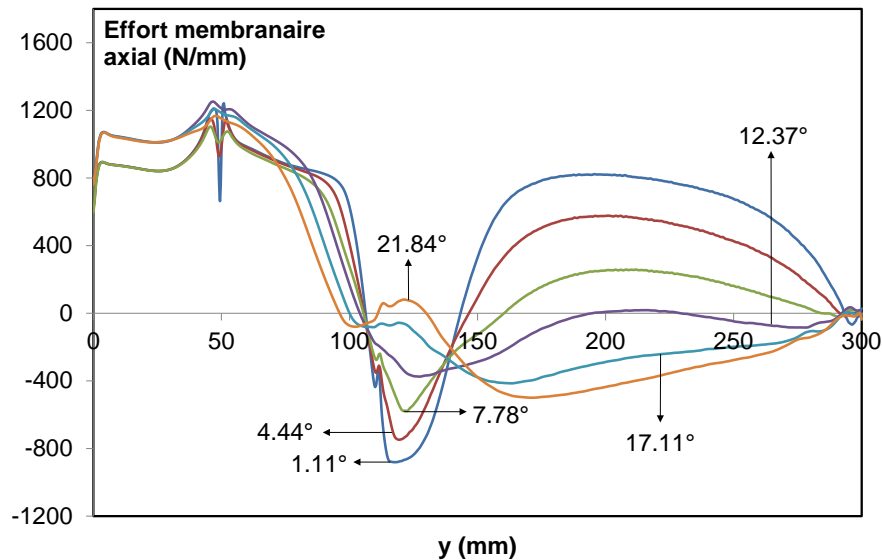


Fig. 3.52. Distribution des efforts généraux axiaux le long de la direction axiale du tube correspondant à 200mm de déplacement du cône

Pour le changement du cône, la déchirure du tube de fissure initiale de 20mm par un cône plus petit est considérée. La dimension du cône est choisie en se basant sur le diamètre effectif (diamètre intérieur du tube), la hauteur effective (la distance entre le plan contenant le diamètre maximal et le plan contenant le diamètre égal au diamètre intérieur du tube) et l'angle incliné, sa forme se trouve sur la Fig. 3.53. La simulation montre la courbe force-déplacement du cône comme l'indique de la Fig. 3.54. Le comportement se compose aussi trois étapes, deux premières instables et la troisième stable. Par contre, il n'y a pas d'ondulations sur le mode de rupture finale du tube (Fig. 3.55). L'entaille commence à propager lorsque le déplacement du cône atteint la valeur de 17mm (Fig. 3.56). La vitesse de la propagation de fissure dans la première étape est un peu plus grande que celle du cône. Ensuite, cette vitesse diminue jusqu'à la fin du test, sa valeur finale est inférieure à la vitesse constante du cône. La réduction de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$  à la fin du test se trouve sur la Fig. 3.57. La diminution maximale de l'épaisseur a lieu à la ligne de fissure, qui atteint une valeur d'environ 13%.

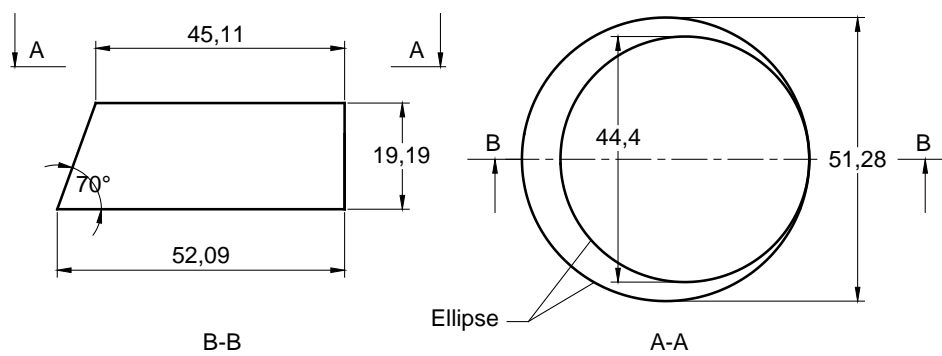


Fig. 3.53. Dimension du cône

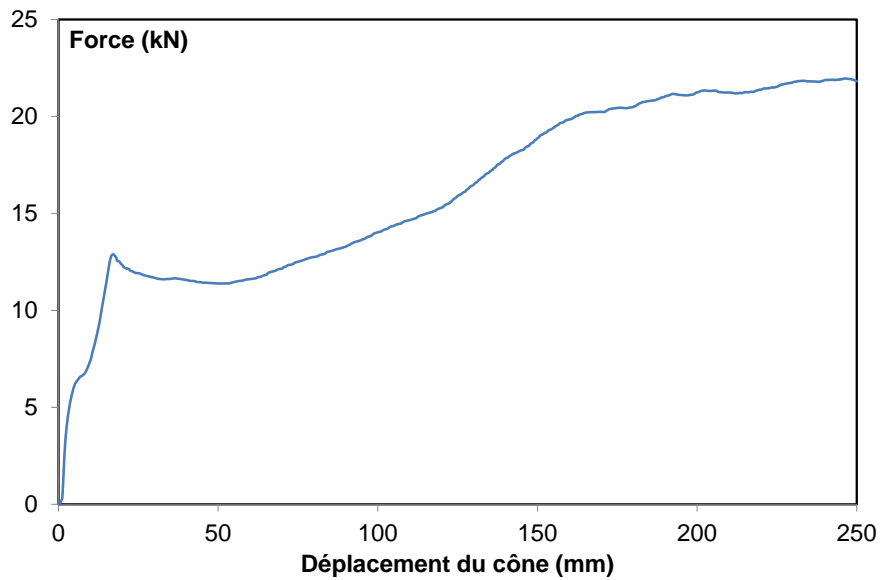


Fig. 3.54. Courbe force-déplacement du cône

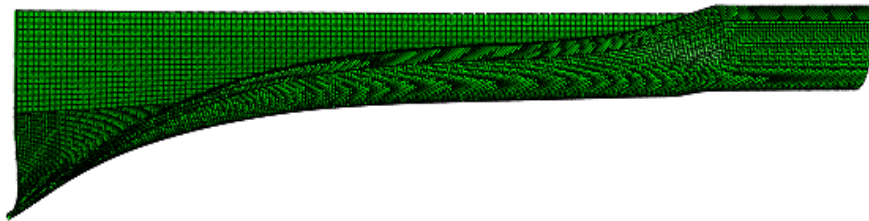


Fig. 3.55. Déformée du tube

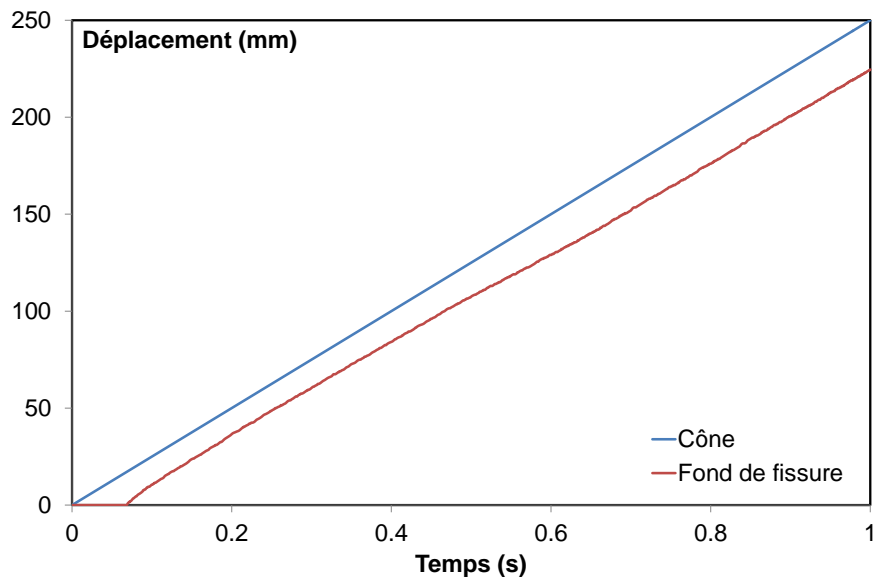


Fig. 3.56. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure

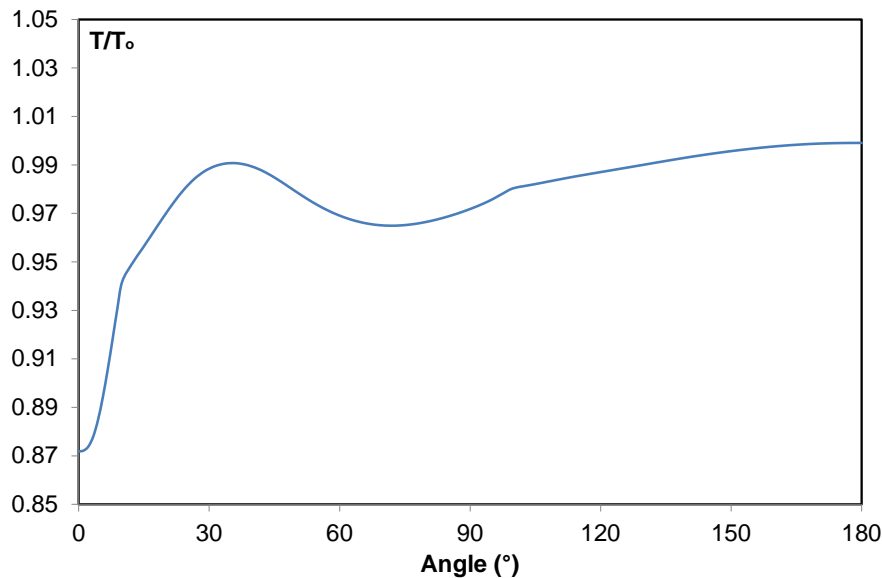


Fig. 3.57. Réduction finale de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$

L'historique des déformations membranaires axiales et circonférentielles à la section  $y = 150\text{mm}$  du tube est montré sur les Fig. 3.58 et Fig. 3.59. On peut constater que l'étrépage circonférentiel est le mode principal de la déformation du tube. La section transversale a été totalement étrépage dans la direction circonférentielle quand le cône la passe. L'étrépage axial se produit dans une zone très étroite près de la fracture lorsque le cône s'approche de la section. L'allongement de la zone plastique du tube dans le sens axial reste petit. La Fig. 3.60 donne la distribution des efforts généraux axiaux le long de la génératrice du tube lorsque le cône est déplacé 200mm à l'intérieur du tube. On peut voir qu'un effort général compressif existe dans la direction axiale. Une fois que le cône passe la section, cette contrainte de compression apparaît dans la direction axiale due à l'étrépage circonférentiel et l'incompressibilité plastique. La zone de compression le long de la fracture a une longueur de 65mm et une largeur de 7mm. Malgré la valeur considérable des efforts compressifs, les ondulations n'apparaissent pas sur les lèvres de fissure car l'élançement de la structure n'est pas suffisamment grand.

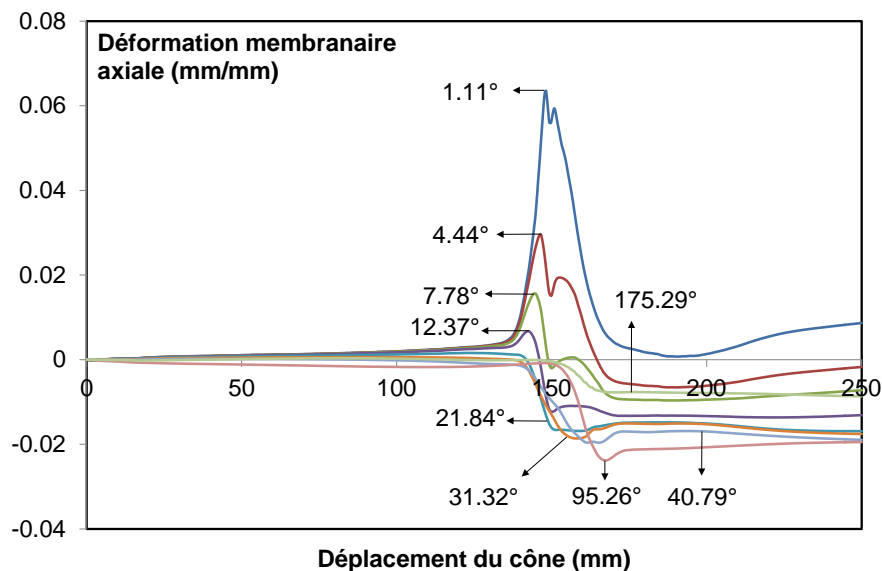


Fig. 3.58. Déformation membranaire axiale à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône

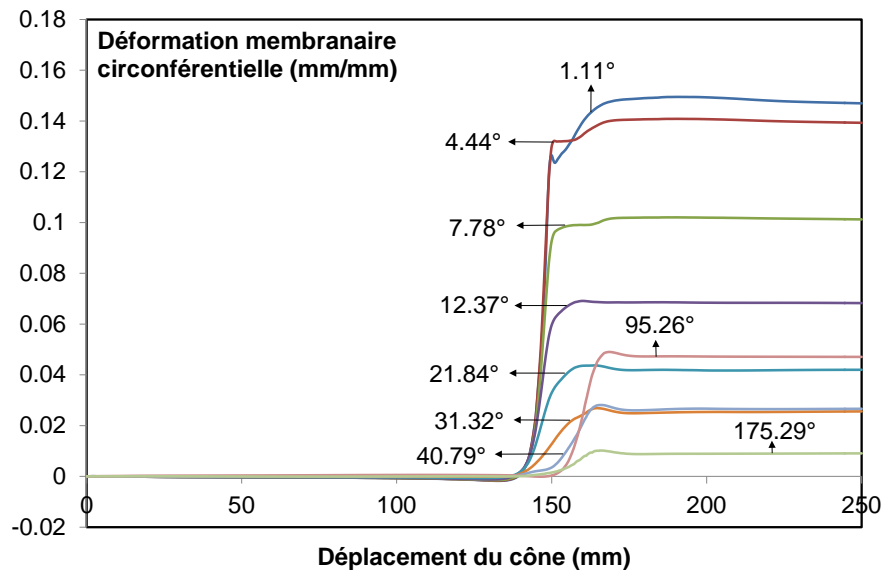


Fig. 3.59. Déformation membranaire circonférentielle à la section  $y = 150\text{mm}$  durant le parcours du cône

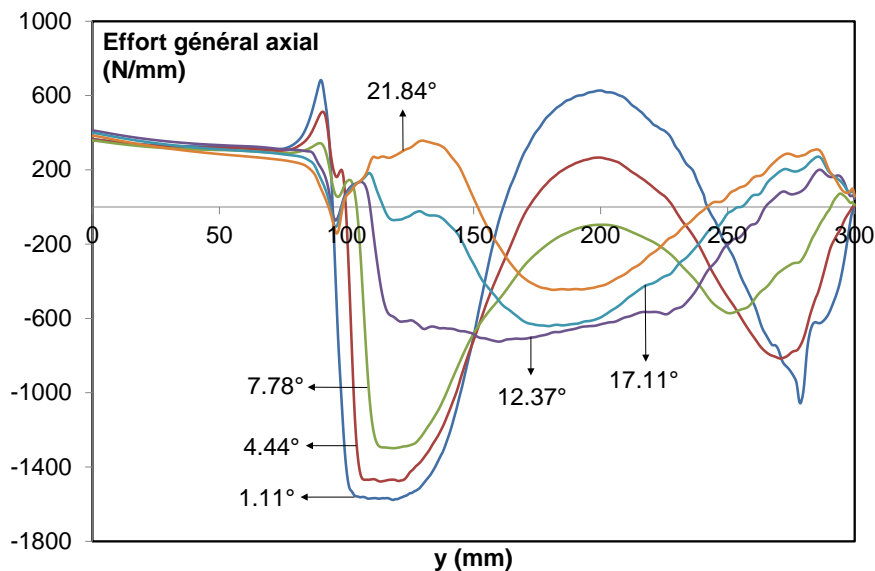


Fig. 3.60. Distribution des efforts généraux axiaux le long de la direction axiale du tube correspondant à  $200\text{mm}$  de déplacement du cône

En conclusion, le bord onduleux est un phénomène de flambage local dans le sillage en plastique provoqué par l'effort de compression résiduel dans la direction parallèle à la fissure. Elle peut seulement se produire sous certaines conditions. Premièrement, la déformation plastique dans la direction parallèle au bord de fracture doit exister et être assez grande pour produire suffisamment d'efforts compressifs résiduels après la décharge. Deuxièmement, la zone plastique près de la ligne de fissure doit être assez large et élancée. Ce qui signifie que la combinaison de l'étirage axial et l'étirage circonférentiel doit produire une forte réduction de l'épaisseur de la zone autour de la ligne de fissure. De plus, la déformation axiale est suffisamment grande pour allonger le tube dans cette zone afin d'augmenter l'élancement de la zone sous compression.

## 3.4 Influence des paramètres

L'étude de l'influence des paramètres sur la déchirure concerne certains aspects tels que le type d'élément utilisé, la variation de la géométrie du tube, la géométrie différente du cône, le coefficient de frottement, les paramètres cohésifs, le rayon en biseau, et finalement le modèle de rupture utilisé.

### 3.4.1 Influence des éléments utilisés

Pour jauger la performance de différents types d'éléments, nous avons effectué des simulations sur le tube 50x1.5 avec frottement ( $\mu = 0.15$ ) en variant l'élément utilisé, mais en conservant les autres composants de la modélisation. Trois cas ont été considérés, l'un décrit ci-dessus utilise les éléments coques volumiques SC8R, le deuxième combine les éléments solides C3D8I dans la zone 1, et SC8R dans les zones 2 et 3, le troisième modèle ne comprend que C3D8I. Ce dernier à 8 nœuds, est un type d'élément incompatible. Les trois configurations donnent un comportement presque identique pour ce qui est de la première phase, cependant les pics d'effort se différencient et le reste de la courbe est varié. Le deuxième cas produit une réponse intermédiaire entre celle du premier et celle du troisième (Fig. 3.61). Les éléments coques volumiques semblent plus souples que les éléments massifs, par rapport à l'expérimentation, la déformée de la configuration avec l'élément SC8R donne le meilleur résultat. Pour les éléments solides, l'augmentation de la densité de maillage est certainement nécessaire pour mieux capturer les ondulations (Fig. 3.62). Sur le bilan global de la fissuration (Fig. 3.63), les trois cas montrent une grande vitesse de la propagation de fissure à l'étape d'amorçage par rapport à celle du cône. Après, le cône et le fond de fissure avancent avec le même rythme durant la fissuration stable. Cependant, une chute de la vitesse d'avancement de fissure se trouve à la fin de l'analyse. L'observation détaillée des périodes typiques de la fracture (Fig. 3.64) démontre que l'utilisation seulement des éléments SC8R accélère la fissuration au début de la rupture. Par contre, les éléments C3D8I, qui absorbent plus d'énergie par son comportement tridimensionnel, surtout la plasticité au voisinage du fond de fissure, rendent la propagation de fissure douce. Lorsque la fissure se propage de manière stable, la vitesse n'est pas semblablement influencée par les éléments différents. Enfin, la longueur de fissure atteint la valeur maximale pour la première configuration (SC8R).

La comparaison de la déformation dans la direction radiale des points au milieu de l'épaisseur est proposée pour trois cas considérés (Fig. 3.65). Au voisinage du fond de fissure, on peut constater que la déformation dans le cas des éléments solides est la plus grande et que la plus petite valeur de la déformation appartient à la configuration de SC8R. Loin de cette zone, l'influence des éléments sur la déformation est très limitée. L'observation globale d'une coupe transversale de la zone 1 à la coordonnée de  $y = 150\text{mm}$  pour la rupture finale est montrée sur la Fig. 3.66. L'utilisation des éléments solides modélise bien le phénomène de la striction locale à la zone rompue. En fonction du type d'élément utilisé, les coûts de calcul peuvent varier notablement, surtout pour la grande structure et le problème très non-linéaire. Une comparaison de la performance numérique avec l'utilisation d'une machine d'analyse (i5 CPU : 4 Processors, 2.8 GHz) est résumée dans le Tab. 3.5. On remarque une augmentation considérable du temps de calcul en utilisant l'élément C3D8I.

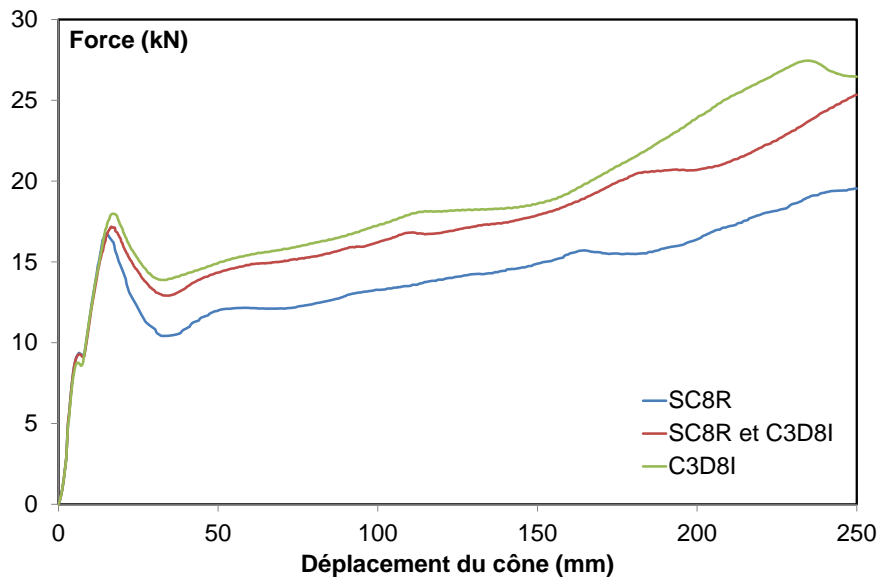


Fig. 3.61. Courbe force-déplacement du cône en fonction des éléments utilisés

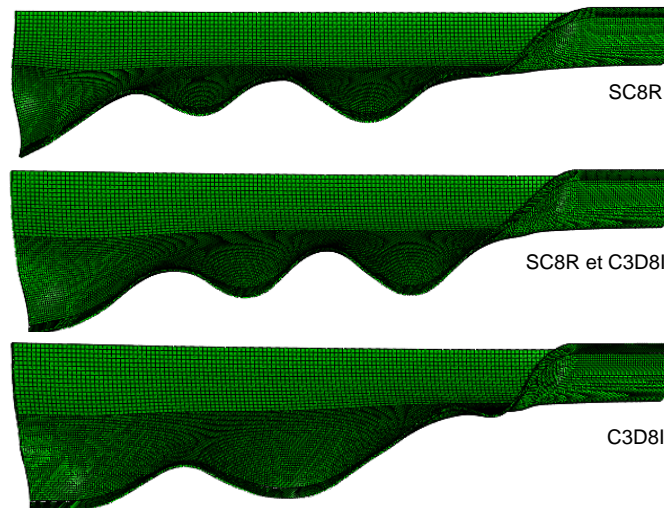


Fig. 3.62. Déformée du tube en fonction des éléments utilisés

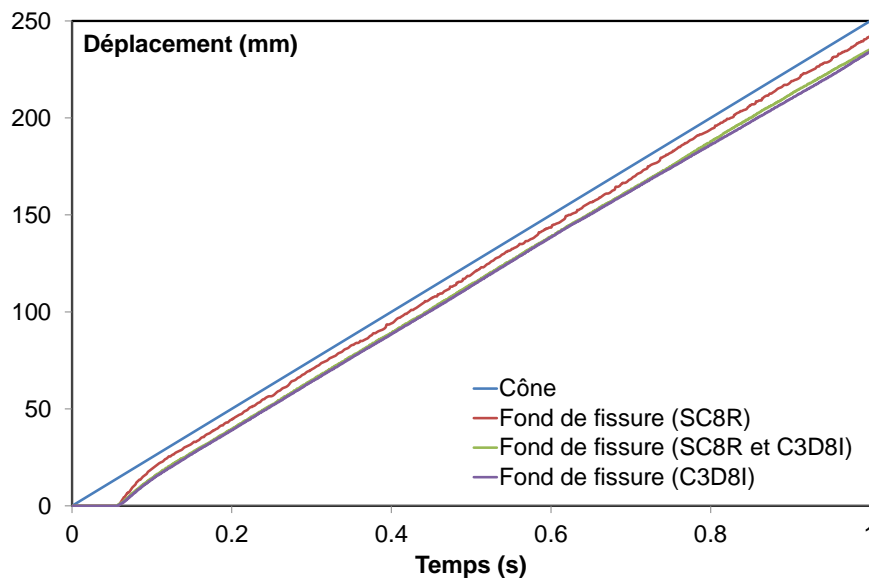


Fig. 3.63. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction des éléments utilisés

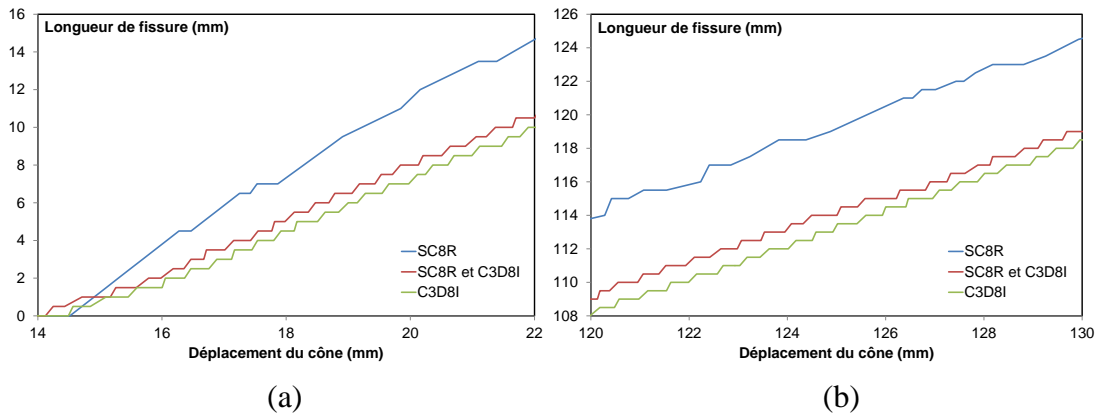


Fig. 3.64. Etapes typiques de la propagation de fissure en fonction des éléments utilisés, (a) initiation, (b) phase stable

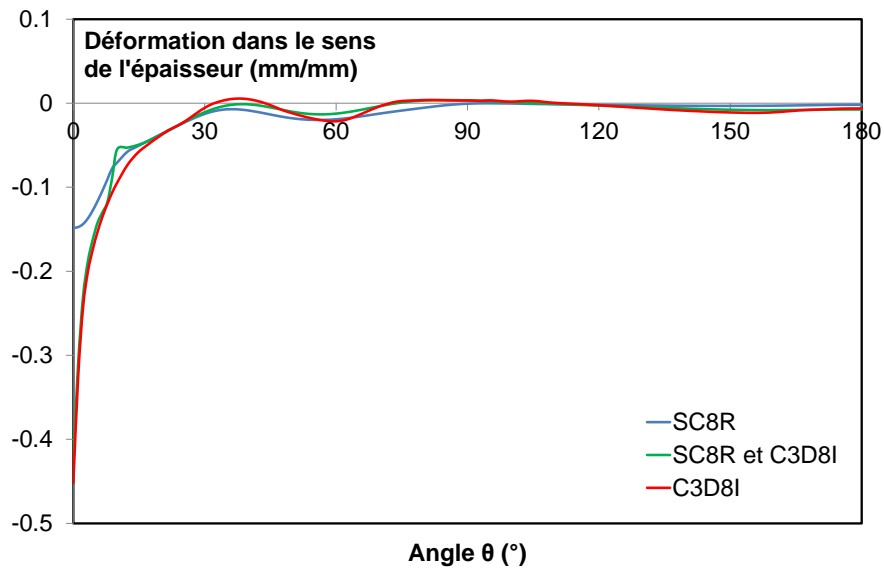


Fig. 3.65. Déformation radiale à la rupture finale des points au milieu de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$  en fonction des éléments utilisés

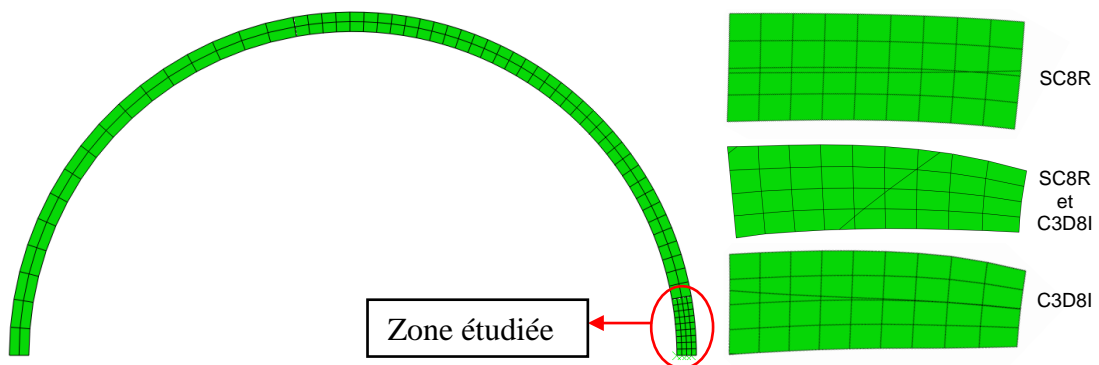


Fig. 3.66. Déformée finale d'une coupe transversale de la zone 1 à la coordonnée de  $y = 150\text{mm}$  en fonction des éléments utilisés



	SC8R	SC8R et C3D8I	C3D8I
No. of increments	593	1855	6361
No. of iterations	5051	11236	37403
No. of inc. cuts	83	506	1795
Wall clock time (h)	10	31	117

Tab. 3.5. Performance numérique en fonction des éléments utilisés

## 3.4.2 Influence de la géométrie du tube

### 3.4.2.1 Longueur du tube

Le tube 50x1.5, avec le frottement ( $\mu = 0.15$ ), de même longueur de l'entaille initiale ( $L_f = 20\text{mm}$ ) est testé en considérant ses longueurs différentes ( $L_t = 200, 300, 400\text{mm}$ ). Le parcours du cône est moins 50mm de la longueur totale du tube correspondant. Les pics de force sont plus grands pour les tubes plus courts. Ces valeurs convergent vers une constante lorsque la longueur du tube augmente (Fig. 3.67). Les ondulations dans le tube le plus long sont très régulières, qui expriment la domination de la zone stable de la propagation de fissure (Fig. 3.68). La fissure se propage le plus tôt pour le cas du tube de  $L_t = 200\text{mm}$  (Fig. 3.70(a)). Le processus de la fissuration confirme que sa vitesse n'est pas influencée par la longueur du tube (Fig. 3.69, Fig. 3.70).

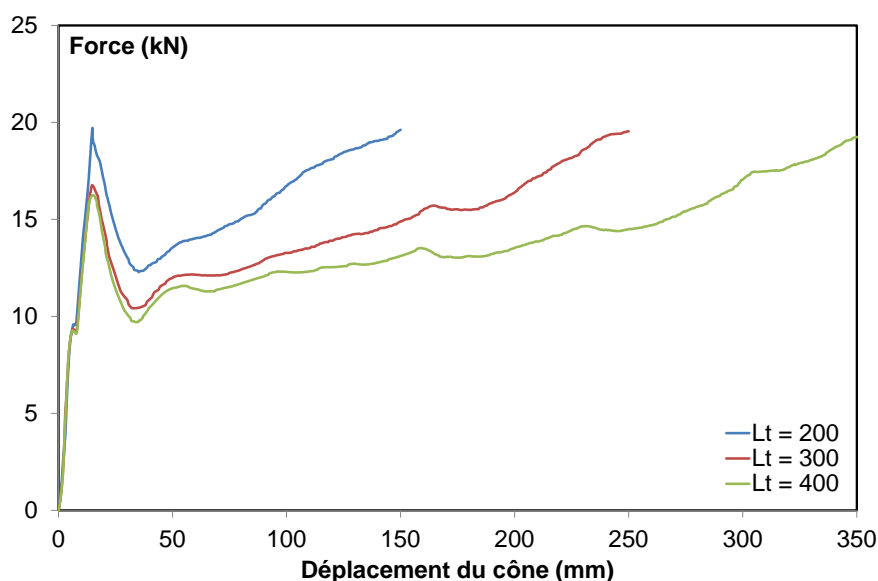


Fig. 3.67. Courbe force-déplacement du cône en fonction de la longueur du tube

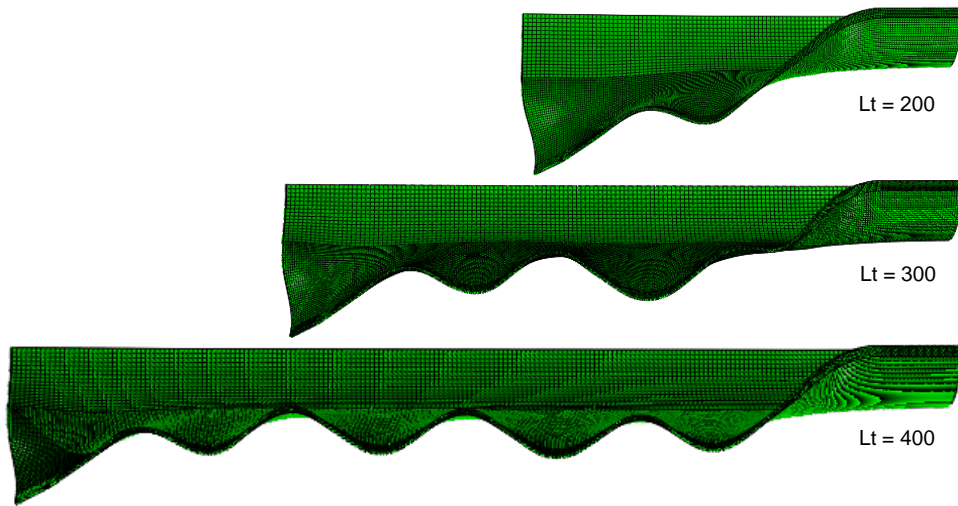


Fig. 3.68. Déformée du tube en fonction de sa longueur

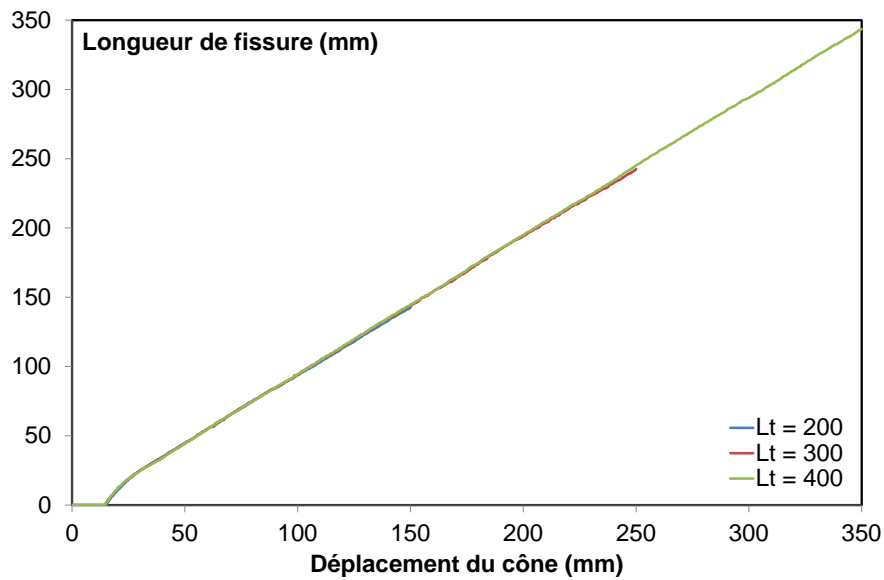


Fig. 3.69. Longueur de fissure en fonction du déplacement du cône pour des tubes de longueur différente

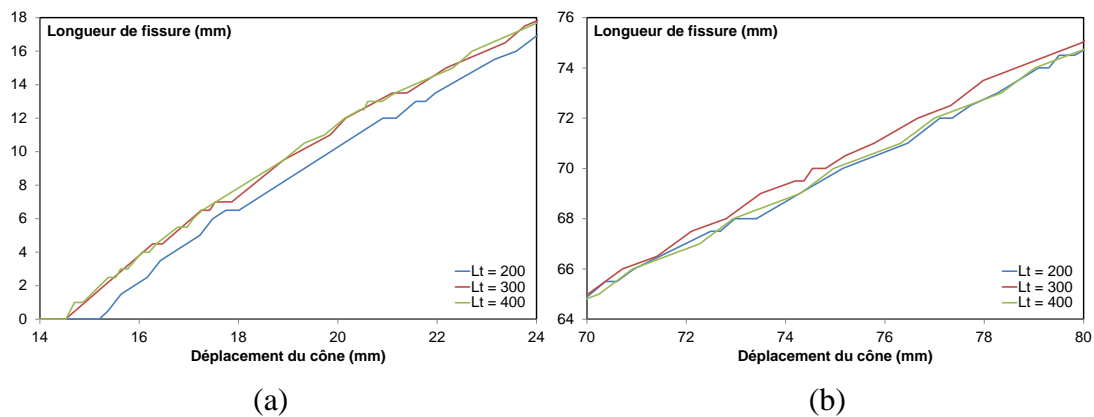


Fig. 3.70. Etapes typiques de la propagation de fissure pour les tubes de longueur différente, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.2.2 Longueur de la fissure initiale

L'effet de la longueur initiale de la fissure dite  $L_f$  est étudiée dans cette partie, les autres paramètres du modèle sont maintenus. Des valeurs différentes de  $L_f$  (10, 20, 40, 80mm) sont étudiées. Le résultat de calcul montre la forte influence de ce paramètre sur la première moitié de la courbe de comportement (Fig. 3.71). Les pics de force sont inversement proportionnels à la longueur de fissure initiale. La deuxième partie de la courbe est moins sensible. Au niveau de la déformée finale, l'augmentation de  $L_f$  baisse évidemment le nombre des ondes de flambage et change ses caractéristiques géométriques (Fig. 3.72). L'historique de l'avancement de la fissure et du cône est présenté sur la Fig. 3.73. Il semble que « la vitesse de la propagation de fissure » dans la première phase diminue avec l'augmentation de  $L_f$ , mais elle est toujours supérieure à la vitesse du cône. Dans la phase stable, on constate la même « vitesse de fissuration ».

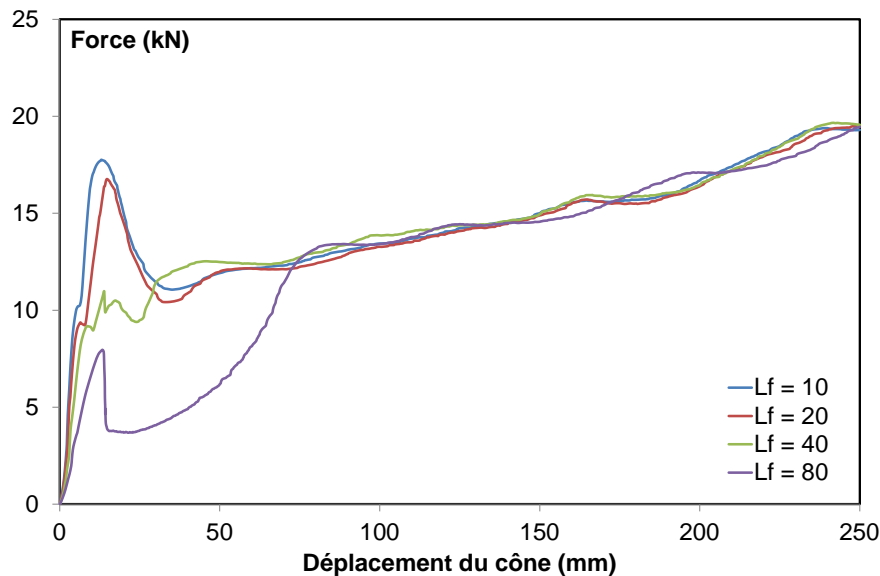


Fig. 3.71. Courbe force-déplacement en fonction de la longueur initiale de la fissure

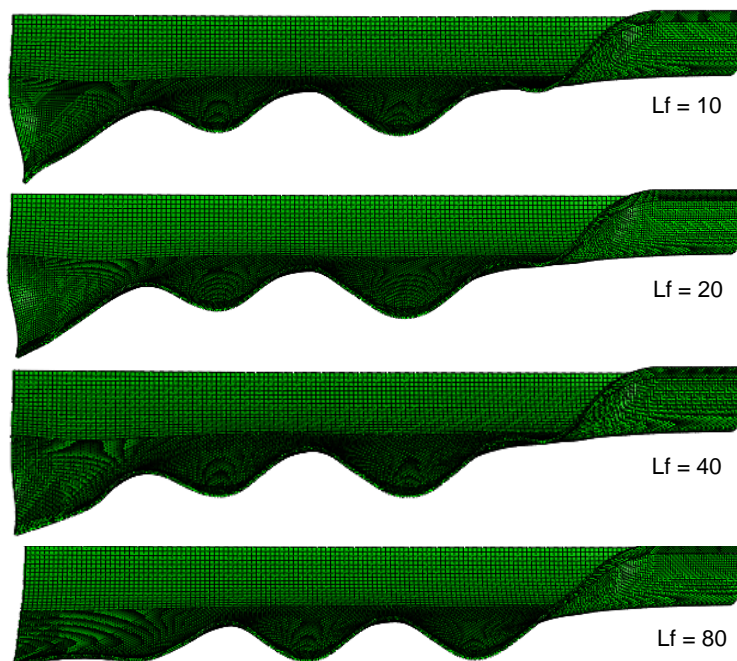


Fig. 3.72. Déformée du tube en fonction de la longueur initiale de la fissure

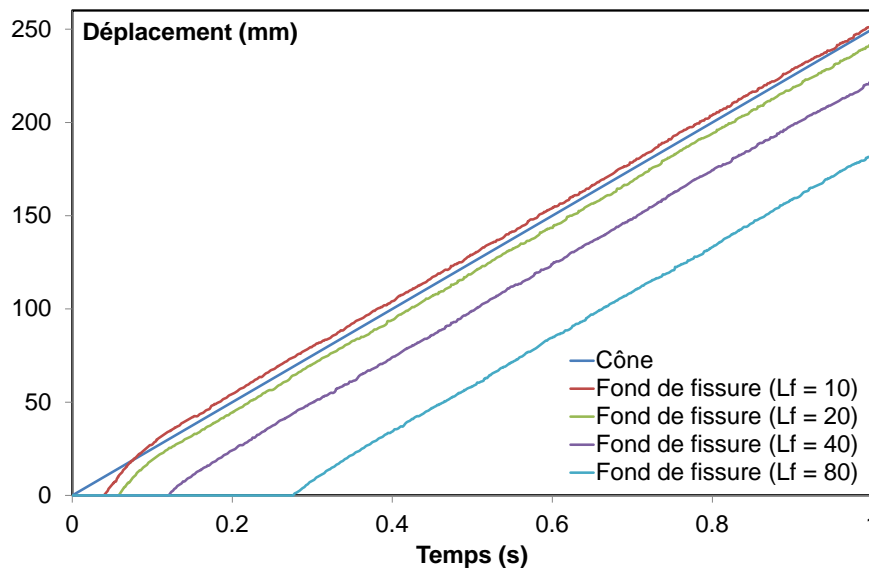


Fig. 3.73. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction de la longueur initiale de la fissure

### 3.4.2.3 Rapport $R_0/T_0$

Les autres tubes de même nuance, de même longueur totale et de même longueur de fissure initiale sont analysés en maintenant les paramètres matériels. Les dimensions du tube sont respectivement de 48.3x2 et de 48.3x3.2. La comparaison entre le calcul (avec et sans frottement) et l'expérimentation est menée. On peut constater que la courbe de comportement et la déformée du cas présentant le frottement sont en bon accord avec les tests. Le cas sans frottement donne toujours une courbe plus basse (Fig. 3.74, Fig. 3.78). Cependant, la déformée finale est vraisemblablement très peu influencée par le frottement (Fig. 3.75, Fig. 3.79). Au début de la fissuration, la vitesse de la propagation de fissure est plus grande que celle du cône. Après atteinte d'une certaine valeur d'avancement, la fissure entre dans une phase stable et se propage à la même vitesse que le cône (Fig. 3.76, Fig. 3.80). Il semble que le frottement n'a aucun effet sur la vitesse de la propagation de fissure dans les deux étapes (transitoire et stable) caractéristiques de ce procédé de déchirure. Mais l'utilisation d'une valeur finie de ce paramètre rend l'initiation de la fissuration tardive (Fig. 3.77, Fig. 3.81). En faisant une comparaison entre les différents tubes, on voit que le tube le plus épais cause la force la plus grande et produit moins d'ondes de flambage. Il en résulte que les caractéristiques d'ondulations ne sont pas identiques, bien que la forme de la courbe de comportement soit identique.

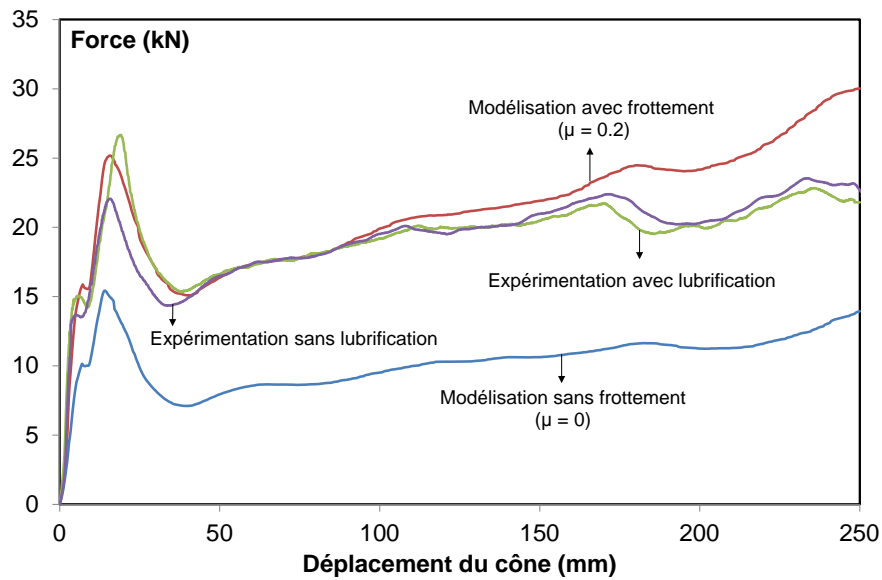


Fig. 3.74. Courbe force-déplacement du cône pour le tube 48.3x2

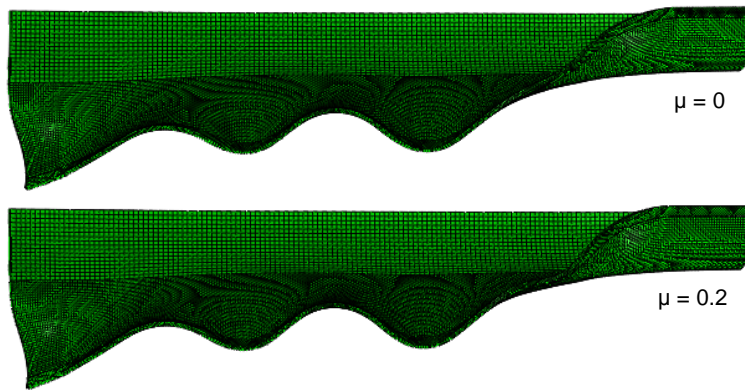


Fig. 3.75. Déformée du tube 48.3x2

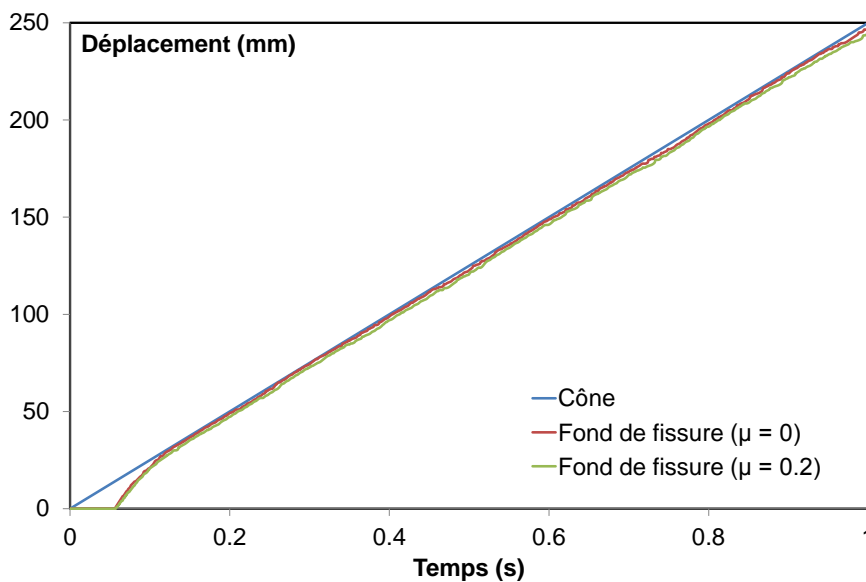


Fig. 3.76. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure pour le tube 48.3x2

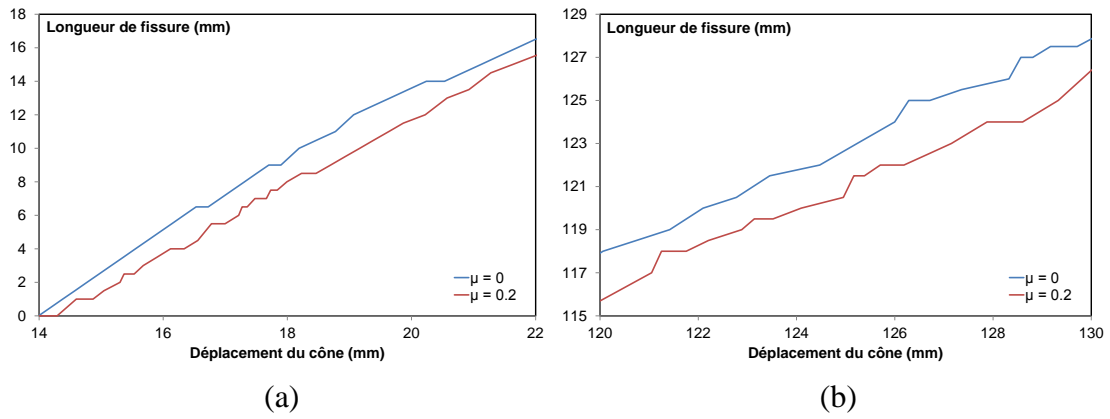


Fig. 3.77. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure pour le tube 48.3x2, (a) initiation, (b) phase stable

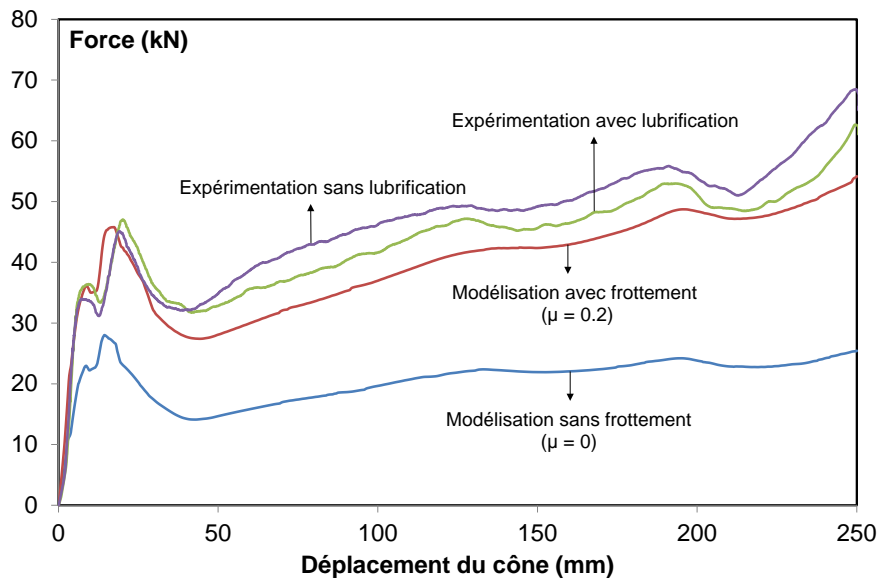


Fig. 3.78. Courbe force-déplacement du cône pour le tube 48.3x3.2

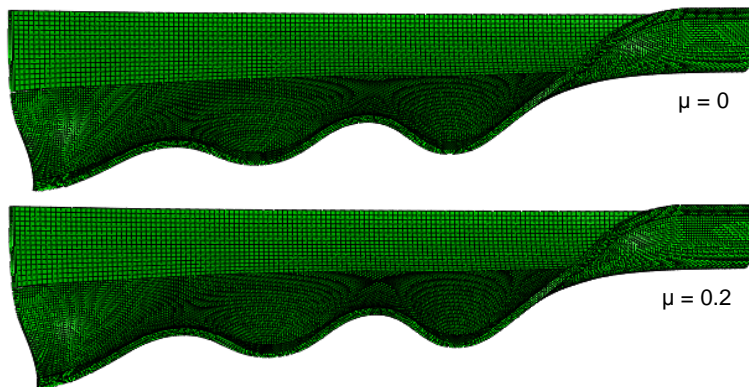


Fig. 3.79. Déformée du tube 48.3x3.2

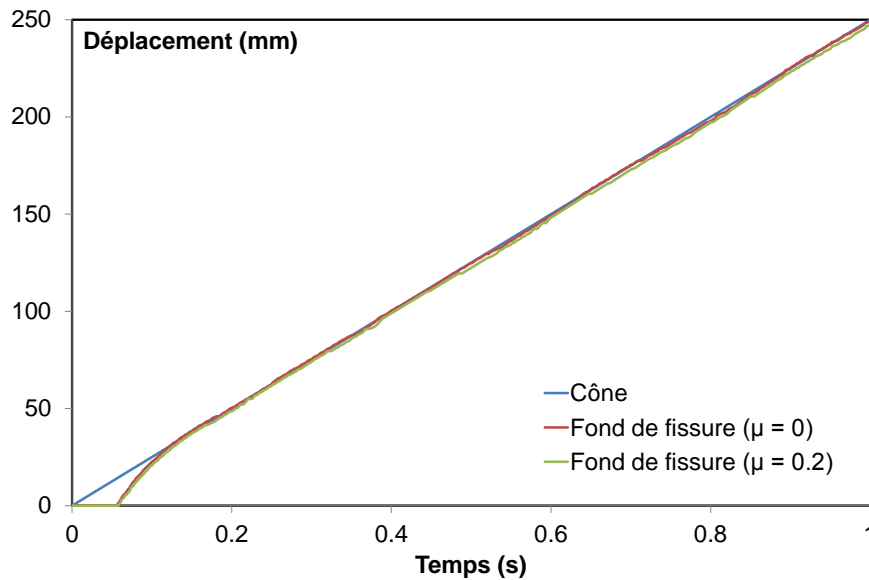


Fig. 3.80. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure pour le tube 48.3x3.2

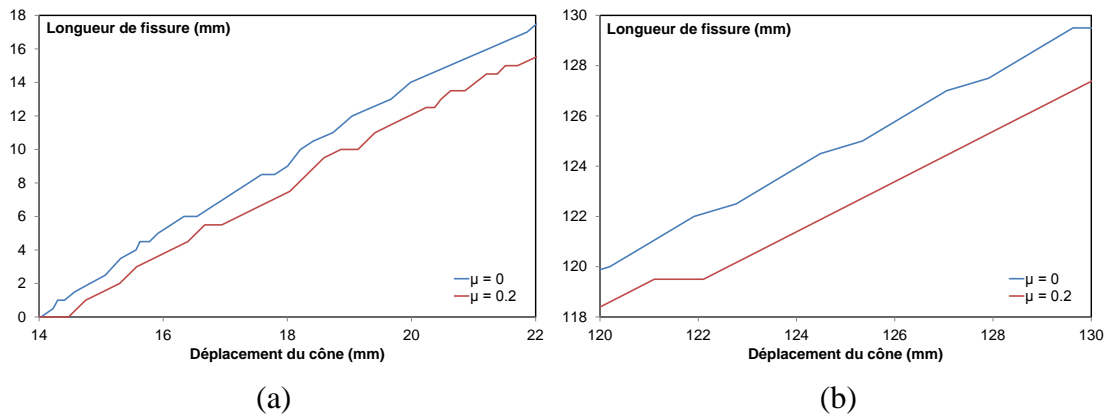


Fig. 3.81. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure : tube 48.3x3.2, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.2.4 Ovalisation du tube

Durant la fabrication du tube, les défauts géométriques sont inévitables. En particulier, l’ovalisation est fréquemment observée (Fig. 3.82). Elle est définie par le paramètre  $\rho_o$  qui s’exprime suivant la formule (3.54). Son influence va être considérée dans cette partie.

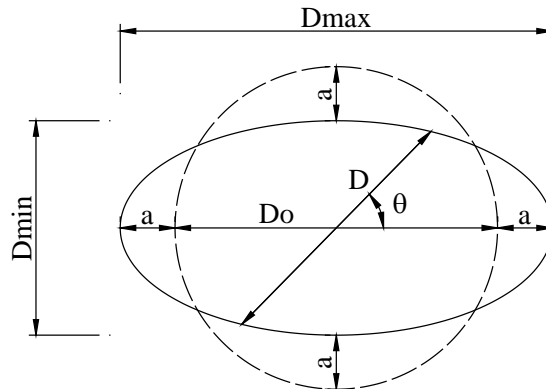


Fig. 3.82. Forme d'ovalisation (ellipse) de la section du tube

$$\rho_o = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_o} \tag{3.54}$$

Le diamètre quelconque de la section ovalisée est déterminé par :

$$D = D_o + 2a \cdot \cos 2\theta \quad (3.55)$$

Les diamètres maximal et minimum de la section ovalisée :

$$\begin{aligned} D_{\max} &= D_o + 2a \\ D_{\min} &= D_o - 2a \end{aligned} \quad (3.56)$$

En introduisant (3.56) dans (3.54), on a :

$$\rho_o = \frac{4a}{D_o} \quad (3.57)$$

Le tube sans ovalisation correspond au cas  $\rho_o = 0$ , qui a déjà été étudié dans la partie précédente. Ci-après, le tube ovale ( $\rho_o = 1\%$ ) est analysé afin de regarder l'effet de ce défaut géométrique sur le comportement à la déchirure et au flambage, sachant que la mesure expérimentale de la section du tube donne une valeur d'ovalisation plus petite ( $\rho_o = 0.5\%$ ). En supposant que le problème est toujours symétrique, on ne considère que les cas où le diamètre maximal est coïncident (nommer  $\rho_c$ ) ou perpendiculaire (nommer  $\rho_p$ ) au plan de fissure. Les résultats de calcul sont donnés ci-dessous. Les courbes de comportement montrent que cette valeur d'ovalisation influence très peu la valeur de la force (Fig. 3.83). Les modes de flambage sont presque identiques (Fig. 3.84). Les étapes du développement de la fissure sont les mêmes (Fig. 3.85). La vitesse à l'initiation de la fissuration est plus grande que celle du cône. Ensuite, une valeur identique est observée à la fois pour le cône et en fond de fissure. Une baisse de la vitesse de fissuration est constatée à la fin du test. Un zoom de l'historique de la propagation de fissure sur certaines zones typiques est montré sur la Fig. 3.86. Il semble que le début de fissuration est retardé pour le cas  $\rho_p = 1\%$ , et plus tôt pour le cas de  $\rho_c = 1\%$ . Cependant, la vitesse de la propagation de fissure des trois cas est très peu différente. Donc, une ovalisation du tube de l'ordre de 1% influence très peu sur les comportements globaux locaux de la structure.

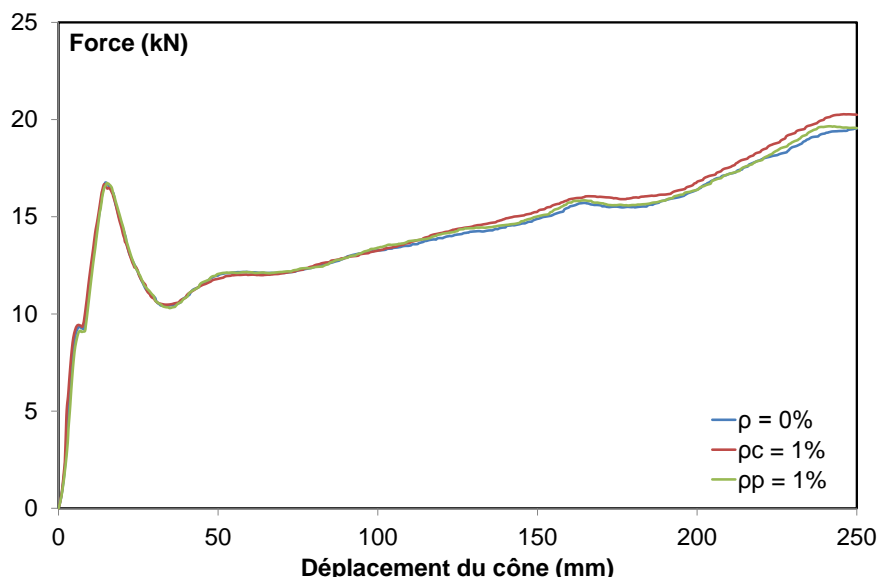


Fig. 3.83. Courbe force-déplacement du cône en fonction de l'ovalisation du tube



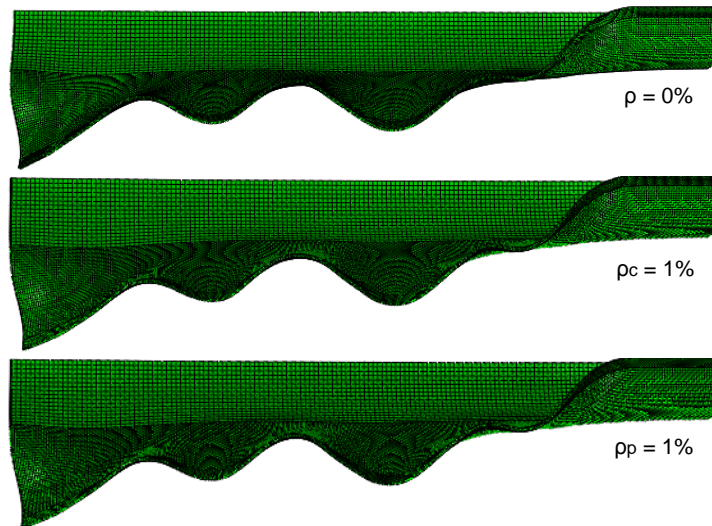


Fig. 3.84. Déformée du tube en fonction de son ovalisation

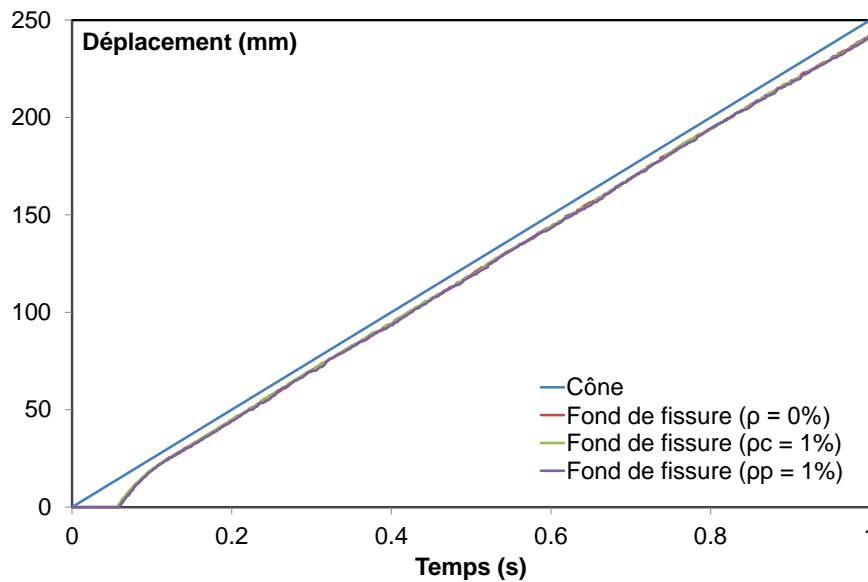


Fig. 3.85. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction de l'ovalisation du tube

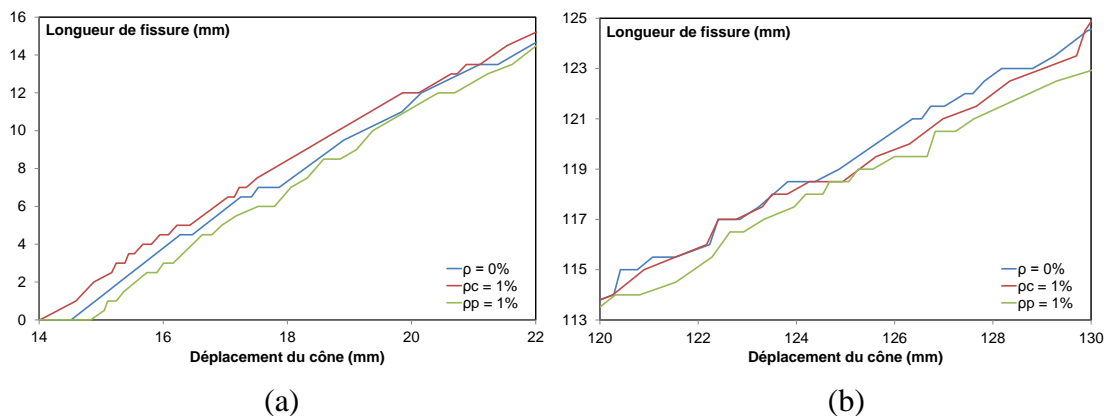


Fig. 3.86. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction de l'ovalisation du tube, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.3 Influence de la géométrie du cône

En considérant le tube 50x1.5 ayant une longueur de fissure initiale de 20mm avec la configuration de frottement ( $\mu = 0.15$ ), l'utilisation des cônes différents est considérée pour observer son influence sur la déchirure du tube. Le cône trop petit peut conduire son entrée à l'intérieur du tube sans générer la propagation de fissure. Le cône trop grand peut provoquer un flambage local ou global avant la propagation de fissure. On choisit donc trois dimensions du cône (cône 1 (Fig. 3.53, page - 142 -), cône 2 (utilisé dans l'essai, Fig. 2.17, page- 60 -) et cône 3 (Fig. 3.87)) qui peuvent éviter les phénomènes mentionnés ci-dessus. Le résultat de calcul pour deux premiers cônes est déjà abordé dans la partie précédente. Le calcul avec le cône 3 et la comparaison entre les trois cônes différents sont ici analysés. La Fig. 3.88 montre la courbe force-déplacement du cône en fonction du cône utilisé. Elle représente toujours trois étapes de comportement, deux premières transitoires et troisième stable. Pour le premier pic de force, les cônes 2 et 3 donnent presque la même valeur qui est plus grande que celle du cas de cône 1. Pour le deuxième pic de force, la valeur maximale et minimale se trouve respectivement au cas du cône 3 et 1. La déformée du tube correspondant aux cônes différents se trouve sur la Fig. 3.89. Le cône 1 ne produit pas les ondulations sur les lèvres de fissure. Les cônes 2 et 3 produisent des ondulations avec des caractéristiques différentes. Pour le cas du cône 3, les ondes de flambage sont plus régulières et sa longueur est plus grande que celles du cas de cône 2. L'historique de l'avancement du cône et du fond de fissure est représenté sur les Fig. 3.90, Fig. 3.91. On voit que l'initiation de fissure a lieu le plus tôt dans le cas du cône 3, et le plus tard dans le cas du cône 1. Pour les trois cas de cône considérés, la vitesse de la propagation de fissure à l'étape d'initiation de fissuration est toujours plus grande que celle du cône. Dans cette étape, la vitesse maximale et minimale se trouve respectivement au cas du cône 3 et 1. Dès certain parcours du cône, le fond de fissure correspondant au cône 3 et le cône avancent avec la même vitesse jusqu'à la fin du test. Les fonds de fissure correspondant aux cônes 1 et 2 changent sa vitesse d'avancement peu à peu de façon que la vitesse finale soit plus petite que celle du cône. La réduction finale de l'épaisseur de la section  $y = 150\text{mm}$  est montrée sur la Fig. 3.92. Près de la ligne de fissure ( $0 < \theta < 3.3^\circ$ ), la réduction maximale et minimale correspondent respectivement aux cas du cône 3 et 1. Elle est presque pareille dans la zone à côté de la première zone ( $3.3^\circ < \theta < 31.32^\circ$ ). Le changement de l'épaisseur devient très différent dans la zone où l'angle de  $\theta$  varie de  $31.32^\circ$  à  $147.06^\circ$ . Et l'épaisseur de la zone restante ( $147.06^\circ < \theta < 180^\circ$ ) semble insensible à l'application des cônes différents. On constate que plus le cône est grand plus la variation de l'épaisseur est forte.

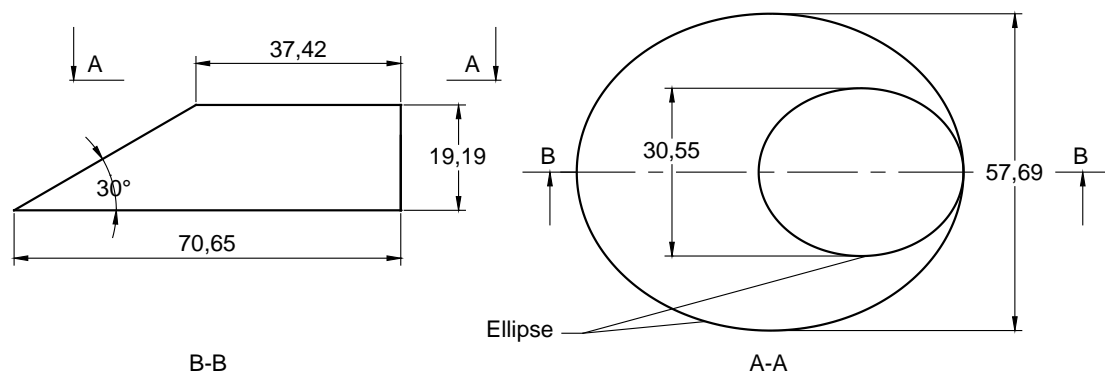


Fig. 3.87. Dimension du cône 3

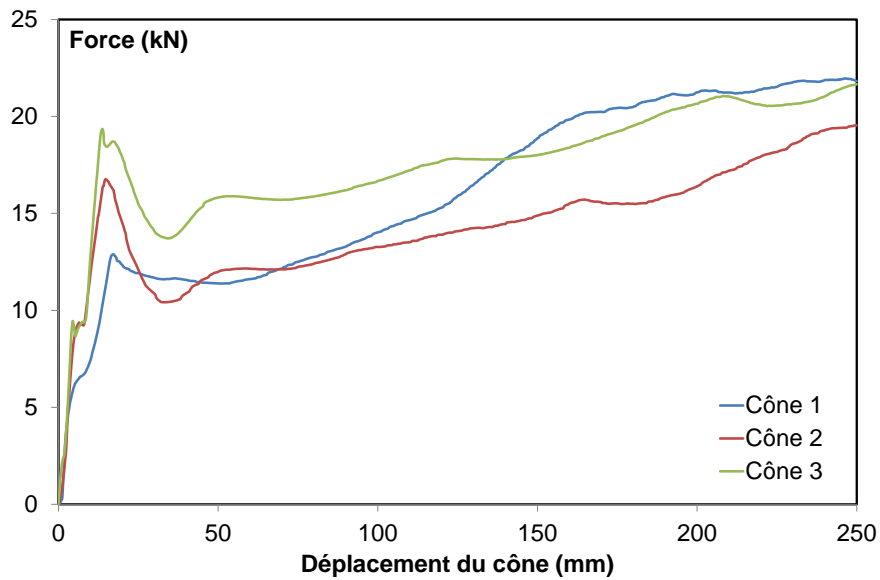


Fig. 3.88. Courbe force-déplacement du cône en fonction de sa taille

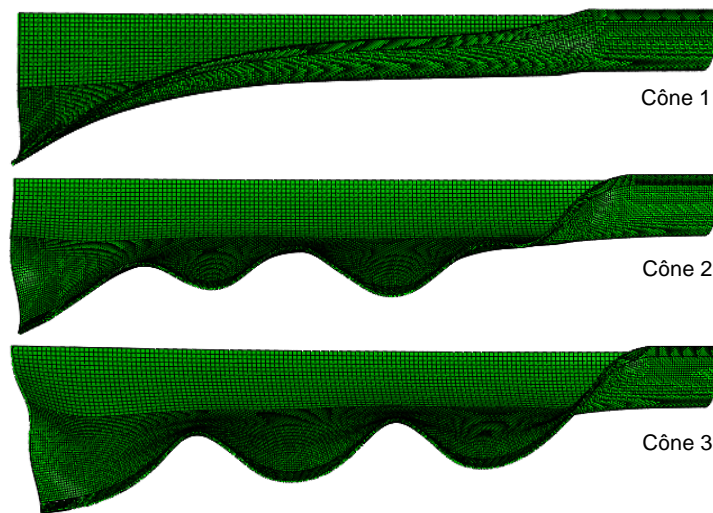


Fig. 3.89. Déformée du tube en fonction du cône utilisé

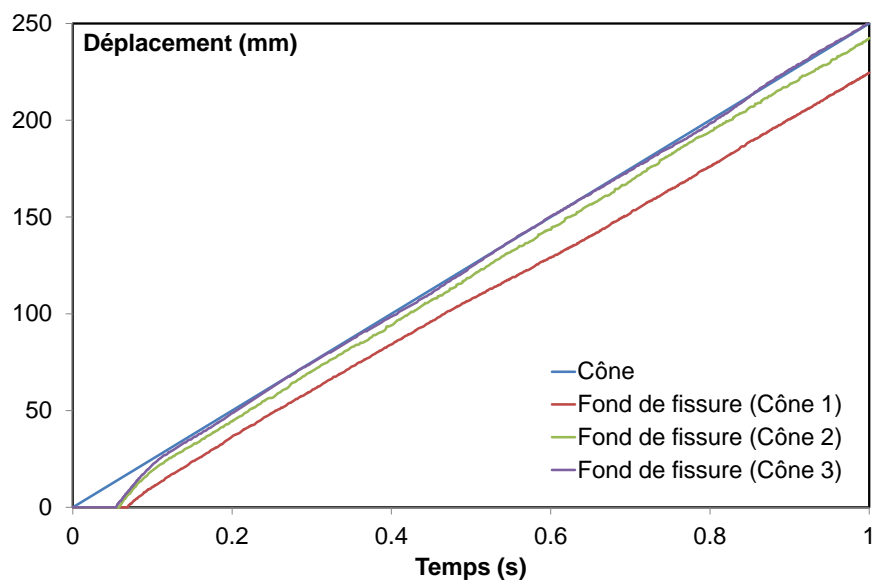


Fig. 3.90. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction du cône utilisé

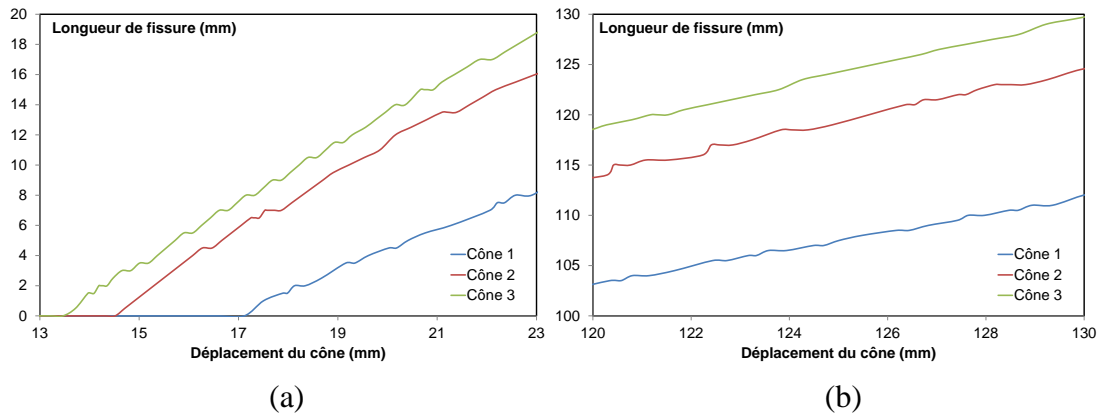


Fig. 3.91. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction du cône utilisé, (a) initiation, (b) phase stable

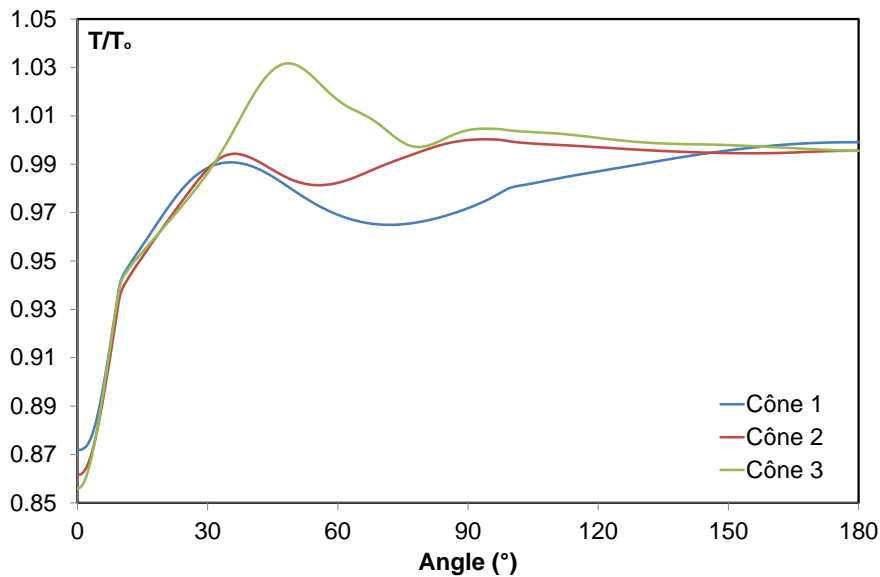


Fig. 3.92. Réduction finale de l'épaisseur à la section  $y = 150\text{mm}$  en fonction du cône utilisé

### 3.4.4 Influence du frottement

Dans cette partie, l'influence du frottement est regardée plus en détail sur le tube  $50 \times 1.5$  ( $L_t = 300\text{mm}$ ,  $L_f = 20\text{mm}$ ) en maintenant les autres paramètres. Les résultats de l'analyse se trouvent sur les figures Fig. 3.93, Fig. 3.94, Fig. 3.95 et Fig. 3.96. La courbe de comportement indique clairement que l'augmentation du coefficient de frottement conduit à l'accroissement de la force. Cependant, les formes restent inchangées. Ces tendances sont pareilles avec celles des résultats numériques ou analytiques dans la littérature concernant le problème de l'inversion des tubes par le cône [220], [195], [221]. Si l'on observe les modes de flambage, une différence de la caractéristique des ondes de flambage est aisément constatée. Il semble que la longueur d'ondes est plus régulière dans le cas non frottant. De plus, pour cette configuration, la formation de la dernière onde semble plus facile. Le processus de la propagation de fissure est aussi un élément important à analyser. Globalement, il montre une forme de comportement assez identique. Au commencement, la fissure se propage vite et sa vitesse maximale initiale diminue peu à peu vers une constante qui se trouve dans la deuxième étape dite de régime stable. Localement, on peut constater que la fissure commence à se propager plus tard lorsque le frottement augmente. La vitesse de la propagation est presque la même pour toutes les valeurs du coefficient de frottement considérées. A un instant de calcul, la longueur de fissure accumulée augmente avec la diminution du coefficient de frottement. L'augmentation du coefficient de frottement réduit le temps de calcul dans ces études.

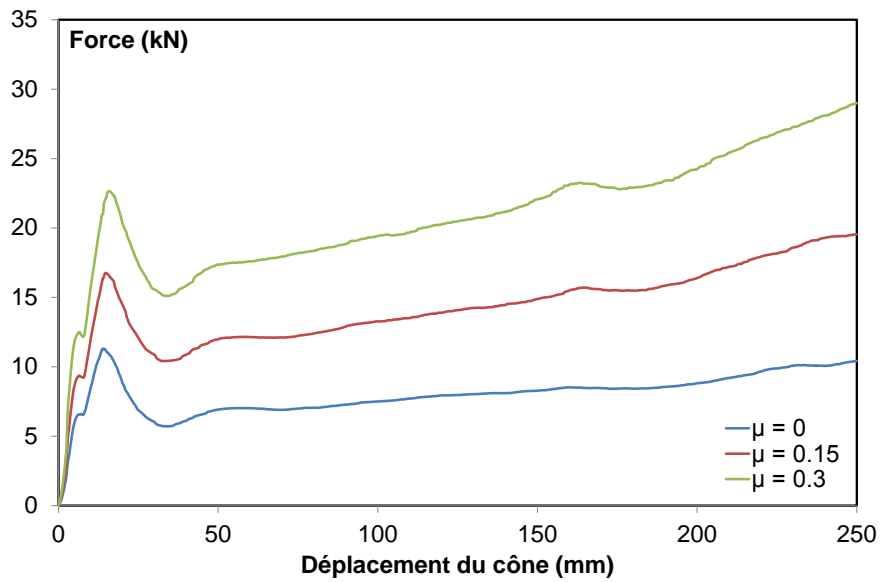


Fig. 3.93. Courbe force-déplacement du cône en fonction du frottement

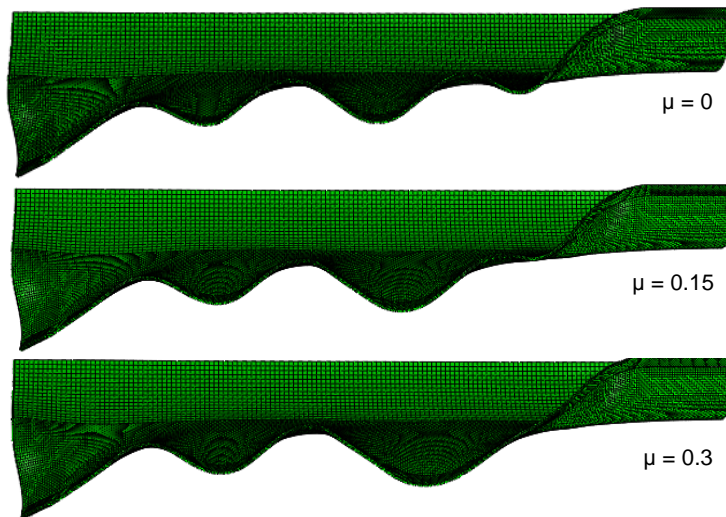


Fig. 3.94. Déformée du tube en fonction du frottement

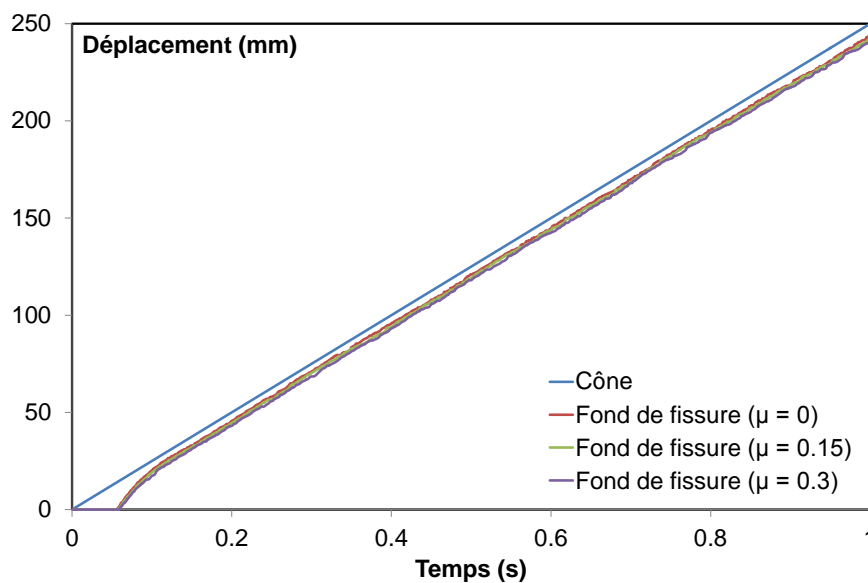


Fig. 3.95. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction du frottement

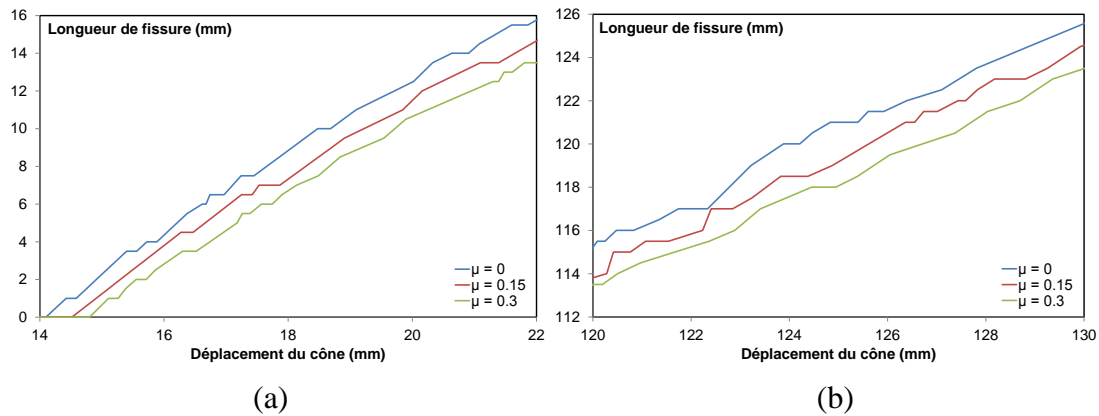


Fig. 3.96. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction du frottement, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.5 Influence des paramètres cohésifs

#### 3.4.5.1 Contrainte cohésive

Nous allons étudier le rôle de la contrainte cohésive maximale dans la déchirure du tube en gardant tous les autres paramètres constants. La Fig. 3.97 montre la courbe force-déplacement du cône, elle est très sensible à la variation de cette donnée après le deuxième pic de force. Aucune influence n'est constatée sur la première étape de la courbe où la fissure ne commence pas encore à propager et aussi sur la forme de la courbe. La déformée du tube est également sensible au changement de  $\sigma_0$  (Fig. 3.98). La petite valeur de contrainte favorise l'établissement des ondulations et rend ces ondes de flambage plus régulières. L'effet sur l'historique de l'avancement de la fissure est représenté sur la Fig. 3.99, plus en détail sur la Fig. 3.100. L'accroissement de  $\sigma_0$  ralentit l'initiation de la fissure, par contre, il augmente la vitesse de la propagation dans cette phase. Cette dernière est presque la même pour la période stable de la fissuration. Par conséquent, la longueur de fissure totale est maximale pour le cas de  $\sigma_0 = 1200\text{Mpa}$ . La diminution de  $\sigma_0$  amène une diminution du temps de calcul.

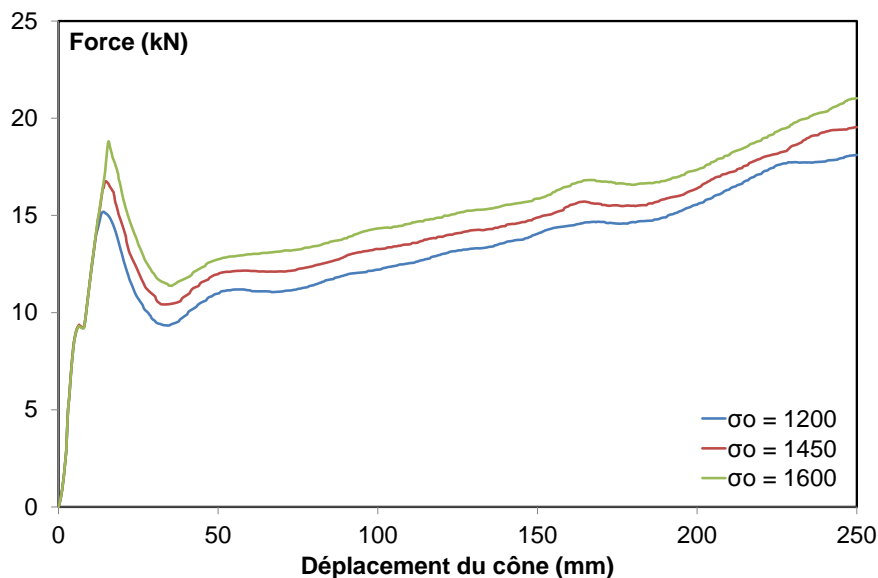


Fig. 3.97. Courbe force-déplacement du cône en fonction de la contrainte cohésive maximale

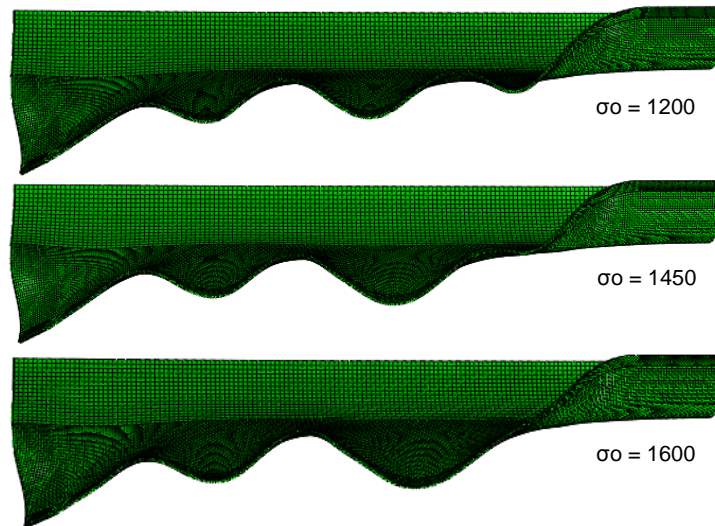


Fig. 3.98. Déformée du tube en fonction de la contrainte cohésive maximale

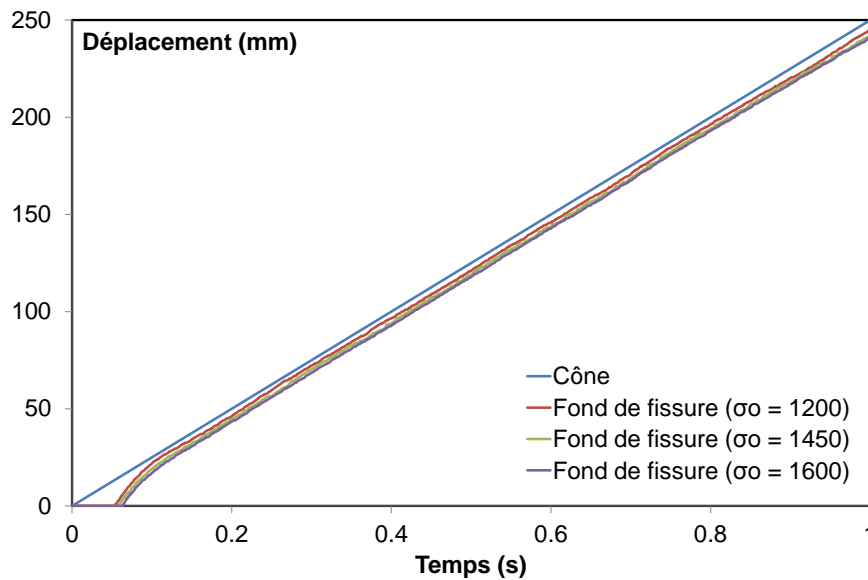


Fig. 3.99. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction de la contrainte cohésive maximale

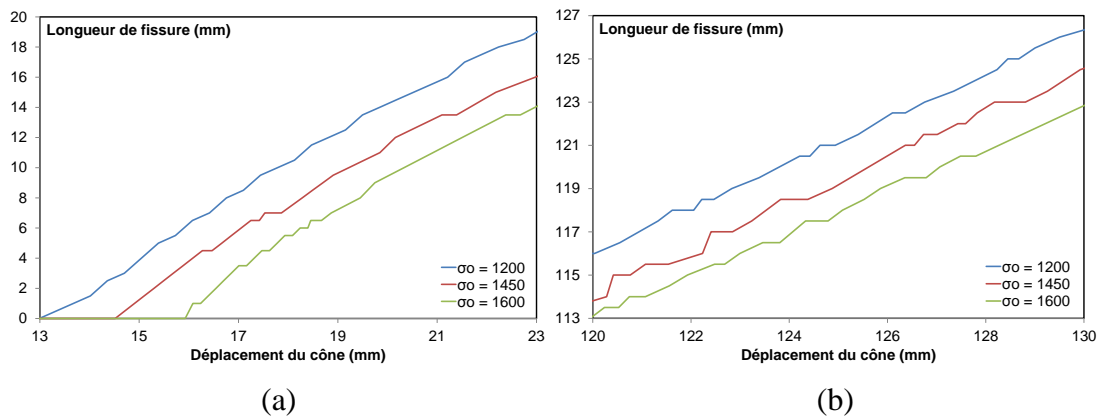


Fig. 3.100. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction de la contrainte cohésive maximale, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.5.2 Energie cohésive

La courbe de comportement (Fig. 3.101), la déformée (Fig. 3.102) et la propagation de fissure du tube (Fig. 3.103, Fig. 3.104) correspondent aux différentes valeurs de l'énergie critique de la zone cohésive. La tendance observée pour la force, lorsqu'on varie l'énergie, est similaire au comportement observé lorsqu'on varie la contrainte cohésive maximale. Ceci n'est toutefois constaté qu'au-delà d'un déplacement du cône d'une valeur d'environ 20mm, ce qui correspond approximativement à la phase transitoire. Avant cet instant, le comportement ne dépend pas de la variation de ce paramètre d'entrée. Malgré la différence de l'intensité de la force, la forme de la courbe est la même. Sur le bilan de la déformée, l'augmentation de l'énergie cohésive est proportionnelle à la difficulté de la formation de la dernière onde de flambage. On constate que les ondulations sont plus régulières pour les petites valeurs de  $G_c$ . En observant la fissuration, la pente de la courbe de l'avancement de la fissure à l'initiation décroît avec  $G_c$ , mais elle converge vers une constante pour la période suivante dite stable. De plus, un retard de la fissuration est constatée avec l'augmentation de l'énergie cohésive, il conduit in fine à une longueur totale de la fissure légèrement inférieure. Finalement, l'emploi de l'énergie cohésive élevée baisse le temps de résolution.

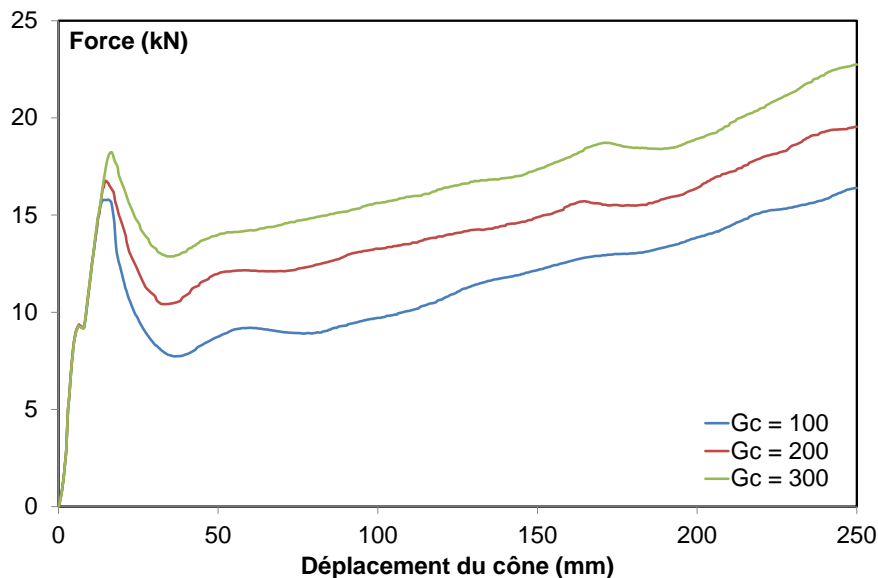


Fig. 3.101. Courbe force-déplacement du cône en fonction de l'énergie cohésive

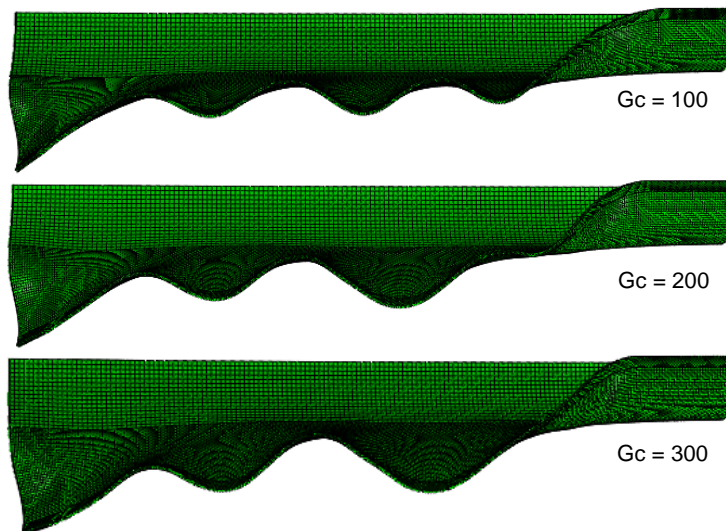


Fig. 3.102. Déformée du tube en fonction de l'énergie cohésive



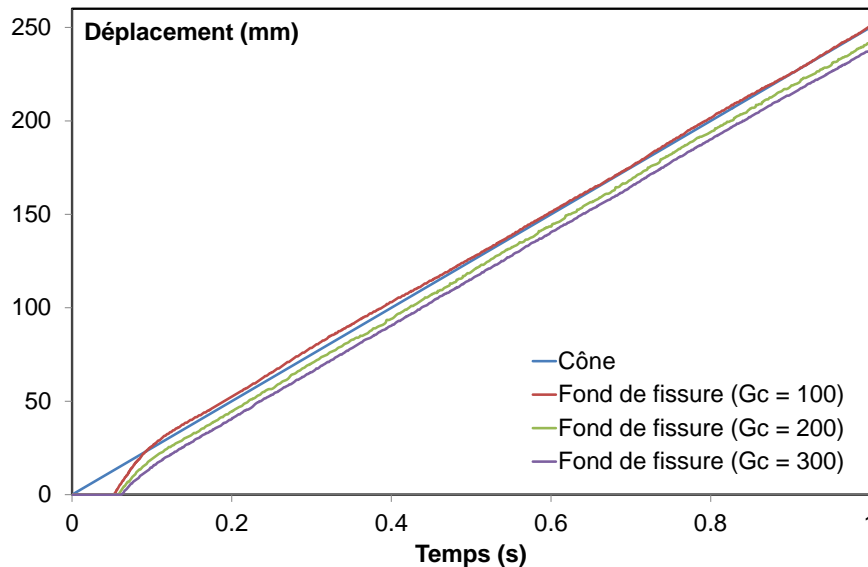


Fig. 3.103. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction de l'énergie cohésive

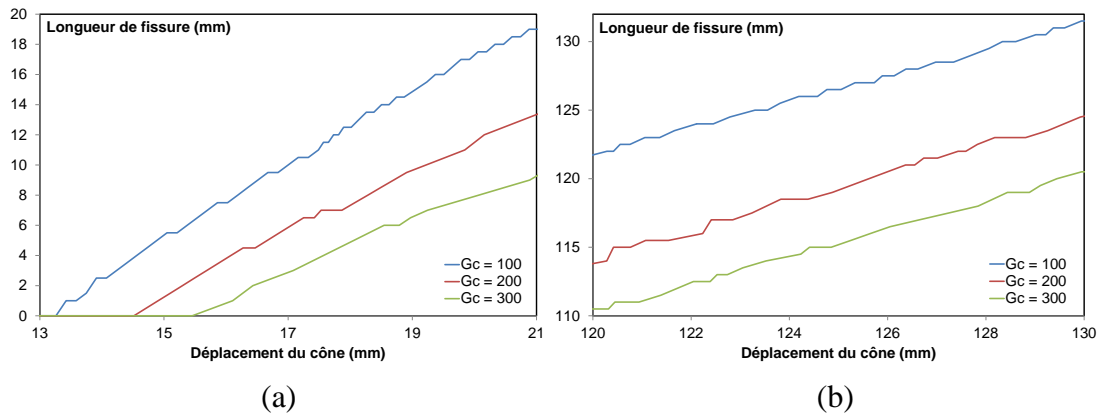


Fig. 3.104. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction de l'énergie cohésive, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.5.3 Rigidité initiale

La structure a été simulée avec différentes valeurs de la rigidité d'interface pour étudier l'influence de ce paramètre sur la réponse finale. Les résultats de la modélisation sont présentés sur les Fig. 3.105, Fig. 3.106, Fig. 3.107 et Fig. 3.108. Ils montrent, pour cette série de  $K_0$ , quasiment la même réponse au niveau de la courbe charge-déplacement, de la déformée, aussi de l'avancement de fissure. Cependant, nous avons remarqué, que la plus petite et la plus grande valeur de la rigidité d'interface ont nécessité un nombre d'itérations plus grand que celui pour  $K_0 = 1e5 \times E$  ( $N/mm^3$ ). Donc, ce dernier cas est adopté pour assurer une bonne convergence du calcul numérique tout en préservant la qualité de la solution. On peut trouver les mêmes tendances dans l'étude de Turon [274] sur la rupture d'une poutre DCB modélisée par zone cohésive.

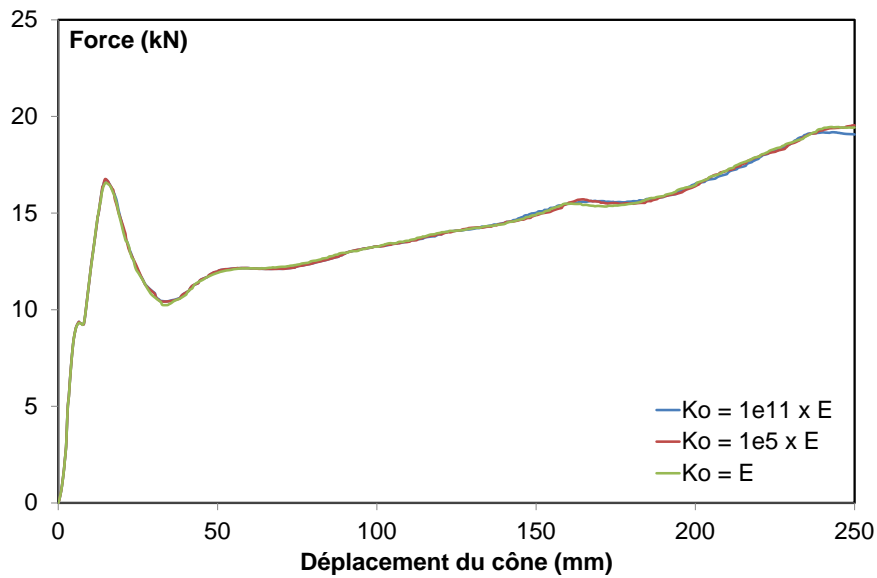


Fig. 3.105. Courbe force-déplacement du cône en fonction de la rigidité cohésive initiale

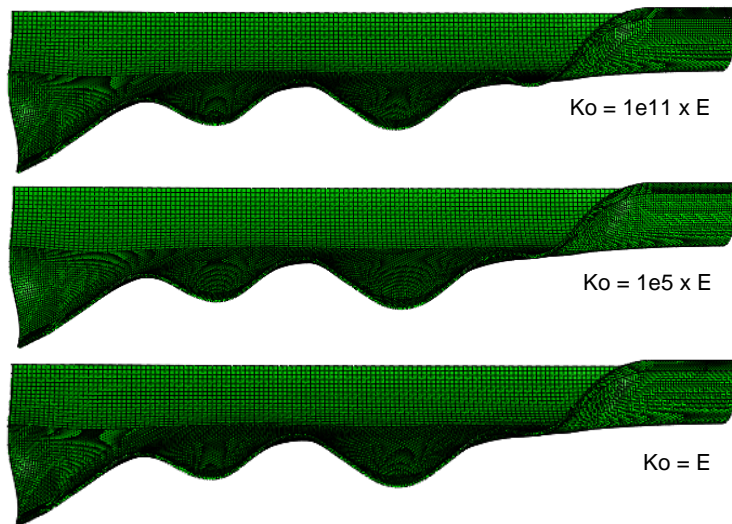


Fig. 3.106. Déformée du tube en fonction de la rigidité cohésive initiale

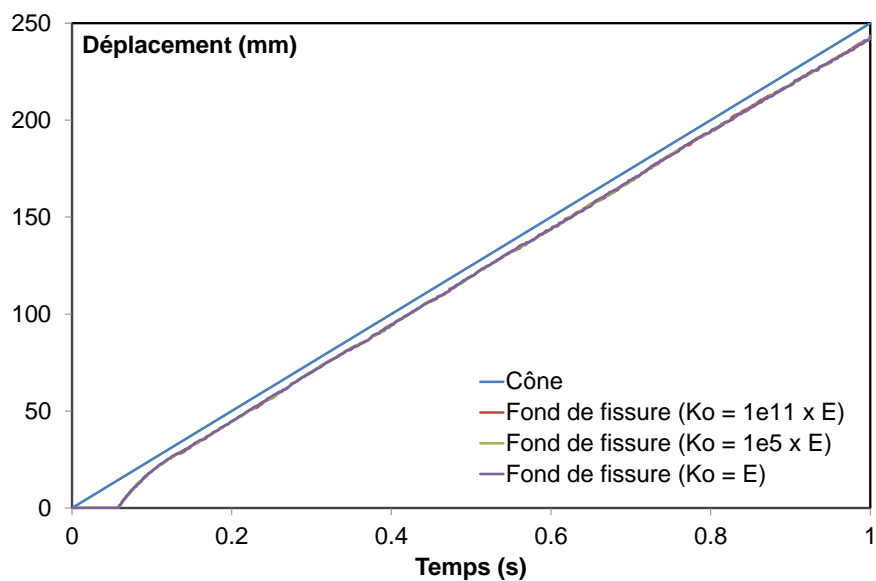


Fig. 3.107. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction de la rigidité cohésive initiale

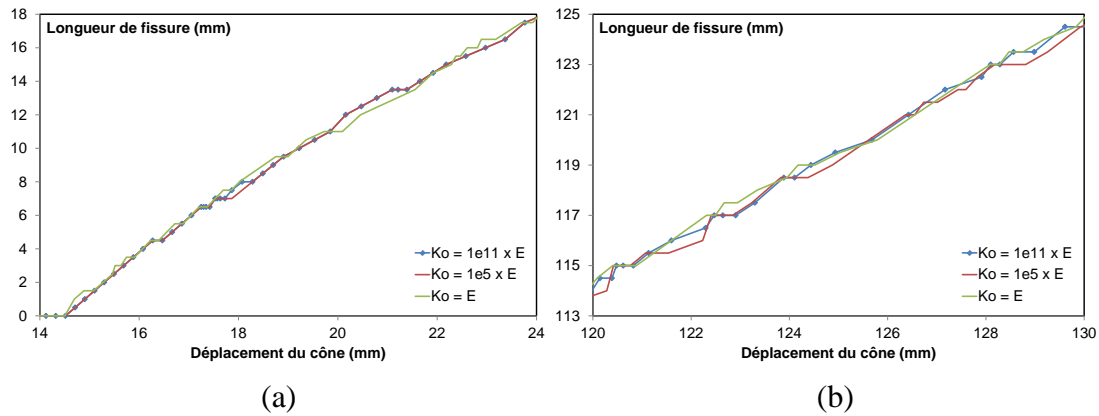


Fig. 3.108. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction de la rigidité cohésive initiale, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.5.4 Coefficient de viscosité

La sensibilité au choix du coefficient de viscosité dans le modèle cohésif est ici évaluée. Les résultats obtenus pour différentes valeurs de l'amortissement sont indiqués sur les Fig. 3.109, Fig. 3.110, Fig. 3.111 et Fig. 3.112. La courbe force-déplacement du cas  $\mu_v = 1e-3$  est translatée vers le haut, alors que les deux autres cas d'étude sont quasi identiques. La déformée montre clairement une tendance, la convergence de la forme des ondes de flambage du cas  $\mu_v = 1e-3$  vers celui associé à  $\mu_v = 0$ . L'historique de la propagation de fissure est le même pour le cas  $\mu_v = 1e-6$  et celui sans viscosité. La fissure du reste commence à propager plus tardivement et sa vitesse à l'initiation est moins rapide. Ces différences sont équivalentes à celles du cas de la variation de l'énergie cohésive, abordée dans la partie 3.4.5.2 (page- 164 -), car l'augmentation du coefficient de viscosité est une façon d'ajouter une énergie supplémentaire dans la loi cohésive. Le temps de calcul est moins long lorsque la valeur de  $\mu_v$  augmente. Ces comparaisons confirment que l'utilisation d'une grandeur de  $1e-6$  peut accélérer la simulation sans compromettre la solution finale.

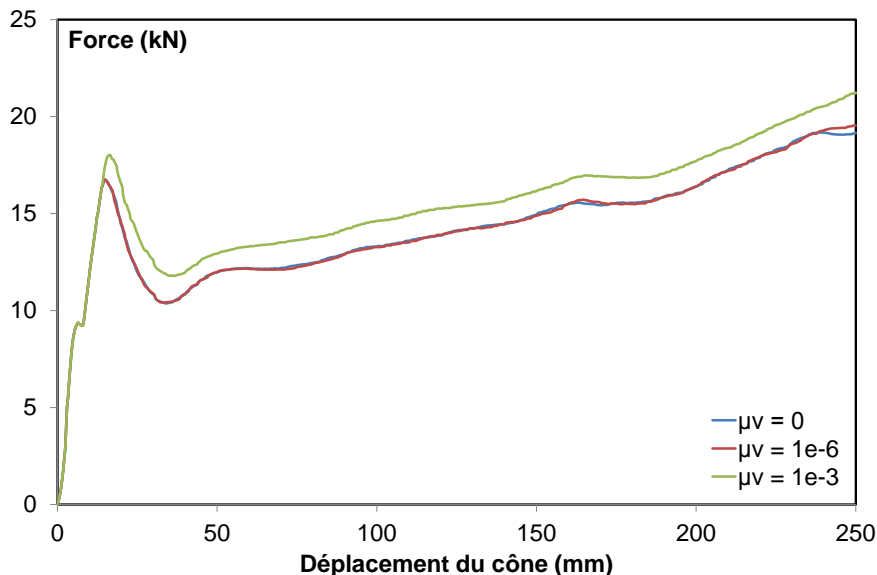


Fig. 3.109. Courbe force-déplacement du cône en fonction du coefficient de viscosité

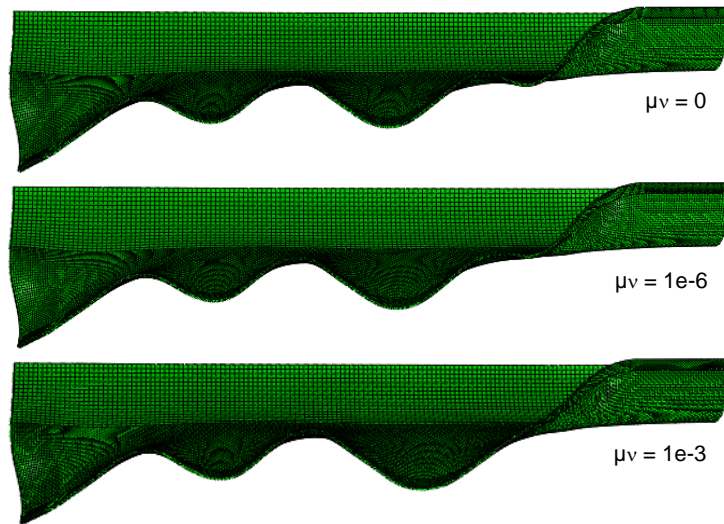


Fig. 3.110. Déformée du tube en fonction du coefficient de viscosité

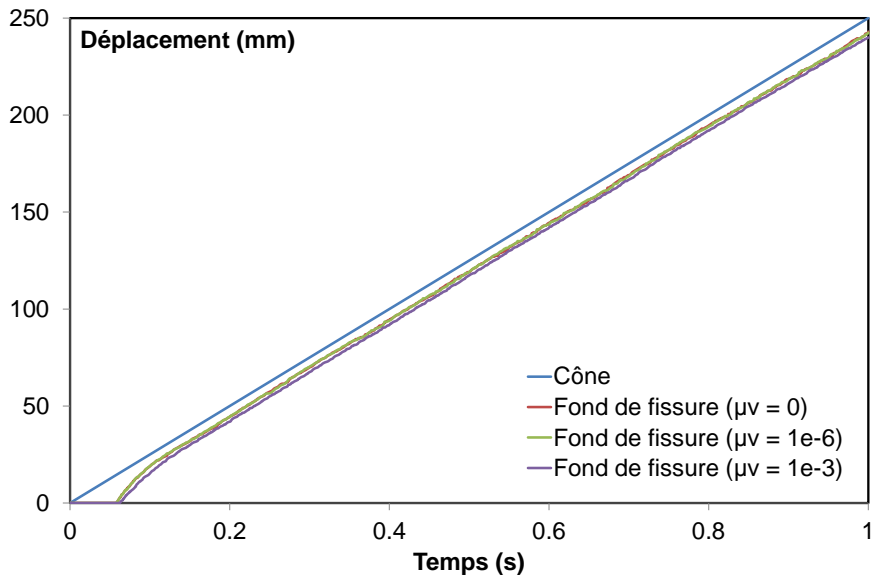


Fig. 3.111. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction du coefficient de viscosité

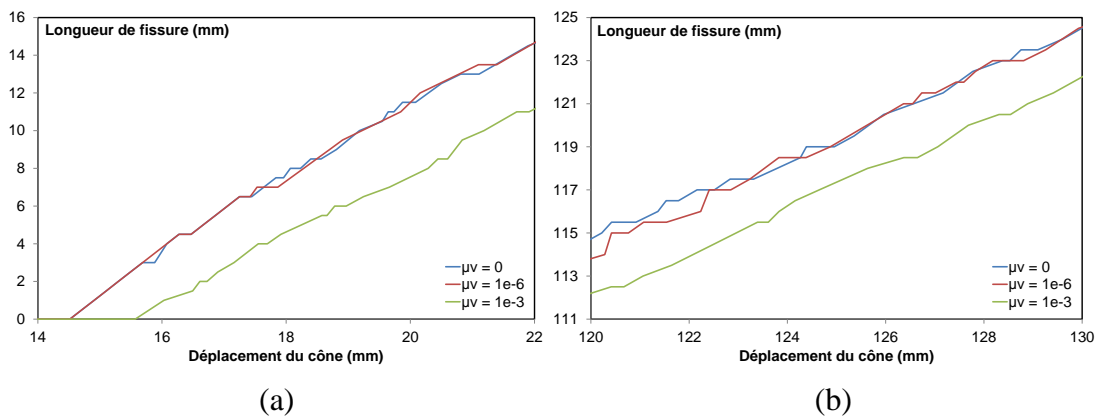


Fig. 3.112. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction du coefficient de viscosité, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.6 Influence du rayon en biseau

Dans les calculs précédents, on considère que le rayon en biseau  $r_b$  au bord du tube est égal à  $T_o/2$ . Pour comprendre plus détail l'influence de ce paramètre sur le comportement de la déchirure du tube, les deux autres valeurs du rayon en biseau sont analysées dans le calcul. Ce sont des valeurs de  $T_o/4$  et  $T_o/8$ . Le maillage global du tube n'est pas changé sauf la zone en biseau qui connecte avec le reste par l'option \*TIE. On peut voir clairement que la solution est très peu influencée par la variation du rayon en biseau à la fois sur la courbe force-déplacement (Fig. 3.113) et sur la déformée du tube (Fig. 3.114). Pour l'histoire de la propagation de fissure, la Fig. 3.115 montre des courbes quasi-identiques. Si on fait un zoom sur la zone d'initiation de fissuration (Fig. 3.116(a)) et celle de fissuration stable (Fig. 3.116(b)), on voit que les courbes sont parallèles avec un petit décalage qui est traduit par la différence de la position initiale relative entre le cône et le fond de fissure initiale sur le tube. Plus le rayon en biseau augmente, plus le cône est proche du fond de fissure.

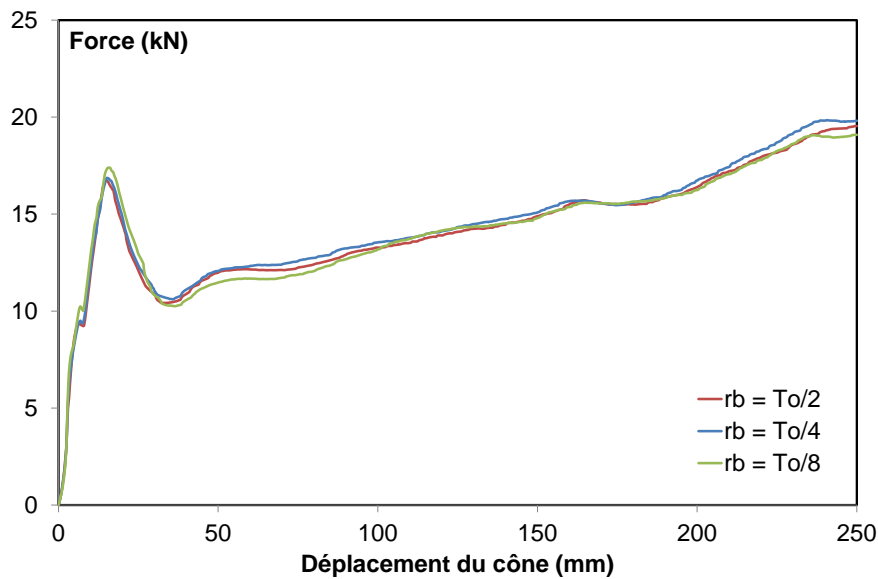


Fig. 3.113. Courbe force-déplacement du cône en fonction du rayon en biseau

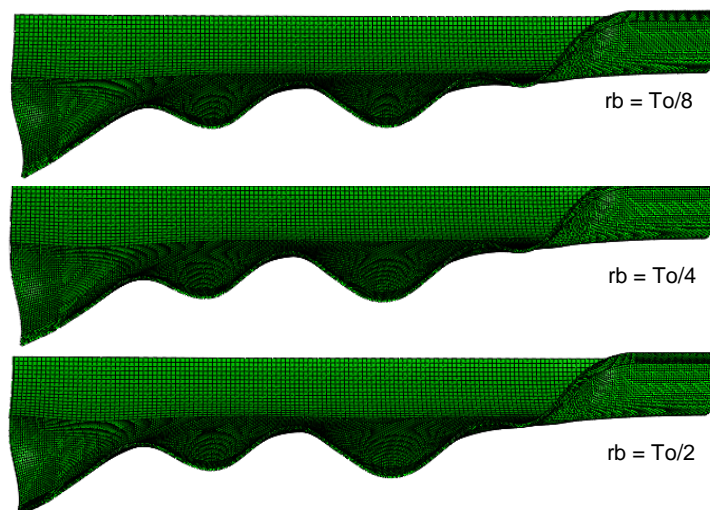


Fig. 3.114. Déformée du tube en fonction du rayon en biseau

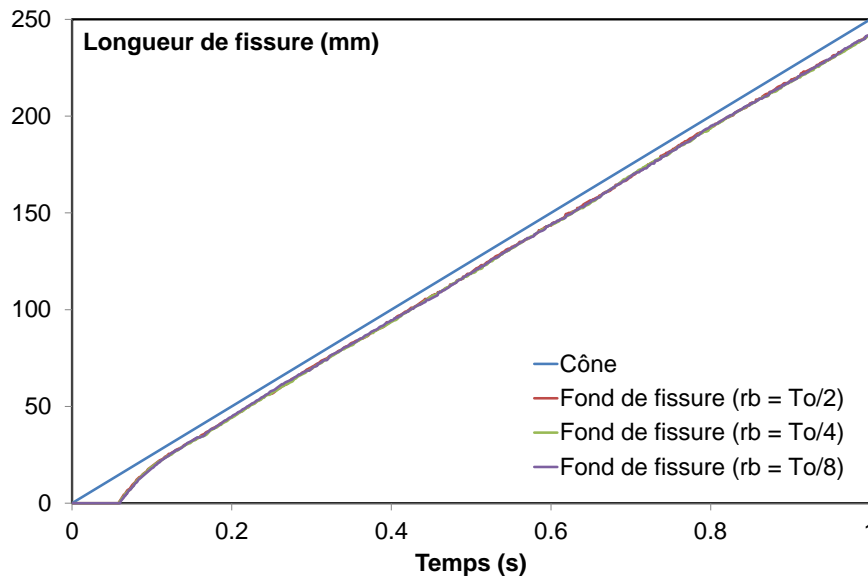


Fig. 3.115. Historique du déplacement du cône et du fond de fissure en fonction du rayon en biseau

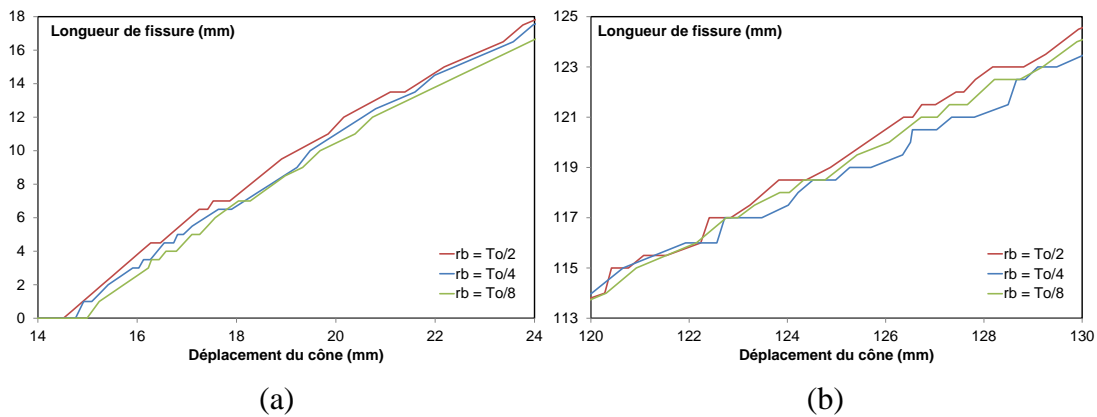


Fig. 3.116. Etapes caractéristiques de la propagation de fissure en fonction du rayon en biseau, (a) initiation, (b) phase stable

### 3.4.7 Influence du modèle de rupture

La rupture qu'on vient d'analyser ci-dessus se base sur le modèle de zone cohésive qui est formulé et implanté dans le logiciel Abaqus/Standard. Cet outil de calcul dès la version 6.9-2 offre aussi une capacité de la modélisation de la rupture ductile via un modèle d'endommagement (DM). L'application de ce modèle pour notre problème est abordée afin de comparer la pertinence entre le modèle développé et le modèle existant. En sachant que le principe du modèle d'endommagement ductile est expliqué dans la partie bibliographique, on rappelle donc très brièvement ici. La réponse d'un matériau ductile avec l'endommagement est présentée sur la Fig. 3.117(a). La variable d'endommagement  $D_e$  identifie l'état de rupture du matériau. Le point ( $D_e = 0$ ) correspond au moment de l'initiation de l'endommagement qui est caractérisée par le critère suivant :

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_0^p(\eta, \dot{\bar{\varepsilon}}^p)} = 1 \tag{3.58}$$

La déformation plastique équivalente  $\bar{\varepsilon}_0^p$  est une fonction de la tri-axialité de contrainte  $\eta$  et de la vitesse de déformation plastique équivalente  $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$ . Dans notre cas, le calcul est quasi-statique, la valeur  $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$  est donc supposée égale à zéro. De plus, l'analyse de la plaque mince

nous permet d'accepter l'hypothèse que la grandeur  $\bar{\varepsilon}_0^p$  ne dépend pas de la tri-axialité de contrainte  $\eta$ .

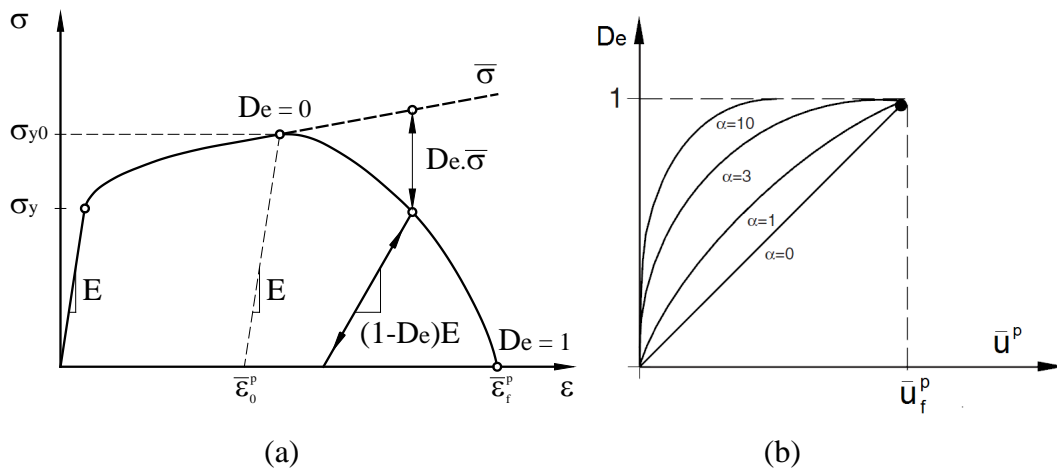


Fig. 3.117. Modèle d'endommagement ductile, (a) comportement d'un matériau ductile avec l'endommagement, (b) forme exponentielle de l'évolution d'endommagement basée sur le déplacement plastique [44]

La loi d'évolution de l'endommagement peut être spécifiée en termes d'énergie de rupture ou de déplacement plastique équivalent, sous des formes différentes (tabulaire, linéaire, exponentielle). Tous les deux termes prennent en compte la longueur caractéristique de l'élément pour alléger la dépendance du résultat sur le maillage. Pour l'analyse actuelle, on n'aborde que l'option de déplacement plastique équivalent et son évolution sous forme exponentielle (Fig. 3.117(b)). Ce dernier rend le calcul plus facile à converger. L'évolution de la variable  $D_e$  est donnée par l'équation (3.59).

$$D_e = \frac{1 - e^{-\alpha(\bar{u}^p / \bar{u}_f^p)}}{1 - e^{-\alpha}} \quad (3.59)$$

Le tube 50x1.5 ayant la longueur de fissure initiale de 20mm, avec le coefficient de frottement de 0.15 est considéré. Pour modéliser la déchirure ductile de ce tube en utilisant le modèle de rupture existant, le modèle utilisant la zone cohésive est récupéré. Les éléments cohésifs sont remplacés par une couche d'élément SC8R comprenant le modèle d'endommagement ductile. La largeur de cette couche dans le sens circonférentiel doit être petite pour assurer la condition réelle, mais elle doit être suffisamment grande pour assurer une bonne performance numérique. La procédure d'optimisation nous permet de choisir une valeur de 0.2mm pour la largeur. Ces éléments ont la même dimension que les éléments cohésifs dans le sens radial et axial. C'est-à-dire qu'il y a 4 éléments à travers l'épaisseur du tube. Face à la difficulté de caractériser expérimentalement des paramètres de rupture pour des tôles minces, ces valeurs sont obtenues par recalage numérique. Les propriétés matérielles pour le modèle d'endommagement sont choisies : la déformation plastique équivalente correspondant à l'initiation d'endommagement  $\bar{\varepsilon}_0^p = 0.3497\text{mm/mm}$  (la dernière valeur de la déformation sur la courbe rationnelle contrainte-déformation plastique du matériau), le déplacement plastique équivalent à la rupture  $\bar{u}_f^p = 0.13\text{mm}$  et l'exposant  $\alpha = 0.5$ .

Le résultat montre que l'utilisation du modèle d'endommagement ductile prédit bien les tests expérimentaux. La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux de la courbe force-déplacement est montrée sur la Fig. 3.118. La déformée du tube est presque pareille (Fig. 3.119). En comparant deux modèles de rupture, on peut constater que la simulation avec

CZM est plus efficace que celle avec DM en termes de la performance numérique. Le modèle CZM consomme moins le temps de calcul et converge plus vite.

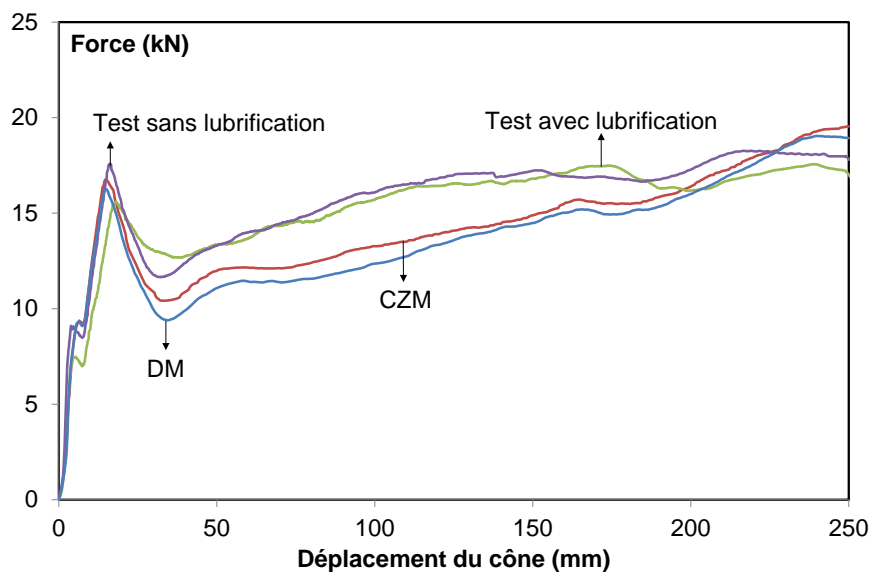


Fig. 3.118. Courbe force-déplacement du cône en fonction du modèle de rupture

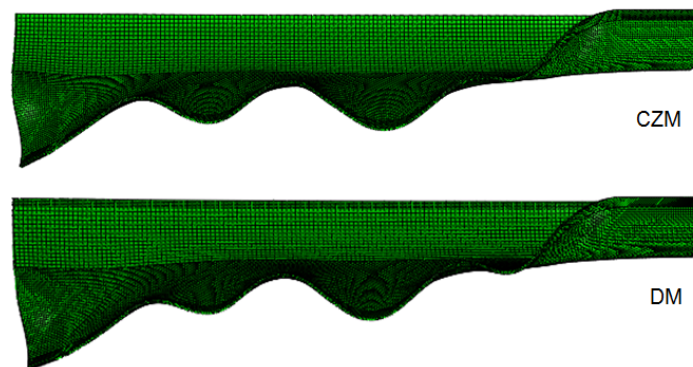


Fig. 3.119. Déformée du tube en fonction du modèle de rupture



### 3.5 Conclusion

Nous avons proposé dans ce chapitre une méthode numérique fiable pour modéliser la rupture d'un tube métallique, associée au déplacement d'un outil conique en son sein et selon l'axe de révolution du tube. Le modèle développé permet de reproduire les observations expérimentales et d'expliquer l'origine de l'apparition des ondes de flambage sur les bords libres correspondant aux lèvres de la fissure générées par sa propagation. La fissuration ductile est modélisée par des éléments cohésifs qui utilisent la formulation tridimensionnelle en grand déplacement. Leur modèle réduit permet de traiter efficacement un problème symétrique. La loi cohésive choisie sous forme exponentielle et la technique de régularisation visqueuse utilisée, permettent d'obtenir des résultats pertinents, suffisamment précis au regard des résultats expérimentaux, performants au sens où la convergence ne pose pas de problème particulier. L'utilisation de l'élément coque volumique SC8R simule bien des problèmes non-linéaires comme le contact, le flambage et approximativement, la propagation de fissure ductile en des temps de calcul qui restent raisonnables. Les paramètres de la zone cohésive et le frottement sont calibrés numériquement de façon à reproduire la réponse globale obtenue expérimentalement, la déformée et les champs de déformation restent en assez bonne adéquation avec les constats expérimentaux. La fissure se propage plus vite que le déplacement du cône au début du test, ensuite, tous deux se déplacent stablement à la même vitesse durant un long parcours, à la fin, un ralentissement de la vitesse d'avancement du fond de fissure est constaté. L'énergie totale absorbée lors de la déchirure du tube est dominée essentiellement par le phénomène de plasticité et du frottement. L'énergie dissipée par l'endommagement reste limitée.

L'étude de l'historique de la déformation et de la contrainte nous aide à comprendre l'existence des ondulations qui apparaissent sur les bords libres générés par l'opération de déchirure. Les contraintes de compression axiales agissant sur une zone plastifiée provoquent l'apparition d'ondes sur les lèvres de la fissure. Ces contraintes peuvent être qualifiées de résiduelles en ce sens qu'elles caractérisent une bande au voisinage des lèvres de la fissure, à l'aval immédiat du front de fissure, et après passage de l'outil de découpe. L'étude des cônes de différentes tailles et des tubes ayant différente longueur initiale de fissure nous a permis de montrer les conditions nécessaires à l'apparition du flambage sur les bords libres de la fissure. Il y a deux exigences, premièrement, les contraintes de compression axiales résiduelles doivent être suffisamment grandes, deuxièmement, la déformation de la zone soumise à ces contraintes doit être en phase plastique et l'élanement de cette région suffisamment grand.

L'étude de divers éléments permet de conclure quant à leur pertinence vis-à-vis des phénoménologies ici analysées. L'utilisation de l'élément SC8R donne les résultats les plus proches de l'expérimentation. Les éléments C3D8I semblent mieux adaptés pour représenter le comportement local en fond de fissure, cependant, les éléments massifs nécessitent des temps de calcul extrêmement importants. La combinaison des éléments coques volumiques et solides est une solution adéquate à ce problème, elle permet de capturer le comportement global et également local. Le temps de calcul est intermédiaire entre le modèle en SC8R et celui en C3D8I.

L'influence des paramètres géométriques du tube a été étudiée. La longueur du tube, celle de la fissure initiale et le rapport  $R_o/T_o$  ont des effets considérables sur le comportement à la déchirure. Au contraire, l'existence d'une petite ovalisation de la section ( $\rho_o = 1\%$ ) n'a presque aucune conséquence sur le résultat final. Des cônes différents sont aussi considérés. Ils influencent considérablement la déchirure du tube. Le petit cône n'a pas la capacité de produire les ondes de flambage. Le grand cône génère moins d'ondulations et la longueur d'onde est plus grande. Le frottement entre le cône et le tube est également étudié. Il change la force appliquée au cône, la déformée et le début de fissuration, mais, « la vitesse de propagation de la fissure » est insensible à ce paramètre ce qui paraît normal.

De plus, le changement des paramètres cohésifs induit des réponses différentes de la déchirure. L'augmentation de la contrainte cohésive maximale ou de l'énergie cohésive déplace le deuxième et le troisième domaine de la courbe force-déplacement vers le haut, et induit une diminution du nombre d'ondes de flambage, et retarde l'initiation de la fissure. La tendance de la vitesse de propagation de fissure dans la phase initiale de la fissuration est proportionnelle à celle de  $\sigma_0$ , mais à l'inverse de celle de  $G_c$ . La rigidité cohésive initiale, dans la plage ici considérée, n'influence que le temps de calcul, l'utilisation d'une valeur petite ou très grande de  $K_0$  accroît le coût de la résolution. L'effet du coefficient de viscosité est équivalent à celui de l'énergie cohésive. L'utilisation d'une valeur ( $\mu_v = 1e-6$ ) est raisonnable, elle permet d'économiser le temps de calcul et garantit le résultat attendu.

Les valeurs, ici considérées, du rayon en biseau du fond de fissure, n'influencent pas la courbe force-déplacement du cône et la déformée du tube. Elles modifient légèrement la position initiale relative entre le cône et le fond de fissure. En conséquence, le moment de début de fissuration est un peu différent, mais « la vitesse de la propagation de fissure » pour les trois cas envisagés est la même. La valeur du rayon en biseau  $T_0/2$  rend semblablement le calcul plus facile à mettre en œuvre.

Finalement, le modèle d'endommagement ductile existant dans le code Abaqus/Standard est utilisé pour modéliser la déchirure du tube. Il a la capacité de prédire correctement les tests expérimentaux. Cependant, par rapport au modèle de zone cohésive, la valeur finie de la largeur de la couche possédant le modèle d'endommagement ductile rend le problème moins réel. De plus, le calcul avec DM est plus coûteux et sa convergence est plus difficile à assurer.

---

## Conclusions générales et perspectives

L'objectif général de ces travaux de recherche est d'étudier l'interaction de deux phénomènes, la rupture ductile et le flambage dans le cas de la déchirure ductile d'un tube métallique en acier inox 304L. L'opération de découpe ou propagation de la déchirure le long d'une génératrice du tube étant bien induite par le procédé de translation d'un outil de découpe, c'est bien l'apparition des ondulations de flambage sur les bords libres ou lèvres de fissures à l'aval du front de fissure qui nous intrigue. L'objet principal de notre contribution est de reproduire finement ce comportement expérimentalement et numériquement afin de l'expliquer.

Pour la partie expérimentale, nous avons procédé à des essais de déchirure de tubes en acier inox. L'effet de paramètres géométriques tels que, le rapport  $D_0/T_0$  caractérisant la section du tube, la longueur de l'entaille initiale, ont été menés toujours dans le cadre quasi-statique. Lors de toute l'opération de découpe, les informations concernant le procédé de coupe comme la force nécessaire au déplacement du cône ou outil de découpe, ainsi que la déformation surfacique en peau externe du tube ont été mesurées. Les effets, du frottement entre le cône et le tube, de la contrainte résiduelle et de la vitesse de chargement sur le comportement à la déchirure du tube ont été aussi abordés. Ces essais nous ont permis de comprendre certains aspects et de mieux analyser la réponse globale et locale du tube lorsque soumis à ce type de découpe.

La modélisation numérique de ce procédé, via la méthode des éléments finis à l'aide du code de calcul Abaqus/Standard, a été élaborée. La propagation de fissure ductile a été modélisée par le modèle CZM ou modèle de zone cohésive, qui a été développé et implanté dans Abaqus via la subroutine UEL. Les choix, quant au maillage du tube, quant à l'initiation du contact et son traitement tout le long de l'opération de découpe, quant à la technique de résolution non linéaire, ainsi que le choix du modèle de rupture nous ont permis de reproduire les observations expérimentales et d'expliquer l'origine de l'apparition des ondes de flambage sur les bords libres correspondant aux lèvres de la fissure générées par sa propagation. L'influence de divers paramètres sur le comportement à la déchirure du tube a été étudiée, avec plus particulièrement, le type d'élément, la géométrie du tube (longueur du tube,  $R_0/T_0$ , ovalisation de la section, rayon d'attaque en biseau), les paramètres liés à la fissure (longueur initiale de l'entaille), la géométrie du cône ou outil de découpe, le frottement, les valeurs caractéristiques de la loi cohésive (contrainte cohésive, énergie cohésive, rigidité initiale, coefficient de viscosité) et le modèle de rupture (CZM, DM). La déformée du tube, caractérisée principalement par les ondes de flambage, ainsi que la courbe force-déplacement du cône de découpe qui est une caractéristique globale de ce procédé, sont sensibles dans certains cas mais peu sensibles dans d'autres.

L'étude numérique a montré que les contraintes de compression résiduelles axiales agissant sur une zone plastifiée provoquent l'apparition d'ondes sur les lèvres de la fissure. Ces contraintes se localisent au voisinage des lèvres de la fissure, à l'aval immédiat du front de fissure, et après passage de l'outil de découpe. Deux conditions sont nécessaires pour l'apparition du flambage sur les bords libres de la fissure. Premièrement, les contraintes de compression axiales résiduelles doivent être suffisamment grandes, deuxièmement, la zone soumise à ces contraintes doit être en phase plastique et l'élanement de cette région suffisamment grand.

Pour compléter notre étude et afin de montrer la pertinence et robustesse des choix de modélisation numérique, il nous semble intéressant de poursuivre l'étude dans le cas de tubes aluminium, ceci nous permettrait d'une part d'étudier le comportement pour un matériau dont l'érouissage et les caractéristiques du modèle cohésif seront très différents du matériau ici étudié, d'autre part le frottement de par les matériaux mis en jeu sera différent. La nécessité

---

d'étudier différentes configurations de frottement nous semble intéressante, car la modélisation numérique démontre une grande sensibilité à ce paramètre alors que les essais ne nous ont pas permis de le démontrer, la plage de variation du coefficient de frottement étant de par nos choix limitée.

L'effet des contraintes internes n'a pas suffisamment été poussé dans notre cas. Pour ce faire il paraît nécessaire de développer des méthodes robustes d'évaluation des contraintes internes et de leur distribution. Cela n'est pas simple sur le plan expérimentale, mais il serait sans aucun doute intéressant dans une première approche de comparer une configuration sans contrainte interne et une avec ces contraintes; sachant qu'un traitement thermique adéquat permettrait sans aucun doute de dissiper les contraintes internes. La modélisation pourrait ensuite être étendue à la prise en compte des contraintes internes via une approche simplifiée, indépendamment du changement des caractéristiques à la rupture. La mesure ou l'évaluation de la contrainte résiduelle et l'introduction de cette contrainte dans le modèle numérique permettrait sans doute de s'approcher encore mieux de la réalité expérimentale.

Le changement de la forme de l'outil de découpe ou cône de découpe, ainsi que le nombre d'entailles initiales sur le tube devraient aussi être étudiés ceci pour observer les différentes déformées du tube, et surtout l'allure de la courbe globale de comportement (force-déplacement du cône) qui traduit l'énergie dissipée. Une optimisation du procédé permettrait de dimensionner au mieux les structures fusibles de ce type, basées sur la propagation d'une ou de plusieurs déchirures ductiles.

---

## Bibliographies

- [1] G. Mannucci, G. Demofonti, D. Harris, L. Barsanti, et H. G. Hillenbrand, « Fracture properties of APIX100 gas pipeline steels », 2001.
- [2] A. Trad, « Analyse du comportement et modélisation de structures souples de protection : le cas des écrans de filets pare-pierres sous sollicitations statique et dynamique », Thèse, INSA de Lyon, Villeurbanne, 2011.
- [3] M. Marder, R. D. Deegan, et E. Sharon, « Crumpling, buckling, and cracking: Elasticity of thin sheets », p. 6, févr. 2007.
- [4] A. Limam, « Flambage de coques cylindriques sous combinaison de chargements », Thèse, INSA de Lyon, Villeurbanne, 1991.
- [5] L. Ali, E. B. Jalal, K. Abdellatif, et E. B. Larbi, « Effect of multiple localized geometric imperfections on stability of thin axisymmetric cylindrical shells under axial compression », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 48, n<sup>o</sup>. 6, p. 1034-1043, mars 2011.
- [6] L. Mignot et A. Combescure, « Couplage entre Flambage et Fissuration », INSA de Lyon, Projet de Fin d'Etude, juin 2010.
- [7] A. Combescure, « Simplified prediction of creep buckling of cylinders under external pressure. Part 1: finite element validation », *European Journal of Mechanics - A/Solids*, vol. 17, n<sup>o</sup>. 6, p. 1021-1036, 1998.
- [8] R. Mao et G. Lu, « A study of elastic-plastic buckling of cylindrical shells under torsion », *Thin-Walled Structures*, vol. 40, n<sup>o</sup>. 12, p. 1051-1071, déc. 2002.
- [9] K. Athiannan et R. Palaninathan, « Buckling of cylindrical shells under transverse shear », *Thin-Walled Structures*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 9, p. 1307-1328, sept. 2004.
- [10] A. Barut, E. Madenci, V. O. Britt, et J. H. Starnes Jr, « Buckling of a thin, tension-loaded, composite plate with an inclined crack », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 58, n<sup>o</sup>. 3, p. 233-248, oct. 1997.
- [11] Z. Hu, R. Kovacevic, et M. Labudovic, « Experimental and numerical modeling of buckling instability of laser sheet forming », *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 13, p. 1427-1439, oct. 2002.
- [12] Z. Zou et S. R. Reid, « Wavy-edged fractures in axially split aluminium tubes », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 16-17, p. 4519-4540, août 2005.
- [13] S. Abdelkhalek, H. Zahrouni, M. Potier-Ferry, P. Montmitonnet, et N. LEGRAND, « Un modèle éléments finis général pour la prédiction des défauts de planéité en laminage des tôles fines », presented at the 10e colloque national en calcul des structures, Giens : France, 2011, p. 8.
- [14] O. Parant, « Étude expérimentale et calcul des contraintes résiduelles dans des tubes extrudés en polyéthylène », École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2002.
- [15] K. Komori, « Analysis of cross and vertical buckling in sheet metal rolling », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 40, n<sup>o</sup>. 12, p. 1235-1246, déc. 1998.
- [16] F. D. Fischer, F. G. Rammerstorfer, N. Friedl, et W. Wieser, « Buckling phenomena related to rolling and levelling of sheet metal », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 10, p. 1887-1910, oct. 2000.

- 
- [17] J. J. Harrigan, S. R. Reid, et C. Peng, « Inertia effects in impact energy absorbing materials and structures », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 22, n<sup>o</sup>. 9-10, p. 955-979, oct. 1999.
- [18] J. B. Kim, J. W. Yoon, et D. Y. Yang, « Investigation into the wrinkling behaviour of thin sheets in the cylindrical cup deep drawing process using bifurcation theory », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 56, n<sup>o</sup>. 12, p. 1673-1705, mars 2003.
- [19] P. F. Liu, J. Y. Zheng, B. J. Zhang, et P. Shi, « Failure analysis of natural gas buried X65 steel pipeline under deflection load using finite element method », *Materials & Design*, vol. 31, n<sup>o</sup>. 3, p. 1384-1391, mars 2010.
- [20] R. Maquoi, E. Alarcón, F. Bijlaard, D. Camotim, Y. Galéa, D. Nethercot, G. Owens, et J. Rondal, « Stabilité appliquée ». Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2011.
- [21] C. Bisagni, « Numerical analysis and experimental correlation of composite shell buckling and post-buckling », *Composites Part B: Engineering*, vol. 31, n<sup>o</sup>. 8, p. 655-667, 2000.
- [22] M. A. Crisfield, *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, vol. 1: Essentials. John Wiley & Sons, 1991.
- [23] K. Jorabchi et K. Suresh, « A robust continuation method to pass limit-point instability », *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 47, n<sup>o</sup>. 11, p. 1253-1261, nov. 2011.
- [24] Y.-B. Yang et M.-S. Shieh, « Solution method for nonlinear problems with multiple critical points », *AIAA Journal*, vol. 28, n<sup>o</sup>. 12, p. 2110-2116, déc. 1990.
- [25] Y.-B. Yang, J.-D. Yau, et L.-J. Leu, « Recent developments in geometrically nonlinear and postbuckling analysis of framed structures », *Applied Mechanics Reviews*, vol. 56, n<sup>o</sup>. 4, p. 431-449, 2003.
- [26] K.-J. Bathe et E. N. Dvorkin, « On the automatic solution of nonlinear finite element equations », *Computers & Structures*, vol. 17, n<sup>o</sup>. 5-6, p. 871-879, 1983.
- [27] H. Chen et G. E. Blandford, « Work-increment-control method for non-linear analysis », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 36, n<sup>o</sup>. 6, p. 909-930, mars 1993.
- [28] G. A. Wempner, « Discrete approximations related to nonlinear theories of solids », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 7, n<sup>o</sup>. 11, p. 1581-1599, nov. 1971.
- [29] E. Riks, « An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 15, n<sup>o</sup>. 7, p. 529-551, 1979.
- [30] B.-H. Kröplin, « A viscous approach to post buckling analysis », *Engineering Structures*, vol. 3, n<sup>o</sup>. 3, p. 187-189, juill. 1981.
- [31] E. W. Wright et E. H. Gaylord, « Analysis of unbraced multistory steel rigid frames », *ASCE J Struct Div*, p. 1143-1163, 1968.
- [32] M. Müller, « Passing of instability points by applying a stabilized Newton-Raphson scheme to a finite element formulation: Comparison to arc-length method », *Computational Mechanics*, vol. 40, n<sup>o</sup>. 4, p. 683-705, 2007.
- [33] M. Müller, « Postbuckling analysis stabilized by penalty springs and intermediate corrections », *Computational Mechanics*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 5, p. 631-654, oct. 2008.

- 
- [34] P. G. Bergan et T. H. Soreide, « Solution of Large Displacement and Instability Problems Using the Current stiffness Parameter », *In: Finite Element in Nonlinear Mechanics, Tapir press*, p. 647-669, 1978.
- [35] P. G. Bergan, G. Horrigmoe, B. Bråkeland, et T. H. Søreide, « Solution techniques for non-linear finite element problems », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 12, n<sup>o</sup>. 11, p. 1677-1696, janv. 1978.
- [36] L. T. Watson, « Numerical linear algebra aspects of globally convergent homotopy methods », The University of Michigan, Technical report, févr. 1986.
- [37] S. L. Chan, « Geometric and material non-linear analysis of beam-columns and frames using the minimum residual displacement method », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 26, n<sup>o</sup>. 12, p. 2657-2669, déc. 1988.
- [38] A. Aimi, M. Diligenti, et F. Freddi, « Numerical aspects in the SGBEM solution of softening cohesive interface problems », *Journal of Computational and Applied Mathematics*, vol. 210, n<sup>o</sup>. 1-2, p. 22-33, déc. 2007.
- [39] B.-A. Memon et X. Su, « Arc-length technique for nonlinear finite element analysis », *Journal of Zhejiang University SCIENCE, China*, p. 11, 2004.
- [40] M. Ritto-Corrêa et D. Camotim, « On the arc-length and other quadratic control methods: Established, less known and new implementation procedures », *Computers & Structures*, vol. 86, n<sup>o</sup>. 11-12, p. 1353-1368, juin 2008.
- [41] M. A. Crisfield, « A fast incremental/iterative solution procedure that handles “snap-through” », *Computers & Structures*, vol. 13, n<sup>o</sup>. 1-3, p. 55-62, juin 1981.
- [42] E. Ramm, « Strategies for tracing nonlinear response near limit points », *Nonlinear finite element analysis in structural mechanics: Proc., Europe-US workshop*, Springer-Verlag, Germany, p. 63-89, 1981.
- [43] G. Powell et J. Simons, « Improved iteration strategy for nonlinear structures », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 17, n<sup>o</sup>. 10, p. 1455-1467, oct. 1981.
- [44] 6-9-2 Abaqus, « User's manuals ». Pawtucket, USA: Hibbitt, Karlsson, and Sorensen, Inc., 2009.
- [45] N. Silvestre et L. Gardner, « Elastic local post-buckling of elliptical tubes », *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, n<sup>o</sup>. 3, p. 281-292, mars 2011.
- [46] M. Shariati et H. R. Allahbakhsh, « Numerical and experimental investigations on the buckling of steel semi-spherical shells under various loadings », *Thin-Walled Structures*, vol. 48, n<sup>o</sup>. 8, p. 620-628, août 2010.
- [47] J. Segurado et J. LLorca, « A new three-dimensional interface finite element to simulate fracture in composites », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 41, p. 2977-2993, 2004.
- [48] B.-H. Kröplin et D. Dinkler, « A creep type strategy used for tracing the load path in elastoplastic post buckling analysis », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 32, n<sup>o</sup>. 1-3, p. 365-376, sept. 1982.
- [49] B.-H. Kröplin et D. Dinkler, « Quasi viscous analysis and arc-length-method », presented at the In: Middleton P (ed) NUMETA 85 Numerical methods in engineering: theory and applications, vol 2. AA Balkema, Rotterdam, 1985, p. 743-747.
- [50] G.-Q. Li, P. Wang, et Y. Wang, « Behaviour and design of restrained steel column in fire, Part 1: Fire test », *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 66, n<sup>o</sup>. 8-9, p. 1138-1147, août 2010.
-

- 
- [51] A. Tafreshi et T. Oswald, « Global buckling behaviour and local damage propagation in composite plates with embedded delaminations », *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 80, n<sup>o</sup>. 1, p. 9-20, janv. 2003.
- [52] A. Kling, R. Degenhardt, H. Klein, J. Teßmer, et R. Zimmermann, « Novel stability design scenario for aircraft structures – simulation and experimental validation », presented at the Proceedings of the 5th International Conference on Computation of Shell and Spatial Structures, Salzburg, Austria, 2005, p. 4.
- [53] C. Yu et B. Schafer, « Distortional buckling of C and Z members in bending », Baltimore, Maryland, févr. 2004.
- [54] C. Yu et B. W. Schafer, « Distortional buckling of cold-formed steel members in bending », Baltimore, Maryland, 2005.
- [55] C. Moen et B. Schafer, « Direct Strength Design for Cold-Formed Steel Members with Perforations », Baltimore MD, 2006.
- [56] J. J. C. Remmers et R. de Borst, « Delamination buckling of fibre-metal laminates », *Composites Science and Technology*, vol. 61, n<sup>o</sup>. 15, p. 2207-2213, 2001.
- [57] A. Legay, « Une méthode de calcul efficace pour l'étude paramétrique du flambage non-linéaire de structures tridimensionnelles : application à la fiabilité », École Normale Supérieure de Cachan, Paris, 2002.
- [58] Y. Q. Ma, C. M. Wang, et K. K. Ang, « Buckling of super ellipsoidal shells under uniform pressure », *Thin-Walled Structures*, vol. 46, n<sup>o</sup>. 6, p. 584-591, juin 2008.
- [59] M. Bischoff, « Modeling of shells with three-dimensional finite elements », presented at the Proceedings of the 6th International Conference on Computation of Shell and Spatial Structures IASS-IACM 2008: « Spanning Nano to Mega », Cornell University, Ithaca, NY, USA, 2008, p. 4.
- [60] M. Killpack et F. Abed-Meraim, « Limit-point buckling analyses using solid, shell and solid-shell elements », *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 25, n<sup>o</sup>. 5, p. 1105-1117, mai 2011.
- [61] F. Moiro, « Etude de la stabilité d'un équilibre en présence du frottement de Coulomb. Application au crissement des freins à disque », Ecole Polytechnique de Paris, 1998.
- [62] F. Moiro et Q.S. Nguyen, « Some problems of friction-included vibrations and instabilities », presented at the In: J.A.C. Martins, M. Raous (Eds.), *Friction and Instabilities*, Udine 2000, in: CISM Courses and Lectures, Springer, Wien, 2000, p. 137-178.
- [63] X. Élie-dit-Cosaque, A. Gakwaya, et J. Lévesque, « Assessment of performance of various shell elements in tube bending and hydroforming in computational industrial environment », presented at the X International Conference on Computational Plasticity COMPLAS X, CIMNE, Barcelona, 2009, p. 4.
- [64] J. Besson, « Endommagement et rupture ». 2011.
- [65] P.-O. Bouchard, « Contribution à la modélisation numérique en mécanique de la rupture et structures multimatériaux », Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2000.
- [66] A. Asserin-Lebert, J. Besson, et A. F. Gourgues, « Fracture of 6056 aluminum sheet materials: effect of specimen thickness and hardening behavior on strain localization and toughness », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 395, n<sup>o</sup>. 1-2, p. 186-194, mars 2005.



- 
- [67] M. L. Boone, « Characterization of Stable Tearing in Thin Sheet of 2024-T3 Aluminum Alloy Under Tension-Torsion Loading Conditions », University of South Carolina, Columbia, SC, 1999.
- [68] M. A. Sutton, J. D. Helm, et M. L. Boone, « Experimental study of crack growth in thin sheet 2024-T3 aluminum under tension-torsion loading », *International Journal of Fracture*, vol. 109, n° 3, p. 285-301, juin 2001.
- [69] M. . James et J. . Newman Jr., « The effect of crack tunneling on crack growth: experiments and CTOA analyses », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n° 3-4, p. 457-468, févr. 2003.
- [70] A. Cornec, I. Scheider, et K.-H. Schwalbe, « On the practical application of the cohesive model », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n° 14, p. 1963-1987, sept. 2003.
- [71] J.-F. Mariage, « Simulation numérique de l'endommagement ductile en formage de pièces massives », Université de Technologie de Troyes, 2003.
- [72] A. A. Benzerga et J.-B. Leblond, « Ductile Fracture by Void Growth to Coalescence », in *Advances in Applied Mechanics*, vol. Volume 44, Elsevier, 2010, p. 169-305.
- [73] A. Korbel et P. Martin, « Microscopic versus macroscopic aspect of shear bands deformation », *Acta Metallurgica*, vol. 34, n° 10, p. 1905-1909, oct. 1986.
- [74] F. Bron, J. Besson, et A. Pineau, « Ductile rupture in thin sheets of two grades of 2024 aluminum alloy », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 380, n° 1-2, p. 356-364, août 2004.
- [75] J. Lemaître et J. L. Chaboche, *Mécanique des matériaux solides*. Paris: Dunod, 2ème édition, 1988.
- [76] O. Bondil, « Etude de l'endommagement en sommet de fissure dans les polymères amorphes renforcés "choc" par nodules d'élastomère », Université Louis Pasteur Strasbourg I, 2006.
- [77] H. M. Westergaard, « Bearing Pressures and Cracks », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 6, n° 61, p. 49-53, 1939.
- [78] G. Irwin, « Plastic zone near a crack and fracture toughness », presented at the Proceedings of the seventh Sagamore Ordnance materials conference, Syracuse University, New York, 1960, p. 63-78.
- [79] D. S. Dugdale, « Yielding of steel sheets containing slits », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 8, n° 2, p. 100-104, mai 1960.
- [80] R. Labbens, *Introduction à la mécanique de la rupture*. Pluralis, 1980.
- [81] R. Hamam, « Simulation de la propagation des fissures par fatigue dans les toiles des roues de train sous chargement à amplitude variable », Ecole Normale Supérieure de Cachan, Paris, 2006.
- [82] V. E. Saouma, « Fracture mechanics ». 2011.
- [83] F. Hamon, « Modélisation du comportement mécanique en fissuration d'alliages aéronautiques », Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2010.
- [84] C.-K. Oh, Y.-J. Kim, J.-H. Baek, Y.-P. Kim, et W. Kim, « A phenomenological model of ductile fracture for API X65 steel », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 49, n° 12, p. 1399-1412, déc. 2007.

- 
- [85] F. Bron et J. Besson, « Simulation of the ductile tearing for two grades of 2024 aluminum alloy thin sheets », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, n° 11, p. 1531-1552, juill. 2006.
- [86] W. Brocks, K. -h Schwalbe, et U. Zerbst, « Structural Integrity Assessment of Thin-Walled Structures », *Advanced Engineering Materials*, vol. 8, n° 5, p. 319-327, mai 2006.
- [87] U. Zerbst, M. Heinemann, C. D. Donne, et D. Steglich, « Fracture and damage mechanics modelling of thin-walled structures – An overview », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, n° 1, p. 5-43, janv. 2009.
- [88] J. . Newman Jr., M. . James, et U. Zerbst, « A review of the CTOA/CTOD fracture criterion », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n° 3-4, p. 371-385, févr. 2003.
- [89] L. J. Chen, Z. Q. Gong, et Q. Zhao, « Numerical Simulation of Creep Crack Propagation for Austenitic Stainless Steel 0Cr18Ni9 at 550° C », *Advanced Materials Research*, vol. 230, p. 596–599, 2011.
- [90] A. S. Gullerud, R. H. Dodds, R. W. Hampton, et D. S. Dawicke, « Three-dimensional modeling of ductile crack growth in thin sheet metals: computational aspects and validation », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 63, n° 4, p. 347-374, 1999.
- [91] A. Wells, « Unstable crack propagation in metals: Cleavage and fracture », presented at the In Proceedings of the crack propagation symposium, Cranfield, 1961, p. 210-230.
- [92] O. B. Chan, A. E. Elwi, et G. Y. Grondin, « Simulation of crack propagation in steel plate with strain softening model », University of Alberta, Department of Civil & Environmental Engineering, Edmonton, Structural Engineering 266, 2006.
- [93] M. A. Sutton, X. Deng, F. Ma, J. C. Newman Jr, et M. James, « Development and application of a crack tip opening displacement-based mixed mode fracture criterion », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 37, n° 26, p. 3591-3618, juin 2000.
- [94] X. Deng et J. C. Newman Jr, « A study of some issues in stable tearing crack growth simulations », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 64, n° 3, p. 291-304, oct. 1999.
- [95] P.-S. Lam, Y. Kim, et Y. J. Chao, « The non-constant CTOD/CTOA in stable crack extension under plane-strain conditions », *Engineering fracture mechanics*, vol. 73, n° 8, p. 1070-1085, 2006.
- [96] V. V. Chaudhari, D. M. Kulkarni, et R. Prakash, « Three-dimensional finite element analysis of fracture behaviour in general yielding fracture mechanics », *Strojnický Casopis*, p. 131-148, 2010.
- [97] F. W. Wu, R. N. Ibrahim, R. Das, et R. K. S. Raman, « Fracture toughness for CNT specimens from numerically obtained critical CTOD values », *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 52, n° 1, p. 50-54, août 2009.
- [98] T. Pardoën et F. Delannay, « A method for the metallographical measurement of the CTOD at cracking initiation and the role of reverse plasticity on unloading », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 65, n° 4, p. 455-466, mars 2000.
- [99] T. Tagawa, Y. Kayamori, M. Ohata, T. Handa, T. Kawabata, Y. Yamashita, K. Tsutsumi, H. Yoshinari, S. Aihara, et Y. Hagihara, « Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290 », *Engineering fracture mechanics*, vol. 77, n° 2, p. 327-336, 2010.
- [100] Z. Wei, « Study of fracture in ductile thin sheets under remote I/III loadings », University of South Carolina, 2008.
-

- 
- [101] H. Andersson, « A finite-element representation of stable crack-growth », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 21, n<sup>o</sup>. 5, p. 337-356, sept. 1973.
- [102] A. de Koning, « A contribution to the analysis of quasi static crack growth in steel materials », presented at the In: Fracture 1977, Proceedings of the fourth international conference fracture (ICF4), 1977, p. 25-31.
- [103] D. Dawicke et M. Sutton, « CTOA and crack-tunneling measurements in thin sheet 2024-T3 aluminum alloy », *Experimental Mechanics*, vol. 34, n<sup>o</sup>. 4, p. 357-368, déc. 1994.
- [104] J. Heerens et M. Schödel, « On the determination of crack tip opening angle, CTOA, using light microscopy and  $\delta_5$  measurement technique », *Engineering fracture mechanics*, vol. 70, n<sup>o</sup>. 3-4, p. 417-426, 2003.
- [105] W. . Lloyd et F. . McClintock, « Microtopography for ductile fracture process characterization Part 2: application for CTOA analysis », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n<sup>o</sup>. 3-4, p. 403-415, févr. 2003.
- [106] S. Xu, R. Bouchard, et W. R. Tyson, « Simplified single-specimen method for evaluating CTOA », *Engineering fracture mechanics*, vol. 74, n<sup>o</sup>. 15, p. 2459-2464, 2007.
- [107] S. Xu, N. Petri, et W. R. Tyson, « Evaluation of CTOA from load vs. load-line displacement for C(T) specimen », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, n<sup>o</sup>. 13, p. 2126-2134, sept. 2009.
- [108] A. Pironi et D. Fersini, « Simulation of ductile crack growth in thin panels using the crack tip opening angle », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, n<sup>o</sup>. 1, p. 88-100, janv. 2009.
- [109] L. Ma, P. . Lam, M. . Kokaly, et A. . Kobayashi, « CTOA of a stable crack in a thin aluminum fracture specimen », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n<sup>o</sup>. 3-4, p. 427-442, févr. 2003.
- [110] R. W. Hampton et D. Nelson, « Stable crack growth and instability prediction in thin plates and cylinders », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n<sup>o</sup>. 3-4, p. 469-491, févr. 2003.
- [111] J. Besson, « Continuum Models of Ductile Fracture: A Review », *International Journal of Damage Mechanics*, vol. 19, n<sup>o</sup>. 1, p. 3-52, 2010.
- [112] F. A. McClintock, « A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 35, n<sup>o</sup>. 2, p. 363-371, 1968.
- [113] J. R. Rice et D. M. Tracey, « On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields\* », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 17, n<sup>o</sup>. 3, p. 201-217, juin 1969.
- [114] A. L. Gurson, « Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media », *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 99, n<sup>o</sup>. 1, p. 2-15, 1977.
- [115] V. Tvergaard et A. Needleman, « Analysis of the cut-cone fracture in a round tensile bar », *Acta Metallurgica*, p. 157-169, 1984.
- [116] A. R. Ragab et C. A. R. Saleh, « Effect of void growth on predicting forming limit strains for planar isotropic sheet metals », *Mechanics of Materials*, vol. 32, n<sup>o</sup>. 2, p. 71-84, 2000.

- 
- [117] A. R. Ragab et C. A. Saleh, « Evaluation of bendability of sheet metals using void coalescence models », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 395, n<sup>o</sup>. 1-2, p. 102-109, mars 2005.
- [118] A. R. Ragab, « Prediction of fracture limit curves in sheet metals using a void growth and coalescence model », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 199, n<sup>o</sup>. 1-3, p. 206-213, avr. 2008.
- [119] M. Gologanu, J.-B. Leblond, et J. Devaux, « Approximate models for ductile metals containing non-spherical voids—Case of axisymmetric prolate ellipsoidal cavities », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 41, n<sup>o</sup>. 11, p. 1723-1754, nov. 1993.
- [120] M. Gologanu, J.-B. Leblond, et J. Devaux, « Approximate Models for Ductile Metals Containing Nonspherical Voids—Case of Axisymmetric Oblate Ellipsoidal Cavities », *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 116, n<sup>o</sup>. 3, p. 290-297, 1994.
- [121] M. Gologanu, J. B. Leblond, G. Perrin, et J. Devaux, « Recent extensions of Gurson's model for porous ductile metals », presented at the In: Suquet, *Continuum Micromechanics*. Springer-Verlag, Berlin, 1995.
- [122] X. Gao et J. Kim, « Modeling of ductile fracture: Significance of void coalescence », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 43, n<sup>o</sup>. 20, p. 6277-6293, oct. 2006.
- [123] J. Kim, G. Zhang, et X. Gao, « Modeling of ductile fracture: Application of the mechanism-based concepts », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, n<sup>o</sup>. 6, p. 1844-1862, mars 2007.
- [124] L. Kachanov, « On the time to failure under creep conditions », presented at the Izv Akad Nauk SSR, 1958, p. 26–31.
- [125] J. Lemaître, « A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture », *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 107, n<sup>o</sup>. 1, p. 83-89, 1985.
- [126] L. Bourgeon, « Etude et modélisation des mécanismes d'endommagement en forge à froid », Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009.
- [127] J. Lemaître et J. L. Chaboche, *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge University Press, Cambridge, UK. 1990.
- [128] G. Rousselier, « Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture », *Nuclear Engineering and Design*, vol. 105, n<sup>o</sup>. 1, p. 97-111, déc. 1987.
- [129] G. Rousselier, « Dissipation in porous metal plasticity and ductile fracture », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 49, n<sup>o</sup>. 8, p. 1727-1746, août 2001.
- [130] N. Bonora, « A nonlinear CDM model for ductile failure », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 58, n<sup>o</sup>. 1, p. 11-28, 1997.
- [131] N. Bonora, D. Gentile, A. Pirondi, et G. Newaz, « Ductile damage evolution under triaxial state of stress: theory and experiments », *International Journal of Plasticity*, vol. 21, n<sup>o</sup>. 5, p. 981-1007, mai 2005.
- [132] P. Teixeira, A. D. Santos, F. M. Andrade Pires, et J. M. A. César de Sá, « Finite element prediction of ductile fracture in sheet metal forming processes », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 177, n<sup>o</sup>. 1-3, p. 278-281, juill. 2006.
- [133] K. Saanouni, « On the numerical prediction of the ductile fracture in metal forming », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, n<sup>o</sup>. 11, p. 3545-3559, juill. 2008.

- 
- [134] H. Liu, Y. Yang, Z. Yu, Z. Sun, et Y. Wang, « The application of a ductile fracture criterion to the prediction of the forming limit of sheet metals », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, n<sup>o</sup>. 14, p. 5443-5447, juill. 2009.
- [135] H. Hooputra, H. Gese, H. Dell, et H. Werner, « A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions », *International Journal of Crashworthiness*, vol. 9, n<sup>o</sup>. 5, p. 449-464, 2004.
- [136] H.-Y. Che, L. Zhu, D.-Z. Sun, J.-H. Chen, et H. Zhu, « Characterization and Modeling of Aluminum Extrusion Damage Under Crash Loading », *Thin-Walled Structures*, vol. 45, n<sup>o</sup>. 4, p. 383-392, avr. 2007.
- [137] I. Scheider, « Cohesive model for crack propagation analyses of structures with elastic-plastic material behavior : Foundations and implementation », 2001.
- [138] G. I. Barenblatt, « The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture », in *Advances in Applied Mechanics*, vol. Volume 7, Elsevier, 1962, p. 55-129.
- [139] D. Xie et A. M. Waas, « Discrete cohesive zone model for mixed-mode fracture using finite element analysis », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, n<sup>o</sup>. 13, p. 1783-1796, sept. 2006.
- [140] M. Anvari, I. Scheider, et C. Thaulow, « Simulation of dynamic ductile crack growth using strain-rate and triaxiality-dependent cohesive elements », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, n<sup>o</sup>. 15, p. 2210-2228, oct. 2006.
- [141] A. Hillerborg, M. Mod er, et P.-E. Petersson, « Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements », *Cement and Concrete Research*, vol. 6, n<sup>o</sup>. 6, p. 773-781, nov. 1976.
- [142] A. Needleman, « A Continuum Model for Void Nucleation by Inclusion Debonding », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 54, n<sup>o</sup>. 3, p. 525-531, 1987.
- [143] S. Maiti et P. H. Geubelle, « A cohesive model for fatigue failure of polymers », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, n<sup>o</sup>. 5, p. 691-708, mars 2005.
- [144] T. Zhou, C. Huang, H. Liu, J. Wang, B. Zou, et H. Zhu, « Crack propagation simulation in microstructure of ceramic tool materials », *Computational Materials Science*, vol. 54, n<sup>o</sup>. 0, p. 150-156, mars 2012.
- [145] N. Dourado, M. F. S. F. de Moura, A. B. de Morais, et A. B. Pereira, « Bilinear approximations to the mode II delamination cohesive law using an inverse method », *Mechanics of Materials*, vol. 49, n<sup>o</sup>. 0, p. 42-50, juin 2012.
- [146] N. Chandra, H. Li, C. Shet, et H. Ghonem, « Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 39, n<sup>o</sup>. 10, p. 2827-2855, mai 2002.
- [147] V. Olden, C. Thaulow, R. Johnsen, et E. Østby, « Cohesive zone modeling of hydrogen-induced stress cracking in 25% Cr duplex stainless steel », *Scripta Materialia*, vol. 57, n<sup>o</sup>. 7, p. 615-618, oct. 2007.
- [148] I. Scheider et W. Brocks, « Cohesive elements for thin-walled structures », *Computational Materials Science*, vol. 37, n<sup>o</sup>. 1-2, p. 101-109, août 2006.
- [149] M. Lee, E. Y. Kim, et Y. H. Yoo, « Simulation of high speed impact into ceramic composite systems using cohesive-law fracture model », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 35, n<sup>o</sup>. 12, p. 1636-1641, d c. 2008.

- 
- [150] F. Cirak, M. Ortiz, et A. Pandolfi, « A cohesive approach to thin-shell fracture and fragmentation », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 194, n° 21-24, p. 2604-2618, juin 2005.
- [151] M. G. A. Tijssens, B. L. J. Sluys, et E. van der Giessen, « Numerical simulation of quasi-brittle fracture using damaging cohesive surfaces », *European Journal of Mechanics - A/Solids*, vol. 19, n° 5, p. 761-779, sept. 2000.
- [152] N. Tardif, A. Combescure, M. Coret, et P. Matheron, « Stable crack propagation in steel at 1173 K: Experimental investigation and simulation using 3D cohesive elements in large-displacements », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 77, n° 5, p. 776-792, mars 2010.
- [153] W. Zhang et X. Deng, « Mixed-mode I/II fields around a crack with a cohesive zone ahead of the crack tip », *Mechanics Research Communications*, vol. 34, n° 2, p. 172-180, mars 2007.
- [154] W. Li et T. Siegmund, « An analysis of crack growth in thin-sheet metal via a cohesive zone model », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, n° 18, p. 2073-2093, déc. 2002.
- [155] Y. A. Roy et R. H. Dodds, « Simulation of ductile crack growth in thin aluminum panels using 3-D surface cohesive elements », *International Journal of Fracture*, vol. 110, n° 1, p. 21-45, juill. 2001.
- [156] S. Roychowdhury, Y. D. Arun Roy, et R. H. Dodds Jr., « Ductile tearing in thin aluminum panels: experiments and analyses using large-displacement, 3-D surface cohesive elements », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, n° 8, p. 983-1002, mai 2002.
- [157] P. D. Zavattieri, « Modeling of crack propagation in thin-walled structures using a cohesive model for shell elements », *Journal of applied mechanics*, vol. 73, n° 6, p. 948-958, 2004.
- [158] I. Scheider, M. Schödel, W. Brocks, et W. Schönfeld, « Crack propagation analyses with CTOA and cohesive model: Comparison and experimental validation », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, n° 2, p. 252-263, janv. 2006.
- [159] D. N. Jadhav et S. K. Maiti, « Characterization of stable crack growth through AISI 4340 steel using cohesive zone modeling and CTOD/CTOA criterion », *Nuclear Engineering and Design*, vol. 240, n° 4, p. 713-721, avr. 2010.
- [160] M. Schödel, I. Scheider, T. Iberer, et K. Rother, « Residual strength of thin-walled structures based on the CTOA approach of ANSYS », presented at the In : 23rd CAD-FEM users meeting, 2005.
- [161] W. Brocks, I. Scheider, et M. Schödel, « Simulation of crack extension in shell structures and prediction of residual strength », *Archive of Applied Mechanics*, vol. 76, n° 11, p. 655-665, déc. 2006.
- [162] M. F. S. F. De Moura et J. A. G. Chousal, « Cohesive and continuum damage models applied to fracture characterization of bonded joints », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 48, n° 5, p. 493-503, mai 2006.
- [163] M. F. S. F. De Moura, J. P. M. Gonçalves, J. A. G. Chousal, et R. D. S. G. Campilho, « Cohesive and continuum mixed-mode damage models applied to the simulation of the mechanical behaviour of bonded joints », *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 28, n° 8, p. 419-426, déc. 2008.

- 
- [164] O. Chabanet, D. Steglich, J. Besson, V. Heitmann, D. Hellmann, et W. Brocks, « Predicting crack growth resistance of aluminium sheets », *Computational Materials Science*, vol. 26, n° 0, p. 1-12, janv. 2003.
- [165] S. Mahmoud et K. Lease, « The effect of specimen thickness on the experimental characterization of critical crack-tip-opening angle in 2024-T351 aluminum alloy », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n° 3-4, p. 443-456, févr. 2003.
- [166] V. Le Corre, « Etude de la compétition déchirure ductile/rupture fragile: Application à la tenue mécanique des tubes en acier C-Mn et de leurs joints soudés », Ecole Centrale de Lille, 2006.
- [167] M. Ould Ouali, M. Almansba, et N. E. Hannachi, « Numerical and experimental study of ductile fracture of an aluminium alloy during forging process », presented at the CMM-2011 – Computer Methods in Mechanics, Warsaw, Poland, 2011, p. 1-5.
- [168] M. Elices, G. V. Guinea, J. Gómez, et J. Planas, « The cohesive zone model: advantages, limitations and challenges », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, n° 2, p. 137-163, janv. 2002.
- [169] V. V. Bolotin, « Delaminations in composite structures: Its origin, buckling, growth and stability », *Composites Part B: Engineering*, vol. 27, n° 2, p. 129-145, 1996.
- [170] A. N. Guz et M. S. Dyshel, « Deformation of plates with an edge crack in tension », *International Applied Mechanics*, vol. 31, n° 11, p. 944-948, nov. 1995.
- [171] A. N. Guz et M. S. Dyshel, « Fracture and buckling of thin panels with edge crack in tension », *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 36, n° 1, p. 57-60, juill. 2001.
- [172] B. Skallerud, K. Holthe, et B. Haugen, « Thin shell and surface crack finite elements for simulation of combined failure modes », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 194, n° 21-24, p. 2619-2640, juin 2005.
- [173] T. W. Chao, « Gaseous detonation-driven fracture of tubes », California Institute of Technology, Pasadena, California, 2004.
- [174] C. Jovic, « Apport de la dynamique en forgeage à froid », Rapport de Synthèse, 2011.
- [175] L. Pasco, « Evaluation non destructive par mesures du bruit Barkhausen de la martensite  $\alpha'$  induite par la fatigue oligo-cyclique d'aciers inoxydables austénitiques », INSA de Lyon, Villeurbanne, 2004.
- [176] M. Shaira, « Caractérisation non destructive de la transformation martensitique de l'acier 304L induite par déformation cyclique », INSA de Lyon, Villeurbanne, 2006.
- [177] H. Bidouard, « Etude de l'effet de surcharges sur la tenue en fatigue à grande durée de vie d'un acier ferrito-bainitique sous chargement d'amplitude variable », Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2009.
- [178] N. E. Dowling, *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*, Upper Saddle River, N.J.: Pearson Prentice Hall, 2007.
- [179] S. Dridi, « Essai de caractérisation des structures tissées », INSA de Lyon, Villeurbanne, 2010.
- [180] T. Wehbe, « Étude des vibrations de pièce mince durant l'usinage par stéréo corrélation d'images », Institut National Polytechnique de Toulouse, 2010.
- [181] Version 2007 Vic3D, « Correlated Solutions, Inc. », 2011. [Online]. Available: <http://www.correlatedsolutions.com/>. [Accessed: 29-mars-2012].
-

- 
- [182] R. Cintron, « Strain Measurements with the Digital Image Correlation System Vic-2D », University of Puerto Rico, Mayagüez, sept. 2008.
- [183] M. Fazzaini, « Développement de méthodes d'intégration des mesures de champs », Université de Toulouse, 2009.
- [184] J. Molimard, « Cours de Mécanique Expérimentale ». Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2011.
- [185] A. Le Port, « Caractérisation et Prédiction des Défauts d'Aspect sur les Ouvrants Automobiles », Thèse, Université de Bretagne-Sud, France, 2010.
- [186] F. Zemzemi, « Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage : Application au cas de l'usinage des aciers et de l'Inconel 718 », Thèse, Ecole, Lyon, France, 2007.
- [187] V. Goussery-Vafiadès, « Caractérisations microstructurale et mécanique de mousse de Nickel à cellules ouvertes pour batteries de véhicules hybrides », Thèse, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 2004.
- [188] K. Vor, « Etude expérimentale et modélisation numérique de la fermeture de fissures longues et courtes dans un acier inoxydable 304L », Thèse, Ecole nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique - Poitiers, France, 2009.
- [189] W. Ramberg et W. R. Osgood, « Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters », Washington, Technical note 902, juill. 1943.
- [190] M. Boujelbene, S. Dhouibi, M. Kharrat, et M. Dammak, « Analysis of the Biotribological Behavior for the Stainless Steel/Polyethylene Contact Using a Knee Prosthesis Simulator », *Journal of Bionic Engineering*, vol. 9, n° 1, p. 59-65, mars 2012.
- [191] B. Mohammad Sadeghi, « Analyse et Identification du comportement mécanique d'aciers à effet TRIP à partir de mesures de champs cinématiques », Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2010.
- [192] C. C. Aydiner et E. Üstündag, « Residual stresses in a bulk metallic glass cylinder induced by thermal tempering », *Mechanics of Materials*, vol. 37, n° 1, p. 201-212, janv. 2005.
- [193] S. Qu, C. X. Huang, Y. L. Gao, G. Yang, S. D. Wu, Q. S. Zang, et Z. F. Zhang, « Tensile and compressive properties of AISI 304L stainless steel subjected to equal channel angular pressing », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 475, n° 1-2, p. 207-216, févr. 2008.
- [194] T. Y. Reddy et S. R. Reid, « Axial splitting of circular metal tubes », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 28, n° 2, p. 111-131, 1986.
- [195] X. Huang, G. Lu, et T. X. Yu, « On the axial splitting and curling of circular metal tubes », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 44, n° 11, p. 2369-2391, nov. 2002.
- [196] P. Jiang, W. Wang, et G. J. Zhang, « Size effects in the axial tearing of circular tubes during quasi-static and impact loadings », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, n° 12, p. 2048-2065, déc. 2006.
- [197] M. R. Aziz, R. Ahmad, et K. Jusoff, « Curling Behavior of Circular Metal Tubes », *MSE*, vol. 3, n° 4, p. P34-41, oct. 2009.
- [198] X. Huang, G. Lu, et T. X. Yu, « Energy absorption in splitting square metal tubes », *Thin-walled structures*, vol. 40, n° 2, p. 153-165, 2002.



- 
- [199] X. Huang, G. Lu, et T. X. Yu, « Collapse of Square Metal Tubes in Splitting and Curling Mode », *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 220, n<sup>o</sup>. 1, p. 1-13, janv. 2006.
- [200] Vishaypg, « Vishay Precision Group - Home Page », *Micro-Measurements : Strain Gages and Instrumentation*, 2011. [Online]. Available: <http://www.vishaypg.com/>. [Accessed: 29-mars-2012].
- [201] Spiral, « Contraintes dans un réservoir à paroi mince », 2011. [Online]. Available: [http://spiral.univ-lyon1.fr/files\\_m/M3921/Files/223802\\_1484.pdf](http://spiral.univ-lyon1.fr/files_m/M3921/Files/223802_1484.pdf).
- [202] Anstj, « Les jauges de déformation », Département Education-Jeunesse du CNES et ANSTJ - Secteur Espace, Note technique, mars 2002.
- [203] L. Dufort, M. Grédiac, et Y. Surrel, « Experimental evidence of the cross-section warping in short composite beams under three point bending », *Composite Structures*, vol. 51, n<sup>o</sup>. 1, p. 37-47, janv. 2001.
- [204] R. González-Peña, R. M. Cibrián-Ortiz de Anda, A. J. Pino-Velazquez, J. Soler-de la Cruz, et Y. González-Jorge, « Displacement measurements in structural elements by optical techniques », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 34, n<sup>o</sup>. 2, p. 75-85, août 2000.
- [205] P. Lecomte-Grosbras, « Utilisation de la technique de corrélation d'images pour l'étude des effets de bord dans les composites stratifiés », Ecole Centrale de Lille, 2009.
- [206] N. Decultot, « Formage incrémental de tôle d'aluminium : étude du procédé à l'aide de la mesure de champs et identification de modèles de comportement », Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2009.
- [207] T. Schmidt, J. T. II, D. M. Revilock, J. Padula S., J. M. Periera, M. Melis, et K. Lyle, « Performance verification of 3d image correlation using digital high-speed cameras », presented at the Proceedings of 2005 SEM Annual Conference and Exposition, Portland, OR, 2005, p. 8.
- [208] M. M. LeBlanc, J. N. Florando, D. H. Lassila, T. Schmidt, et J. T. II, « Image correlation Applied to Single Crystal Plasticity Experiments and Comparison to Strain Gage Data », *Experimental Techniques*, juill. 2005.
- [209] S. Sozen et M. Guler, « Determination of displacement distributions in bolted steel tension elements using digital image techniques », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 49, n<sup>o</sup>. 12, p. 1428-1435, déc. 2011.
- [210] M. N. Helfrick, C. Niezrecki, P. Avitabile, et T. Schmidt, « 3D digital image correlation methods for full-field vibration measurement », *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 25, n<sup>o</sup>. 3, p. 917-927, avr. 2011.
- [211] J. Abanto-Bueno et J. Lambros, « Investigation of crack growth in functionally graded materials using digital image correlation », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, n<sup>o</sup>. 14-16, p. 1695-1711, sept. 2002.
- [212] M. W. Nansteel et C. C.-T. Chen, « High Speed Photography and Digital Image Correlation for the Study of Blast Structural Response », *International Test and Evaluation Association*, vol. 30, p. 45-56, 2009.
- [213] V. Tiwari, M. A. Sutton, S. R. Mcneill, S. Xu, X. Deng, W. L. Fourney, et D. Bretall, « Application of 3D image correlation for full-field transient plate deformation measurements during blast loading », *International journal of impact engineering*, vol. 36, n<sup>o</sup>. 6, p. 862-874, 2009.

- 
- [214] M. McGinnis, S. Pessiki, et H. Turker, « Application of three-dimensional digital image correlation to the core-drilling method », *Experimental Mechanics*, vol. 45, n<sup>o</sup>. 4, p. 359-367, 2005.
- [215] W. Tong, « An evaluation of digital image correlation criteria for strain mapping applications », *Strain*, vol. 41, p. 167-175, 2005.
- [216] W. S. Kim, A. I. Ansar, R. D. Steele, et R. C. Steinke, « Performance Analysis and Validation of a Stereo Vision System », in *2005 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics*, 2005, vol. 2, p. 1409-1416.
- [217] M. A. Sutton, J. H. Yan, V. Tiwari, H. W. Schreier, et J. J. Orteu, « The effect of out-of-plane motion on 2D and 3D digital image correlation measurements », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 46, n<sup>o</sup>. 10, p. 746-757, oct. 2008.
- [218] J. Heikkila, « Geometric camera calibration using circular control points », *Pattern Analysis and Machine Intelligence, IEEE Transactions on*, vol. 22, n<sup>o</sup>. 10, p. 1066-1077, 2000.
- [219] S. B. Taieb, « Prédiction de séries temporelles à long terme par apprentissage automatique », Université libre de Bruxelles, Master, 2009.
- [220] J. Yang, M. Luo, Y. Hua, et G. Lu, « Energy absorption of expansion tubes using a conical-cylindrical die: Experiments and numerical simulation », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 52, n<sup>o</sup>. 5, p. 716-725, mai 2010.
- [221] B. P. P. Almeida, M. L. Alves, P. A. R. Rosa, A. G. Brito, et P. A. F. Martins, « Expansion and reduction of thin-walled tubes using a die: Experimental and theoretical investigation », *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, n<sup>o</sup>. 12-13, p. 1643-1652, oct. 2006.
- [222] V. S. Sokolinsky, K. C. Indermuehle, et J. A. Hurtado, « Numerical simulation of the crushing process of a corrugated composite plate », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 9, p. 1119-1126, sept. 2011.
- [223] S. R. Reid et J. J. Harrigan, « Transient effects in the quasi-static and dynamic internal inversion and nosing of metal tubes », *International journal of mechanical sciences*, vol. 40, n<sup>o</sup>. 2-3, p. 263-280, 1998.
- [224] G. . Sekhon, N. . Gupta, et P. . Gupta, « An analysis of external inversion of round tubes », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 133, n<sup>o</sup>. 3, p. 243-256, févr. 2003.
- [225] T. Pardoën, F. Hachez, B. Marchioni, P. H. Blyth, et A. G. Atkins, « Mode I fracture of sheet metal », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 52, n<sup>o</sup>. 2, p. 423-452, févr. 2004.
- [226] F. Hachez, « Experimental and numerical investigation of the thickness effect in the ductile tearing of thin metallic plates », Université Catholique de Louvain, 2008.
- [227] B. Tanguy, T. T. Luu, G. Perrin, A. Pineau, et J. Besson, « Plastic and damage behaviour of a high strength X100 pipeline steel: Experiments and modelling », *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 85, n<sup>o</sup>. 5, p. 322-335, mai 2008.
- [228] H. Jiao et X.-L. Zhao, « Imperfection, residual stress and yield slenderness limit of very high strength (VHS) circular steel tubes », *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 59, n<sup>o</sup>. 2, p. 233-249, févr. 2003.

- 
- [229] F. Serban, « Evaluation et modélisation des contraintes résiduelles dans les fontes austeno-ferritiques à graphite sphéroïdal: Influence du traitement thermique et thermomécanique », Université de Reims Champagne-Ardenne, 2004.
- [230] P. Withers et H. Bhadeshia, « Overview Residual stress : Part 2 - Nature and origins », *Materials Science and Technology*, vol. 17, n° 4, p. 366–375, 2001.
- [231] P. Withers et H. Bhadeshia, « Overview Residual stress: Part 1 - Measurement techniques », *Materials Science and Technology*, vol. 17, n° 4, p. 355–365, 2001.
- [232] R. B. Cruise et L. Gardner, « Residual stress analysis of structural stainless steel sections », *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, n° 3, p. 352-366, mars 2008.
- [233] R. G. Toscano, « Collapse and post-collapse behavior of steel pipes under external pressure and bending. Application to deep water pipelines », Thesis, Universidad de Buenos Aires, Argentina, 2009.
- [234] M. R. James, « Relaxation of Residual Stresses an Overview », vol. 4, p. 349-365, 1987.
- [235] G. Bruno, M. Ceretti, E. Girardin, A. Giuliani, et A. Manescu, « Relaxation of residual stress in MMC after combined plastic deformation and heat treatment », *Scripta Materialia*, vol. 51, n° 10, p. 999-1004, nov. 2004.
- [236] R. . Tait et J. Press, « An experimental study of the residual stresses, and their alleviation, in tube to tube-sheet welds of industrial boilers », *Engineering Failure Analysis*, vol. 8, n° 1, p. 15-27, févr. 2001.
- [237] J. R. Cho, B. Y. Lee, Y. H. Moon, et C. J. Van Tyne, « Investigation of residual stress and post weld heat treatment of multi-pass welds by finite element method and experiments », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 155-156, n° 0, p. 1690-1695, nov. 2004.
- [238] L. Xie, C. Jiang, et V. Ji, « Thermal relaxation of residual stresses in shot peened surface layer of (TiB + TiC)/Ti-6Al-4V composite at elevated temperatures », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 528, n° 21, p. 6478-6483, août 2011.
- [239] M.-C. Berger et J. . Gregory, « Residual stress relaxation in shot peened Timetal 21s », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 263, n° 2, p. 200-204, mai 1999.
- [240] B. X. Feng, X. N. Mao, G. J. Yang, L. L. Yu, et X. D. Wu, « Residual stress field and thermal relaxation behavior of shot-peened TC4-DT titanium alloy », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 512, n° 1-2, p. 105-108, juin 2009.
- [241] P. Prevéy, D. Hornbach, et P. Mason, « Thermal residual stress relaxation and distortion in surface enhanced gas turbine engine components », in *Proceedings of the 17th Heat Treating Society Conference and Exposition and the 1st International Induction Heat Treating Symposium*, Eds. D.L. Milam et.al., ASM, Materials Park, OH, 1998, p. 3-12.
- [242] C. Sébastien, « Etude des évolutions microstructurales et comportement mécanique des alliages base nickel 617 et 230 à haute température », Thèse, Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France, 2009.
- [243] W.-S. Lee et C.-F. Lin, « Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 308, n° 1-2, p. 124-135, juin 2001.

- 
- [244] W.-S. Lee et C.-F. Lin, « Effects of prestrain and strain rate on dynamic deformation characteristics of 304L stainless steel: Part 2: Microstructural study », *Materials science and technology*, vol. 18, n<sup>o</sup>. 8, p. 877-884, 2002.
- [245] J. Schiøtz, T. Leffers, et B. N. Singh, « Modelling of dislocation generation and interaction during high-speed deformation of metals », *arXiv:cond-mat/0008336*, août 2000.
- [246] N. Haddar, « Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique 304L: Simulation de l'amorçage et de la croissance des fissures courtes en fatigue isotherme et anisotherme », Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2003.
- [247] G. Alfano, « On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models », *Composites Science and Technology*, vol. 66, n<sup>o</sup>. 6, p. 723-730, mai 2006.
- [248] I. Scheider, M. Rajendran, et A. Banerjee, « Comparison of different stress-state dependent cohesive zone models applied to thin-walled structures », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 78, n<sup>o</sup>. 3, p. 534-543, févr. 2011.
- [249] Q. D. Yang, M. D. Thouless, et S. M. Ward, « Numerical simulations of adhesively-bonded beams failing with extensive plastic deformation », *Journal of the mechanics and physics of solids*, vol. 47, n<sup>o</sup>. 6, p. 1337-1353, 1999.
- [250] S. Li, M. D. Thouless, A. M. Waas, J. A. Schroeder, et P. D. Zavattieri, « Use of a cohesive-zone model to analyze the fracture of a fiber-reinforced polymer-matrix composite », *Composites science and technology*, vol. 65, n<sup>o</sup>. 3-4, p. 537-549, 2005.
- [251] S. Li, M. D. Thouless, A. M. Waas, J. A. Schroeder, et P. D. Zavattieri, « Mixed-mode cohesive-zone models for fracture of an adhesively bonded polymer-matrix composite », *Engineering fracture mechanics*, vol. 73, n<sup>o</sup>. 1, p. 64-78, 2006.
- [252] G. Lin, A. Cornec, et K.-H. Schwalbe, « Three-dimensional finite element simulation of crack extension in aluminium alloy 2024FC », *Fatigue & fracture of engineering materials & structures*, vol. 21, n<sup>o</sup>. 10, p. 1159-1173, 1998.
- [253] S. Feih, « Development of a user element in ABAQUS for modelling of cohesive laws in composite structures », Technical report, 2005.
- [254] A. Abdul-Baqi et E. Van der Giessen, « Indentation-induced interface delamination of a strong film on a ductile substrate », *Thin Solid Films*, vol. 381, n<sup>o</sup>. 1, p. 143-154, janv. 2001.
- [255] M. van den Bosch, P. Schreurs, et M. Geers, « On the development of a 3D cohesive zone element in the presence of large deformations », *Computational Mechanics*, vol. 42, n<sup>o</sup>. 2, p. 171-180, juill. 2008.
- [256] Y. Qiu, M. A. Crisfield, et G. Alfano, « An interface element formulation for the simulation of delamination with buckling », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 68, n<sup>o</sup>. 16, p. 1755-1776, nov. 2001.
- [257] J. C. J. Schellekens et R. De Borst, « On the numerical integration of interface elements », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 36, n<sup>o</sup>. 1, p. 43-66, janv. 1993.
- [258] J. L. Bouvard, J. L. Chaboche, F. Feyel, et F. Gallerneau, « A cohesive zone model for fatigue and creep-fatigue crack growth in single crystal superalloys », *International Journal of Fatigue*, vol. 31, n<sup>o</sup>. 5, p. 868-879, mai 2009.

- 
- [259] M. Ridha, V. B. C. Tan, et T. E. Tay, « Traction–separation laws for progressive failure of bonded scarf repair of composite panel », *Composite Structures*, vol. 93, n° 4, p. 1239-1245, mars 2011.
- [260] L. Hamitouche, M. Tarfaoui, et A. Vautrin, « Modélisation du délaminage par la méthode de la zone cohésive et problèmes d’instabilité », in *JNC 16*, Toulouse, France, 2009.
- [261] K.-H. Schwable et A. Cornec, « Modelling crack growth using local process zones », GKSS Research Center, Geesthacht, Germany, Technical report, 1994.
- [262] A. Needleman, « An analysis of decohesion along an imperfect interface », *International Journal of Fracture*, vol. 42, n° 1, p. 21-40, janv. 1990.
- [263] V. Tvergaard et J. W. Hutchinson, « The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 40, n° 6, p. 1377-1397, août 1992.
- [264] P. Rahul Kumar, A. Jagota, S. J. Bennison, et S. Saigal, « Cohesive element modeling of viscoelastic fracture: application to peel testing of polymers », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 37, n° 13, p. 1873-1897, mars 2000.
- [265] I. Mohammed et K. M. Liechti, « Cohesive zone modeling of crack nucleation at bimaterial corners », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 48, n° 4, p. 735-764, avr. 2000.
- [266] J. W. Hutchinson et A. G. Evans, « Mechanics of materials: top-down approaches to fracture », *Acta Materialia*, vol. 48, n° 1, p. 125-135, 2000.
- [267] S. Kumar et S. V. Barai, « Effect of softening function on the cohesive crack fracture parameters of concrete CT specimen », *Sadhana*, vol. 34, n° 6, p. 987-1015, 2009.
- [268] P. A. Gustafson et A. M. Waas, « Efficient and robust traction laws for the modeling of adhesively bonded joints », presented at the 49th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Schaumburg, IL, 2008, p. 16.
- [269] H. Jiang, « Cohesive Zone Model for Carbon Nanotube Adhesive Simulation and Fracture/Fatigue Crack Growth », thesis, University of Akron, 2010.
- [270] J.-L. Bouvard, « Modélisation de la propagation de fissure dans les aubes de turbines monocristallines », Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006.
- [271] H. Li et N. Chandra, « Analysis of crack growth and crack-tip plasticity in ductile materials using cohesive zone models », *International Journal of Plasticity*, vol. 19, n° 6, p. 849-882, juin 2003.
- [272] C. R. Chen, O. Kolednik, J. Heerens, et F. D. Fischer, « Three-dimensional modeling of ductile crack growth: Cohesive zone parameters and crack tip triaxiality », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, n° 13, p. 2072-2094, sept. 2005.
- [273] Y. Mi, M. A. Crisfield, G. a. O. Davies, et H. B. Hellweg, « Progressive Delamination Using Interface Elements », *Journal of Composite Materials*, vol. 32, n° 14, p. 1246-1272, janv. 1998.
- [274] A. Turon, C. G. Dávila, P. P. Camanho, et J. Costa, « An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 74, n° 10, p. 1665-1682, juill. 2007.
- [275] G. Alfano et M. A. Crisfield, « Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues », *International*

- 
- Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 50, n° 7, p. 1701-1736, mars 2001.
- [276] V. K. Goyal, E. R. Johnson, et C. G. Dávila, « Irreversible constitutive law for modeling the delamination process using interfacial surface discontinuities », *Composite Structures*, vol. 65, n° 3-4, p. 289-305, sept. 2004.
- [277] J. C. Simo et J. W. Ju, « Strain- and stress-based continuum damage models—II. Computational aspects », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 23, n° 7, p. 841-869, 1987.
- [278] R. de Borst, « Numerical aspects of cohesive-zone models », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, n° 14, p. 1743-1757, sept. 2003.
- [279] K. M. Rao et U. Shrinivasa, « A set of pathological tests to validate new finite elements », presented at the Sadhana, India, 2001, vol. 26, p. 549-590.
- [280] S. H. Song, G. H. Paulino, et W. G. Buttlar, « Simulation of Crack Propagation in Asphalt Concrete Using an Intrinsic Cohesive Zone Model », *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 132, n° 11, p. 1215-1223, nov. 2006.
- [281] T. Diehl, « On using a penalty-based cohesive-zone finite element approach, Part I: Elastic solution benchmarks », *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 28, n° 4-5, p. 237-255, juin 2008.
- [282] T. L. Anderson, *Fracture mechanics: Fundamentals and applications*, CRC, Boca Raton, Fla. 1995.
- [283] J. O. Hallquist, G. L. Goudreau, et D. J. Benson, « Sliding interfaces with contact-impact in large-scale Lagrangian computations », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 51, n° 1-3, p. 107-137, sept. 1985.
- [284] A. B. Chaudhary et K.-J. Bathe, « A solution method for static and dynamic analysis of three-dimensional contact problems with friction », *Computers & Structures*, vol. 24, n° 6, p. 855-873, 1986.
- [285] P. Wriggers, T. Vu Van, et E. Stein, « Finite element formulation of large deformation impact-contact problems with friction », *Computers & Structures*, vol. 37, n° 3, p. 319-331, 1990.
- [286] A. Klarbring, « A mathematical programming approach to three-dimensional contact problems with friction », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 58, n° 2, p. 175-200, oct. 1986.
- [287] N. Strömberg, « An implicit method for frictional contact, impact and rolling », *European Journal of Mechanics - A/Solids*, vol. 24, n° 6, p. 1016-1029, nov. 2005.
- [288] F.-J. Wang, L.-P. Wang, J.-G. Cheng, et Z.-H. Yao, « Contact force algorithm in explicit transient analysis using finite-element method », *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 43, n° 6-7, p. 580-587, avr. 2007.
- [289] J. Oliver, A. E. Huespe, et J. C. Cante, « An implicit/explicit integration scheme to increase computability of non-linear material and contact/friction problems », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 197, n° 21-24, p. 1865-1889, avr. 2008.
- [290] S. Selamet et M. Garlock, « Guidelines for modeling three dimensional structural connection models using finite element methods », presented at the International Symposium « Steel Structures: Culture & Sustainability 2010 », Istanbul, Turkey, 2010, p. 10.

- 
- [291] P. Naghipour, J. Schneider, M. Bartsch, J. Hausmann, et H. Voggenreiter, « Fracture simulation of CFRP laminates in mixed mode bending », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, n<sup>o</sup>. 18, p. 2821-2833, déc. 2009.
- [292] S. A. Tawfik, « Stability and morphing characteristics of bistable composite laminates », Thesis, Georgia Institute of Technology, 2008.
- [293] D. Ramnath et P. Andrade, « Simulation of a Parking Pawl Mechanism with ABAQUS/Standard and ABAQUS/Explicit », presented at the ABAQUS Users' Conference, 2002.
- [294] Filippo Mattioni, Paul M. Weaver, Kevin Potter, et Michael I. Friswell, « The analysis of cool-down and snap-through of cross-ply laminates used as multistable structures », presented at the ABAQUS UK User Group Conference, 2006, p. 11.
- [295] K.-H. Schwalbe, I. Scheider, et A. Cornec, « The SIAM method for applying cohesive models to damage behaviour of engineering materials and structures », GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 2009.
- [296] M. J. Morgan, M. H. Tosten, et S. L. West, « Tritium Effects on Fracture Toughness of Stainless Steel Weldments », Savannah River National Laboratory, Aiken, SC, USA, Technical report, 2006.
- [297] T. Siegmund et W. Brocks, « A numerical study on the correlation between the work of separation and the dissipation rate in ductile fracture », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 67, n<sup>o</sup>. 2, p. 139-154, sept. 2000.
- [298] C. R. Chen, O. Kolednik, I. Scheider, T. Siegmund, A. Tatschl, et F. D. Fischer, « On the determination of the cohesive zone parameters for the modeling of micro-ductile crack growth in thick specimens<sup>\*</sup> », *International Journal of Fracture*, vol. 120, n<sup>o</sup>. 3, p. 517-536, avr. 2003.
- [299] L. Daudeville, O. Allix, et P. Ladevèze, « Delamination analysis by damage mechanics: Some applications », *Composites Engineering*, vol. 5, n<sup>o</sup>. 1, p. 17-24, 1995.
- [300] Z. Zou, S. R. Reid, S. Li, et P. D. Soden, « Modelling Interlaminar and Intralaminar Damage in Filament-Wound Pipes Under Quasi-Static Indentation », *Journal of Composite Materials*, vol. 36, n<sup>o</sup>. 4, p. 477-499, janv. 2002.
- [301] P. P. Camanho, C. G. Davila, et M. F. De Moura, « Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Materials », *Journal of Composite Materials*, vol. 37, n<sup>o</sup>. 16, p. 1415-1438, janv. 2003.
- [302] A. Turon, C. G. Davila, P. P. Camanho, et J. Costa, « An Engineering Solution for Using Coarse Meshes in the Simulation of Delamination with Cohesive Zone Models », *NASATM2005213547*, n<sup>o</sup>. March, 2005.
- [303] J. W. Hutchinson, « Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, n<sup>o</sup>. 1, p. 13-31, janv. 1968.
- [304] J. R. Rice et G. F. Rosengren, « Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, n<sup>o</sup>. 1, p. 1-12, janv. 1968.
- [305] Q. Yang et B. Cox, « Cohesive models for damage evolution in laminated composites », *International Journal of Fracture*, vol. 133, n<sup>o</sup>. 2, p. 107-137, mai 2005.
- [306] M. L. Falk, A. Needleman, et J. R. Rice, « A critical evaluation of cohesive zone models of dynamic fracture », *Le Journal de Physique IV*, vol. 11, n<sup>o</sup>. PR5, p. Pr5-43-Pr5-50, sept. 2001.
-

- 
- [307] C. G. Davila, P. P. Camanho, et M. F. de Moura, « Mixed-Mode Decohesion Elements for Analyses of Progressive Delamination », in *Proceedings of the 42nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*, 2001, p. 16–19.
- [308] N. Moës et T. Belytschko, « Extended finite element method for cohesive crack growth », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, n° 7, p. 813-833, mai 2002.
- [309] H. N. Le, « Etude de propagation d'une fissure sous chargement thermique cyclique induisant un gradient de température dans l'épaisseur », Ecole National Supérieur de Mécanique et d'Aérotechnique, 2009.



## FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

NOM : TRAN

DATE de SOUTENANCE : 19 juillet 2012

Prénoms : Dinh Cuong

TITRE : Interaction rupture-flambage, le cas du « splitting » de tube métallique : Approche expérimental et numérique

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2012ISAL0069

Ecole doctorale : Mécanique, Energétique, Génie civil, Acoustique

Spécialité : Génie Civil - Structure

### RESUME :

Lorsqu'on découpe un feuillard à l'aide d'un outil, ou lorsqu'on découpe un tube selon son axe, au fur et à mesure que l'on propage la fissure qui traduit la découpe il arrive que des ondulations de flambage perturbent les deux bords libres générés par la propagation de la fissure. Cette étude vise à analyser les origines de ces ondulations.

Nous avons mené une campagne expérimentale, dans laquelle des tubes en acier inox avec différentes géométries (rayon/épaisseur) sont « découpés » selon une génératrice. Une instrumentation adéquate, couplant des mesures ponctuelles, à l'aide de jauges de déformation, et une méthode champ par corrélation d'image, nous a permis de correctement mettre en exergue la phénoménologie, en particulier les cinématiques induites à l'échelle géométrique de la fissure (front de fissure) ainsi qu'à l'échelle du tube, avec les longueurs d'onde de flambage observées à l'aval de la fissure.

La modélisation numérique menée en non linéaire géométrique (flambage), matériau (déchirure ductile), et conditions aux limites (contact) est aussi abordée à l'aide du code de calcul Abaqus/Standard. Pour la gestion de la propagation de la fissure, deux modèles de rupture sont proposés. Le premier modèle dit zone cohésive est développé et implanté dans le code Abaqus via la subroutine UEL. Pour la deuxième modélisation, nous avons utilisé le modèle dit « d'endommagement ductile » du code Abaqus. La modélisation via des éléments massifs ou des éléments coques volumiques ainsi que l'utilisation de ces modèles de rupture permettent de corroborer les observations expérimentales.

Ces travaux montrent que l'augmentation de la charge inhérente au déplacement de l'outil de « découpe », induit une extension dans la direction circonférentielle et donc une striction dans la direction radiale amenant finalement la rupture. Lors de la rupture, un « sillage plastique » apparaît, relativement large, près et parallèle aux bords de la fissure. « Confiné » par les autres parties du tube qui restent élastiques, des contraintes de compression axiale résiduelles apparaissent dans ce sillage plastique, à l'aval de la fissure, leur intensité est suffisante pour produire les ondulations des bords libres qui traduisent un flambage local. Les contraintes résiduelles liées à l'opération de découpe induisent donc le flambage.

MOTS-CLES : Tube métallique, déchirure ductile, modèle de zone cohésive, modèle d'endommagement ductile, flambage, contact

Laboratoire (s) de recherche : LGCIE – Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale

Directeur de thèse : M. A. LIMAM

Président de jury : M. P. MONTMITONNET

Composition du jury : M. J. M. BERGHEAU, M. M. POTIER-FERRY, M. A. COMBESCURE, M. A. LIMAM, M. H. MAIGRE, M. P. MONTMITONNET, M. F. NICOT