



HAL
open science

Contribution à la caractérisation numérique et expérimentale d'assemblages structuraux rivetés sous sollicitation dynamique

Bertrand Langrand

► **To cite this version:**

Bertrand Langrand. Contribution à la caractérisation numérique et expérimentale d'assemblages structuraux rivetés sous sollicitation dynamique. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, 1998. Français. NNT: . tel-00371017

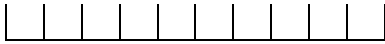
HAL Id: tel-00371017

<https://theses.hal.science/tel-00371017>

Submitted on 26 Mar 2009

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.



ACADÉMIE DE LILLE
UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES ET DU HAINAUT CAMBRÉSIS

THÈSE

Présentée à l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis
pour obtenir le diplôme de **DOCTORAT** en Génie Mécanique

CONTRIBUTION À LA CARACTÉRISATION NUMÉRIQUE ET EXPÉRIMENTALE D'ASSEMBLAGES STRUCTURAUX RIVETÉS SOUS SOLLICITATION DYNAMIQUE

par
Bertrand LANGRAND

Soutenue le 18 septembre 1998, devant le jury composé de :

MM. Y. RAVALARD, Professeur de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis	Président du jury
K. SAANOUNI, Professeur de l'Université de Troyes	Rapporteur
J. C. MASSON, Directeur Scientifique et Technique - IRCN	Rapporteur
P. DRAZÉTIC, Professeur - UVHC	Directeur de thèse
E. MARKIEWICZ, Maître de conférences - UVHC	Examineur
E. DELETOMBE, Ingénieur de recherches - ONERA	Examineur
P. GEOFFROY, Maître de recherches - ONERA	Examineur
L. ANQUEZ, Responsable des Activités composites Service Calcul Structure, Dassault Aviation	Invité
H. HAUG, Directeur Scientifique, Engineering Systems International Group S.A.	Invité
M. MAHÉ, Responsable du Service Dynamique et Optimisation Structurale, Aérospatiale	Invité

*"La Science ne renverse pas à mesure ses édifices ;
mais elle y ajoute sans cesse de nouveaux étages et,
à mesure qu'elle s'élève davantage,
elle aperçoit des horizons plus élargis."*

Marcelin BERTHELOT

à mes proches.

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués dans le cadre d'une collaboration entre le Groupe de recherches en Génie Mécanique du Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, et l'unité de recherche Résistance et Conception des Structures du Département Mécanique du Solide et de l'Endommagement de l'Office National d'Études et de Recherches Aérospatiales. A cette occasion, je tiens à remercier vivement :

- le département Sciences Physiques pour l'Ingénieur du CNRS et son directeur Monsieur le Professeur GAGNEPAIN,
- la direction générale de l'Office et son directeur général Monsieur SCHELLER, la branche Matériaux et Structures et son directeur scientifique Monsieur KHAN, le Département Mécanique du Solide et de l'Endommagement et son directeur Monsieur STOHR,
- le Centre de l'Office de Lille et son directeur Monsieur DUPRIEZ, le Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines et son directeur Monsieur le Professeur Jérôme OUDIN,
- Monsieur le Professeur Khémaïs SAANOUNI, de l'Université de Troyes, et Monsieur Jean-Claude MASSON, Directeur Scientifique et Technique de l'Institut de Recherches de la Construction Navale, pour l'honneur qu'ils me font de s'intéresser à mes travaux,
- Monsieur Louis ANQUEZ, responsable des activités composite au service Calcul des Structures du centre Dassault Aviation de Saint Cloud, Monsieur Eberhard HAUG, Directeur Scientifique de la société ESI, et Monsieur Michel MAHE, responsable du service Dynamique et Optimisation Structurale de l'Aérospatiale - Aéronautique de Toulouse, d'avoir eu la bienveillance d'accepter de participer à ce jury,
- Monsieur le Professeur Yves RAVALARD, pour le suivi de mes travaux,
- Monsieur le Professeur Pascal DRAZETIC, pour son encadrement, la qualité de ses idées et son dynamisme,
- Monsieur Pascal GEOFFROY, responsable de l'unité de recherche Résistance et Conception des Structures, pour la confiance qu'il m'a accordée,
- Monsieur Éric DELETOMBE, responsable des activités de simulation de crash et d'impact des structures, et Monsieur Éric MARKIEWICZ, Maître de Conférences, pour leur participation aux travaux, la grande qualité de leur encadrement et leur amitié,
- Messieurs Franck LAURO et Bruno BENNANI, Maîtres de Conférences, pour l'aide qu'ils m'ont fournie sur les modèles d'endommagement et leur amitié,
- la société ESI/PSI pour le prêt du code de calcul PAM-SOLID™, et particulièrement Messieurs Christoph HARTMANN, Xiaomin NI et Pierre CULIERE, pour leurs formations et leurs conseils,
- la société Dassault Aviation pour la fourniture des rivets et des plaques perforées et plus particulièrement Monsieur Sylvain GUERIN, responsable du service Robotique Industrielle de centre Dassault Aviation de Seclin,
- mes nombreux collègues du Centre de l'Office de Lille et plus particulièrement Alain, Benoît, David, Fabien, Ghislaine, Jacky, Jean-François, Laurent et Pascal pour l'aide à un moment ou à un autre qu'ils m'ont accordée, mais aussi et surtout pour les bons moments que nous avons passés ensemble.

RESUME

Dans le cadre de la conception des structures aéronautiques et de la modélisation de leur tenue mécanique, la représentation des comportements non linéaires locaux conduisant à la rupture est nécessaire et notamment ceux des liaisons. Ainsi en situation de crash survivable, les liaisons sont soumises à des charges dynamiques qui peuvent conduire à la rupture et à la désarticulation. Pour caractériser la tenue au crash des assemblages rivetés, une méthodologie dite de 'plans d'expérience numériques' est proposée ; son intérêt est de limiter le coût des procédures expérimentales. Fondée sur les techniques de modélisation par éléments finis et d'optimisation par méthode inverse, la méthode repose sur la détermination des paramètres du comportement non linéaire et à la rupture des matériaux constitutifs de la liaison rivetée.

Le développement de l'outil informatique d'optimisation est présenté dans la première partie du mémoire. Les modèles de comportement de deux alliages d'aluminium composant l'assemblage sont identifiés grâce à l'optimiseur. Ils seront utilisés pour mener les simulations de différents essais effectués sur les assemblages. L'évaluation des contraintes et des déformations résiduelles dues au procédé de rivetage est abordée dans la deuxième partie. Les mécanismes de mise en forme des rivets sont analysés expérimentalement. Des simulations sont d'autre part entreprises à l'aide du code de calcul explicite PAM-SOLID™, afin d'introduire, une fois validées, les contraintes et les déformations résiduelles post-rivetage dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage. La faisabilité des plans d'expérience numériques est démontrée dans la troisième partie. Les paramètres d'endommagement du modèle de Gurson sont identifiés par méthode inverse pour les deux matériaux composant l'assemblage. La qualité de l'ensemble des résultats obtenus permet notamment d'envisager l'emploi de l'outil de simulation dans le cadre de la caractérisation de modèles équivalents macroscopiques du rivet. Ces techniques de modélisation simplifiée des liaisons sont abordées dans la dernière partie. Un critère de rupture de la liaison est caractérisé par l'expérience à l'aide du dispositif ARCAN et par plan d'expérience numérique. Un nouveau modèle non linéaire de la liaison est développé dans le code de calcul PAM-SOLID™ et ses paramètres identifiés. L'ensemble des résultats obtenus est finalement appliqué à la simulation de l'écrasement d'une structure comportant 700 rivets.

Mots clés—assemblages rivetés, tenue dynamique, plan d'expérience numérique, méthode inverse, éléments finis.

ABSTRACT

As part of aeronautical framework design and of the modelling of their mechanical strength, local non linear behaviours which can lead to failure have to be taken into account and particularly the bonding behaviours. For survivable crash conditions, the bondings are subjected to dynamic loads which can lead to the complete framework failure or dislocation. To characterise the dynamic strength of riveted joints, a 'numerical data base' methodology is proposed to limit the cost of experimental procedures. Based on FE modelling and optimisation using inverse method, the method relies on the determination of non linear and 'at failure' behaviour parameters of the materials which compose the riveted joints.

An optimisation self developed code is presented in the first part. Behaviour models of both aluminium alloys (assembly materials) are identified with the optimisation tool. Both models are used to perform the simulations of different riveted joint tests. The estimation of the residual stresses and strains due to the riveting process is studied in the second part. Forming mechanisms of the rivets are analysed from experiments. Simulations are performed with the explicit FE code PAM-SOLID™ to introduce, once validated, the residual stresses and strains of the riveting process in a FE simulation of the mechanical strength of riveted joint assemblies. The feasibility of the numerical data based method is established in the third part. Gurson damage parameters are identified for materials using inverse method. The quality of the results enables one to extend the use of the numerical tool to the characterisation of equivalent rivet model. Simplified modelling technique for bonds are studied in the last part. A failure criterion is determined by an ARCAN test procedure and by the numerical data base method. A new non linear simplified rivet model is developed in the FE code PAM-SOLID™ and its parameters are identified. All the results obtained are finally applied to the crash modelling of a 700 rivets framework.

Key words—riveted joints, dynamic strength, numerical data base, inverse method, finite elements.

TABLE DES MATIERES

NOTATIONS	1
INTRODUCTION GENERALE	5
CHAPITRE 1. IDENTIFICATION PARAMETRIQUE - ÉVOLUTION VERS UNE METHODE INVERSE	
Introduction	12
1.1. Optimisation, identification et méthode inverse	13
1.1.1. Les méthodes d'identification.....	15
1.1.2. Solution informatique d'identification des paramètres par méthode directe ou inverse ...	19
1.2. Application à la caractérisation expérimentale des matériaux assemblés.....	20
1.2.1. L'alliage d'aluminium 7050	21
1.2.2. L'alliage d'aluminium 2024-T351.....	24
1.2.2.1. Comportement à la traction	25
1.2.2.2. Comportement à la compression	26
1.2.2.3. Synthèse et identification	26
Conclusion.....	30
Bibliographie	31
CHAPITRE 2. ÉVALUATION DES CONTRAINTES ET DEFORMATIONS RESIDUELLES DUES AU PROCEDE DE RIVETAGE	
Introduction	34
2.1. Expérience	35
2.1.1. Dispositif expérimental	35
2.1.2. Influence de la distance au bord.....	37
2.1.3. Effets géométriques (effets de 'coins').....	38
2.1.4. Synthèse expérimentale.....	40
2.1.5. Analyse du processus de rivetage.....	43
2.2. Validation de modèles éléments finis.....	45
Conclusion.....	52
Bibliographie	53
CHAPITRE 3. CARACTERISATION MATERIELLE D'UNE LIAISON RIVETEE	
Introduction	55
3.1. Avant propos	57
3.1.1. Modèle d'endommagement de Gurson	57
3.1.2. Méthode inverse - Identification	60
3.2. Études préliminaires	61
3.2.1. L'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction	62
3.2.1.1. Simplification du modèle de simulation.....	63
3.2.1.2. Sensibilité	64
3.2.2. L'alliage d'aluminium 7050 en cisaillement simple recouvrement	67
3.2.1.1. Simplification du modèle de simulation.....	68
3.2.1.2. Influence des caractéristiques de frottement sec dans les interfaces de contact ...	69
3.2.1.3. Influence des contraintes et déformations dues au processus de rivetage.....	70
3.2.3. Synthèse.....	71
3.3. Identification des paramètres matériels d'endommagement de la liaison rivetée.....	72
3.3.1. L'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction	72
3.3.1.1. Expérimentation.....	72
3.3.1.1.1. Résultats	72
3.3.1.1.2. Synthèse.....	77
3.3.1.2. Identification par méthode inverse des paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson.....	78

3.3.1.3. Validation des paramètres	81
3.3.2. L'alliage d'aluminium 7050 en cisaillement simple recouvrement	87
3.3.2.1. Expérimentation.....	87
3.3.2.1.1. Résultats	87
3.3.2.1.2. Synthèse.....	90
3.3.2.2. Identification par méthode inverse des paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson.....	90
3.3.2.3. Validation des paramètres	92
Conclusion.....	97
Bibliographie.....	100
CHAPITRE 4. LIAISON SIMPLIFIEE POUR LE CALCUL	
PAR ELEMENTS FINIS DES STRUCTURES ASSEMBLEES	
Introduction	104
4.1. Représentations de la liaison rivet.....	105
4.1.1. Contraintes cinématiques	105
4.1.2. Éléments non linéaires	106
4.1.3. Formulations hybrides.....	106
4.1.4. Critères de ruptures de la liaison.....	107
4.2. Caractérisation du critère de rupture élémentaire macroscopique de la liaison.....	108
4.2.1. Principe de l'essai ARCAN	109
4.2.2. Expérimentation	109
4.2.3. Identification des paramètres du critère élémentaire	112
4.2.3.1. Hypothèse $a = b$	112
4.2.3.2. Identification avec $a \neq b$	114
4.2.4. Caractérisation par plan d'expérience numérique	116
4.3. Évaluation des méthodes de modélisations simplifiées	118
4.3.1. Application au cas de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement.....	118
4.3.1.1. Contraintes cinématiques.....	118
4.3.1.2. Éléments non linéaires.....	119
4.3.1.3. Formulations avancées	120
4.3.1.3.1. Interface 42.....	120
4.3.1.3.2. Élément non linéaire et interface liant - Formulation hybride	121
4.3.1.4. Analyse	123
4.3.2. Application au cas d'une sous-structure aéronautique	124
4.3.2.1. Utilisation des contraintes cinématiques	126
4.3.2.2. Utilisation de l'interface 42.....	129
4.3.3. Analyse.....	131
4.4. Introduction de la non linéarité de la liaison dans l'interface 42.....	132
4.5. Introduction de l'endommagement micro-structural dans les simulations de crash de structures	136
Conclusion.....	138
Bibliographie.....	140
CONCLUSION GENERALE	141
ANNEXES.	
Annexe 1.....	A.1
Annexe 2.....	A.6
Annexe 3.....	A.14
Annexe 4.....	A.16

NOTATIONS

CHAPITRE 1.

Latines.

A, B, C	matrices de la fonction quadratique $q(\underline{z})$
dz_j	déplacement infinitésimal pour le calcul de la dérivée par différence finie centrée ou à droite
E	module d'Young
F, F(t)	effort courant
$f(\underline{z})$	fonction non quadratique (fonction performance ou critère défini au sens des moindres carrés)
H	matrice hessienne
L	longueur courante de l'échantillon
L_0	longueur initiale de l'échantillon
N_z	nombre de points inférieur à 5% en terme d'écart non signé
$q(\underline{z})$	fonction quadratique (fonction performance ou critère)
S_0	section initiale
S, S(t)	section courante fonction du temps
\underline{s}^n	vecteur des directions d'exploration
V_{imp}	vitesse de sollicitation
\underline{z}	vecteur des paramètres à identifier ($\underline{z} = (A, B, n)$)
\underline{Z}	vecteur des paramètres minimisant la fonction critère

Grecques.

β_j^n, β^n	coefficients d'orthogonalisation
$\nabla f(\underline{z})$	gradient de la fonction de performance définie au sens des moindres carrés
$\delta(t)$	déplacement courant
$\varepsilon(t)$	déformation courante
$\dot{\varepsilon}_e$	vitesse de déformation du domaine élastique
$\dot{\varepsilon}_p$	vitesse de déformation du domaine plastique
$\dot{\bar{\varepsilon}}(t)$	vitesse de déformation courante
Γ	sollicitation d'un système
λ^n	pas de recherche
ν	coefficient de contraction de Poisson
ν^*	coefficient de contraction
$\eta_{réf}$	critère d'arrêt du processus d'optimisation relatif à la stabilité des paramètres
Ω	variables d'état d'un système
ρ^n	pas optimal pour la recherche d'un minimum
Ψ	système
σ	contrainte courante
σ_e	contrainte à la limite élastique
σ_m	contrainte maximale
σ_u	contrainte ultime
$\sigma_{14\%}$	contrainte à une déformation plastique commune de l'ordre de 14%
θ_m	écart moyen entre les courbes expérimentales et optimisées
ω	variables observables d'un système ou variables d'état accessibles à l'observation
$\chi_{réf}$	critère d'arrêt du processus d'optimisation relatif à la précision des réponses du système comparées aux réponses expérimentales

CHAPITRE 2.*Latines.*

(A, B, n)	vecteur constitué des paramètres du modèle de comportement de type puissance
a	proximité de bords
c	vitesse de propagation du son dans un élément
E	module d'Young
e	épaisseur de plaque
e_m	épaisseur des éléments quadrilatères définissant la surface maître d'un interface
F	effort
f_p	facteur de pénalité pour le calcul des raideurs de contact
G	module de cisaillement
h_{cont}	épaisseur de contact
j	jeu de montage
K	module de compressibilité
L	longueur caractéristique des éprouvettes de contraintes résiduelles
L_{TI}	longueur caractéristique des éprouvettes de contraintes résiduelles préconisée par les règles de l'art
l'	surlongueur du rivet
M_n	masse nodale
m	nombre de rivets
N_{acc}	accélérateur ou fréquence de recherche du contact
p	pas de rivetage
R_T	résistance à la traction des tôles et couvre-joints
R_C	résistance au cisaillement des tôles et couvre-joints

Grecques.

Δt	pas de temps
δ_j	position initiale des capteurs de déformation par rapport au bord de la perforation
ϵ_{max}	déformation maximale au cours du rivetage
ϵ_{res}	déformation résiduelle après le rivetage (déformation post-rivetage)
ϕ_f	diamètre du fût du rivet
ϕ_t	diamètre de tête du rivet
ϵ_p	déformation plastique équivalente
ν	coefficient de Poisson
ρ	densité
σ	contrainte équivalente

CHAPITRE 3.*Latines.*

(A, B, n)	paramètres du modèle de comportement élasto-plastique de type puissance
A_{res}	allongement de l'éprouvette mesuré après essai
a_0, b_0	dimensions des demi-axes de la microcavité elliptique
c	vitesse de propagation d'une onde dans un matériau
E	module d'Young
F	effort
$f(\underline{z}^i)$	fonction performance ou critère défini au sens des moindres carrés
f_C	fraction volumique de microcavité critique initiant la coalescence
f_F	fraction volumique de microcavité à la fracture
f_I	fraction volumique de microcavité initiale dans le matériau
F_{max}	effort maximum
f_N	fraction volumique de microcavité nucléée consistante avec la fraction volumique de microcavité de particule de seconde phase et d'inclusions
F_u	effort ultime
G	module de cisaillement
K	module de compressibilité
K_t	coefficient d'intensité de contrainte
m_0	excentricité initiale de la microcavité elliptique
N_s^i	norme de sensibilité de l'observable i
q_1, q_2	paramètres matériels caractérisant la forme des microcavités
q_i^*	paramètre caractérisant une microcavité sphérique
S_N	écart type de la distribution normale de Gauss
V_{imp}	vitesse de sollicitation
\underline{z}^i	vecteur des paramètres à optimiser

Grecques.

$\Delta\delta_\varphi$	déphasage entre les signaux
δ_L	déplacement de la zone utile de l'éprouvette
δ_R	striction radiale en bord de perforation
$\dot{\epsilon}^e$	vitesse de déformation élastique
ϵ_L	déformation de la jauge longitudinale
ϵ_{max}	état de déformation à la charge maximale
ϵ_N	déformation plastique équivalente moyenne de nucléation
$\dot{\epsilon}^p$	vitesse de déformation plastique
ϵ_R	déformation de la jauge radiale
ϵ_{res}	état de déformation résiduelle
ϵ_{S1}	déformation de la jauge de suivi 1 (plaque lisse)
ϵ_{S2}	déformation de la jauge de suivi 2 (plaque fraisée)
ϵ_u	état de déformation à la charge ultime
$\dot{\epsilon}^u$	vitesse de déformation ultime
ν	coefficient de Poisson
ν^*	coefficient de contraction dans l'hypothèse de conservation du volume
$\omega(\underline{z}^i)$	observable obtenue avec le vecteur de paramètres \underline{z}^i
ρ	masse volumique

CHAPITRE 4.*Latines.*

\underline{AB}^i	vecteur définissant la position réelle du rivet
A_{res}	allongement de l'éprouvette mesuré après essai
a	coefficient agissant sur les efforts normaux du modèle de rupture de la liaison rivetée
b	coefficient agissant sur les efforts tangentiels du modèle de rupture de la liaison rivetée
\underline{F}^i	forces de pénalités
F_{max}	effort maximal
F_u	effort ultime
\underline{G}^i	vecteur définissant la différence entre la position de 'rêve' et réelle du rivet (vecteur à pénaliser)
\underline{GN}^i	composante normale du vecteur \underline{G}^i
\underline{GT}^i	composante tangentielle du vecteur \underline{G}^i
K_N	raideur linéaire normale
$K_N^{\text{NL}^i}$	raideur non linéaire normale
K_T	raideur linéaire tangentielle
$K_T^{\text{NL}^i}$	raideur non linéaire tangentielle
\underline{M}^i	moments de pénalités
N	effort normal
N_u	effort normal à la rupture (traction pure)
\underline{R}^i	vecteur définissant la position dite de 'rêve' du rivet
T	effort tangentiel
T_u	effort tangentiel à la rupture (cisaillement pur)

Grecques.

α	angle d'inclinaison du dispositif ARCAN
δ_L	déplacement limite défini comme : $\delta_L = 1/\lambda$.
λ_N	facteur d'atténuation normal
λ_T	facteur d'atténuation tangentiel

INTRODUCTION GENERALE

L'augmentation du trafic aérien mène à un accroissement des risques d'incidents de vol qui peuvent le cas échéant mettre en danger de nombreuses vies humaines. Depuis de nombreuses années, les constructeurs intègrent la sécurité dans le cycle de conception de leurs appareils. Comme pour les véhicules de transport terrestre, l'amélioration des appareils repose sur deux notions de la sécurité active et passive. L'objectif de la sécurité active est d'éviter les incidents. Elle touche aux équipements électroniques embarqués, aux aides au pilotage, etc. L'objectif de la sécurité passive est de limiter les dommages corporels des passagers en cas de défaillance et notamment lors de situation de crash "survivable". L'atterrissage forcé sur piste, train rentré, pose, dès le stade de la conception d'un nouvel appareil, le problème de la limitation des niveaux d'accélération et de la déformation (voire la destruction) de l'habitacle qui sont source de mortalité des passagers. Pour ce problème, l'amélioration de la sécurité repose principalement sur l'optimisation du comportement mécanique (fortement non linéaire) de la structure arrière qui subit l'impact. Pour tester les nouveaux développements et connaître la résistance au crash de ces structures aéronautiques, les bureaux d'études employaient des maquettes (Figure 1) jusqu'à la fin des années 80-85 [DUP80, PET83].

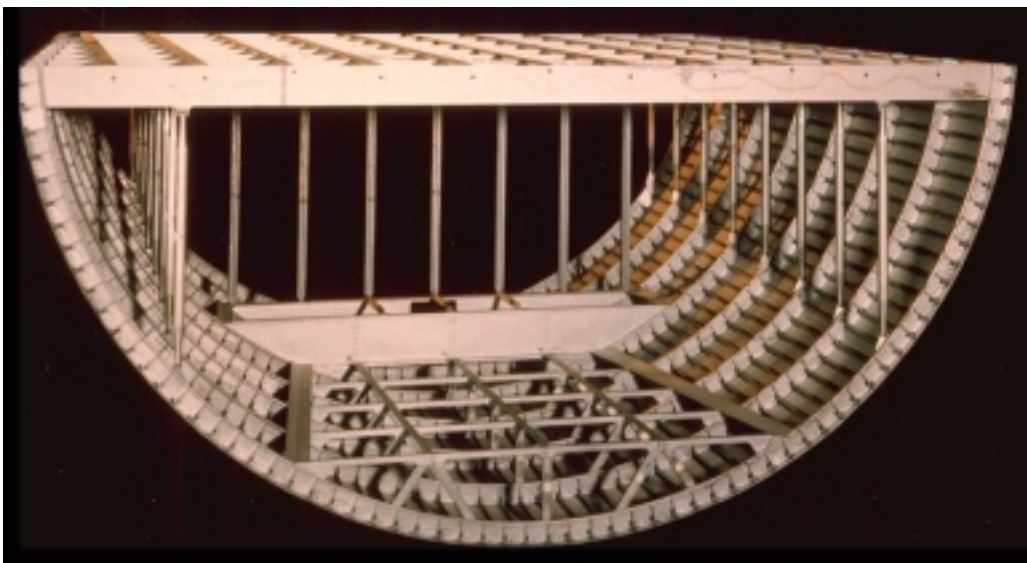


Figure 1. Maquette de crash d'un tronçon d'Airbus A300.

Grâce à l'arrivée d'ordinateur de plus en plus puissants, des outils de calcul utilisant la méthode des éléments finis sont utilisés pour réduire les coûts de développement. Auparavant, seuls des cas de sous-structures étaient modélisés pour des raisons de limites matérielles et logicielles (Figure 2). Avec l'augmentation de la puissance des calculateurs, certains constructeurs envisagent à court terme de simuler le crash d'avions complets [DEL97].

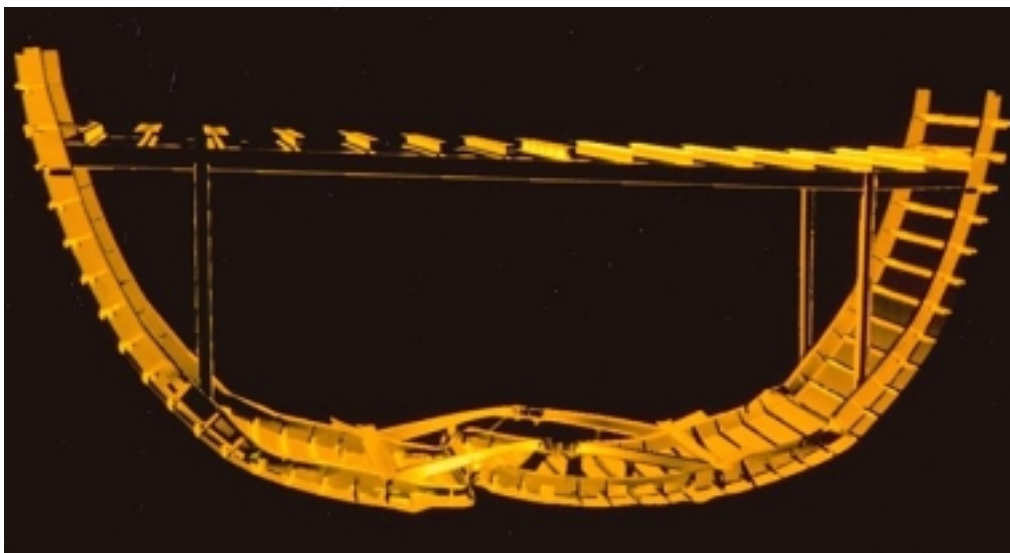


Figure 2. Modèle éléments finis d'une sous structure aéronautique
- Code de calcul par éléments finis RADIOSS™ -

Dans le cadre de la modélisation par éléments finis, l'étude du comportement à la rupture d'ensembles complexes nécessite la représentation de la géométrie des pièces, du comportement des matériaux, des liaisons entre les pièces, etc. La finesse de discrétisation des pièces doit de plus être suffisante pour permettre le développement naturel des phénomènes non linéaires géométriques et matériels conduisant à cette rupture. L'objectif est de trouver un juste compromis entre la richesse des modèles et la taille des maillages qui détermine le coût des calculs (nombre de cycles et nombre d'éléments).

Le développement de la non linéarité est bien entendu dépendant de la loi de comportement des matériaux. Les techniques d'essais (machine quasi-statique, vérin hydraulique rapide, barres d'Hopkinson, canon à gaz, etc.) permettent de décrire toute la gamme des vitesses de déformation, c'est-à-dire du domaine quasi-statique à la balistique. Les techniques de mesure et d'optimisation permettent d'identifier les paramètres des modèles mathématiques et notamment de tenir compte des éventuelles modifications des caractéristiques mécaniques de la matière avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. L'une des principales préoccupations de cette science des matériaux est de s'assurer du caractère intrinsèque des paramètres identifiés.

La représentation des liaisons (assemblages rivetés, vissés, soudés par point, etc.) entre les pièces d'une structure ne peut être traitée de façon systématique car elle introduit dans les modèles un coût supplémentaire. Dans les zones qui ne sont soumises ni aux grandes déformations ni à la rupture, il est possible de fusionner les pièces assemblées. Pour tenir compte de la superposition de tôles élémentaires, l'épaisseur de la zone fusionnée est modifiée et prend alors comme valeur la somme des épaisseurs de chaque composant. Pour le cas du crash d'un avion complet, cette fusion concerne 90% des assemblages de la structure. Pour le reste des assemblages (en grande partie situés au niveau de la partie arrière de l'avion), les rivets sont représentés par des éléments équivalents. La modélisation tient alors compte de l'agencement des pièces et le contact entre elles doit être géré pour éviter d'éventuelles interpénétrations au cours de la simulation.

Deux principaux types de rupture peuvent être rencontrés dans le cas d'ensembles rivetés. Le premier concerne les tôles. Il se matérialise par de la fissuration, de la déchirure de tôles, etc. Le second concerne les rivets et se matérialise par du cisaillement, de l'arrachement, du déboutonnage, etc.

Dans le cadre de programmes européens [DEL93, UoL93, CIC94a-b], des essais ont été menés et des modélisations entreprises sur des sous-structures aéronautiques pour éprouver les codes de calcul par éléments finis explicites. Deux types de résultats principaux ont été observés. Le premier, relatif aux essais d'écrasement, a permis de valider les méthodes de modélisation et les outils de calcul quant au développement global des rotules plastiques. Le second a démontré les limitations de ces méthodes lors d'essais où des ruptures de liaison ou de tôle avaient été observées. Dans ce second cas, il avait été nécessaire de procéder à un recalage des modèles numériques. Malheureusement ce recalage ne s'est pas avéré satisfaisant dans le cas d'autres situations de crash de sous-structures. Les conclusions de ce programme mentionnaient le besoin d'une meilleure représentation de la tenue des assemblages au crash et mettait en avant l'insuffisance des modèles équivalents et des méthodes de caractérisation existants.

Les raisons des différences observées entre les expériences et les modèles de simulation sont multiples. D'abord un avion étant conçu pour durer, la majorité des développements a concerné le domaine de la mécanique de la fatigue et peu, voire pas d'études ont été entreprises concernant la tenue dynamique des assemblages.

Une autre difficulté majeure concerne la phase d'identification des paramètres des lois de comportement des matériaux utilisés et l'estimation de la qualité intrinsèque de ces paramètres. En particulier dans le cas de grandes déformations, la plage d'identification ne correspond pas toujours avec la plage d'exploitation (limitation des jauges de déformation, etc.). Ceci peut introduire des écarts d'interpolation importants entre les modèles mathématiques et le comportement des matériaux. Ces différences peuvent alors engendrer une mauvaise localisation des déformations et des rotules plastiques (aux mauvais endroits et instants) qui mène à une mauvaise appréhension des phénomènes de rupture.

La troisième raison concerne la mauvaise représentation du comportement des liaisons avec les modèles existants : trop grande simplicité des modèles (corps rigide, éléments poutres, ressorts, etc.) d'une part ou difficulté d'identification de leurs paramètres d'autre part. L'objectif des travaux présentés est d'accéder à une caractérisation la plus fidèle possible de la liaison qui est réduite à un rivet élémentaire, mis en forme. Il est également possible de considérer les effets de fragilisation, telles les contraintes et les déformations post-rivetage, qui diffèrent selon la technique de rivetage (au Cé, par frappe dynamique, etc.) et dont l'influence n'a jusqu'à présent pas été étudiée ni prise en compte dans les modèles existants.

Dans l'industrie, des règles de l'art sont utilisées pour dimensionner complètement, en statique, les caractéristiques des assemblages rivetés en fonction de l'épaisseur des tôles et de la charge imposée qui déterminent respectivement le gabarit et le nombre des rivets [BRU73, CHA81, MIL86]. Ces règles définissent en plus les tolérances, les distances au bord, les pas et trames du rivetage. L'introduction de ces quatre grandeurs en tant que caractéristiques de l'assemblage provient de la quantification historique de leur influence sur la tenue des assemblages rivetés. Le fondement de ces règles est empirique et provient essentiellement de l'étude de la résistance de joints rivetés à la fatigue [SEL43, HAR62]. A notre connaissance, leur validation ou leur extension pour la tenue au crash des assemblages n'a jamais été étudiée.

Le comportement élasto-plastique des matériaux métalliques a été l'objet de nombreuses études [MAN44, HOG66, NIC81, LAN91, KLE94]. Une large base de données est maintenant disponible pour nombre d'entre eux et la simulation de leur comportement est rendue possible à l'aide de modèles mathématiques validés [SYM67, JOH83, MAL84, JON90]. La représentation de la rupture est, dans la majorité des cas, gérée par un critère en déformation ou en contrainte maximale. Ces valeurs sont généralement dépendantes de la finesse de maillage, ce qui dénie leur caractère intrinsèque. Une autre solution consiste à

décrire le comportement microscopique du matériau et donc l'évolution de son endommagement à l'aide de modèles mathématiques, tel celui de Gurson [GUR77a-b].

Différentes bases de données sont disponibles concernant le comportement des liaisons rivetées. De nouveaux procédés de rivetage par frappe dynamique ont été étudiés [HAR68, LEF72, LEF78, LEF79, CHO89]. La propagation des fissures inter-rivets a également été abordée. Ces analyses expérimentales locales concernent la mécanique de la fatigue [HAR65, JON78, SCH68, MUL93] et le comportement quasi-statique d'assemblage multi-rivets [FEF47, LEV47, TAN94, VLI94]. L'extension des résultats à la tenue au crash ou à d'autres types de liaison, trames ou sollicitation n'est pas étudiée. De plus, aucune approche ne fait la distinction entre le comportement de la liaison (le rivet) et celui de son environnement (les plaques perforées).

Pour accéder à la tenue dynamique des assemblages, nous proposons de mettre en place une méthodologie fondée sur la simulation numérique de leur comportement. En effet, l'outil numérique offre une meilleure maîtrise des paramètres permettant l'analyse et la prédiction des comportements locaux régissant la tenue d'une liaison rivetée (géométriques, processus de rivetage, sollicitation, etc.). Les réponses obtenues par la simulation serviront de référence à des modèles de liaisons simplifiés, utilisés pour la simulation du crash de structures. Pour maîtriser l'ensemble des paramètres, il semble essentiel de découpler le comportement de la liaison (le rivet) et celui de son environnement (les plaques). La méthode est finalement fondée sur le concept de base de données numérique dont l'intérêt est de limiter le coût d'une caractérisation basée sur l'expérimentation seule. Elle s'appuie, à ce stade des recherches, sur la détermination des comportements non linéaires et à rupture d'une liaison élémentaire (un seul rivet).

Pour cela, des expérimentations simples doivent être mises en œuvre pour accéder à une caractérisation des matériaux constituant la liaison rivetée. L'optimisation par méthode inverse permettra d'identifier les meilleures valeurs pour ces paramètres. Une fois vérifiée la qualité intrinsèque des paramètres optimisés, l'outil numérique permettra de modifier les caractéristiques du rivetage ou d'envisager l'étude d'ensembles rivetés. La méthode s'articule donc autour d'un code de calcul par éléments finis explicite, en l'occurrence PAM-SOLID™, et d'un optimiseur.

Le premier chapitre présente l'ensemble des développements relatifs à l'utilisation d'un optimiseur pour l'identification des paramètres de modèles de comportement des matériaux. La première partie définit les principes généraux de l'optimisation, de l'identification et des méthodes directes et inverses. La seconde partie présente les résultats d'expériences de compression et de traction menées sur les alliages d'aluminium 7050 (matériau des rivets) et 2024-T351 (matériau des plaques) pour différentes vitesses de sollicitation. Les valeurs des paramètres d'un modèle mathématique élasto-plastique de type puissance sont identifiées pour chaque matériau. Les modèles de comportement de ces deux alliages d'aluminium sont utilisés au cours des chapitres suivants pour mener les simulations numériques de tenue dynamique des assemblages rivetés.

Le second chapitre aborde le thème de la caractérisation des contraintes et des déformations résiduelles dues au processus de rivetage. Dans la première partie, les résultats d'expériences sont donnés pour deux géométries de plaques (circulaire et carrée) ainsi que pour trois ratios a/ϕ (proximité de bord / diamètre du rivet). Une analyse fine des mécanismes de mise en place et de mise en forme des rivets considérés est menée. Des simulations sont d'autre part entreprises à l'aide du code de calcul PAM-SOLID™, afin d'introduire, une fois

validées, les contraintes et les déformations résiduelles post-rivetage dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage sous sollicitation.

Le troisième chapitre aborde le thème de la caractérisation à rupture des matériaux constituant une liaison rivetée et étudie la faisabilité des plans d'expérience numériques concernant la tenue dynamique des assemblages rivetés. En premier lieu, les fondements du modèle d'endommagement de Gurson, employé pour mener ces simulations, sont rappelés et les résultats d'études préliminaires présentés. Pour chaque matériau composant l'assemblage, une première partie, expérimentale, présente les résultats des essais de caractérisation quasi-statique et dynamique menés à l'aide d'une éprouvette de traction perforée (non habitée), pour les plaques et l'alliage d'aluminium 2024-T351, et de cisaillement en simple recouvrement, pour le rivet et l'alliage d'aluminium 7050. La seconde partie, numérique, présente les étapes d'identification des paramètres matériels d'endommagement du modèle de Gurson. La dernière partie traite de la validation des paramètres optimisés, au travers de simulations quasi-statiques et dynamiques de différentes géométries d'éprouvettes. L'ensemble des résultats est ensuite employé dans le cadre de la détermination de modèles de comportement macroscopiques du rivet, dédiés à la représentation du comportement à la rupture de cette liaison dans les simulations de crash de structures.

Le quatrième chapitre aborde finalement le thème des techniques de modélisation simplifiée des liaisons pour le calcul de structures. Une liste non exhaustive des techniques de modélisation des liaisons et de critères de rupture est présentée. Des expérimentations suivies de modélisations fines d'essais de type ARCAN sont entreprises pour caractériser le comportement à rupture sous sollicitation couplée traction/cisaillement de la liaison étudiée et évaluer la capacité de l'outil de calcul à prédire ce comportement. Les techniques de modélisation simplifiée sont étudiées sur une éprouvette de cisaillement en simple recouvrement. Un nouveau modèle non linéaire de rivet est développé dans le code de calcul explicite PAM-SOLID™. Ses paramètres sont caractérisés à l'aide des résultats obtenus par le dispositif d'essai ARCAN. L'ensemble des résultats obtenus est finalement appliqué à la simulation de l'écrasement d'une structure comportant 700 rivets.

BIBLIOGRAPHIE.

- [BRU73] E. F. BRUHN, "*Analysis and design of flight vehicle structures.*", Jacobs Publishing, Inc. Juin 1973.
- [CIC94a] "*Sub-task 2.4 (static tests 1,2 & 3) - Sub-component quasi-static tests on an Airbus A320 rear fuselage.*", AER2 - CT92-0030 Crashworthiness for commercial aircraft, Cranfield Impact Centre, March 1994.
- [CIC94b] "*Sub-task 2.4 (dynamic tests 1,2, 3 & 4) - Sub-component dynamic tests on an Airbus A320 rear fuselage.*", AER2 - CT92-0030 Crashworthiness for commercial aircraft, Cranfield Impact Centre, December 1994.
- [CHA81] J. CHARLIER, "*Fonction Immobilisation : Agrafage, sertissage, rivetage.*". Extrait des techniques de l'ingénieur, n°B5-535, pp. 1-19, 1981.
- [CHO89] V. K. CHOO, P. G. REINHALL, S. GHASSAEI, "*Effect of high rate deformation induced precipitation hardening on the failure of aluminium rivets.*", Journal of Materials Sciences, Vol. 24, pp. 599-608, 1989.
- [DEL93] E. DELETOMBE, P. GEOFFROY, "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - Static test 1 - Numerical analysis.*", ONERA-Lille, Rapport n°93/63, Décembre 1993.

-
- [DEL97] E. DELETOMBE, B. MALHERBE, "*Simplification d'un modèle de crash d'avion complet - Phase 1 - Rapport final.*", ONERA-Lille, Rapport n°97/02, Janvier 1997.
- [DUP80] F. DUPRIEZ, J. L. PETITNIOT, "*Essais de crash sur maquette 1/3 du fond de barque de l'hélicoptère S.A. 341 - Rapport de fin d'étude.*", ONERA-Lille, Rapport n°80/05, Janvier 1980.
- [FEF47] R. FEFFERMAN, H. LANGHAAR, "*Investigations of 24S-T riveted tension joints.*", Journal of the aeronautical sciences, Vol. 14, n°3, pp.133-147, 1947.
- [GUR77a] A. L. GURSON, "*Porous rigid-plastic materials containing rigid inclusions - Yield function, plastic potential, and void nucleation.*", Proc. Int. Conf. Fract. D. M. R. Taplin Ed., **2a**, pp. 357-364, 1977.
- [GUR77b] A. L. GURSON, "*Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : part I yield criteria and flow rules for porous ductile media.*", J. Engng. Mate. Tech., ASME, **99**, pp. 2-15, 1977.
- [HAR62] A. HARTMAN, F. A. JACOBS, P. DE RIJK, "*Tests on the effect of the size on the specimen on the fatigue strength of 2024-T2 Alclad double row riveted single lap joints.*", NLR report n°TN-M-2104, 1962.
- [HAR65] A. MARTMAN, F. A. JACOBS, W. J. VAN DER VET, "*Constant load amplitude and programme fatigue tests on single lap joints in clad 2024-T3 and 7075-T6 aluminium alloy with two rows of rivets or Huckbolts.*", NLR report, n°TN-M-2147, 1965.
- [HAR68] A. HARTMAN, "*The influence of manufacturing procedures on the fatigue life of 2024-T3 Alclad riveted single lap joints.*", NRL report n°TR-68072-U, 1968.
- [HOG66] K. G. HOGE, "*Influence of strain rate on mechanical properties of 6061-T6 aluminium under uniaxial and biaxial states of strain.*", Experimental mechanics, pp. 204-211, April 1966.
- [JOH83] G. R. JOHNSON, W. H. COOK, "*A constitutive model and data for metal subjected to large strains, high strain rates and high temperatures.*", Proc. of 7th Symp. on ballistics, The Hague, The Netherlands, pp. 541-547, April 1983.
- [JON78] J. B. DE JONGE, A. NEDER VEEN, P. J. TROMP, "*Effect of flight load spectrum variations on fatigue life of riveted specimens and crack propagation in sheet made of Alclad 7050-T6.*", NLR report n°TR-78071-U, 1978.
- [JON90] N. JONES, "*Material properties for structural impact problems.*", International Symposium on Materials for Advanced Technology Systems, 44th Annual Technical Meeting, The Indian Institute of Metals, Tiruchirapalli, India November 14-17, 1990.
- [KLE94] J. KLEPACZKO, "*An experimental technique for shear testing at high and very high strain rates. The case of mild steel.*", Int. J. Impact Engng, Vol. **15**, n°1, pp. 25-39, 1994.
- [LAN91] M. LANGSETH, U. S. LINDHOLM, P. K. LARSEN, B. LIAN, "*Strain rate sensitivity of mild steel grade St52-3N.*", Journal of Engineering Mechanics, Vol. **117**. N°4, pp. 719-732, 1991.
-

-
- [LEF72] B. P. LEFTHERIS, "*Stress wave riveting.*", Proc. of the Symp. on Welding, Bonding and Fastening, 14p, December 1972.
- [LEF78] B. P. LEFTHERIS, "*Advantage of residual stresses in dynamically riveted joints.*", NASA report n°RE-552, February 1978.
- [LEF79] B. P. LEFTHERIS, H. EIDINOFF, R. E. HOOSON, "*Evaluation of dynamically riveted joints.*", NASA report n°RE-587, July, 1978.
- [LEV47] L. R. LEVIN, D. H. NELSON, "*Effect of rivet or bolt holes on the ultimate strength developed by 24S-T and Alclad 75S-T sheet in incomplete diagonal tension.*", NACA report n°TN-1177, 1947.
- [MAL84] L. E. MALVERN, "*Experimental and theoretical approaches to characterisation of material behaviour at high rates of deformation.*" Inst. Phys. Conf. Ser., Vol. **70**, Paper presented at the 3rd Conf. Mech. Prop. High Rates of Strain, Oxford 1984.
- [MAN44] J. MANJOINE, "*Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel.*", Journal of Applied Mechanics, Vol. **11**, pp. 211-218, 1994.
- [MIL86] "*Rivets, buck type, preparation for and installation of.*", Norme américaine référencée : MIL-R-47196A-NOTICE 1, 6 juin 1986.
- [MUL93] R. MULLER, "*Fatigue crack initiation in riveted lap joints and in pressurized fuselages.*", Paper presented at SAMPE European Conference Birmingham, England, 19-21 October 1993.
- [NIC81] T. NICHOLAS, "*Tensile testing of materials at high rates of strain.*", Experimental mechanics, pp. 177-185, May 1981.
- [PET83] J.L. PETITNIOT, J.FABIS, "*CRASH SUR SITE - Étude dynamique d'une maquette structurellement représentative d'un élément de fuselage d'un avion de transport.*", ONERA-Lille, Rapport n°84/48, Novembre 1983.
- [SCH68] J. SCHIJVE, F. A. JACOBS, "*Fatigue tests on unnotched and notched specimens of 2024-T3 Alclad 2024-T8 Alclad and 7178-T6 extruded material.*", NLR report n°TR-68017-U, 1968.
- [SEL43] V. SELIGER, "*Effect of rivet pitch upon the fatigue strength of single-row riveted joints of 0.025- to 0.025-inch 24S-T Alclad.*", NACA report n°NACA-TN-900, 1943.
- [SYM67] P. S. SYMONDS, "*Survey of methods of analysis for plastic deformation of structures under dynamic loading*", Brown University, Report BU/NSRDC, January 1967.
- [TAN94] P. W. TAN, C. A. BIGELOW, P. E. ODOGHOUE et al, "*Stress-intensity factor solutions for cracks at countersunk rivet holes under uniaxial tension.*", NASA report n°AD-A279163, February 1994.
- [UoL93] "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - End of year report.*", University of Liverpool, Impact research centre, November 1993.
- [VLI94] H. VLIIEGER, "*Results of uniaxial and biaxial tests on riveted fuselage lap joint specimens.*", NASA International Symp. on Adv. Struc. Integrity Methods for Airframe Durability and Damage Tolerance, Part. 2, pp. 911-931, September 1994.
-

CHAPITRE 1. IDENTIFICATION PARAMETRIQUE - ÉVOLUTION VERS UNE METHODE INVERSE.

Résumé—Ce chapitre présente l'ensemble des développements relatifs à l'utilisation d'un optimiseur permettant l'identification des paramètres de modèles de comportement des matériaux par méthode inverse ou directe. Pour cela, un outil informatique a été développé par l'ONERA-Lille et l'UVHC-LAMIH. La première partie du chapitre définit les principes généraux de l'optimisation, de l'identification et de la méthode directe et inverse. La seconde partie présente les résultats d'expériences de compression et de traction menées sur les alliages d'aluminium 7050 et 2024-T351 à différentes vitesses de sollicitation. Les valeurs des paramètres d'un modèle de type puissance sont identifiées pour chaque matériau.

INTRODUCTION.

Les nouvelles applications de la simulation numérique liées aux phénomènes à moyennes et grandes vitesses de sollicitation, par exemple pour les problèmes de crash [DEL93a, DEL93b], les essais balistiques [YUA92, AND93] ou la mise en forme des matériaux [PEN92a, PEN92b], nécessitent la connaissance du comportement des matériaux dans la gamme de vitesse considérée. Des modèles mathématiques permettant de reproduire précisément le comportement physique expérimental ont été développés. PENAZZI et ANSART ont établi une liste non exhaustive des principaux modèles de comportement ainsi que le cadre de leur utilisation [PEN94, ANS94]. Ils font état de trois grandes familles : les modèles rigides plastiques (Hollomon, Oscood, etc.), rigides visco-plastiques (Malvern [MAL84], Johnson-Cook [JOH83], Cowper-Symonds [SYM67], Jones [JON90], etc.) et visco-élastoplastiques (Bodner-Parton, Seaman, etc.).

Les codes de calcul actuellement disponibles sur le marché (RADIOSS™ de Mécalog, PAM-SOLID™ de ESI) proposent un certain nombre de ces modèles pour tenir compte de l'influence de la vitesse de déformation sur la courbe contrainte-déformation. Un des problèmes rencontrés par les utilisateurs des codes de calcul réside en la mise en œuvre de ces modèles et plus particulièrement le choix et la détermination des valeurs de leurs paramètres.

La solution la plus simple pour obtenir ces coefficients consiste à simuler numériquement les essais réalisés avec la loi de comportement implantée. L'utilisateur détermine ainsi empiriquement l'effet de chaque paramètre sur la forme de la courbe contrainte-déformation et il s'efforce de restituer au mieux la courbe expérimentale [BOI85, BOI87, HOL91]. Cette solution n'est valable qu'à la condition que les paramètres agissent simplement de manière indépendante sur la courbe contrainte-déformation. Dans le cas inverse, la méthode de résolution consiste à identifier ces paramètres à l'aide d'un outil numérique.

Ce chapitre est articulé autour de la description des méthodes de minimisation fondées sur les algorithmes de gradients conjugués [POL71, HES80], du développement d'un outil d'identification de paramètres de modèles de comportement par méthode directe ou inverse, et

de la mise en œuvre des différentes interfaces nécessaires pour établir le lien entre l'optimiseur et des codes de calcul utilisant la méthode des éléments finis [LAN97a]. Cet optimiseur est employé pour la caractérisation d'un modèle de comportement standard appliqué au cas des alliages d'aluminium 2024-T351, utilisé couramment dans la fabrication des profilés aéronautiques, et de l'alliage d'aluminium 7050, spécifique à la fabrication d'une large gamme de rivets [LAN97b].

1.1. OPTIMISATION, IDENTIFICATION ET METHODE INVERSE.

Au sens technique, on qualifie d'optimisation simplement l'amélioration d'un système en changeant certaines caractéristiques de ce système. Pour étayer ces améliorations de façon quantitative, nous avons besoin d'un critère de qualité, généralement qualifié de fonction performance. Optimiser signifie donc améliorer la valeur de la fonction performance en faisant varier de façon appropriée les paramètres d'optimisation. La notion de fonction de performance repose finalement sur l'existence d'un modèle de comportement Ψ du système. L'optimum d'un système peut parfois être directement décrit en fonction des valeurs des paramètres de ce modèle mais aussi simplement mesuré via la comparaison du comportement du modèle optimisé par rapport à celui du système théorique optimal (ou référence). Dans ce second cas la fonction performance prend la forme d'un estimateur d'erreur qui peut être par exemple la somme quadratique d'erreur sur quelques points de fonctionnement du système optimal. Ce critère doit posséder la propriété, nécessaire pour les méthodes d'optimisation, de varier de façon continue, indépendamment du nombre de points de fonctionnement [POL71]. D'autres formulations, par exemple écart type, sont envisageables et acceptables pourvu qu'elles remplissent la condition de continuité. Une fois formulée la fonction performance, il est possible de trouver les paramètres minimisant l'erreur ou optimisant le comportement du système.

La fonction de performance, utilisée pour l'optimisation d'un système, peut naturellement être utilisée pour l'identification des paramètres du modèle de comportement : l'optimisation visera à améliorer le système, l'identification à améliorer le modèle. La référence devient simplement, dans le cas de l'identification, le système existant et sa réponse réelle.

Si nous appliquons ce principe au cas de la caractérisation de lois de comportement matérielles dites 'standard' (modèle de type puissance, modèle de Johnson-Cook ou Cowper-Symonds, etc.) la réalisation d'un essai mécanique donne l'effort $F(t)$, les déformations $\varepsilon(t)$ ou le déplacement $\delta(t)$ en réponse au système constitué de l'éprouvette et de son environnement, soumis à une sollicitation Γ telle que la vitesse de sollicitation V . Si \underline{z} décrit l'ensemble des paramètres de la loi de comportement à identifier, le problème 'direct' fait l'hypothèse que les réponses Ω du système s'expriment littéralement et directement en fonction des valeurs de paramètres à identifier \underline{z} et de la sollicitation Γ . Il vient alors :

$$\Omega = \Psi(\underline{z}, \Gamma) \quad (1.1)$$

Des hypothèses classiques de la mécanique permettent de décrire complètement le problème en posant :

$$\sigma = \frac{F(t)}{S(t)} = f(\underline{z}, \varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) \quad (1.2)$$

soit encore

$$\frac{F(t)}{S(t)} - f(\underline{z}, \varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) = 0 \quad (1.3)$$

Dans ce cas, les réponses $\Omega = \{F, S, \varepsilon, \dot{\varepsilon}\}$ sont les variables d'état du système. Le traitement des valeurs des variables d'état recueillies par l'expérience permet alors de résoudre le système directement. Dans la majorité des cas, la résolution du problème 'direct' aboutit à une solution unique et stable vis-à-vis des écarts de données (mesure), de la finesse de discrétisation du problème (nombre de points de fonctionnement) ou de la représentativité du modèle à caractériser.

Dans le cas où le système ne peut pas être complètement décrit (méconnaissance de $S, \dot{\varepsilon}$), la méthode 'directe' ne permet pas la détermination de l'ensemble des paramètres. Les réponses au système ne sont plus alors considérées comme des variables d'état du système mais comme des variables observables ou variables d'état accessibles à l'observation. On appelle alors ω un sous ensemble de la réponse Ω : $\omega = \{F, \varepsilon, \dot{\varepsilon}\}$. En faisant l'hypothèse que la connaissance des seules variables observables suffit à caractériser complètement le système, le problème initialement posé :

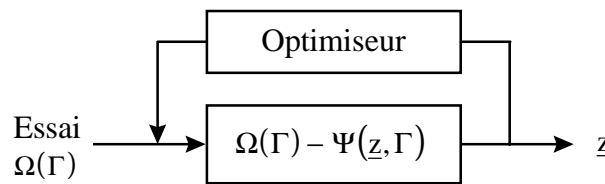
$$\frac{F(t)}{S(t)} - f(\underline{z}, \varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) = 0$$

devient :
$$F(t) - f(\underline{z}, \varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) \cdot S(\underline{z}, \varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) = 0 \tag{1.4}$$

S est alors une variable d'état cachée qui s'exprime implicitement en fonction des paramètres recherchés et des autres variables observables. Le principe de la méthode inverse consiste à intégrer, dans la boucle d'identification, le calcul et donc l'influence des variables d'état cachées par méthode analytique, éléments finis, etc. L'hypothèse fondamentale est alors qu'une fois atteinte la performance recherchée, les paramètres du modèle de comportement de l'essai 'virtuel' caractérisent le comportement du système réel. Pour résoudre le problème, il suffit donc de disposer d'informations éventuellement partielles sur la réponse (Figure 1.1).

L'identification des paramètres matériels par méthode inverse consiste alors à optimiser les paramètres $\underline{z} = (z_1, z_2, \dots, z_n)$ du modèle mécanique Ψ décrivant le système physique à l'aide de la réponse partielle du système physique ω^{exp} mesurée par l'expérience et celle du modèle mécanique $\omega^{sim}(\underline{z})$, obtenue par une simulation numérique utilisant la méthode des éléments finis.

Problème direct :



Problème inverse :

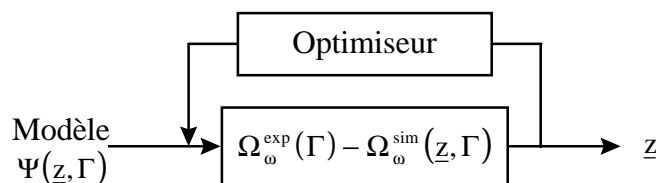


Figure 1.1. Schématique des problèmes 'directs' ou 'inverses'.

Le problème de l'optimisation sera alors 'bien posé' si le système mécanique admet pour toute mesure de Ω , une solution unique de \underline{z} et continue par rapport à ω . Il est alors résolu de manière exacte ou approchée par des méthodes classiques. Un problème inverse, pour un modèle mécanique parfois simplificateur et une mesure donnée parfois entachée d'incertitudes, peut avoir plusieurs solutions \underline{z} qui reproduisent aux incertitudes près, la réponse observable Ω (solution à 'ε près'). Il est donc nécessaire d'opter pour la notion de quasi-solution qui consiste à choisir la solution jugée 'la meilleure' en se donnant comme critère celui basé sur la fonction de performance, éventuellement une fonction choix (par l'introduction de contraintes) et en utilisant un schéma itératif de recherche du minimum global de la nouvelle fonction de performance ainsi définie, encore appelée fonction coût.

L'identification est réalisée par la minimisation de l'écart entre les réponses obtenues par l'expérience et par la simulation numérique à l'aide de la fonction coût définie au sens des moindres carrés comme :

$$f(\underline{z}) = \sum_{i=1}^{N_p} \frac{(\omega_i^{\text{sim}}(\underline{z}) - \omega_i^{\text{exp}})^2}{(\omega_i^{\text{exp}})^2} \quad (1.5)$$

où N_p représente le nombre de mesures expérimentales de ω^{exp} .

La recherche des paramètres matériels \underline{z} minimisant cette fonction coût est réalisée à l'aide d'un optimiseur.

1.1.1. Les méthodes d'identification.

Préambule.

Soit une application $f(\underline{z})$ de \mathbb{R}^n dans \mathbb{R} , deux fois continûment dérivable et strictement convexe, dont nous cherchons le minimum. Celui-ci correspond à la solution annulant le gradient de la fonction $f(\underline{z})$ noté $\nabla f(\underline{z})$. D'autre part, quelque soit $\underline{z} \in \mathbb{R}^n$, soit $F(\underline{z})$ définie par :

$$F(\underline{z}) = \left\{ \underline{s} \in \mathbb{R}^n \mid \langle \nabla f(\underline{z}), \underline{s} \rangle < 0 \right\} \quad (1.6)$$

Parmi toutes les présentations des algorithmes de recherche d'un minimum, nous avons retenu celles de E. Polak [POL71], qui décrit ainsi le prototype de ces algorithmes :

- étape 0 soit $\underline{z}_0 \in \mathbb{R}^n$, $n = 0$
- étape 1 calcul de $\nabla f(\underline{z}^n)$
- étape 2 si $\nabla f(\underline{z}^n) = 0$ arrêt des calculs sinon $\underline{s}^n \in F(\underline{z}^n)$
- étape 3 calcul de $\lambda^n > 0$ tel que $f(\underline{z}^n + \lambda^n \cdot \underline{s}^n) = \min\{f(\underline{z}^n + \lambda \cdot \underline{s}^n) \mid \lambda \geq 0\}$
- étape 4 $\underline{z}^{n+1} = \underline{z}^n + \lambda^n \cdot \underline{s}^n$, $n = n + 1$ et retourner à l'étape 1

Si le vecteur \underline{s}^n est toujours choisi de telle sorte que, pour une valeur fixée de $\rho > 0$ on ait :

$$\langle \nabla f(\underline{z}^n), \underline{s}^n \rangle \geq \rho \cdot \|\nabla f(\underline{z}^n)\| \cdot \|\underline{s}^n\|$$

alors

- ou l'algorithme présenté ci-dessus construit une suite finie $\{\underline{z}^n\}$ dont le dernier élément minimise $f(\underline{z})$ sur \mathbb{R}^n ,

- ou l'algorithme construit une suite infinie $\{\underline{z}^n\}$ qui converge vers $\bar{\underline{z}}$ minimisant $f(\underline{z})$ sur R^n .

La méthode des gradients permet de résoudre le problème de la recherche du minimum d'une fonction quadratique $q(\underline{z})$ associée à la matrice \mathbf{A} définie positive :

$$q(\underline{z}) = \frac{1}{2} \underline{z}^T \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{z} + \underline{z}^T \cdot \mathbf{B} + \mathbf{C} \quad (1.7)$$

où $\underline{z}^T \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{z}$ est la forme bilinéaire associée à $q(\underline{z})$.

Le minimum correspond à la solution annulant le gradient $\nabla q(\underline{z})$, il vient alors :

$$\underline{g} = \nabla q(\underline{z}) = \mathbf{A} \cdot \underline{z} + \mathbf{B} = 0 \quad (1.8)$$

La méthode des directions conjuguées est une méthode de minimisation qui consiste à construire à chaque itération une direction d'exploration \underline{s}^n (où n représente le numéro de l'itération) obtenue par orthonormalisation d'un vecteur quelconque \underline{p}^n aux directions conjuguées $\underline{s}^0, \underline{s}^1, \underline{s}^2, \dots, \underline{s}^{n-1}$ calculées précédemment. Les directions $\underline{s}^0, \underline{s}^1, \underline{s}^2, \dots, \underline{s}^{n-1}$ sont dites conjuguées par rapport à la forme quadratique $q(\underline{z})$, ou \mathbf{A} -conjuguées, si nous avons :

$$\underline{s}^{i^T} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^j = 0 \quad \begin{cases} \forall i / 0 \leq i \leq n-1 \\ \forall j / 0 \leq j \leq n-1 \\ i \neq j \end{cases} \quad (1.9)$$

L'approximation \underline{z}^{n+1} de la solution $\bar{\underline{z}}$ est obtenue en minimisant la fonction $q(\underline{z})$ dans la direction \underline{s}^n . Il vient :

$$\underline{z}^{n+1} = \underline{z}^n + \rho^n \cdot \underline{s}^n \quad (1.10)$$

avec le pas optimal ρ^n donné par la relation (1.11).

$$\underline{g}^{n+1^T} \cdot \underline{s}^n = 0 \quad (1.11)$$

En effet, soit $Q(\rho) = q(\underline{z}^n + \rho \cdot \underline{s}^n)$, $Q(\rho)$ est minimum en ρ^n tel que :

$$Q'(\rho) = \underline{s}^{n^T} \cdot \nabla q(\underline{z}^n + \rho^n \cdot \underline{s}^n) = 0$$

$$\text{soit } \underline{s}^{n^T} \cdot \underline{g}^{n+1} = 0 \text{ ou encore } \underline{g}^{n+1^T} \cdot \underline{s}^n = 0$$

La formulation récursive de \underline{s}^n est donnée par l'équation (1.12).

$$\underline{s}^{n+1} = \underline{p}^{n+1} + \sum_{j=1}^n \beta_j^n \cdot \underline{s}^j \quad (1.12)$$

Les coefficients β_j^n sont déduits du processus d'orthogonalisation donné par les relations (1.9).

Lorsqu'on effectue le choix particulier $\underline{p}^n = -\nabla f(\underline{z}^n) = -\underline{g}^n$, nous obtenons l'algorithme de gradient conjugué. L'expression du pas optimal ρ^n est déduite de la relation (1.11) et peut finalement être définie comme :

$$\rho^n = -\frac{\underline{g}^{nT} \cdot \underline{s}^n}{\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^n} \quad (1.13)$$

En effet, $\underline{g}^{n+1T} \cdot \underline{s}^n = 0$ devient :

$$\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A}(\underline{z}^n + \rho^n \cdot \underline{s}^n) + \underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{B} = 0$$

d'où

$$\rho^n = -\frac{\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{z}^n + \underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{B}}{\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^n} = -\frac{\underline{g}^{nT} \cdot \underline{s}^n}{\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^n}$$

Le développement de l'équation (1.12) se réduit alors à :

$$\underline{z}^{n+1} = -\nabla f(\underline{z}^{n+1}) + \beta^n \cdot \underline{s}^n \quad (1.14)$$

avec β^n le coefficient d'orthogonalisation défini comme :

$$\beta^n = \frac{\underline{g}^{n+1} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^n}{\underline{s}^{nT} \cdot \mathbf{A} \cdot \underline{s}^n} \quad (1.15)$$

Pour une fonction quadratique $q(\underline{z})$, ces relations permettent de résoudre le problème de la recherche d'un minimum de manière **exacte** en un nombre d'itérations correspondant à l'ordre du système, égal au nombre de paramètres. Pour une fonction quelconque $f(\underline{z})$ non convexe, il peut exister des minimums locaux et le processus d'orthogonalisation ne peut plus être décrit par les relations (1.9).

Le pas optimal ρ^n ne s'exprime plus exactement par la relation (1.13), mais son approximation λ^n est réalisée par des méthodes classiques (Newton-Raphson, sécante, interpolation polynomiale, suite de Fibonacci, section dorée, etc.). Pour assurer la convergence de la méthode, il faut reprendre périodiquement la direction du gradient comme direction de descente, c'est-à-dire réinitialiser le système.

Aussi Fletcher et Reeves ont proposé de rechercher le minimum de fonctions quelconques par construction d'une suite de directions dont l'orthogonalité est approchée [HES80]. Cet algorithme est un représentant de la famille des gradients conjugués. Par conséquent, les hypothèses sont :

$$\begin{aligned} \underline{s}^0 &= -\nabla f(\underline{z}^0) \\ \exists \lambda^n / f(\underline{z}^n + \lambda^n \cdot \underline{s}^n) &= \min\{f(\underline{z}^n + \lambda \cdot \underline{s}^n) ; \lambda \geq 0\} \\ \underline{z}^{n+1} &= \underline{z}^n + \lambda^n \cdot \underline{s}^n \\ \underline{s}^{n+1} &= -\nabla f(\underline{z}^{n+1}) + \gamma^n \cdot \underline{s}^n \end{aligned}$$

L'orthogonalité des directions est approchée en posant :

$$\gamma^n = \frac{\langle \nabla f(\underline{z}^{n+1}), \nabla f(\underline{z}^{n+1}) \rangle}{\langle \nabla f(\underline{z}^n), \nabla f(\underline{z}^n) \rangle}$$

Or, si on considère le problème de la minimisation d'une fonction quelconque $f(\underline{z})$ non quadratique, elle admet au voisinage d'un minimum local \underline{k} le développement en série donné par l'équation (1.16).

$$f(\underline{z}) = f(\underline{k}) + \frac{1}{2}(\underline{z} - \underline{k})^T \cdot \mathbf{H}(\underline{z} - \underline{k}) + \mathbf{R} \quad (1.16)$$

où \mathbf{H} est la matrice symétrique et définie positive des dérivées secondes ou Hessian de la fonction $f(\underline{z})$ en \underline{k} . Le reste \mathbf{R} donne une estimation de l'erreur entre la fonction et son approximation quadratique. Cette méthode permet d'éviter le comportement oscillatoire de méthodes telles que le gradient simple en orthogonalisant les directions successives $\underline{s}^1, \underline{s}^2, \dots, \underline{s}^n$ par rapport au Hessian de la fonction. Aussi Davidon, Fletcher et Powell (D. F. P.) ont proposé une modification de l'algorithme de Fletcher-Reeves en proposant une formulation récursive du calcul des dérivées secondes et en prenant comme direction de recherche le Hessian appliqué au gradient de la fonction à minimiser (l'orthogonalisation étant directement obtenue par le Hessian) :

$$\begin{aligned} \mathbf{H}^0 &= \text{Id}^n \\ \underline{s}^n &= -\mathbf{H}^n(\nabla f(\underline{z}^n)) \\ \text{et } \mathbf{H}^{n+1} &= \mathbf{H}^n - \frac{\mathbf{H}^n(\Delta \underline{g}^n) \langle \mathbf{H}^n(\Delta \underline{g}^n) | \Delta \underline{z}^n \rangle}{\langle \Delta \underline{g}^n, \mathbf{H}^n(\Delta \underline{g}^n) \rangle} + \frac{\Delta \underline{z}^n \langle \Delta \underline{z}^n | \Delta \underline{z}^n \rangle}{\langle \Delta \underline{z}^n, \Delta \underline{z}^n \rangle} \\ \text{où } \Delta \underline{g}^n &= \nabla f(\underline{z}^{n+1}) - \nabla f(\underline{z}^n) \text{ et } \Delta \underline{z}^n = \underline{z}^{n+1} - \underline{z}^n \end{aligned}$$

N.B. $\langle \xi | \zeta \rangle = \xi \zeta^T$ et $\langle \xi, \zeta \rangle = \xi^T \cdot \zeta$

Dans le cas de fonctions quadratiques, les directions engendrées par l'algorithme sont conjuguées par rapport à la matrice de la forme quadratique, et l'algorithme converge en n itérations au plus. Comparée à la méthode de Fletcher-Reeves, qui génère aussi des directions conjuguées, la méthode de D. F. P. est généralement plus rapide, mais elle nécessite un nombre plus important d'informations à enregistrer (matrice $n \times n$).

Les algorithmes de minimisation précédents comportent tous une condition d'arrêt théorique basée sur l'annulation du gradient : $\nabla f(\underline{z}^n + \lambda^n \cdot \underline{s}^n) = 0$. Ce critère n'est généralement pas accessible au vu des imprécisions (écart de mesure de l'expérience, hypothèses simplificatrices des modèles). Deux critères d'arrêt indépendants sont alors couramment employés. Le premier donne un critère de qualité des paramètres et est basé sur la corrélation entre $\omega^{\text{sim}}(\underline{z})$ et ω^{exp} . Le second procure une condition de stabilité des paramètres \underline{z} . Ils sont définis par les relations (1.17) et (1.18).

$$\left| \frac{\omega_i^{\text{sim}}(\underline{z}) - \omega_i^{\text{exp}}}{\omega_i^{\text{exp}}} \right| = \chi^{(i)} \leq \chi_{\text{réf}} \quad (1.17)$$

$$\left| \frac{z_i^j - z_i^{j-1}}{z_i^{j-1}} \right| = \eta^i \leq \eta_{\text{réf}} \quad (1.18)$$

où $\chi_{\text{réf}}$ et $\eta_{\text{réf}}$ sont les précisions données par l'utilisateur et j l'itération de l'algorithme de minimisation.

La détermination des paramètres \underline{z} par méthode 'directe' ou 'inverse' est réalisée en appliquant les principes et les étapes des algorithmes de gradients conjugués. Ces algorithmes nécessitent la détermination des gradients de la fonction performance $f(\underline{z})$. Ils sont calculés explicitement si les variables observables $\omega^{\text{sim}}(\underline{z})$ peuvent elles-mêmes être exprimées analytiquement en fonction des paramètres \underline{z} . Dans le cas contraire, une approximation

numérique est nécessaire, soit par différence finie centrée (assez précise), soit par différence finie à droite moins précise mais économisant un calcul par rapport à la différence finie centrée. Les deux formulations sont rappelées par les relations (1.19) et (1.20), respectivement pour les différences finies centrées et à droite.

$$\underline{g} = \left[\nabla f(z_j) \right]_{j=1,N} = \left[\frac{f(z_j + dz_j) - f(z_j - dz_j)}{2 \cdot dz_j} \right]_{j=1,N} \quad (1.19)$$

$$\underline{g} = \left[\nabla f(z_j) \right]_{j=1,N} = \left[\frac{f(z_j + dz_j) - f(z_j)}{dz_j} \right]_{j=1,N} \quad (1.20)$$

Le déplacement infinitésimal dz_j détermine la qualité de l'approximation numérique des gradients. Selon que sa valeur est trop faible ou trop élevée, on prend le risque de fausser le calcul de la dérivée. Généralement, dz_j est choisi entre 1 et 5 % de la valeur du paramètre.

1.1.2. Solution informatique d'identification des paramètres matériels par méthode directe ou inverse.

Une solution informatique est développée pour permettre l'identification des paramètres matériels par méthode directe ou inverse [LAN94, LAN96, LAU96, LAN97c]. Elle s'organise autour d'un optimiseur OPTB2L dont le rôle essentiel est la minimisation de la fonction performance et de différentes interfaces assurant le lien entre l'optimiseur (maître) et le code de calcul par éléments finis (esclave). L'optimiseur OPTB2L est fondé sur les algorithmes de gradients conjugués de Davidon-Fletcher-Powell (DFP) et Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS), présentés en Annexe 1. Les interfaces assurent une passerelle entre l'optimiseur qui procure le jeu de paramètres courants à optimiser et le code de calcul qui répond par les valeurs de $\omega^{sim}(z)$ ou les dérivées numériques de $f(z)$. Son développement modulaire permet un interfaçage avec tout type de solveur mathématique tels un code de calcul par éléments finis ou un programme utilisateur (Figure 1.2).

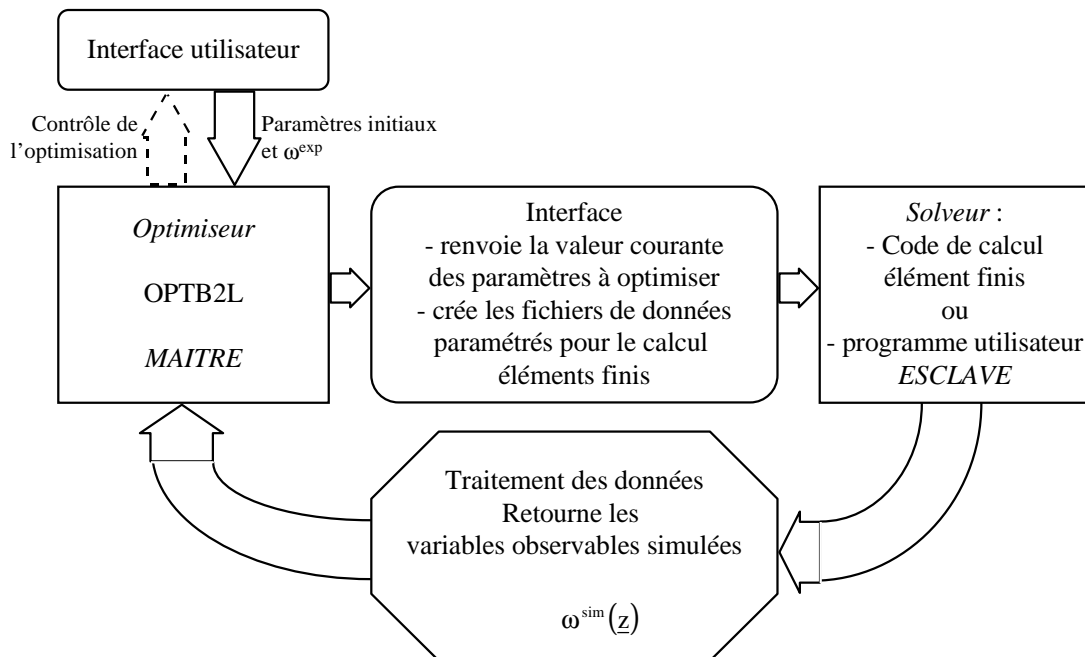


Figure 1.2. Schéma directeur de la méthode inverse.

Le temps global nécessaire à l'optimisation des paramètres \underline{z} est particulièrement dépendant du temps de résolution du modèle de simulation. Si le critère de convergence est une fonction quadratique, l'algorithme de gradients conjugués converge en n itérations (n représentant le nombre de paramètres à identifier). Dans le cas d'une fonction définie au sens des moindres carrés, la convergence est obtenue en réinitialisant le système toutes les n itérations, le temps d'optimisation devient alors $m \cdot n$, si m représente le nombre de réinitialisations. En reprenant chaque étape du processus d'optimisation, le nombre d'appel au solveur peut être défini comme :

$$m \times \left[\begin{array}{l} 1 \text{ appel solveur pour le calcul du critère} \\ + \\ \left[\begin{array}{l} 1 \text{ à } 2 \text{ appels solveur pour le calcul du gradient} \\ \text{(différence finie centrée ou à droite)} \\ 2 \text{ appels solveur pour l'estimation du pas} \\ 5 \text{ à } 10 \text{ appels environ pour la recherche du minimum} \\ \text{avec une précision de 1\%} \end{array} \right. \end{array} \right.$$

Soit un maximum de $(14 \cdot n + 1) \cdot m$ appels au solveur. Il devient alors évident que la faisabilité de cette méthode dépendra fortement du temps nécessaire à la résolution du modèle de simulation mais également du nombre de paramètres à optimiser. Par conséquent, une étude de sensibilité réalisée au préalable doit hiérarchiser ces paramètres de manière à n'en optimiser qu'un nombre minimum (les plus influents).

1.2. APPLICATION A LA CARACTERISATION EXPERIMENTALE DES MATERIAUX ASSEMBLES.

Les modèles de simulation demandent pour leur mise en données la définition de paramètres de lois de comportement des matériaux. Des essais de traction et de compression sont menés dans le but d'obtenir des courbes expérimentales de comportement de référence à différentes vitesses de sollicitation : quasi-statique et dynamique. Les courbes rationnelles plastiques sont identifiées par l'outil numérique d'identification paramétrique OPTB2L à partir de ces résultats expérimentaux. Une fonction analytique transcrivant la loi de comportement à optimiser permet de réduire fortement le temps d'optimisation (son calcul est quasiment instantané).

Les assemblages rivetés comprennent en règle générale :

- i - un matériau pour le rivet,
- ii - un matériau pour les plaques rivetées,
- iii - éventuellement un matériau pour les plaques en couvre-joint.

Dans le cadre des applications traitées dans ce mémoire, deux types d'alliage d'aluminium sont à caractériser :

- i - le 7050, pour le rivet,
- ii - le 2024-T351, pour les plaques rivetées.

Les essais de caractérisation sont menés pour les vitesses de déformation quasi-statiques sur une machine de traction et de compression INSTRON 1195, pour les vitesses de déformation dynamiques sur un vérin hydraulique rapide double effet SCHENCK (Figures A.1.1 et A.1.2 de l'Annexe 1). Les caractéristiques de ces moyens expérimentaux sont :

- i - INSTRON 1195 :
puissance 12 Tonnes,
vitesse maximale : 500 mm/mn,

- ii - vérin SCHENCK :
 puissance : 69 kN en quasi-statique, 50 kN en dynamique,
 vitesse maximale : 10 m/s.

1.2.1. L'alliage d'aluminium 7050.

Les rivets sont des produits manufacturés et préparés. Le matériau 'rivet' n'étant donc plus un matériau standard du commerce, il est nécessaire de procéder aux essais de compression directement sur les rivets qui composent l'assemblage. Les conditions d'arrêt et de sécurité du vérin hydraulique rapide de l'ONERA-Lille ont exclu toute tentative de caractérisation du matériau des rivets en dynamique à cause de leurs faibles dimensions. Néanmoins, des essais dynamiques sur site industriel (4m/s) n'ont pas mis en évidence d'influence de la vitesse de déformation sur la réponse globale effort fonction du déplacement. Une campagne d'essais est donc menée pour une vitesse d'écrasement relative au domaine des vitesses de déformation quasi-statiques, soit $V_{imp} = 2$ mm/mn. Les jauges de déformations retenues sont les micro-jauges Vishay EP08-015LA-120 adaptées pour faibles rayons de courbure. Leur longueur et leur largeur de grille sont respectivement :

- i - $L_g = 0.38$ mm,
 ii - $l_g = 0.51$ mm.

Chaque jauge est collée avec une colle à chaud spéciale grand allongement. Elles sont positionnées sur le milieu de la longueur du fût du rivet (partie du rivet privée de sa tête fraisée).

Les résultats des tests quasi-statiques de compression, menés sur les fûts des rivets, sont synthétisés dans le Tableau 1.1. La section initiale est notée S_0 , les vitesses de déformation élastique et plastique, $\dot{\epsilon}_e$ et $\dot{\epsilon}_p$, le module d'Young, E , et la contrainte à la limite élastique, σ_e . La contrainte maximale de compression n'est pas présentée car elle est en général fortement dépendante de la géométrie de l'éprouvette. Les essais numérotés 1 et 2 sont retenus pour mener l'identification des paramètres de comportement (Figure 1.3). Les courbes rationnelles plastiques (Annexe 1) sont obtenues après traitement et présentées sur la Figure 1.4. L'identification des paramètres $\underline{z} = (A, B, n)$ d'un modèle de type puissance (Eq. 1.21) est menée.

$$\sigma(\underline{z}, \epsilon_p) = A + B \cdot \epsilon_p^n \quad (1.21)$$

Les résultats de l'identification des paramètres \underline{z} sont donnés dans le Tableau 1.2 en termes d'écart moyen non signé θ_m et d'écart sur le nombre de points inférieurs à 5%, N_χ . La comparaison entre les variables observables de l'expérience et numériques montre que le comportement est correctement décrit par le modèle numérique (Figure 1.4).

Tableau 1.1. Caractérisation expérimentale de l'alliage d'aluminium 7050 en compression quasi-statique - Résultats conventionnels -

N°	S_0 mm ²	$\dot{\epsilon}_e$ s ⁻¹	$\dot{\epsilon}_p$ s ⁻¹	E GPa	σ_e MPa
1	12.25	1.11^{E-3}	5.96^{E-3}	70	368
2	12.25	9.27^{E-4}	7.52^{E-3}	68.3	372
Valeur moyenne				69.1	370

Tableau 1.2. Identification du modèle de comportement de l'alliage d'aluminium 7050 en compression.

$\underline{z} = (A = 312.5 - B = 290.5 - n = 0.2503)$		
N°	θ_m	N_χ
1	1.44%	99.5%
2	2.28%	99.8%
Bilan	1.87	99.67

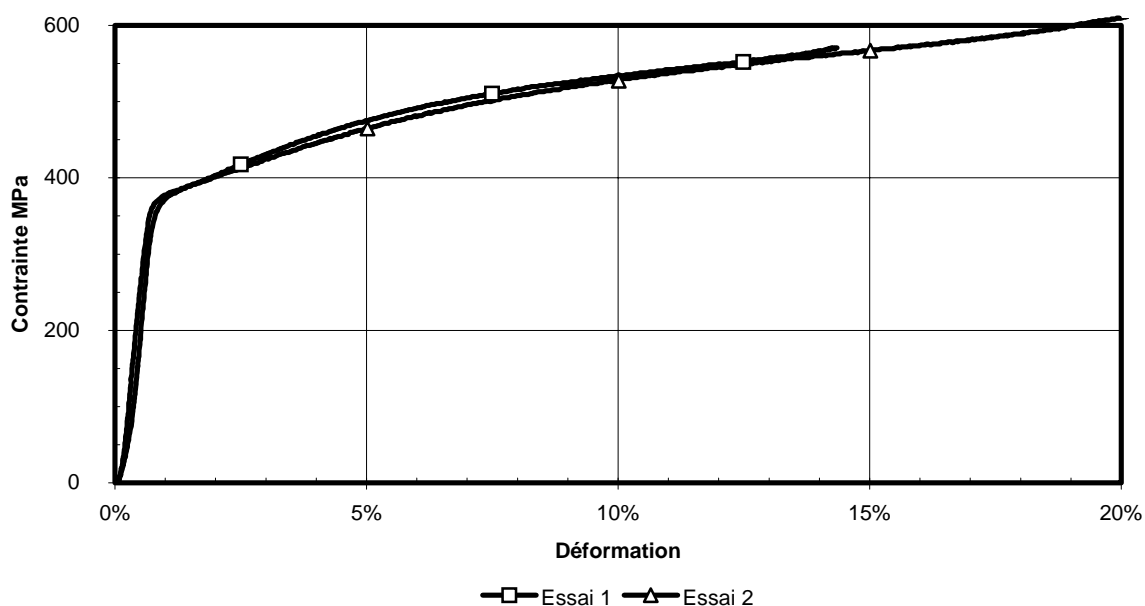


Figure 1.3. Diagrammes conventionnels quasi-statiques de compression - Alliage d'aluminium 7050 -

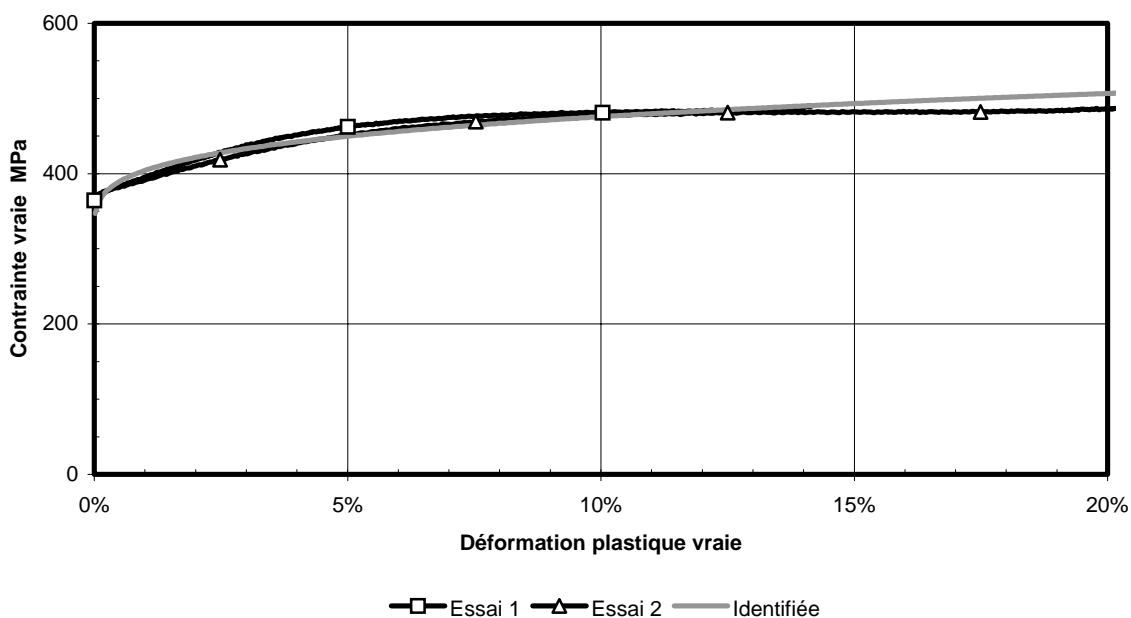


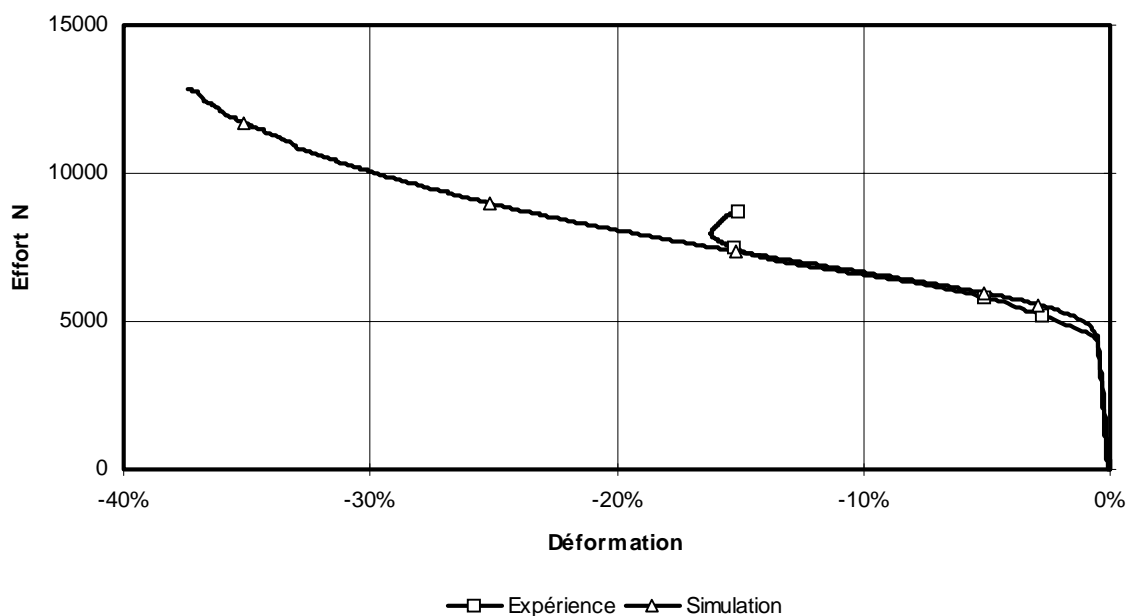
Figure 1.4. Comparaison expérience / modèle de comportement identifié - Alliage d'aluminium 7050 -

Les plus grands écarts observés aux tous premiers instants de la plasticité peuvent être négligés car l'objectif de ce modèle est de prédire le comportement du matériau dans le domaine des grandes déformations plastiques. Néanmoins, les paramètres du modèle demandent à être validés par la simulation de l'écrasement d'un rivet (complet). En effet, lors du rivetage il peut être observé des niveaux de déformations plastiques de l'ordre de 100% voire 150% dans le bouton du rivet alors que la loi matérielle a été identifiée pour une plage de déformations plastiques comprise entre 0 et 20%. Au delà, les contraintes sont interpolées par le modèle de comportement qui n'est pas limité.

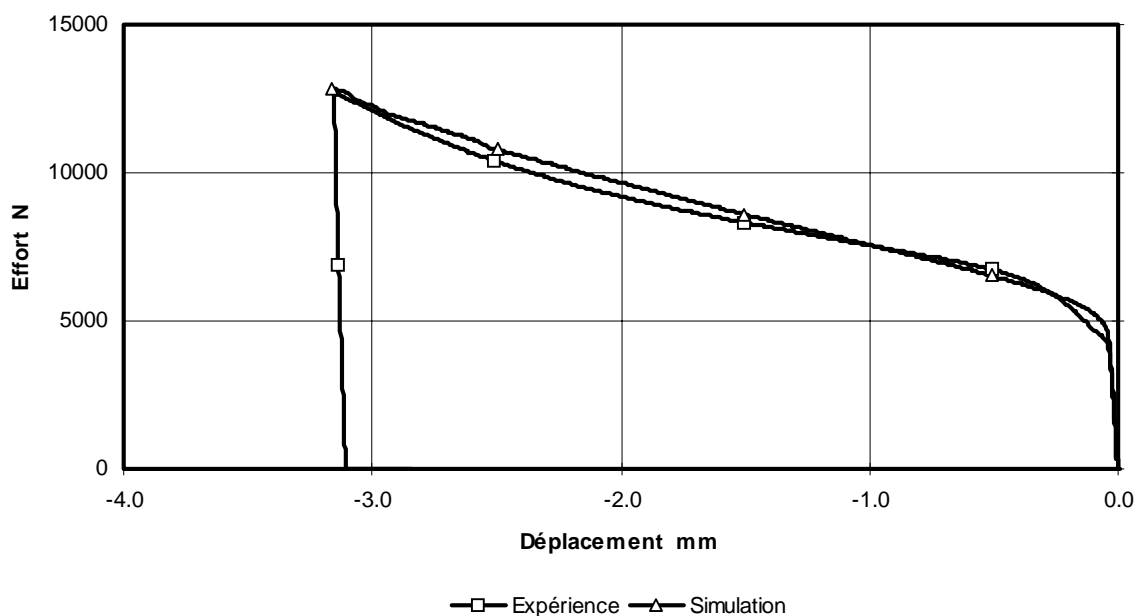
Le modèle de simulation composé de 8428 éléments solides à 8 points d'intégration (type 1 [PAM96]) et 9636 noeuds représente le quart du rivet. Le rivet ainsi modélisé repose sur un plan infini stationnaire de masse infinie. Une étude de sensibilité sur la vitesse d'écrasement ne montre aucun effet inertiel jusqu'à 10 m/s. De plus, les calculs sont effectués

sans prise en compte de la vitesse de déformation de manière à simuler un essai quasi-statique. En conséquence, le rivet est écrasé par un second plan infini à la vitesse uniforme de 10 m/s. Le coefficient de frottement entre les plans infinis et le rivet est fixé à 0.2 (valeur par défaut pour un contact métal/métal sans lubrification).

La comparaison entre les courbes issues de l'expérience et du modèle de simulation montre la bonne représentativité du modèle de comportement matériel identifié par la méthode d'optimisation (Figure 1.5). La dernière partie de la courbe expérimentale effort fonction de la déformation est relative au décrochage de la jauge. La Figure 1.6 présente l'état initial puis les contraintes équivalentes de von Mises correspondant à un écrasement de 1, 2 et 3 mm.



a - Réponse locale effort - déformation.



b - Réponse globale effort - écrasement.

Figure 1.5. Comparaison expérience / modèle de simulation MEF (PAM-SOLID™).

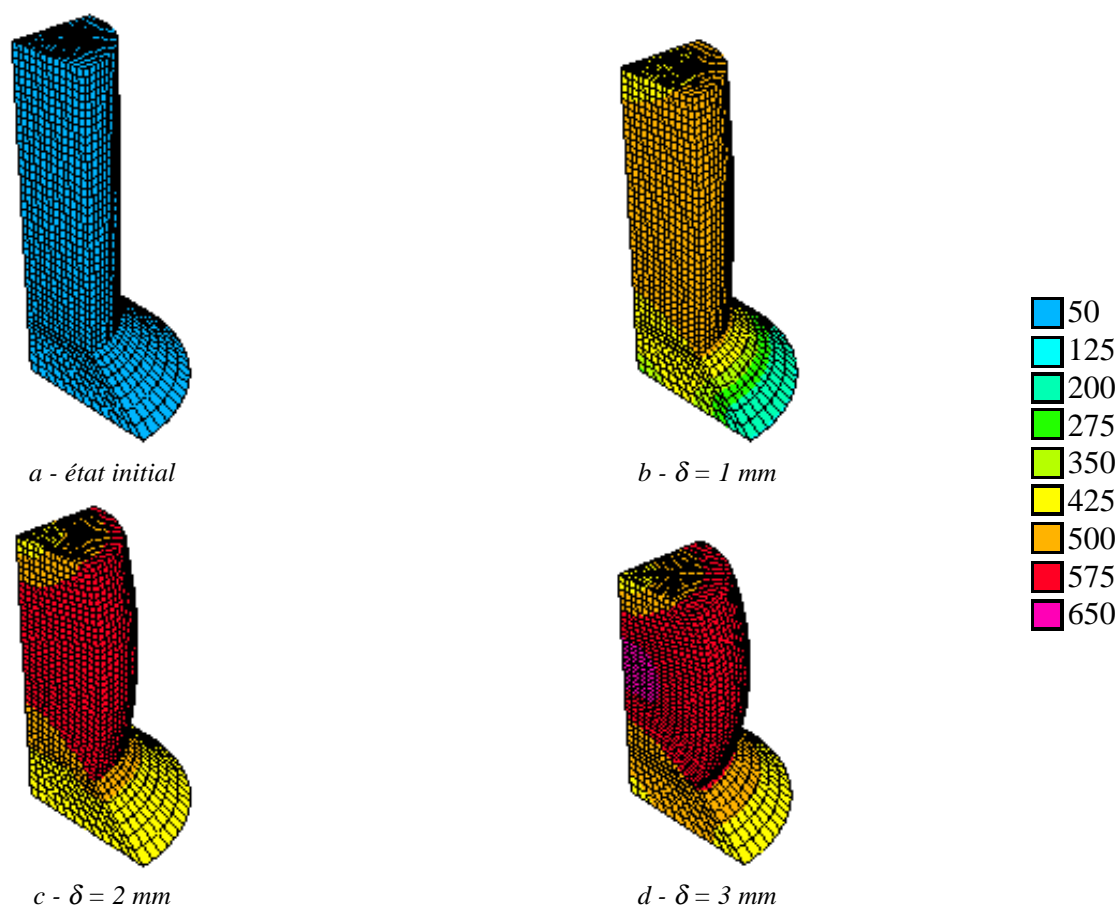


Figure 1.6. Modèle de simulation MEF au cours de l'écrasement (PAM-SOLID™)
Contraintes équivalentes de von Mises.

1.2.2. L'alliage d'aluminium 2024-T351.

Les échantillons nécessaires pour mener cette campagne de caractérisation sont prélevés dans la tôle aviation dont sont issues toutes les éprouvettes rivetées testées ultérieurement. L'alliage d'aluminium 2024-T351 est caractérisé en traction et en compression pour des vitesses de déformations relatives aux domaines quasi-statiques et dynamiques. Pour chaque type de sollicitation, deux sens de prélèvement des échantillons dans la tôle sont distingués : les sens parallèles et perpendiculaires au sens de laminage de la tôle. Ce procédé de fabrication introduit une direction privilégiée qui peut conduire à des différences importantes sur les valeurs des caractéristiques intrinsèques du matériau. Il devient donc nécessaire de mesurer cette influence et d'étudier son évolution avec l'augmentation de la vitesse de déformation. Une fois l'éprouvette installée, le vérin hydraulique rapide est mis en vitesse pour impacter l'éprouvette à la vitesse nominale quasi-statique ou dynamique. La Figure 1.7 présente les éprouvettes de traction et de compression testées lors de cette campagne expérimentale. Elles sont instrumentées de capteurs de déformation standard TML-YFLA2. La vitesse de sollicitation est 5 mm/mn et 1 m/s pour les domaines de vitesse de déformation quasi-statique et dynamique.

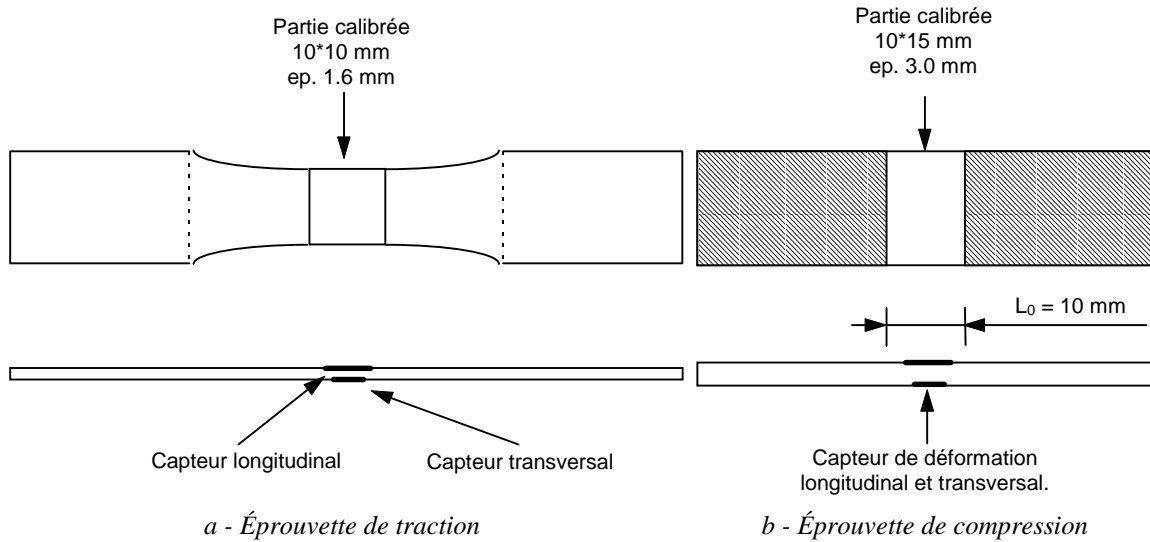


Figure 1.7. Éprouvettes de caractérisation de l'alliage d'aluminium 2024-T351.

1.2.2.1. Comportement à la traction.

Les essais de traction quasi-statiques et dynamiques sont synthétisés dans les Tableaux A.1.1 et A.1.2 de l'Annexe 1. Les résultats quasi-statiques et dynamiques révèlent l'insensibilité de l'alliage d'aluminium 2024-T351 aux faibles vitesses de déformation (40 s^{-1}) en traction (Figure 1.8). La perturbation des courbes dynamiques contrainte-déformation provient de la mise en réponse du montage d'essai [LAN94]. Ceux-ci mettent également en évidence l'anisotropie de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction. L'influence du sens de prélèvement concerne essentiellement la contrainte à la limite élastique qui diffère de 50 MPa (6.7%). Cet écart en contrainte se réduit et reste constant à 25 MPa pour des déformations comprises entre 2 et 14% (Figure 1.8). Ces résultats montrent que l'érouissage est identique même si les limites élastiques sont différentes.

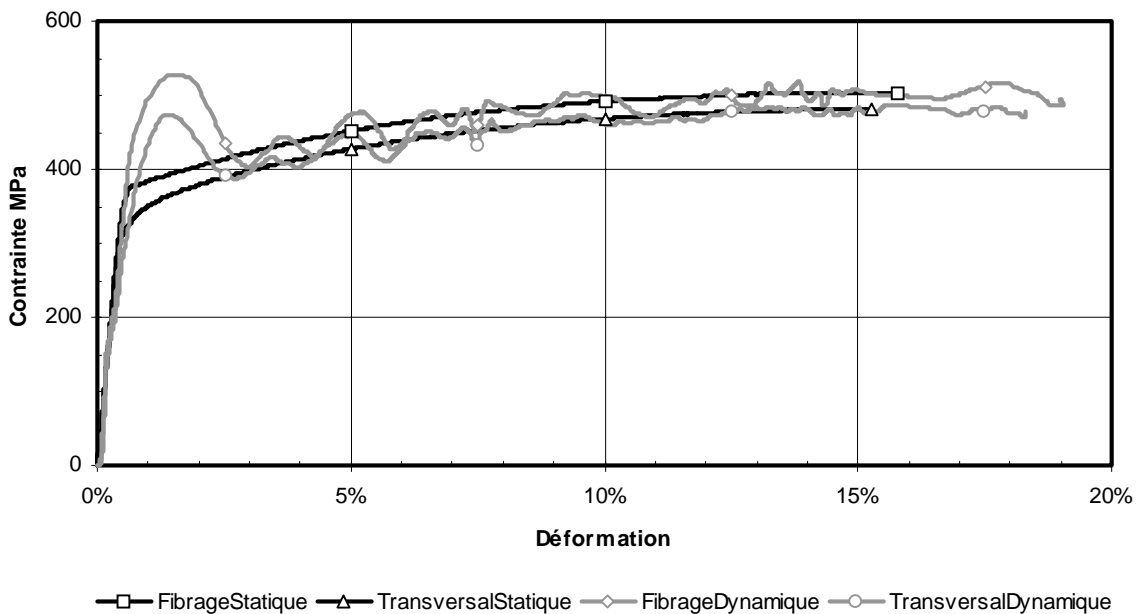


Figure 1.8. Diagrammes conventionnels de traction - Alliage d'aluminium 2024-T351 -

1.2.2.2. Comportement à la compression.

Pour identifier une loi de comportement en compression, il est préférable que l'essai couvre la plus large gamme de déformation plastique possible. Il est donc nécessaire de repousser à son maximum la contrainte critique de flambement Eulerien. Pour cela, l'éprouvette doit être la plus courte et épaisse possible. La norme relative aux produits laminés prévoit des caractéristiques mécaniques équivalentes pour des plaques dont l'épaisseur est comprise entre 1.6 et 3 mm. Cette équivalence, vérifiée pour les deux sens de prélèvement en traction quasi-statique et dynamique, permet de mener les expériences de caractérisation de compression avec des éprouvettes dont l'épaisseur, la longueur et la largeur sont égales à 3, 10 et 15 mm. Les résultats relatifs aux essais de compression quasi-statiques et dynamiques sont présentés aux Tableaux A.1.3 et A.1.4 de l'Annexe 1.

La synthèse des résultats établit l'insensibilité de l'alliage d'aluminium 2024-T351 aux faibles vitesses de déformation (40 s^{-1}) en compression. Ceux-ci mettent également en évidence une tendance plus isotrope du matériau pour des sollicitations de compression. La Figure 1.9 présente les diagrammes conventionnels de compression pour les deux sens de prélèvement.

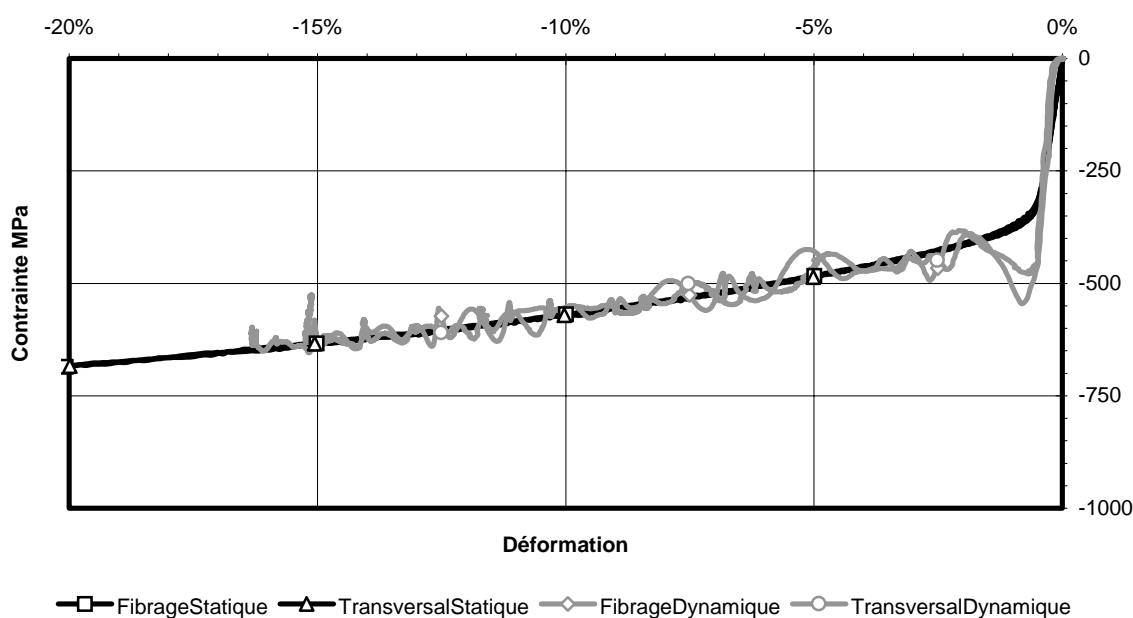


Figure 1.9. Diagrammes conventionnels de compression - Alliage d'aluminium 2024-T351 -

1.2.2.3. Synthèse et identification.

L'évolution des caractéristiques mécaniques moyennes de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction et en compression pour les deux sens de prélèvement est représentée sur les Figures 1.10-1.12 en termes de module d'Young, de coefficient de Poisson et de contrainte à la limite élastique. Les diagrammes rationnels plastiques sont déduits des expériences sous chargement quasi-statique par l'application des relations classiques rappelées succinctement en Annexe 1 [BAR94, LEM85], (Figure 1.13).

L'ensemble des expériences de caractérisation de traction ou de compression, quasi-statiques ou dynamiques permet de conclure que l'alliage d'aluminium 2024-T351 est :

- i - insensible aux faibles vitesses de déformation (40 s^{-1}) en traction comme en compression,
- ii - sensible au type de sollicitation (son comportement est différent entre la traction et la compression),

- iii - plus anisotrope en traction qu'en compression.

Il est donc possible d'émettre les hypothèses suivantes :

- i - les lois de comportement sont choisies indépendantes de la vitesse de déformation,
- ii - pour représenter l'anisotropie en traction, l'identification est menée à partir de l'ensemble des courbes de comportement quasi-statique dans les deux sens de prélèvement en vu d'obtenir un modèle de comportement 'moyen',
- iii - un autre jeu de paramètres du modèle de comportement est identifié pour la compression en suivant la même méthode.

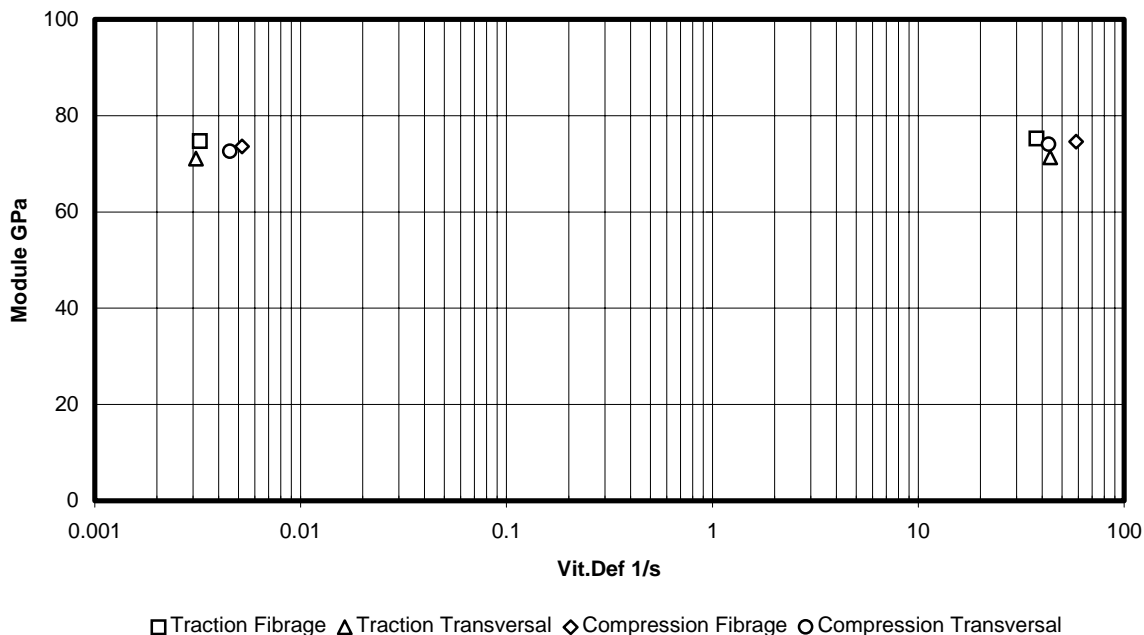


Figure 1.10. Évolution du module d'Young en fonction de la vitesse de déformation - 2024-T351 -

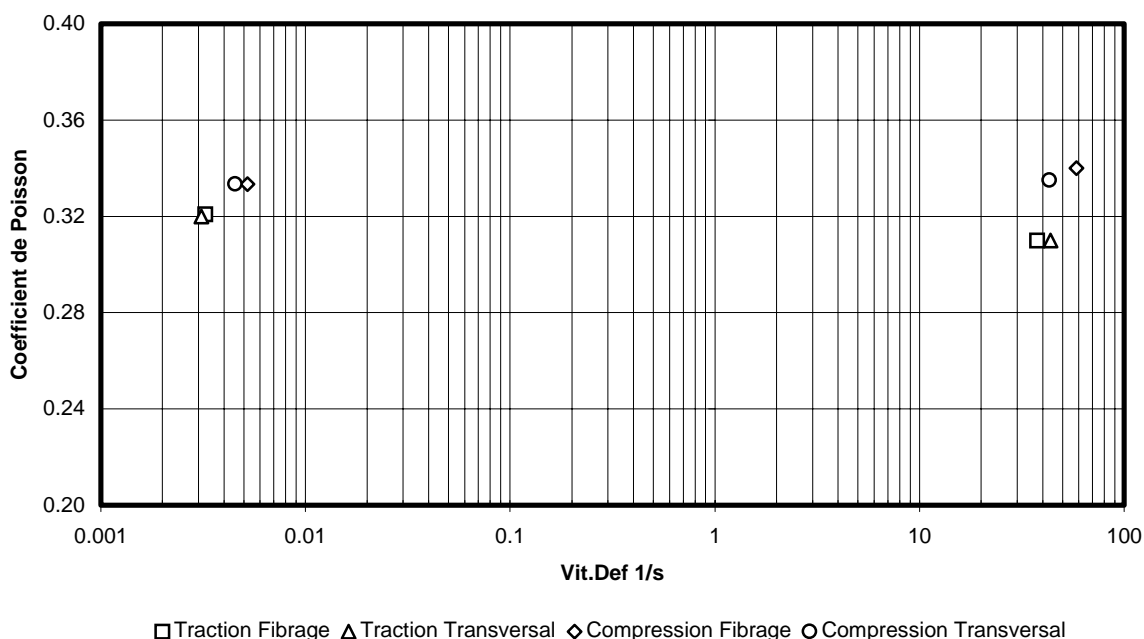


Figure 1.11. Évolution du coefficient de Poisson en fonction de la vitesse de déformation - 2024-T351 -

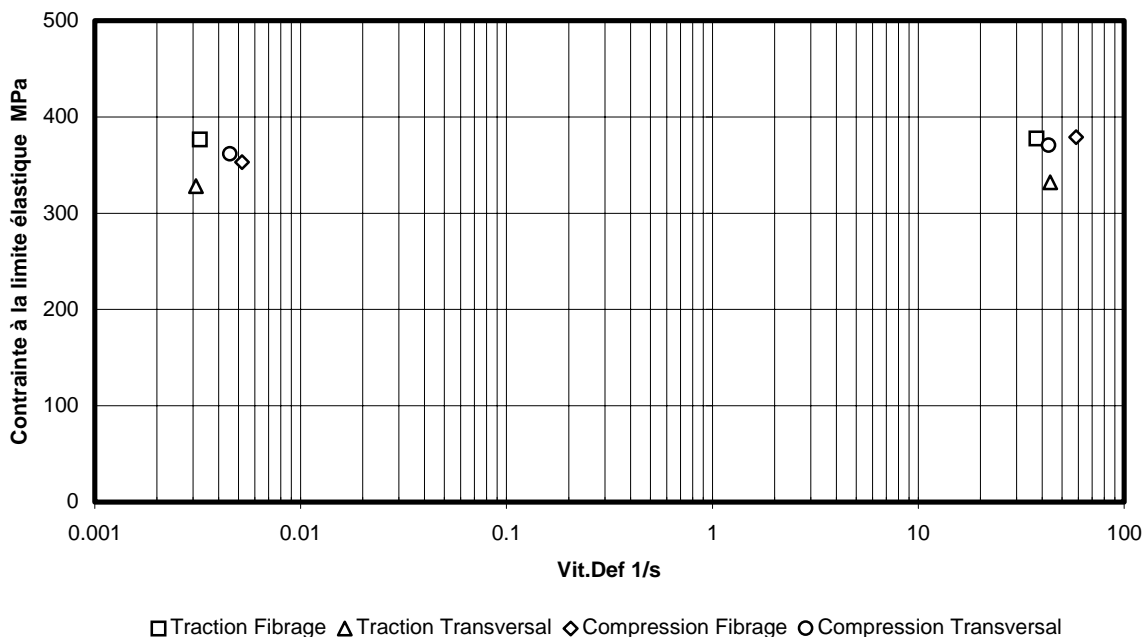


Figure 1.12. Évolution de la contraite à la limite élastique en fonction de la vitesse de déformation - 2024-T351 -

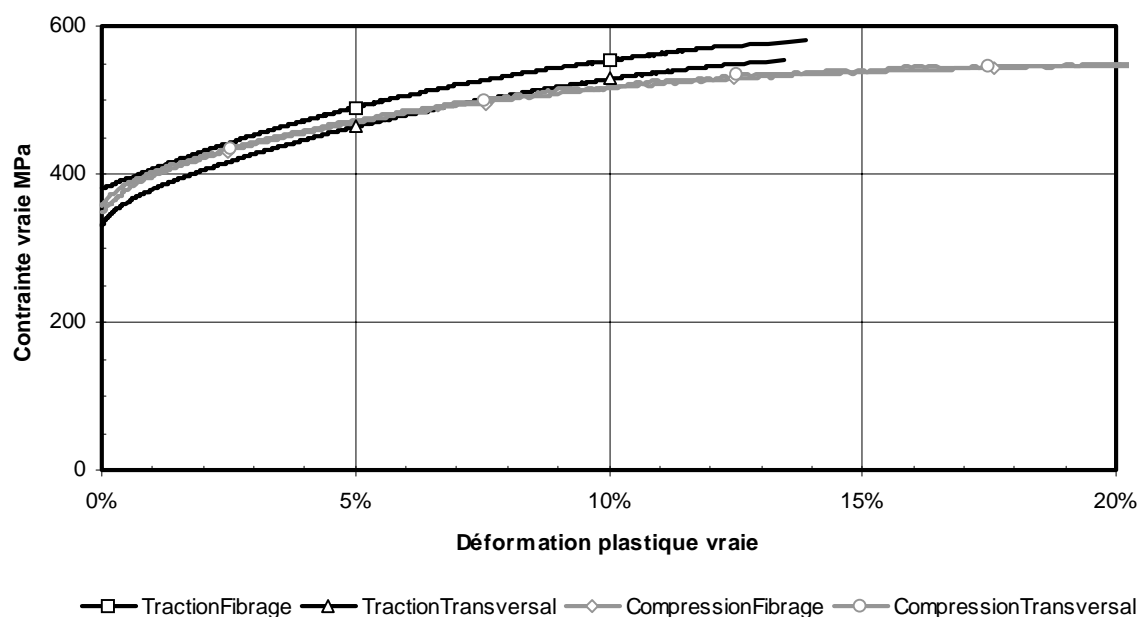


Figure 1.13. Diagrammes rationnels plastiques statiques - Alliage d'aluminium 2024-T351 -

En conséquence, le modèle de comportement choisi pour la représentation de l'alliage d'aluminium 2024-T351 est le modèle mathématique de type puissance (Eq. 1.21), pris insensible à la vitesse de déformation. Le vecteur constitué des paramètres à identifier est noté $\underline{z} = (A, B, n)$.

Les paramètres $\underline{z}_T = (A_T, B_T, n_T)$ sont identifiés à partir des diagrammes rationnels plastiques quasi-statiques de traction et pour les deux sens de prélèvement. Un second jeu $\underline{z}_C = (A_C, B_C, n_C)$ est obtenu sur la base des diagrammes rationnels plastiques issus des expériences de compression quasi-statique également pour les deux sens de prélèvement. Les résultats de l'identification des paramètres \underline{z}_T et \underline{z}_C sont donnés dans le Tableau 1.3 en termes d'écart non signé maximum, θ_{max} , moyen, θ_m , et d'écart sur le nombre de points inférieurs à 5%, N_χ .

Tableau 1.3. Résultats de l'identification des diagrammes rationnels plastiques de l'alliage d'aluminium 2024-T351.

$\mathbf{z_T = (A_T = 350 - B_T = 600 - n_T = 0.5025)}$			
Prélèvement (en traction)	θ_{max} %	θ_m %	N_χ %
Fibrage	7.15	1.70	99.8
Transversal	8.73	4.21	66.8
Bilan / traction	8.73	3.01	82.3
$\mathbf{z_C = (A_C = 305.2 - B_C = 305.3 - n_C = 0.1461)}$			
Prélèvement (en compression)	θ_{max} %	θ_m %	N_χ %
Fibrage	19.1	6.09	54.3
Transversal	15.5	5.11	60.3
Bilan / compression	19.1	5.61	57.0

En traction, le comportement est bien décrit par le modèle de comportement (Figure 1.14). En compression, l'optimisation aboutit à un modèle de comportement de moins bonne qualité : la solution obtenue montre que le modèle mathématique ne permet pas de représenter la courbe d'évolution réelle avec la même précision. Il a été décidé de pondérer les courbes de comportement dans le domaine des grandes déformations pour limiter les écarts d'interpolation (c'est-à-dire pour des déformations plastiques comprises entre 10 et 20 %, Figure 1.15).

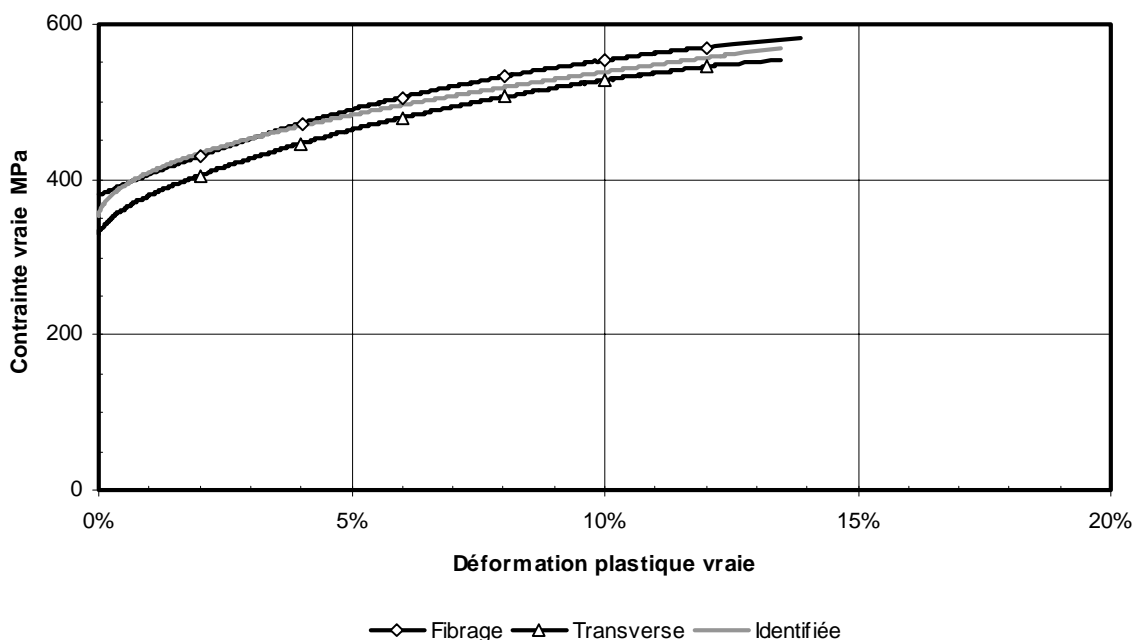


Figure 1.14. Comparaison expérience / identification - 2024-T351 en traction -

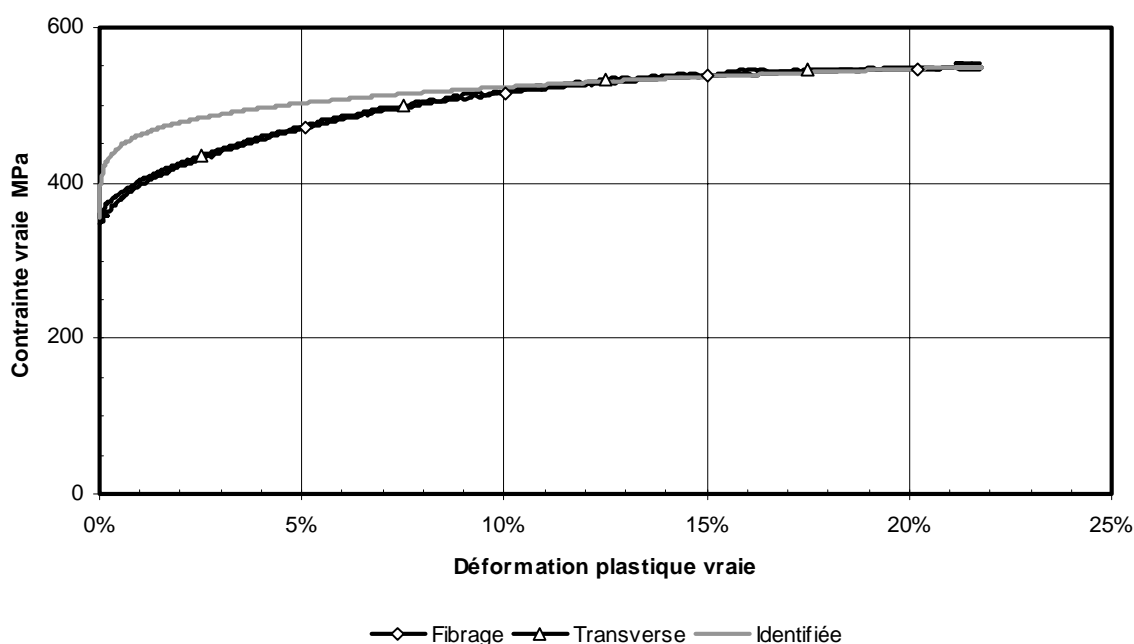


Figure 1.15. Comparaison expérience / identification - 2024-T351 en compression -

CONCLUSION.

Ce chapitre a permis de présenter l'ensemble des développements relatifs à l'élaboration d'un optimiseur dédié à l'identification des paramètres de modèles de comportement par méthode inverse ou directe :

- les méthodes et les principes généraux de l'optimisation, de l'identification et de la méthode directe et inverse ont été rappelés,
- l'optimiseur OPTB2L, fondé sur les principes des algorithmes de gradients conjugués, a été développé. Les interfaces rendent l'optimiseur OPTB2L compatible avec tous types de solveurs mathématiques tels un code de calcul par éléments finis ou un programme utilisateur.

L'optimiseur OPTB2L a été employé à la caractérisation des paramètres de modèles de comportement, pour les alliages d'aluminium 7050 et 2024-T351. Des expériences de compression et de traction ont été menées sur ces alliages d'aluminium à différentes vitesses de sollicitation. Aucune influence de la vitesse de sollicitation n'a été mise en évidence. Les valeurs des paramètres d'un modèle de type puissance ont été identifiées pour chaque matériau :

- dans le cas de l'alliage d'aluminium 7050, des expériences de compression quasi-statiques ont été menées sur des rivets tronqués (privés de leur tête fraisée). Les résultats obtenus dans le cas de cette géométrie se sont révélés de meilleure qualité (moindre dispersion, etc.). Les valeurs des paramètres d'un modèle de type puissance ainsi identifiées ont été validées par la simulation éléments finis de l'écrasement d'un rivet complet,
- dans le cas de l'alliage d'aluminium 2024-T351, des expériences de traction et de compression ont été menées pour des vitesses de sollicitations relatives aux domaines quasi-statiques et dynamiques en distinguant deux sens de prélèvement : les sens parallèle et perpendiculaire au sens de laminage de la tôle. Les expériences ont montré que l'alliage d'aluminium 2024-T351 est insensible aux faibles vitesses de déformation (40 s^{-1}) en traction comme en compression. En traction, le sens de laminage influence les valeurs de la contrainte

à la limite élastique (écart entre les deux contraintes à la limite élastique de l'ordre de 50 MPa). En compression, le comportement de l'alliage d'aluminium 2024-T351 semble plus isotrope. Deux jeux de paramètres d'un modèle de type puissance ont été identifiés. En traction, l'identification des valeurs des paramètres du modèle de comportement a été menée en intégrant l'anisotropie du matériau (modèle de comportement moyen) et procure un modèle de bonne qualité. En compression, la solution obtenue ne permet pas de présenter l'ensemble du domaine plastique avec la même précision. Un modèle de comportement a été choisi en privilégiant le domaine des grandes déformations.

Les modèles de comportement de ces deux alliages d'aluminium sont utilisés dans le chapitre suivant pour mener des simulations numériques sur le thème du rivetage au travers du problème de la fragilisation des assemblages rivetés et de leur tenue sous sollicitation dynamique.

BIBLIOGRAPHIE.

- [AND93] C. E. ANDERSON et al, "*Computer simulation of strain rate effects in replica scale model penetration experiments.*", Int. J. Impact. Engng., Vol. **13**, n°1, 1993.
- [ANS94] J. P. ANSART, "*Lois de comportement.*", Document DYMAT, ETCA, Arcueil, France, 1994.
- [BAR94] J. BARRALIS et G. MAEDER, "*Méthodes d'essais mécaniques - Essai de traction*", Précis de métallurgie - Élaboration, structures, propriétés et normalisation, 1994.
- [BOI85] D. BOIS et D. GRAVE, "*Simulation numérique d'essais d'impact et comparaison des lois de comportement.*", J. de Physique, Colloque C5, supplément au n°8. Tome **46**, pp 101-112; Août 1985.
- [BOI87] D. BOIS et al, "*Numerical simulations of impact tests on a rigid wall.*", Aérospatiale, Division des Engins Tactiques, 1987.
- [DEL93a] E. DELETOMBE and P. GEOFFROY, "*I. M. T. crashworthiness for commercial aircraft - Static Test I - Numerical analysis.*", Rapport interne ONERA/IMFL, 1993.
- [DEL93b] E. DELETOMBE, P. GEOFFROY, "Modélisation numérique par méthode de calcul explicite du crash d'avions civils.", Communication présentée au StruCoMe, 8-10 Décembre 1993, Paris.
- [HES80] M. R. HESTENES, "*Conjugate direction methods in optimisation.*", Applications of Mathematics, Vol. **12**, Springer-Verlag, 1980.
- [HOL91] T. J. HOLMQUIST and G. R. JOHNSON, "*Determination of constants and comparison of results for various constitutive models.*", J. de Physique, Colloque C3, supplément au n°3, Vol. **1**, Octobre 1991.

-
- [JOH83] G. R. JOHNSON, W. H. COOK, "A constitutive model and data for metal subjected to large strains, high strain rates and high temperatures.", Proc. of 7th Symp. on ballistics, The Hague, The Netherlands, pp. 541-547, April 1983.
- [JON90] N. JONES, "Material properties for structural impact problems." International Symposium on Materials for Advanced Technology Systems, 44th Annual Technical Meeting, The Indian Institute of Metals, Tiruchirapalli, India November 14-17, 1990.
- [LAN94] B. LANGRAND, "Caractérisation des lois de comportement à grande vitesse de déformation.", Mémoire de D. E. A., UVHC/LAMIH, ONERA/IMFL, Septembre 1994.
- [LAN96] B. LANGRAND, F. BOS, P. DRAZETIC, E. MARKIEWICZ, P. GEOFFROY et J. L. PETITNIOT, "Identification paramétrique des lois de comportement de l'acier XC48 en compression - Évolution vers une méthode inverse.", Méca. Indus. Mate. Vol **49**, pp. 89-91, 1996.
- [LAN97a] B. LANGRAND, "Développement et validation de méthodes d'identification paramétrique - Évolution vers une méthode inverse.", Note technique ONERA/Lille n°97/51, Octobre 1997.
- [LAN97b] B. LANGRAND, "Caractérisation expérimentale des alliages d'aluminium 2024-T351 et 7050.", Note technique ONERA/Lille n°97/54, Octobre 1997.
- [LAN97c] B. LANGRAND, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, P. GEOFFROY, J. L. PETITNIOT, and J. FABIS, "Constitutive models characterisation for XC48 steel in compression by a parametric identification technique.", Int. J. of Materials and Product Technology, Vol. **12**, Nos. 4-6, pp.428-446, 1997.
- [LAU96] F. LAURO, "Méthodologie pour la prise en compte de l'endommagement microstructural sous chargement dynamique.", Thèse de doctorat, Université de Valenciennes, 1996.
- [LEM85] J. LEMAITRE et J. L. CHABOCHE, "Mécanique des matériaux solides", Bordas, Paris, 1985.
- [MAL84] L. E. MALVERN, "Experimental and theoretical approaches to characterisation of material behaviour at high rates of deformation." Inst. Phys. Conf. Ser., Vol. **70**, Paper presented at the 3rd Conf. Mech. Prop. High Rates of Strain, Oxford 1984.
- [PAM96] PAM-SOLID™, User's manual, ESI-PSI, 20 rue Saarinen Silic 303 94588, Rungis cedex, 1996.
- [PEN92a] L. PENAZZI et al, "Engineering models of dynamic plasticity and applications to industrial simulation of crash and sheet metal stamping.", COMPLAS III, Barcelona, April 6-10, 1992.
-

-
- [PEN92b] L. PENAZZI et al, "*Material characterisation for the CAE finite element simulation of sheet metal forming.*", Paper presented at the 17th IDDRG Biennial Congress, Shengang, China, June 11-13, 1992.
- [PEN94] L. PENAZZI et D. BOIS, "*Lois de comportement utilisables dans la simulation numérique des phénomènes dynamiques.*", Document DYMAT, ETCA, Arcueil, France, 1994.
- [POL71] E. POLAK, "*Computational methods in optimisation.*", Mathematics in Sciences and Engineering, Vol. **77**, Academic Press, 1971.
- [SYM67] P. S. SYMONDS, "*Survey of methods of analysis for plastic deformation of structures under dynamic loading*", Brown University, Report BU/NSRDC, January 1967.
- [YUA92] W. YUAN and W. GOLDSMITH, "*Response of simulation propellant and explosives to projectile impact - III. Experimental and numerical results of warhead penetration and fragmentation.*", Int. J. Mech. Sci., Vol. **12**, n°4, 1992.

CHAPITRE 2. ÉVALUATION DES CONTRAINTES ET DEFORMATIONS RESIDUELLES DUES AU PROCEDE DE RIVETAGE.

Résumé—Ce chapitre aborde le thème de la caractérisation des contraintes et des déformations résiduelles dues au processus de rivetage. Dans la première partie, les résultats des expériences sont donnés pour deux géométries de plaques et pour différentes dimensions afin d'évaluer les effets de coin ou de dimension. Une analyse fine des mécanismes de mise en place et de mise en forme des rivets est décrite. La seconde partie traite des capacités de simulation du processus de rivetage par des codes de calcul explicites, en l'occurrence PAM-SOLID™. Les résultats des simulations démontrent la capacité de l'outil de calcul à représenter ce processus de mise en forme complexe. La simulation par éléments finis devient alors un outil d'aide à la conception et à l'optimisation du design des assemblages qui nécessite de moindres coûts ou temps de développement, comparé à l'expérimentation.

INTRODUCTION.

La modélisation du comportement quasi-statique et dynamique de structures aéronautiques complexes par éléments finis pose le problème des dimensions des modèles numériques. Les outils de calcul, bien que de plus en plus performants ne permettent pas aujourd'hui de manipuler le nombre d'éléments nécessaire à la représentation de l'ensemble des phénomènes non linéaires rencontrés dans les problèmes de crash ou d'impact de structures. En particulier, la volonté de prendre en compte finement les effets d'assemblage est incompatible avec la taille des modèles déjà requise pour être représentatif des géométries des structures étudiées. Les résultats numériques les plus récents [DEL97] ont montré que la source principale d'erreur rencontrée dans les simulations est la non prise en compte des effets de fragilisation des structures due à la méthode d'assemblage : le rivetage. Cette méthode d'assemblage se base sur l'écrasement d'un corps (le rivet) astreint à demeurer dans un espace confiné (la perforation) afin de constituer un lien physique entre deux composants. La tenue d'un tel assemblage dépend potentiellement de l'état des précontraintes locales.

Dans quelle mesure cette influence est-elle importante? Comment cette précontrainte se répartit-elle dans les plaques? De même, quels sont les effets géométriques. Pour évaluer le gradient de déformation présent dans les plaques, le cas idéal serait de procéder au rivetage dans un milieu infini et isotrope. Cependant, une géométrie de plaque circulaire convient à cette évaluation. Les effets géométriques (effets de coins dans les éprouvettes de cisaillement par exemple) sont étudiés dans le cas d'éprouvettes à géométrie carrée. L'influence de la distance au bord est mesurée en faisant varier les dimensions des plaques.

L'objectif de ce second chapitre est de déterminer une cartographie des déformations résiduelles post-rivetage et d'étudier l'influence, sur leur répartition, du ratio rayon de la perforation $\phi/2$ sur longueur caractéristique de l'échantillon L , ainsi que l'influence de la géométrie des éprouvettes (effets de coins) [LAN97a-b]. Un second thème, abordé au travers de représentations fines de l'assemblage, traite de la capacité de simulation par les codes de

calcul explicites, en l'occurrence PAM-SOLID™, des écoulements de matière locaux liés au rivetage [LAN98, MAR98].

2.1. EXPERIENCE.

L'étude expérimentale est menée sur le rivetage d'éprouvettes élémentaires (1 seul rivet, deux plaques de même épaisseur, Figure 2.1) en quasi-statique (vitesse d'essai : 2 mm/mn). La norme [BRU73, CHA81, MIL86] préconise le respect d'une distance minimale L_{ti} entre deux rivets (pas de rivetage) ou entre le rivet et le bord des plaques (distance au bord ou proximité de bord). Cette distance est calculée à partir des caractéristiques matériaux, des épaisseurs de plaques et des dimensions des rivets (Annexe 2). Ces caractéristiques géométriques déterminées, diverses configurations sont testées afin de mesurer leur influence sur l'amplitude et la répartition des déformations résiduelles dues au procédé d'assemblage.

Trois cas sont mis en œuvre :

- i - $L > L_{ti}$, pour s'affranchir des effets de bords (cas quasi référence),
- ii - $L = L_{ti}$, cas nominal donné par l'application des règles de calcul standard (Techniques de l'Ingénieur) ou des règles de l'art,
- iii - $L < L_{ti}$, cas défavorable ou critique.

Pour chacune des dimensions, deux géométries de plaques sont testées :

- i - une géométrie circulaire qui assure l'isotropie des déformations dans le plan et qui permet de mesurer la zone d'action du rivet et les effets de bord,
- ii - une géométrie carrée qui permet de mesurer les effets de 'coin'.

Les différentes configurations d'essais sont synthétisées dans le Tableau 2.1.

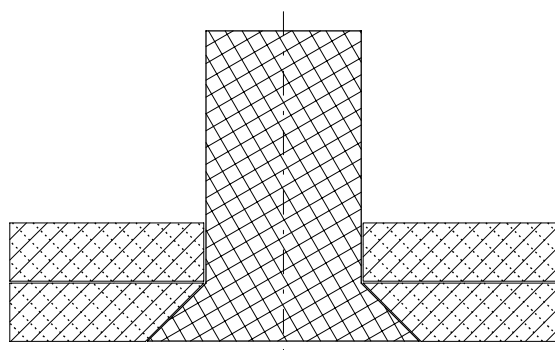


Figure 2.1. Schématisation de l'assemblage.

Tableau 2.1. Dimensions des éprouvettes.

Type	Cas	L mm	ϕ_f mm
Carré	$L > L_{ti}$	20	4
	$L = L_{ti}$	15	4
	$L < L_{ti}$	10	4
Circulaire	$L > L_{ti}$	20	4
	$L = L_{ti}$	15	4
	$L < L_{ti}$	10	4

2.1.1. Dispositif expérimental.

Les éprouvettes de contraintes résiduelles sont préparées par la société DASSAULT Aviation, partenaire de l'étude. Les perforations sont donc réalisées dans les conditions réelles de l'industrie. Les dimensions de la perforation lisse et de la fraisure sont calibrées selon les règles et les procédés propres à la société DASSAULT Aviation pour des rivets de diamètre 4 mm à tête fraisée. Les plaques perforées sont découpées au fil à l'ONERA-Lille aux

dimensions de la Figure 2.2 avec les valeurs de L données dans le Tableau 2.1. Les rivets (réf. 35070-4008) sont également fournis par la société DASSAULT Aviation¹.

Le rivetage quasi-statique est mené sur une machine de traction/compression INSTRON 1195 selon le dispositif présenté sur la Figure 2.3. L'essai consiste en une phase d'écrasement du rivet, une phase d'homogénéisation des contraintes et une phase de relaxation. Le rivetage est normalisé par des critères géométriques [MIL92] concernant essentiellement le taux de déformation et le volume du bouton (partie apparente de la tête formée).

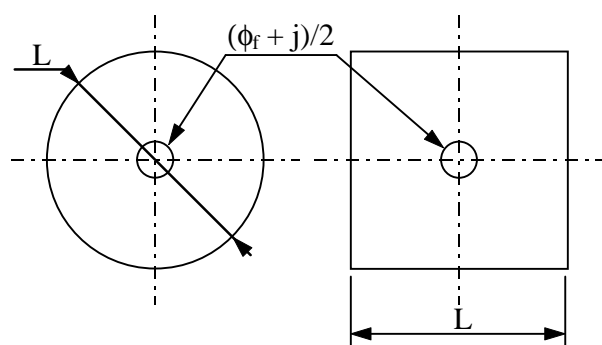


Figure 2.2. Paramétrage des éprouvettes de contraintes résiduelles.

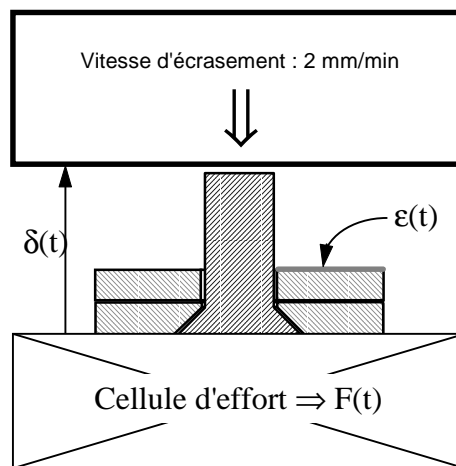


Figure 2.3. Dispositif expérimental - Rivetage quasi-statique -

Bien qu'il existe des techniques de visualisation des champs (ou réseaux) de déformation par des méthodes basées sur l'interférométrie holographique (méthode de Moiré ou Speckel [MOU93, OLS90]) qui donnent l'état de déformation en tout point d'un échantillon, nous avons choisi une solution de type extensométrie pour l'instrumentation des éprouvettes de contraintes résiduelles. L'instrumentation bien que ponctuelle a pour objectif de donner accès à une cartographie des déformations et des contraintes résiduelles dans les plaques de l'assemblage. Des micro-jauges de déformation (Vishay réf. : EA06-015EH120 et EP08-015CK120) sont positionnées sur la diagonale et/ou la médiane de chaque échantillon, du bord de la perforation jusqu'au bord de la plaque, et régulièrement espacées (Figure 2.4). Même si toutes les précautions sont prises pour positionner les jauges conformément à la Figure 2.4, les contraintes techniques ne permettent pas un positionnement parfait. Les jauges sont mises en place avec une colle qui sous l'action de la chaleur se liquéfie dans un premier temps pour obtenir un film de colle uniforme qui est calibré par une pression de contact. Ces contraintes de collage modifient les positions initiales des jauges. Les positions finales du centre de la grille de chaque jauge sont repérées au microscope électronique par rapport au bord de la perforation. Une différence de l'ordre de 0.1 mm entre les positions effectives et initiales des capteurs rend compte du soin particulier pris pour la préparation des essais. Le rivet ne fait l'objet d'aucune instrumentation pour des raisons pratiques.

L'instrumentation des éprouvettes circulaires et carrées de longueur 20 mm est présentée en détails en Annexe 2.

¹ Ces rivets font partie d'une gamme appelée 'rivets permanents'. Le délai de pose sur avion est beaucoup plus grand que les rivets à tremper classiques qui doivent être posés sur avion dans les plus brefs délais après le traitement thermique. Ces rivets permanents sont de plus en plus employés dans les constructions aéronautiques pour cette souplesse de pose.

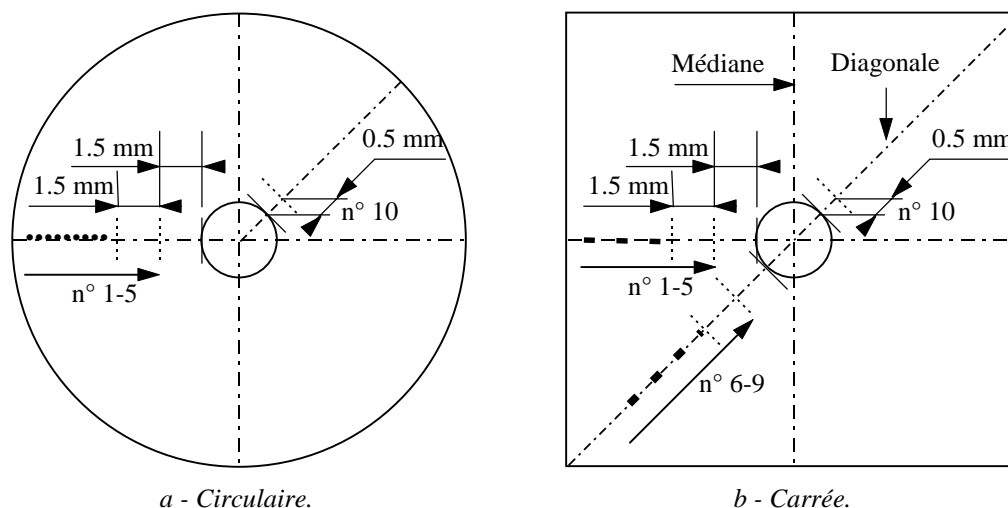


Figure 2.4. Instrumentation des éprouvettes de contraintes résiduelles.

La numérotation des jauges entre les différentes éprouvettes ne correspond pas à cause de la taille des plaques qui évolue de 10 à 20 mm. Toutefois, pour les éprouvettes à géométrie circulaire, les jauges 1-5 sont placées selon la direction médiane. L'espacement entre deux jauges consécutives est de 1.5 mm. La jauge 10 est positionnée à 0.5 mm du bord de la perforation (Figure 2.4a).

Pour les éprouvettes à géométrie carrée, les jauges 1-5 sont positionnées selon la direction médiane et les jauges 6-9 selon la direction diagonale. Dans les cas $L = L_{ti}$ et $L < L_{ti}$, l'espacement entre deux jauges consécutives est de 1.5 mm. La dernière est positionnée à 1.5 mm du bord de la perforation. Dans le cas $L > L_{ti}$ et dans la direction diagonale, la dernière jauge est placée à 1.5 mm du bord de la perforation, mais l'espacement entre deux jauges consécutives est cette fois de 3 mm. Pour l'ensemble des éprouvettes, la jauge 10 est placée selon la direction diagonale et à 0.5 mm du bord de la perforation (Figure 2.4b).

2.1.2. Influence de la distance au bord.

Le Tableau A.2.1 de l'Annexe 2 réunit l'ensemble des résultats relatifs aux capteurs de déformation. Le Tableau 2.2 présente les résultats des capteurs de recoupement (capteurs situés à la même position géométrique sur chacune des éprouvettes bien que les numéros de jauge soient différents). La position initiale du capteur sur la plaque est notée δ_j , les déformations à la charge maximale au cours de l'essai ε_{\max} et résiduelles ε_{res} (après relaxation).

Un important gradient de déformation peut être observé. Les niveaux de déformation observés au bord de la perforation ($\delta_j = 0.5$ mm) sont supérieurs à 20%. Pour $\delta_j > 1.5$ mm, les niveaux de déformation sont inférieurs à 1%. L'expérimentation a permis de relever deux phénomènes généraux :

- i - le premier traduit une augmentation de la déformation en bord de perforation lorsque la dimension des plaques croît, il mène donc à une plus forte localisation des déformations,
- ii - le second correspond à l'homogénéisation des déformations lorsque la dimension des plaques décroît.

Tableau 2.2. Résultats expérimentaux sur éprouvettes circulaires (déformations).

N°	$\phi/2$ mm	L/2 mm	N° jauge	δ_j mm		ϵ_{\max}	ϵ_{res}
				Médiane	Diagonale	%	%
1	2	10	3	4.3		-0.04	-0.04
			4	2.8		-0.10	-0.06
			5	1.3		-0.74	-0.70
			10 ²		0.5	> -20	/
2	2	7.5	1	4.3		-0.08	-0.07
			2	3		-0.15	-0.14
			3	1.6		-0.52	-0.51
			10 ²		0.45	> -20	/
3	2	5	1	1.4		-0.63	-0.63
			10 ²		0.6	> -20	/

2.1.3. Effets géométriques (effets de 'coins').

La synthèse des déformations maximales et résiduelles enregistrées pour chaque configuration d'essai est présentée dans le Tableau A.2.2 de l'Annexe 2. Le Tableau 2.3 présente les résultats des capteurs de déformation de recoupement. La présence de la perforation conduit à un gradient de déformation élevé. Il est observé des niveaux de déformation supérieurs à 20% à une distance de 0.5 mm du bord de la perforation. A partir d'une distance de l'ordre de 1.5 mm du bord de la perforation, ces niveaux sont inférieurs à 1% en moyenne.

L'effet de la géométrie des plaques (ou effet de coins) concerne essentiellement la répartition des déformations suivant les directions 'médianes' et 'diagonales'. Dans le cas de la direction 'médiane', la répartition des déformations est très similaire à celle observée pour les éprouvettes à géométrie circulaire, à savoir :

- i - une plus forte localisation des déformations en bord de perforation lorsque la dimension des plaques croît,
- ii - une homogénéisation des déformations lorsque la dimension des plaques diminue.

Par contre suivant la direction 'diagonale', il est observé :

- i - une plus forte localisation des déformations en bord de perforation lorsque la dimension des plaques diminue,
- ii - une homogénéisation des déformations lorsque la dimension des plaques croît.

²Rupture de la jauge avant la fin de l'essai

Tableau 2.3. Résultats expérimentaux sur éprouvettes carrées (déformations).

N°	$\phi/2$ mm	L/2 mm	N° jauge	δ_j mm		ϵ_{\max} %	ϵ_{res} %
				Médiane	Diagonale		
4	2	10	1	7.3		-0.02	-0.02
			3	4.4		0.05	0.02
			5	1.3		-1.08	-1.00
			7		7.1	-0.01	-0.01
			8		4.3	-0.04	-0.04
			9		1.3	-0.49	-0.47
			10 ³		0.6	> -20	/
5	2	7.5	1	4.4		0.02	0.01
			2	2.9		0.11	0.04
			3	1.3		-0.35	-0.28
			7		4.3	0.04	0.00
			8		2.8	-0.10	0.00
			9		1.4	-0.55	-0.48
			10 ³		0.5	> -20	/
6	2	5	1	1.3		-0.26	-0.22
			6		2.7	-0.08	0.04
			7		1.3	-1.70	-1.63
			10 ³		0.8	> -20	/

2.1.4. Synthèse expérimentale.

Les expériences ont relevé d'importants taux de déformation en bord de perforation (20% au minimum). Le cas des éprouvettes à géométrie circulaire a permis de mettre en évidence l'influence des effets de bord sur la répartition des déformations (plus forte localisation des déformations en bord de perforation lorsque le diamètre des plaques augmente, homogénéisation des déformations lorsque le diamètre des plaques diminue). L'influence des effets géométriques (effets de coins) a été mise en évidence au travers des expériences menées sur les éprouvettes à géométrie carrée. Cette influence concerne essentiellement des différences sur la répartition des déformations entre les directions 'médianes' et 'diagonales'.

Toutefois, les dimensions préconisées par l'application des règles de l'art (Techniques de l'Ingénieur), c'est-à-dire $L_{ti} = 15$ mm, constituent le cas le moins défavorable : $\epsilon \leq 0.5\%$ à partir de $\delta_j = 1$ mm (Figure 2.5). Pour les deux autres cas, ($L > L_{ti}$ et $L < L_{ti}$) la répartition des déformations est nettement déséquilibrée entre les deux directions 'médianes' et 'diagonales' (Figure 2.6 et Figure 2.7). Dans tous les cas, la géométrie circulaire semble donner un état de déformation moyen entre les deux directions de la géométrie carrée.

³Rupture de la jauge avant la fin de l'essai

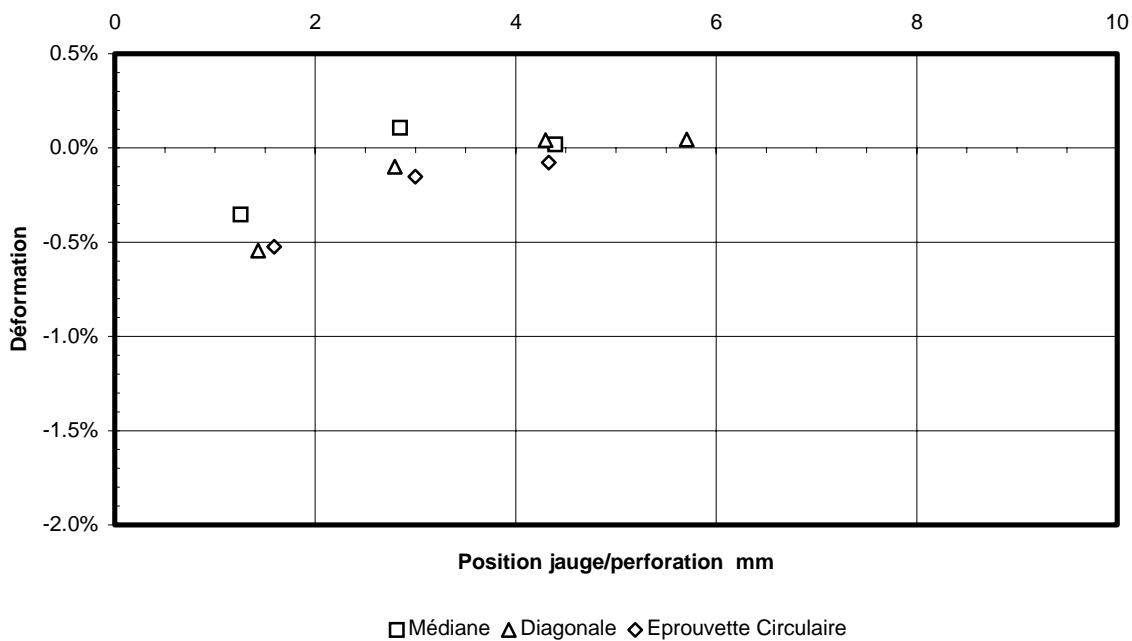


Figure 2.5. Comparaison des déformations maximales : $L_{Tl} = 15$ mm.

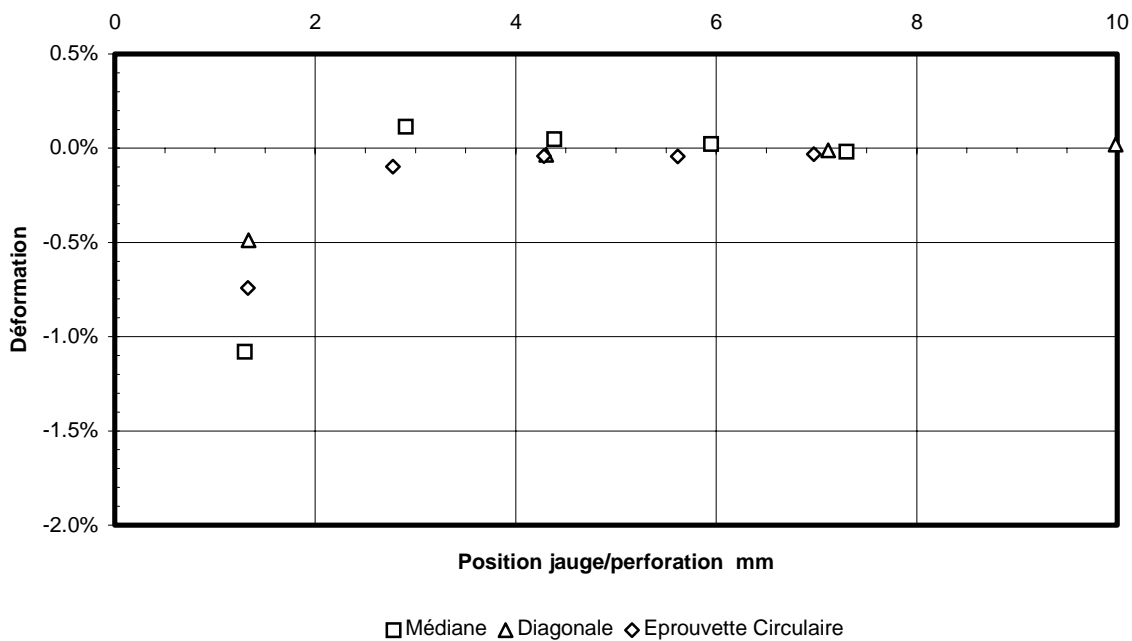


Figure 2.6. Comparaison des déformations maximales : $L = 20$ mm

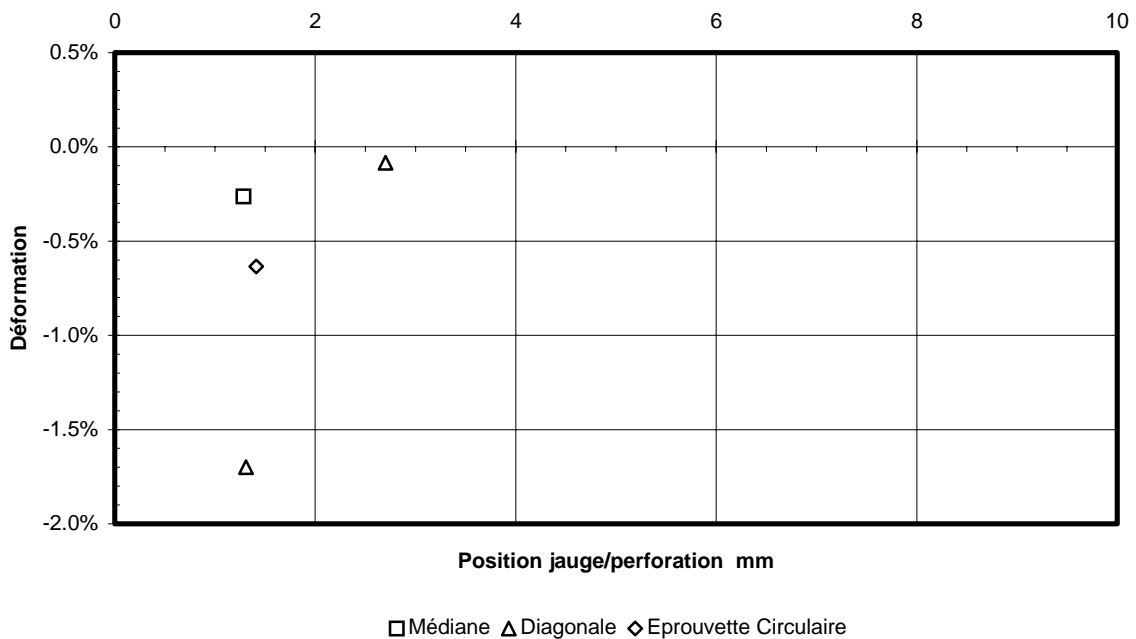


Figure 2.7. Comparaison des déformations maximales : $L = 10$ mm.

L'extrapolation de quelques isovaleurs de déformation présente des différences de comportement liées à la taille des échantillons entre les deux directions (Figure 2.8). Cette représentation suppose un comportement plus isotrope des déformations quelque soit la direction dans le cas $L = L_{ti} = 15$ mm. Dans les deux autres cas la répartition des déformations semble moins triviale.

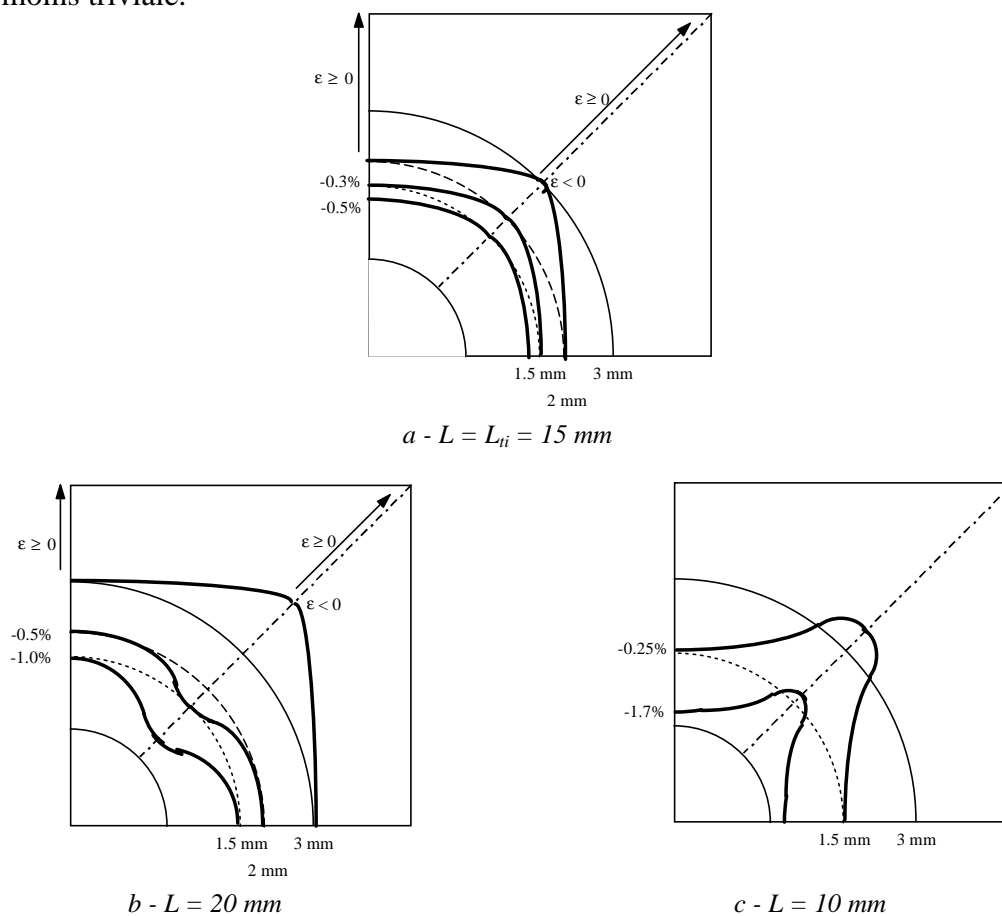
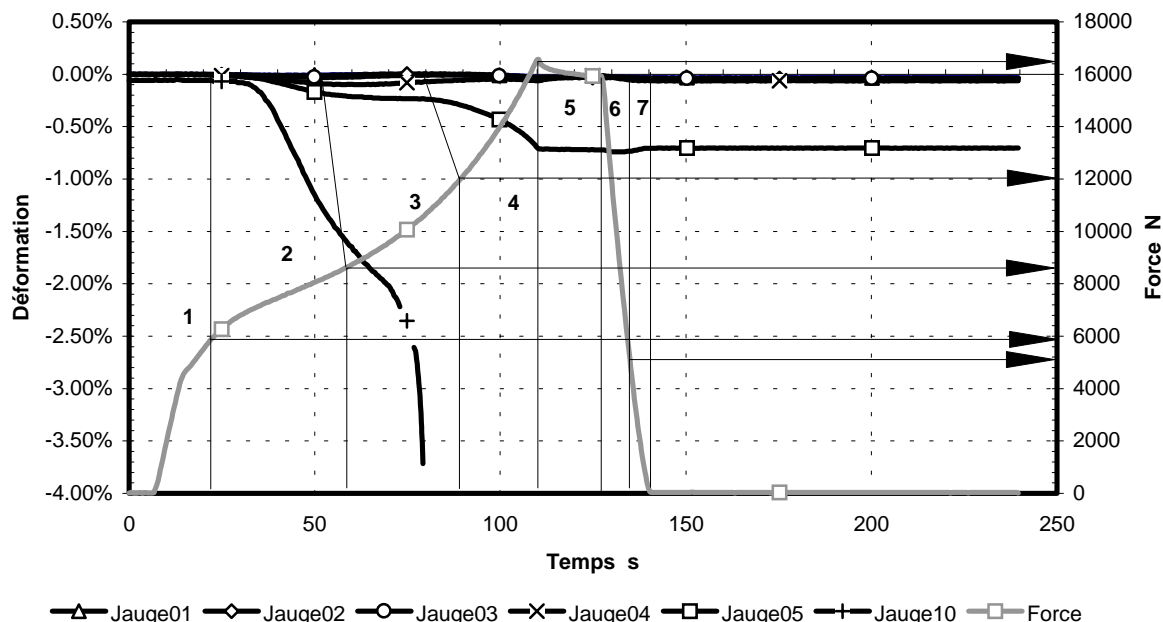


Figure 2.8. Isovaleurs de déformation résiduelle.

2.1.5. Analyse du processus de rivetage.

L'ensemble des courbes effort-temps superposées aux courbes déformation-temps montrent que le procédé de rivetage peut être divisé en 7 phases distinctes (l'éprouvette circulaire de diamètre 20 mm par exemple, Figure 2.9) :



- au cours de la première phase les signaux des capteurs de déformation restent à leur état initial. L'effort croît, la limite élastique du rivet est dépassée. Cette phase correspond à l'écrasement du rivet seul. Elle s'achève par l'entrée en contact du rivet avec les plaques, détectée comme un signal de compression par les seuls capteurs situés à 0.5 mm du bord de la perforation,

- au cours de la seconde phase, l'ensemble des capteurs de déformation indique un état de compression radiale des plaques. La surface de contact s'étend autour et le long du corps du rivet jusqu'à ce que les efforts s'homogénéisent dans l'épaisseur des plaques. Le bouton, partie refoulée du rivet, peut désormais prendre forme,

- dans la troisième phase, le signal de compression radiale donné par les capteurs de déformation situés à 0.5 mm du bord de la perforation s'accroît. Dans le même temps, les signaux des autres capteurs situés plus loin par rapport au bord de la perforation se stabilisent, voire s'inversent pour révéler une 'pseudo-traction'. A l'issue de cette phase, des déformations supérieures à 20% sont enregistrées par les capteurs de déformation situés à 0.5 mm du bord de la perforation. Ces capteurs sont détruits au cours de cette phase. Le bouton se développe et il en vient à entrer en contact avec la surface de l'éprouvette à riveter. Les frottements dans cette zone de contact sont à l'origine d'un nouveau flux de matière : un ergot, emprisonné par le bouton, se forme au bord de la perforation. La matière y est aspirée, ce qui se traduit, pour les capteurs éloignés de la perforation, par l'inversion du signal qui conduit à un état de traction sur les plaques,

- dans la quatrième phase, les signaux des capteurs de déformation révèlent de nouveau une compression radiale dans les plaques. L'ergot est complètement formé. La mise en forme du bouton se poursuit,

- les dimensions normalisées du bouton étant atteintes, le déplacement de la traverse est arrêté et maintenu jusqu'à la stabilisation de l'effort (Phase 5). L'effort qui avait atteint son maximum de 16300 N (en moyenne) décroît pour se stabiliser à 15700 N (en moyenne). Les capteurs de déformation sont stables. Pendant cette phase de transition, les contraintes aux interfaces entre le rivet et les plaques s'homogénéisent (contact entre le bouton et les plaques, contact entre le fût du rivet et la perforation),

- dans la sixième phase, la traverse remonte. L'effort se relâche mais le rivet reste en contact avec la traverse. Les capteurs de déformation indiquent une nouvelle compression radiale des plaques. Le bouton (la partie du rivet qui a été la plus déformée) effectue en fait son retour élastique et restitue une partie de son chargement au corps du rivet qui transmet un nouvel effort de compression aux plaques,

- dans la septième phase, la traverse continue à remonter. Les signaux des capteurs de déformation s'inversent et indiquent un retour en traction. Cette dernière phase s'achève lorsque l'effort est revenu à zéro. Ce phénomène correspond à un retour élastique partiel des plaques. Ce retour n'est possible qu'à la condition que le fût du rivet se libère lui-même.

L'assemblage ainsi riveté est en équilibre. Les capteurs de déformation indiquent alors l'état de déformation résiduelle des plaques.

La Figure 2.10 illustre schématiquement chacune des 7 phases. Des représentations de l'ergot décrit à la phase 3 sont montrées en Annexe 2.

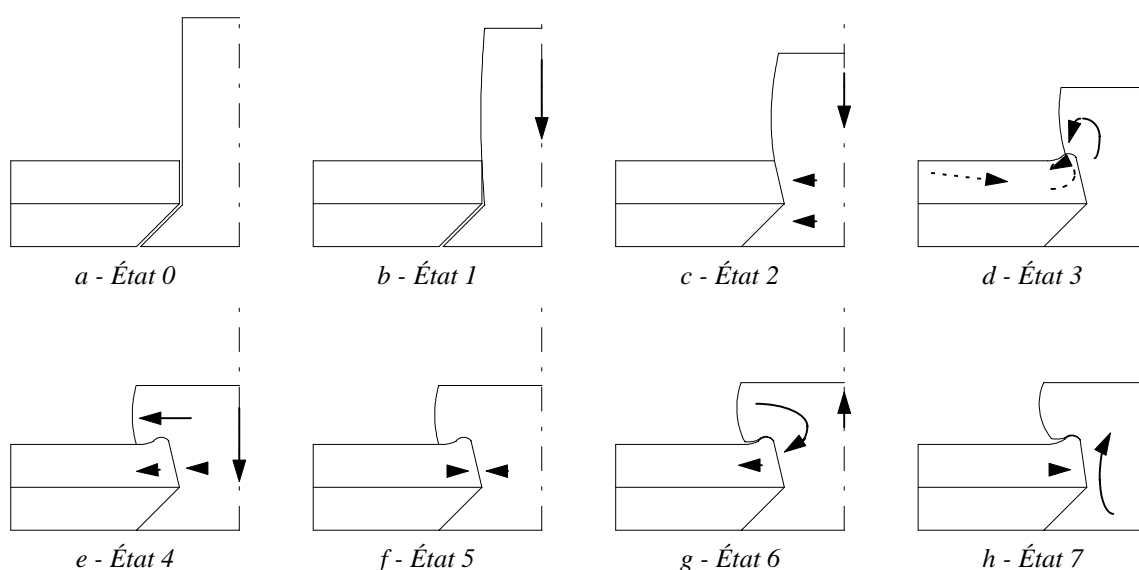


Figure 2.10. Mécanismes du rivetage.

Les efforts et les déplacements constatés pour chacune des phases sont répétitifs pour les trois essais (quelque soit la dimension des plaques) et montrent que la mise en place du rivet entre les plaques est à l'origine de ces 7 phases (Tableau 2.4).

Tableau 2.4. Force et déplacement des phases du Rivetage.

Déplacement de Traverse (mm)							
L	Phase 1	Phase 2	Phase 3	Phase 4	Phase 5	Phase 6	Phase 7
10	0.36	1.30	2.33	3.04	3.03	3.00	2.98
15	0.33	1.59	2.50	3.03	3.03	3.00	2.95
20	0.33	1.57	2.43	3.03	3.03	3.01	3.99
Force (N)							
L	Phase 1	Phase 2	Phase 3	Phase 4	Phase 5	Phase 6	Phase 7
10	5800	8050	11200	15500	14800	5200	0
15	6000	9000	12300	16800	16300	5200	0
20	5900	8800	12000	16500	16000	5200	0

2.2. VALIDATION DE MODELES ELEMENTS FINIS.

L'objectif n'est pas de procéder à la simulation de l'ensemble des expériences menées précédemment. Les constructions aéronautiques étant contrôlées très strictement sur le plan du respect du pas de rivetage ou de la distance au bord, les cas $L > L_{ti}$ et $L < L_{ti}$ ne peuvent être rencontrés. Les dimensions préconisées par les règles de calcul avec une géométrie de plaque carrée sont donc prises en considération pour cette étape de validation.

En raison des possibilités de symétrie qu'offre la structure, seul un quart est modélisé pour des raisons évidentes de temps de calcul. Le marbre et la tête d'écrasement de la machine de compression sont représentés par des plans infinis de masse infinie (murs rigides). Le premier est fixe. Le second est mobile pour procéder à l'écrasement du rivet. La loi de vitesse du mur mobile est présentée sur la Figure 2.11. Elle comporte 3 phases comme l'expérimentation (écrasement, homogénéisation et relaxation). Les essais dynamiques n'ayant pas révélé de sensibilité de ces alliages aux faibles vitesses de déformation et la loi d'écoulement plastique n'étant pas rendue dépendante de la vitesse de déformation [LAN97c], la phase d'écrasement peut être effectuée à une vitesse de 10 m/s (pour des raisons de coût de calculs) sans introduire de différence par rapport au comportement statique. De plus, les masses en mouvement étant très faibles et les dimensions de l'éprouvette petites, il est également possible de négliger les effets d'inertie et de propagation d'onde. Ces hypothèses de travail ont été validées par une étude de sensibilité concernant la vitesse d'écrasement.

Les plaques et le rivet sont modélisés par des éléments solides de type élasto-plastique ou type 1 à 8 points d'intégration [PAM96]. Les expériences de caractérisation menées sur les alliages d'aluminium 2024-T351 et 7050, présentées au chapitre 1, permettent de définir les caractéristiques mécaniques élastiques et plastiques reportées dans le Tableau 2.5. L'identification des diagrammes rationnels plastiques quasi-statiques (chapitre 1) permet d'obtenir les paramètres des modèles de comportement (Eq. 2.1) des deux matériaux (Tableau 2.5). Les modules de cisaillement G et de compressibilité K sont calculés par les relations (2.2a) et (2.2b).

$$\sigma = (A + B \cdot \epsilon_p^n) \quad (2.1)$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu)} \quad (2.2a-b)$$

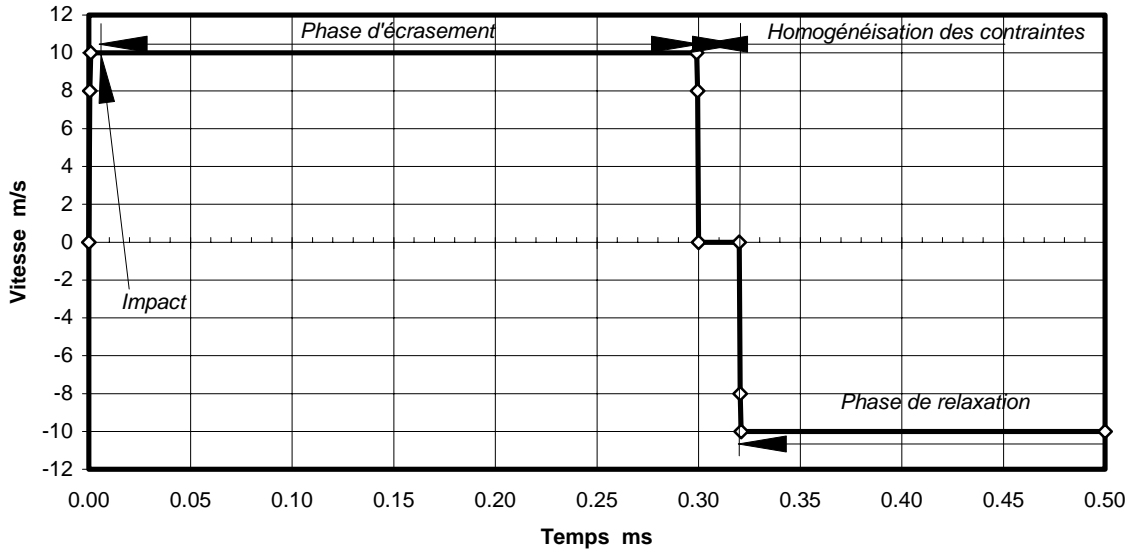


Figure 2.11. Profil de vitesse du mur rigide mobile.

La gestion des contacts entre le rivet et la perforation et/ou les plaques est assurée par une interface auto-impactante ou type 36 [PAM96] avec un coefficient de frottement fini ($f = 0.2$, valeur par défaut pour un contact métal / métal sans lubrification). L'indépendance des méthodes de gestion des contacts sur le résultat de la simulation de l'état post-rivetage est vérifiée par la comparaison de deux types de méthode : interface maître/esclave ou type 4 et auto-impactante ou type 36 [LAN98a]. Avec ces deux types de contact, le frottement est modélisé avec un modèle de Coulomb.

Considérons deux solides en contact et envisageons l'action de (S_1) sur (S_2) (Figure 2.12a). La force \vec{F} (appelée réaction de (S_1) sur (S_2)) se décompose en :

- \vec{F}_N composante suivant la normale en I au plan tangent à (S_1) et (S_2),
- \vec{F}_T composante suivant le plan tangent et appelée résistance au glissement.

L'énoncé du modèle de frottement de Coulomb est :

- si il y a glissement, alors le module de la composante \vec{F}_T est :

$$|\vec{F}_T| = f \cdot |\vec{F}_N| \quad (2.3)$$

- si il n'y a pas glissement, alors le module de la composante \vec{F}_T est tel que :

$$|\vec{F}_T| \leq f \cdot |\vec{F}_N| \quad (2.4)$$

Dans les relations (2.3) et (2.4), f est le coefficient de frottement compris entre 0 (pas de frottement) et l'infini (pas de glissement). Sa valeur est donc finie et fixée. Le coefficient de frottement dépend en particulier de la nature des surfaces en contact. J. LEMAITRE et J.L. CHABOCHE expriment le coefficient de frottement comme le rapport entre la contrainte de rupture en cisaillement, τ_R , du matériau le moins résistant, et la dureté Brinel, H , du matériau le plus dur, soit $f = \tau_R/H$ [LEM85]. Ce qui a comme conséquence d'associer une grandeur mécanique (τ_R) à la contrainte de glissement tangentielle : $\sigma_T = \tau_R$. Il est en effet facilement envisageable qu'une contrainte tangentielle supérieure à τ_R mène à une rupture locale du matériau, ce qui autorise finalement le glissement.

Le schéma de principe de l'implémentation de ce modèle de frottement est présenté sur la Figure 2.12b. C_0 et C_1 sont les points de contact à l'instant t et $t+\Delta t$, F_N l'effort de contact normal et F_T l'effort de contact tangentiel au noeud N .

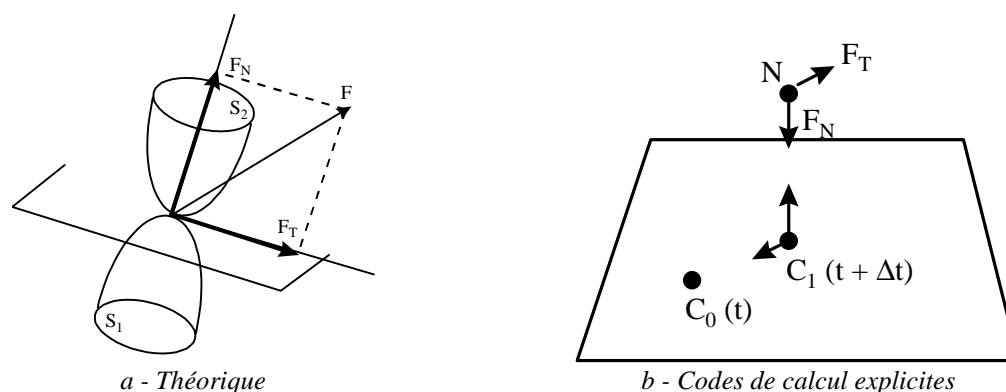


Figure 2.12. Schématisation du contact.

L'effort tangentiel s'exprime en fonction du vecteur $\underline{C_1C_0}$ et de la raideur de contact K , comme :

$$\underline{F}_T^{\text{new}} = \underline{F}_T^{\text{old}} + \underline{\Delta F}_T \quad (2.5)$$

où
$$\underline{\Delta F}_T = K \cdot \underline{C_1C_0} \quad (2.6)$$

Si
$$F_T \leq f \cdot F_N \quad (2.7)$$

alors la prédiction du déplacement entre C_0 et C_1 est sans effet.

Par contre, si
$$F_T > f \cdot F_N \quad (2.8)$$

alors
$$F_T = f \cdot F_N \quad (2.9)$$

et le glissement entre C_0 et C_1 est incrémenté. Ces relations vérifient donc les principes et les équations du modèle de frottement théorique de Coulomb.

Le modèle éléments finis comporte six éléments solides par épaisseur de plaque. Le rivet est discrétisé de manière homogène par rapport aux plaques. Cette densité de maillage permet de mieux représenter les phénomènes locaux observés dans les épaisseurs des plaques. Ce modèle comporte 14177 éléments solides et 17362 noeuds. Pour assurer la gestion du contact 2295 éléments coques *factices* (matériau nul ou type 100) sont générés sur les surfaces des solides sujettes au contact. La simulation a nécessité un temps de calcul de l'ordre de 10 heures sur un ordinateur de type CRAY-J90 avec 4 processeurs.

Tableau 2.5. Caractéristiques mécaniques des matériaux assemblés.

Alliage d'aluminium	E GPa	v	ρ g/mm ³	G GPa	K GPa	A GPa	B GPa	n
2024-T351	74	0.33	0.0028	27.82	72.55	0.3052	0.3053	0.1461
7050	74	0.32	0.0028	28.03	68.52	0.3125	0.2905	0.2503

Les résultats de simulation sont comparés à l'expérience sur le plan global et local par les réponses effort-écrasement (Figure 2.13) et effort-déformation : pour $\delta_j = 1.5$ mm dans les directions médianes et diagonales (Figure 2.14 et Figure 2.15) et pour $\delta_j = 0.5$ mm dans la direction diagonale (Figure 2.16). La simulation aboutit à des diamètres de bouton conformes aux tolérances imposées par les normes [MIL92-94] et à l'expérience (Tableau 2.6), ce qui valide le profil de vitesse imposé au mur mobile.

Tableau 2.6. Faciès géométriques du modèle de simulation.

Caractéristique du bouton	Modèle de simulation	Normes [MIL92-94]	Expérience
h_{bout}	2.20 mm	≥ 1.19 mm	2.20 mm
ϕ_{imp}	5.50 mm	≥ 5.15 mm	5.70 mm
ϕ_{max}	6.08 mm	≤ 6.70 mm	6.15 mm

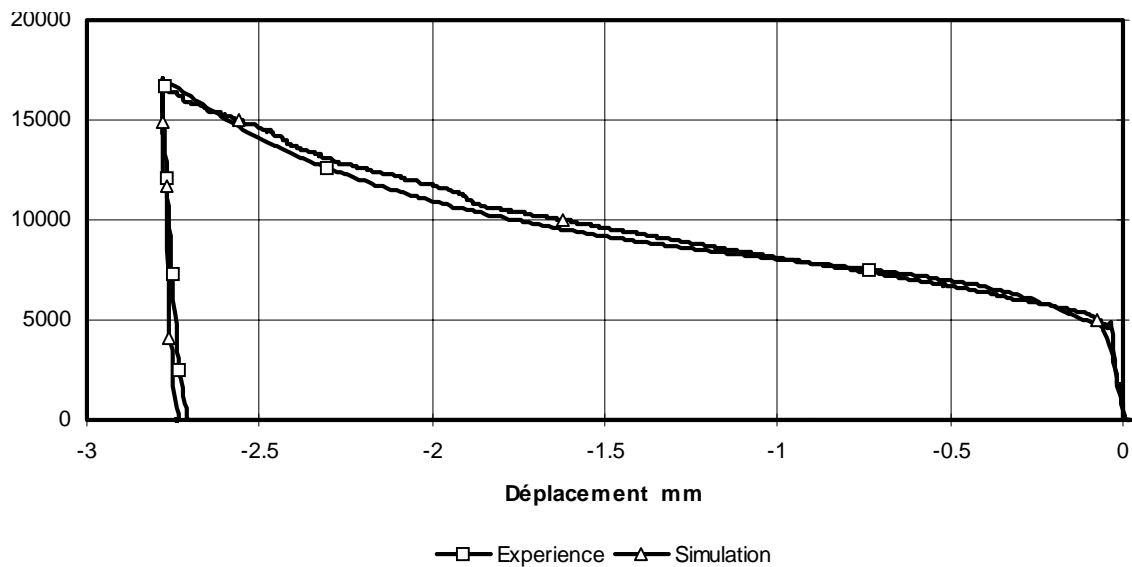
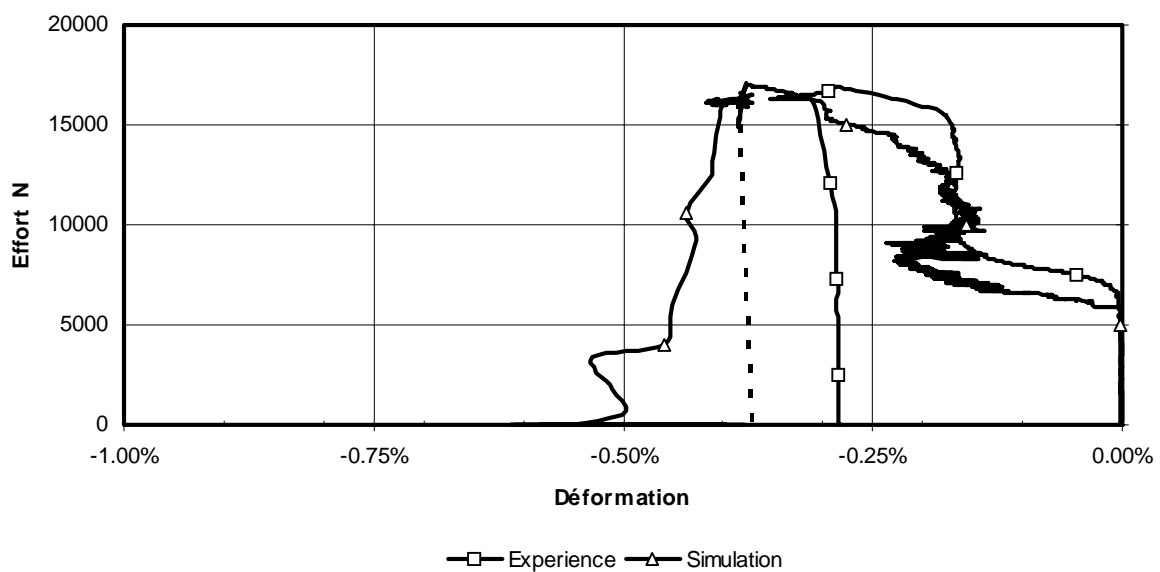


Figure 2.13. Diagramme effort - écrasement.

La Figure 2.13 montre une bonne corrélation entre le modèle de simulation et l'expérience au niveau de la réponse effort-écrasement. L'écart maximum de l'ordre de 5% est atteint entre 1.5 et 2 mm d'écrouissage. L'écart au maximum de la charge est inférieur à 4%.

Figure 2.14. Diagramme effort - déformation - Médiane : $\delta_j = 1.5$ mm -

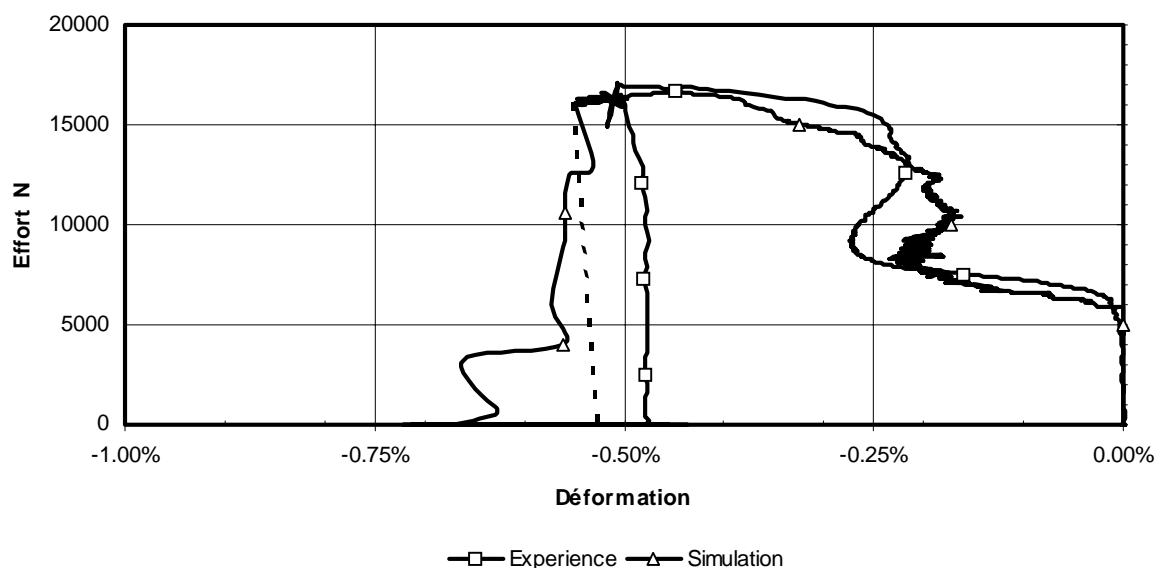


Figure 2.15. Diagramme effort - déformation - Diagonale : $\delta_j = 1.5 \text{ mm}$ -

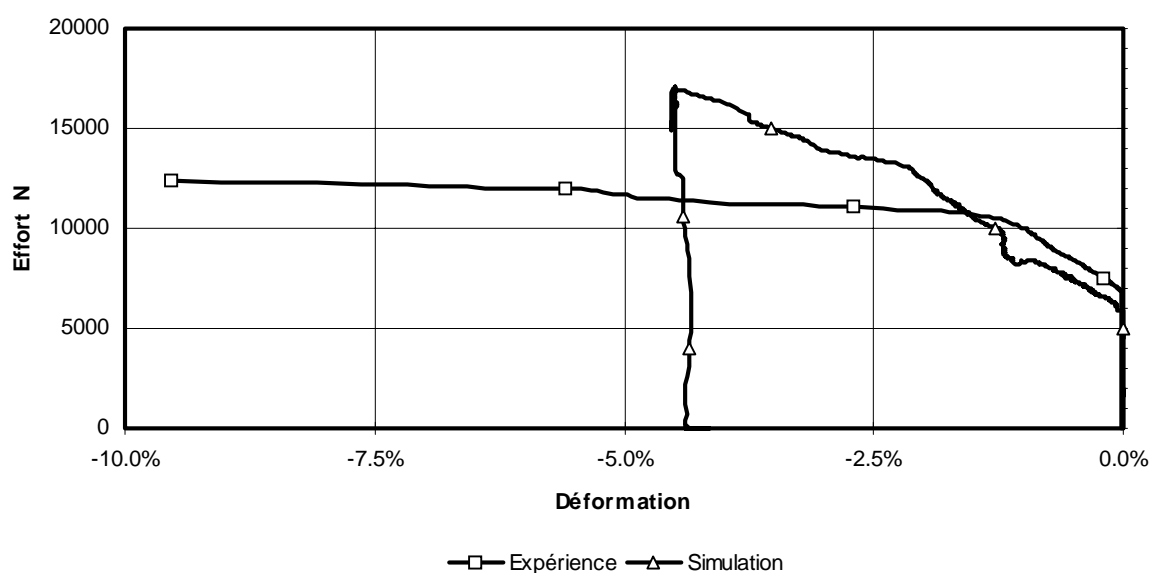


Figure 2.16. Diagramme effort - déformation - Diagonale : $\delta_j = 0.5 \text{ mm}$ -

Les résultats locaux présentés en terme de réponse effort-déformation sont représentatifs des écoulements de matière relevés expérimentalement (retour en traction dû à la création de l'ergot). De plus, cette finesse de discrétisation permet de prédire les tendances générales (pour $\delta_j = 1.5 \text{ mm}$, les déformations sont maximales dans la direction diagonale). Les écarts relatifs aux déformations résiduelles (par rapport au retour attendu selon le pointillé) sont principalement liés à une vitesse de relaxation du mur mobile trop importante qui introduit un comportement oscillatoire de la déformation. Néanmoins, les déformations résiduelles simulées pour les jauges situées à $\delta_j = 1.5 \text{ mm}$ sont légèrement majorées par rapport à l'expérience. Ces niveaux sont tributaires des déformations observées en bord de perforation qui sont elles-mêmes moindres comparées à l'expérience (si à $\delta_j = 0.5 \text{ mm}$, $\epsilon_{\text{simulé}} < \epsilon_{\text{expérience}}$ alors à $\delta_j = 1.5 \text{ mm}$ $\epsilon_{\text{simulé}} > \epsilon_{\text{expérience}}$ car à cette distance de la perforation seules des déformations élastiques sont observées). Or, les niveaux de déformation à une distance de 0.5 mm du bord de la perforation sont eux-mêmes dépendants des efforts transmis au travers des interfaces de contact.

Comme il a été montré que différents types d'interface de contact conduisaient à des résultats identiques [LAN98a], les différences entre le modèle de simulation et l'expérience peuvent alors provenir :

- i - de la discrétisation du maillage,
- ii - de la localisation des déformations plastiques elles-mêmes dépendantes :
 - de la loi d'écoulement plastique du matériau plaque,
 - de paramètres couplant la localisation de la fragilisation à la représentation du domaine plastique, comme le coefficient de frottement dans les interfaces.

La mise en oeuvre d'un modèle affiné (12 éléments par épaisseur de plaque, 20 heures sur CRAY) a permis d'écarter la première hypothèse concernant la discrétisation du maillage. Même si les résultats locaux à une distance de la perforation de l'ordre de 1.5 mm ont été améliorés, cette nouvelle discrétisation ne permet pas de corréliser les résultats locaux de l'expérience à une distance de 0.5 mm par rapport au bord de la perforation. Un diagramme présentant l'état des déformations à la charge maximale en fonction de la distance par rapport au bord de la perforation ($0.085 < \delta_j \text{ (mm)} < 1.5$) met en évidence le caractère extrêmement non linéaire du phénomène et présente un maximum de déformation proche de la perforation (mais pas au bord) et un second pour $0.5 < \delta_j \text{ (mm)} < 0.7$ (Figure 2.17). Ce type de résultat ne correspond pas à l'observation expérimentale où le maximum de déformation est obtenu au bord de la perforation et où la répartition décroît de manière exponentielle.

Or, la plasticité simulée au bord de la perforation est naturellement tributaire des paramètres intrinsèques au matériau $(E, \nu, \sigma(\epsilon_p))$ mais également d'un paramètre d'environnement : la friction dans l'interface. Ce paramètre fixé à 0.2 depuis le début de cette étude a une influence sur la plasticité au début de la mise en contact entre le rivet et le coin de la plaque. Une nouvelle simulation sans frottement dans l'interface de contact (12 éléments dans l'épaisseur) a permis de mesurer l'influence de ce paramètre sur l'écrouissage en bord de perforation sur la répartition des déformations et essentiellement en bord de la perforation (Figure 2.17). En effet, les résultats montrent une moindre représentativité des déformations finales sans friction, alors que le comportement semble meilleur au début (Figure 2.18). La Figure 2.19 présente les déformations plastiques simulées en bord de perforation pour les deux valeurs de frottement et met en évidence l'influence de ce paramètre sur le résultat local. Il semble que cette influence soit moindre sur le plan général (Figure 2.20).

Une dernière simulation avec un coefficient de frottement égal à 0.1 n'a pas abouti à une solution moyenne entre les simulations avec ($f = 0.2$) et sans frottement dans les interfaces de contact. Ce dernier résultat montre que l'influence de ce paramètre d'environnement n'est pas linéaire et que les modèles de frottement tel celui de Coulomb ne sont pas adaptés à ce type de simulation. Des modèles de frottement, faisant intervenir un coefficient dépendant de la déformation, de la pression de contact ou de la surface en contact dans les interfaces, sembleraient pour ce type de problème (mise en forme) mieux adaptés (modèle de Bay-Wanhein [WAN78, BAY87] par exemple).

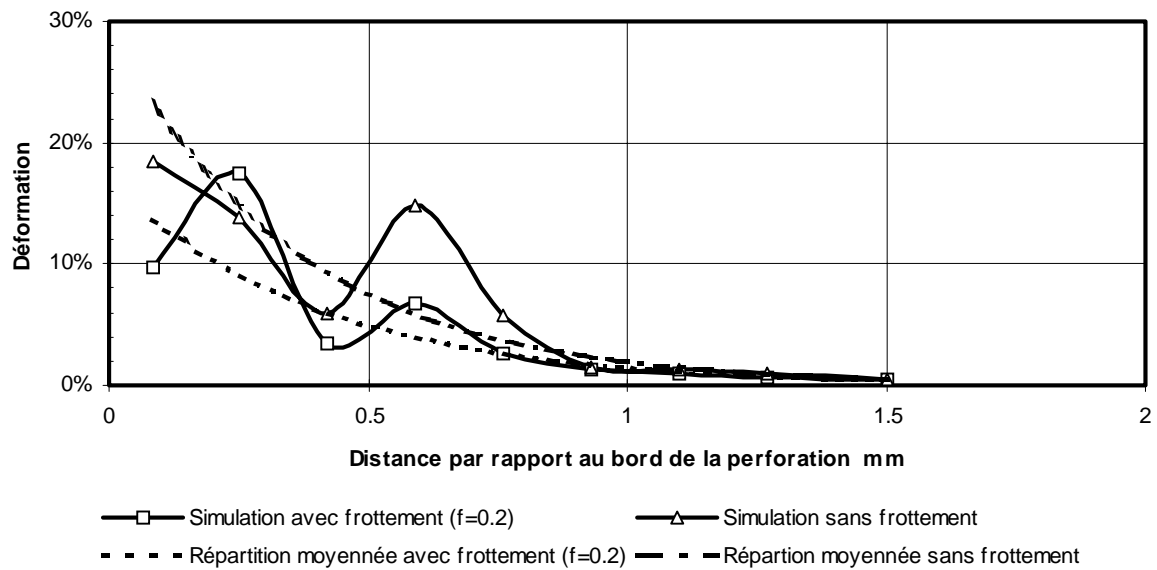


Figure 2.17. Répartition des déformations avec et sans frottement - Modèle 12 éléments -

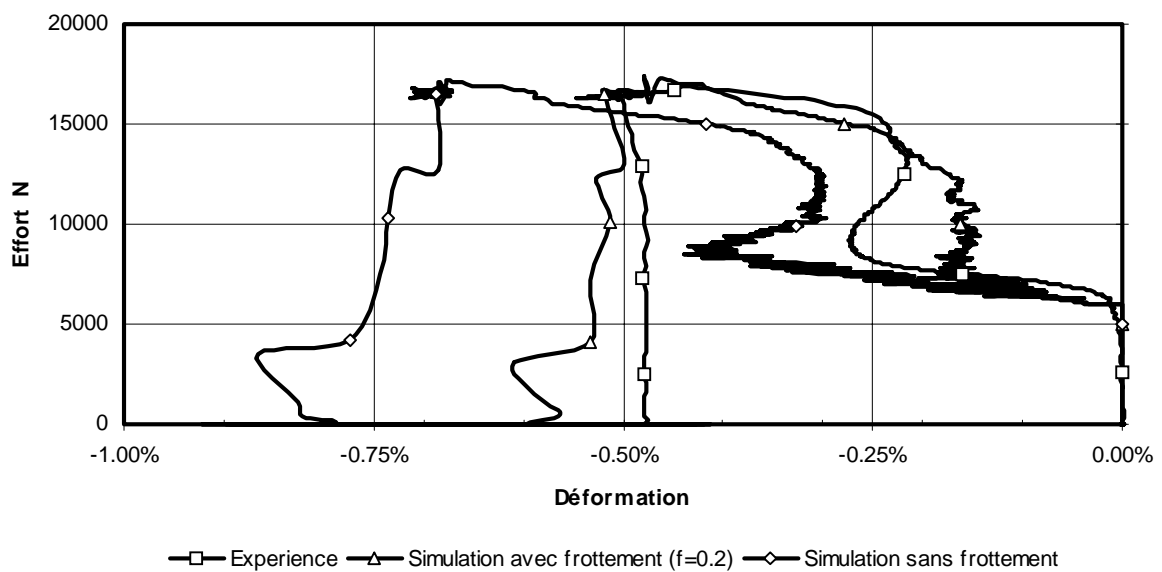
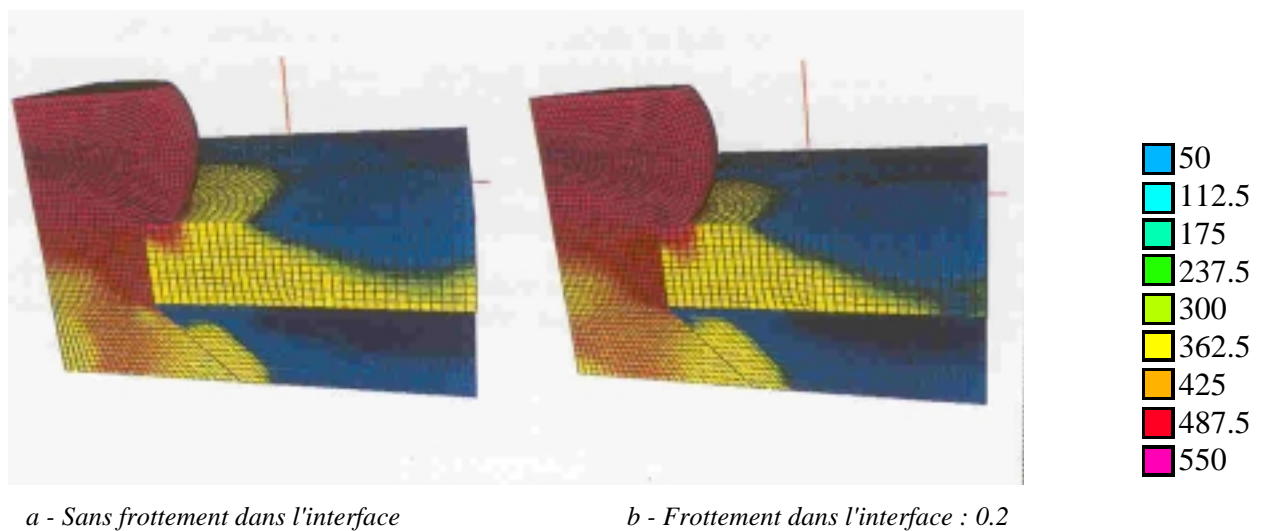
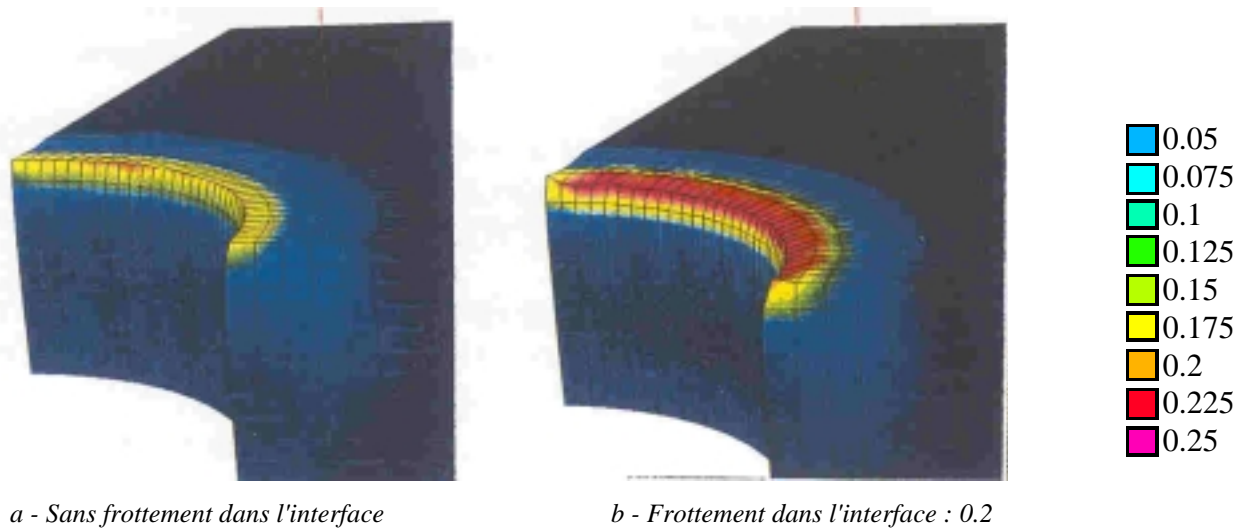


Figure 2.18. Diagramme effort - déformation - Diagonale : $\delta_j = 1.5$ mm - (Modèle 12 éléments)



En Annexe 2, est présentée l'évolution des contraintes équivalentes de von Mises observées pendant la phase de rivetage et de relaxation ainsi que quelques modèles illustrant l'influence de la discrétisation de maillage.

CONCLUSION.

Ce chapitre aborde le thème de la caractérisation des contraintes et des déformations dues au procédé d'assemblage par rivetage. Des expériences ont été conduites à partir d'éprouvettes élémentaires à géométrie circulaire et carrée, en faisant varier de $\pm 30\%$ la valeur de la distance au bord nominale définie par l'application des règles de l'art ($a/\phi_f = \{1.5, 1.875, 2.5\}$ ou $a = \{6, 7.5, 10\}$) :

- l'influence du rapport entre la proximité de bord et le diamètre du rivet a été mesurée au travers des expériences menées sur les éprouvettes à géométrie circulaire (isotropie des déformations). Les résultats montrent l'influence de ce rapport sur la localisation et la répartition des déformations,
- les effets géométriques (effets de 'coins') ont ensuite été mesurés à partir des éprouvettes à géométrie carrée. Les résultats ont montré des différences nettes sur les valeurs de déformations résiduelles entre les directions dites 'médiannes' et 'diagonales',
- en règle générale, la présence de la perforation a conduit à un gradient de déformation élevé caractérisé par des déformations supérieures à 20% à une distance de 0.5 mm du bord de la perforation,
- les dimensions préconisées par l'application des règles de l'art, c'est-à-dire $a/\phi_f = 1.875$, ont constitué le cas le moins défavorable (meilleure homogénéité des déformations dans l'assemblage, etc.),
- l'analyse fine du procédé d'assemblage a montré que la phase de rivetage pouvait être divisée en sept étapes distinctes correspondant chacune à des configurations d'équilibre différentes entre le rivet et les plaques. Cette analyse a également révélé la formation d'un ergot de matière à l'interface entre le coin de la perforation et le rivet,

Un second thème abordé au travers de la représentation fine de l'assemblage traite des capacités de simulation du processus de rivetage par des codes de calcul explicite tels PAM-SOLID™ :

- la simulation du procédé de rivetage, comparée à l'expérience, a conduit à des résultats satisfaisants en termes de réponse effort/écrasement ou de déformation locale,
- malgré la finesse de maillage atteinte, l'ergot n'est pas correctement représenté par le modèle, même si d'autres effets semblent l'être (retour en traction au niveau de la réponse déformation locale),
- l'influence des caractéristiques de frottement de l'interface de contact a été mise en évidence et a établi une insuffisance des modèles de frottement sec utilisés (modèle de Coulomb),
- les résultats de la simulation démontrent néanmoins la capacité de l'outil de calcul à représenter ce processus de mise en forme complexe. Les coûts de calcul, inférieurs à une journée pour le modèle à 12 éléments par épaisseur de plaque, permettent d'envisager d'autres études liées à l'amélioration de la qualité de l'assemblage au travers des imperfections géométriques (problème de l'ébavurage avant rivetage, etc.), ou de la rationalisation des règles de l'art dans le cas du rivetage d'ensemble composite (distance au bord, pas de rivetage, dommage initial, etc.). La simulation par éléments finis devient donc un outil d'aide à la conception qui, dans le cas de l'optimisation du design des rivets ou de la perforation par

exemple, nécessite de moindres coûts ou temps de développement, comparé à l'expérimentation.

La prédiction des contraintes et des déformations résiduelles par simulation permet finalement de réintroduire cet état initial dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage sous sollicitation, qui est étudiée au chapitre 3.

BIBLIOGRAPHIE.

- [BAY87] N. BAY, "*Friction stress and normal stress in bulk forming processes.*", J. Mech. Work. Tech., Vol. **14**, pp. 203-223, 1987.
- [BRU73] E. F. BRUHN, "*Analysis and design of flight vehicle structures.*", Jacobs Publishing, Inc. Juin 1973.
- [CHA81] J. CHARLIER, "*Fonction Immobilisation : Agrafage, sertissage, rivetage.*". Extrait des techniques de l'ingénieur, n°B5-535, pp. 1-19, 1981.
- [DEL97] E. DELETOMBE, B. MALHERBE, "*Simplification d'un modèle de crash d'avion complet - Phase 1 - Rapport final.*", ONERA-Lille, Rapport n°97/02, Janvier 1997.
- [LAN97a] B. LANGRAND, "*Fragilisation des assemblages rivetés - Caractérisation expérimentale des contraintes et des déformations post-rivetage*", Note technique ONERA-Lille, n°97/57, Novembre 1997.
- [LAN97b] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, P. DRAZETIC, E. MARKIEWICZ, "*Étude expérimentale et numérique de la fragilisation associée au processus de rivetage.*", Communication aux journées Crash-Impact 97, École Centrale de Nantes, 11-12 Décembre 1997.
- [LAN98] B. LANGRAND, "*Fragilisation des assemblages rivetés - Validation de modèles éléments finis post-rivetage.*", Note technique ONERA-Lille, n°98/01, Février 1998.
- [LEM85] J. LEMAITRE et J. L. CHABOCHE, "*Mécanique des matériaux solides*", Bordas, Paris, 1985.
- [MAR98] E. MARKIEWICZ, B. LANGRAND, E. DELETOMBE, L. PATRONELLI, P. DRAZETIC, "*Analysis of the riveting process forming mechanisms.*", Int. J. of Materials and Product Technology. Acceptée pour publication.
- [MIL86] "*Rivets, buck type, preparation for and installation of.*", Norme américaine référencée : MIL-R-47196A-NOTICE 1, 6 juin 1986.
- [MIL92] "*Military standard, preparation for and installation of.*", Norme américaine référencée : MIL-STD-403C-14, 30 juin 1992.
- [MIL94] "*Military specification. Rivets, structural, aluminium alloy, titanium columbium alloy general specification for.*", Norme américaine référencée : MIL-R-5674F, 29 mars 1994.

-
- [MOU93] D. MOUTIER, N. GALKOVSKY, "*Détection et analyses de déformées de faibles amplitudes.*", DASSAULT AVIATION, Direction Générale Technique, Rapport n°53.939, Mai 1993.
- [OLS90] R. OLSSON, "*Pilot study of the dynamic impact response of a composite plate.*", Report FFA TN 1990-27, November 1990.
- [PAM96] *PAM-SOLID™, User's manual*, ESI-PSI, 20 rue Saarinen Sillic 303 94588, Rungis cedex, 1996.
- [WAN78] T. WANHEIM, N. BAY, "*A model for friction in metal forming processes.*", Ann. of CIRP, Vol. **27**, pp. 189-194, 1978.

CHAPITRE 3. CARACTERISATION MATERIELLE D'UNE LIAISON RIVETEE.

Résumé—Ce chapitre aborde le thème de la caractérisation matérielle d'une liaison rivetée. En premier lieu, les fondements généraux du modèle d'endommagement de Gurson employé pour mener cette caractérisation sont rappelés. Pour chaque matériau composant l'assemblage, une première partie, expérimentale, présente les résultats des essais de caractérisation quasi-statique et dynamique (éprouvette élémentaire de traction perforée pour les plaques et de cisaillement en simple recouvrement pour le rivet). Aucune influence de la vitesse de sollicitation n'a pu être observée pour chaque matériau. Une seconde partie, numérique, présente les étapes de l'identification des paramètres matériels d'endommagement du modèle de Gurson. La dernière partie traite de la validation des paramètres optimisés. Des simulations quasi-statiques et dynamiques sont menées. Les résultats obtenus pour diverses géométries d'éprouvettes attestent du caractère intrinsèque des paramètres matériels identifiés.

INTRODUCTION.

Les structures des avions commerciaux ou des avions d'armes modernes sont constituées d'un assemblage de pièces conséquent. Ces pièces, de géométries plus ou moins complexes, sont des profilés de tôles d'aluminium de fonctionnalités (cadre, clip, peau, etc.), de propriétés matérielles (nuance de la matière, etc.) et structurelles (épaisseurs, etc.) très variées. Celles-ci sont en majorité assemblées les unes aux autres par des rivets. Les paramètres d'un joint riveté (principalement le nombre de rivets, la distance au bord et le pas de rivetage) sont calculés pour la tenue mécanique selon des règles de l'art qui font intervenir dans leur formulation les épaisseurs et les caractéristiques mécaniques des tôles à assembler et du rivet. Le non respect des règles de l'art risque d'impliquer, lors du processus de rivetage, la non-homogénéité de l'assemblage [LAN97a-b, LAN98a, MAR98]. Cette non-homogénéité est propice à la fragilisation de l'assemblage et doit par conséquent être évitée. Or, ces règles imposent, pour une structure complète, la prise en compte d'une grande variété de caractéristiques de joints rivetés, de trames de rivetage (en ligne, en rangée, en boutonnière, etc.), de types de rivet (rapide, à frapper, à visser, etc.), ...

La modélisation d'une structure aéronautique, pour les problèmes de crash ou d'impact par exemple, nécessite la représentation des liaisons entre les pièces. Ces liaisons peuvent être sujettes à de fortes sollicitations et peuvent rompre dans certains cas. Pour ce type de problème, les liaisons (rivets ou autres) sont modélisées par des modèles équivalents que l'utilisateur doit caractériser. Les caractéristiques d'un tel modèle sont généralement déduites d'essais de tenue mécanique. Le grand nombre de type de liaisons conduit alors à un plan d'expérience complexe, lourd et coûteux. Pour limiter le nombre et ainsi le coût des essais nécessaires à la caractérisation des modèles équivalents, nous proposons de procéder à des plans d'expérience numériques. Cette méthode se base sur la caractérisation de modèles matériels de rupture, un premier pour les tôles et un second pour les rivets. Une fois les modèles de rupture caractérisés, les réponses de chaque type de joint riveté peuvent être extraites de simulations utilisant la méthode des éléments finis. L'outil numérique permet de

faire varier les géométries des éprouvettes, le nombre ou la trame des rivets, la sollicitation, de compléter une base de données ou un plan d'expérience et devient donc un outil d'aide à la conception. La base de données ainsi construite permet alors en plus de caractériser un modèle équivalent représentatif de la liaison.

Dans le cadre de la modélisation par éléments finis, la prise en compte de l'endommagement microstructural dans les simulations numériques des structures sous chargement dynamique fait aujourd'hui l'objet de développements importants. Une première famille de modèles a été développée pour représenter la rupture. Ces modèles, principalement empiriques, ne rendent pas compte d'un éventuel endommagement au cours du processus [MON88, CLI86, RIC69]. Ils sont caractérisés dans la plupart des cas par une déformation plastique maximale à la rupture. Celle-ci est délicate à identifier et non intrinsèque au matériau. Elle est souvent dépendante de la taille des mailles. Une seconde famille de modèles constitutifs a été développée pour tenir compte de l'évolution de l'endommagement dans la caractérisation matérielle et de la rupture du matériau. Une variable interne d'endommagement est introduite dans les formulations. Elle diffère selon son origine : concept de la contrainte ou de l'endommagement continu effectif [CHU80, LEM87, TAI88, ZHU95]. Ces modèles permettent une bonne approche de l'évolution de l'endommagement mais restent trop macroscopiques. Une dernière famille de modèles a été développée pour coupler l'évolution de la fraction volumique de microcavités à la déformation plastique. Une variable scalaire représentant le rapport du volume des microcavités et du volume apparent du matériau a été introduite dans le potentiel élasto-plastique [GUR77a-b]. Des modifications de ce modèle ont été apportées pour prendre en compte toutes les phases microscopiques de l'endommagement jusqu'à la rupture ductile [TVE82a-b].

Le modèle d'endommagement microscopique fondé sur le potentiel de Gurson, décrivant les phases de nucléation, de croissance et de coalescence des microcavités dans un matériau métallique ductile a été appliqué avec succès pour simuler les principaux processus de mise en forme pour des matériaux élasto-plastiques isotropes à l'aide de codes de calcul par éléments finis implicites [GEL87, PIC92, BEN93]. Du fait de la similitude des mécanismes d'endommagement sous chargement statique et moyennement dynamique, ce modèle a été implémenté dans le code de calcul par éléments finis PAM-SOLID™ pour un schéma de résolution explicite au travers d'éléments finis coques et solides poreux et a été appliqué pour simuler l'endommagement de matériaux élasto-viscoplastiques isotropes et anisotropes sous chargement dynamique [LAU96].

L'objectif de ce troisième chapitre est d'étudier la faisabilité des plans d'expériences numériques. Dans ce cadre, des simulations éléments finis de la tenue dynamique des assemblages sont entreprises et des essais de caractérisation sont menés à différentes vitesses de sollicitation (quasi-statique et dynamique) sur des éprouvettes de traction perforées en alliage d'aluminium 2024-T351 (non habitée par un rivet, Figure A.3.1 de l'Annexe 3) et de cisaillement en simple recouvrement (Figure A.3.2 de l'Annexe 3). Les résultats du chapitre précédent, relatif aux contraintes résiduelles post-rivetage, sont utilisés pour cette dernière. Les réponses obtenues sont employées à identifier les paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson des alliages d'aluminium 2024-T351 (plaques) et 7050 (rivet) [LAN98b-e] par technique inverse à l'aide de l'optimiseur OPTB2L [LAU96, LAN96, LAN97c-d].

3.1. AVANT PROPOS.

3.1.1. Modèle d'endommagement de Gurson.

Le matériau poreux est constitué d'une matrice supposée incompressible et de microcavités pouvant changer de volume. Pour décrire correctement l'évolution de l'endommagement tout au long du processus de déformation du matériau, un modèle phénoménologique permettant la prise en compte des caractéristiques microstructurales est nécessaire. Cette prise en compte repose sur la description des différentes phases de l'endommagement (nucléation, croissance et coalescence) jusqu'à la rupture ductile et la représentation de leur influence sur les caractéristiques mécaniques des matériaux.

Ainsi, le comportement du matériau poreux est donné par un potentiel élasto-viscoplastique qui définit une surface de charge prenant la forme suivante :

$$\Omega_{\text{evp}} = \frac{\sigma_{\text{eq}}^2}{\sigma_{\text{M}}^2} + 2 \cdot q_1 \cdot f^* \cdot \cosh\left(\frac{3}{2} \cdot q_2 \cdot \frac{\sigma_{\text{m}}}{\sigma_{\text{M}}}\right) - (1 + q_3 \cdot f^{*2}) \text{ lorsque } \sigma_{\text{m}} > 0 \quad (3.1a)$$

et

$$\Omega_{\text{evp}} = \frac{\sigma_{\text{eq}}^2}{\sigma_{\text{M}}^2} + 2 \cdot q_1 \cdot f^* - (1 + q_3 \cdot f^{*2}) \text{ lorsque } \sigma_{\text{m}} \leq 0 \quad (3.1b)$$

dans lequel σ_{eq} représente la contrainte équivalente de von Mises (donc isotrope), σ_{M} la contrainte d'écoulement élasto-viscoplastique de la matrice, σ_{m} la contrainte hydrostatique, q_1 , q_2 et q_3 (avec $q_3 = q_1^2$) les paramètres matériels caractérisant la forme des microcavités et leur volume. f^* est la fonction spécifique de coalescence (3.6) dépendante de la fraction volumique de microcavités courante et introduite par TVERGAARD et NEEDLEMAN [TVE84]. L'évolution du potentiel en fonction de f^* est présentée sur la Figure 3.1.

La porosité du matériau est représentée à l'aide d'une variable scalaire représentant la fraction volumique de microcavités, rapport entre le volume de microcavités, V_{MC} , et le volume apparent du matériau, V_{a} .

$$f = \frac{V_{\text{MC}}}{V_{\text{a}}} = \frac{V_{\text{a}} - V_{\text{m}}}{V_{\text{a}}} \quad (3.2)$$

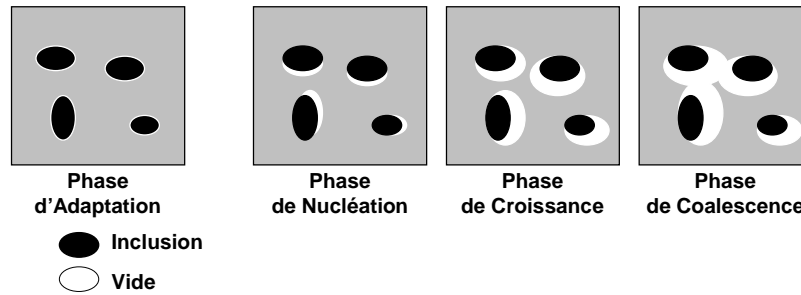
(V_{m} est le volume réel de la matrice)

Des observations microscopiques ont montré que l'endommagement des métaux et des alliages poreux s'initie par la nucléation de nouvelles microcavités et par la croissance des microcavités initiales ou nouvellement nucléées [MON88, MOU85].

La nucléation de nouvelles microcavités se produit lors de la déformation plastique du matériau, soit par fracture des particules de seconde phase ou des inclusions, soit par décohésion à l'interface matrice-particule [GOO79, GUR72, ARG75]. Les microcavités croissent lors de l'écoulement plastique du matériau.

Lorsque le volume des microcavités augmente de manière importante pour les fortes déformations plastiques, les microcavités coalescent pour former des microfissures conduisant irrémédiablement à la rupture ductile du matériau. La caractéristique irréversible du processus d'endommagement fait que les incréments de fraction volumique de nucléation, de croissance et de coalescence sont toujours positifs ou nuls.

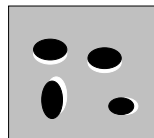
L'évolution de la fraction volumique de microcavités est donc liée à la création de nouvelles microcavités (nucléation), à la croissance et à la coalescence de celles existantes.



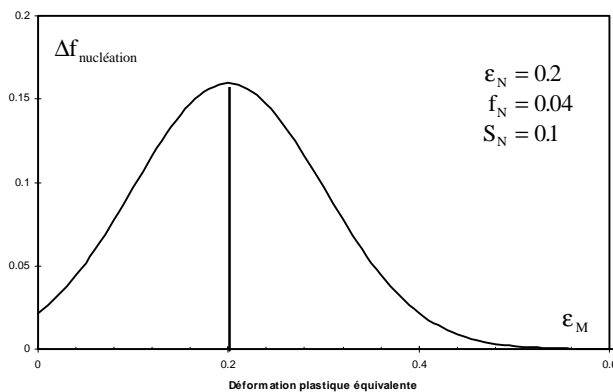
L'accroissement de la fraction volumique de microcavités en cours de déformation est donc représenté par :

$$\Delta f = \Delta f_{\text{nucléation}} + \Delta f_{\text{croissance}} \quad (3.3)$$

L'accroissement de la fraction volumique de microcavités dû à la nucléation peut être relié à la déformation plastique équivalente. Dans le cas d'une distribution aléatoire des inclusions et particules de seconde phase, l'accroissement de nucléation est supposé suivre la loi de probabilité de Gauss suivante :



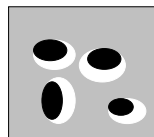
$$\Delta f_{\text{nucléation}} = \frac{f_N}{S_N \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_M - \epsilon_N}{S_N} \right)^2} \cdot \Delta \epsilon_M \quad (3.4)$$



f_N est la fraction volumique de microcavités nucléée rapportée à la fraction volumique de particules de seconde phase et d'inclusions. Il est possible de montrer que f_N correspond à l'intégrale de Δf_N . f_N définit donc le volume maximum de microcavités nucléées. S_N est l'écart type de la distribution normale de Gauss ; ϵ_N est la déformation plastique équivalente moyenne pour laquelle la nucléation est

maximale. ϵ_M est la déformation plastique équivalente courante. Un exemple de distribution normale de Gauss est présenté ci-dessus.

La matrice étant considérée comme plastiquement incompressible, l'accroissement de la fraction volumique de microcavités dû à la croissance des microcavités est défini comme :



$$\Delta f_{\text{croissance}} = \frac{V_m \Delta V_a}{V_a^2} = (1 - f) \text{tr } \mathbf{D}^p \quad (3.5)$$

\mathbf{D}^p est le tenseur des vitesses de déformation plastique macroscopique.

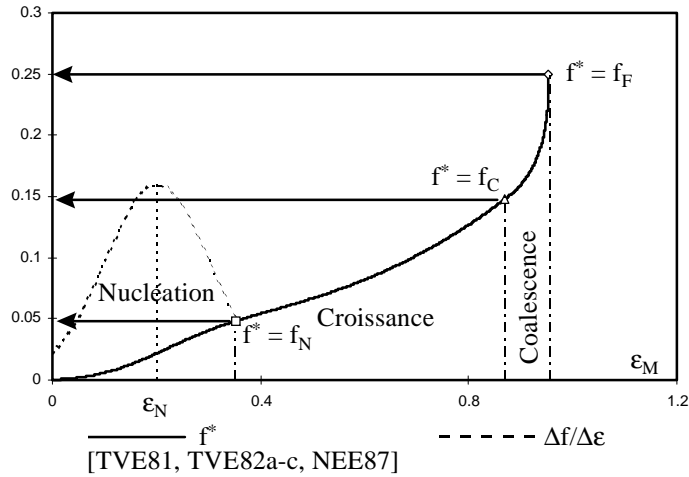
La phase de coalescence est définie par la fonction spécifique de coalescence, f^* , dépendante de la fraction volumique de microcavités courante et introduite par TVERGAARD et NEEDLEMAN [TVE84]. Elle modifie donc le volume de von Mises en fonction du développement des microcavités (couplage entre l'endommagement et la plasticité). Elle est écrite sous la forme :



$$f^* = f \text{ lorsque } f \leq f_C \tag{3.6a}$$

$$f^* = f_C + \frac{f_u - f_C}{f_F - f_C} \cdot (f - f_C) \text{ lorsque } f > f_C \tag{3.6b}$$

f_C est la fraction volumique de microcavités critique pour laquelle la coalescence s'initie. f_F est la fraction volumique de microcavités à la fracture. f_u est la fraction de microcavités ultime ; par définition, $f_u = 1/q_1$ et correspond à la valeur de $f^*(f_F)$ annulant le potentiel élastoviscoplastique (les contraintes de Cauchy de la matrice sont égales à zéro). f est la fraction volumique de microcavités courante.



Un exemple d'évolution de la porosité est présenté ci-contre.

Un désavantage majeur de ce type de modèle de comportement réside dans la difficulté à identifier ses paramètres.

Des techniques expérimentales d'observation ont été utilisées dans le cas de matériaux élasto-plastiques [ROU88, DEV95]. Dans ce cas, la détermination des paramètres est directe. Néanmoins, ces techniques sont délicates à mettre au point,

coûteuses et très longues. Ces inconvénients ne permettent pas d'envisager l'extension systématique de ces méthodes d'observation à une très large gamme de matériaux. Leur utilisation semble plutôt réservée à des applications très spécifiques.

Une seconde technique consiste à identifier les paramètres du modèle de Gurson par méthode inverse à l'aide d'outils numériques, en l'occurrence un code de calcul par éléments finis et un optimiseur.

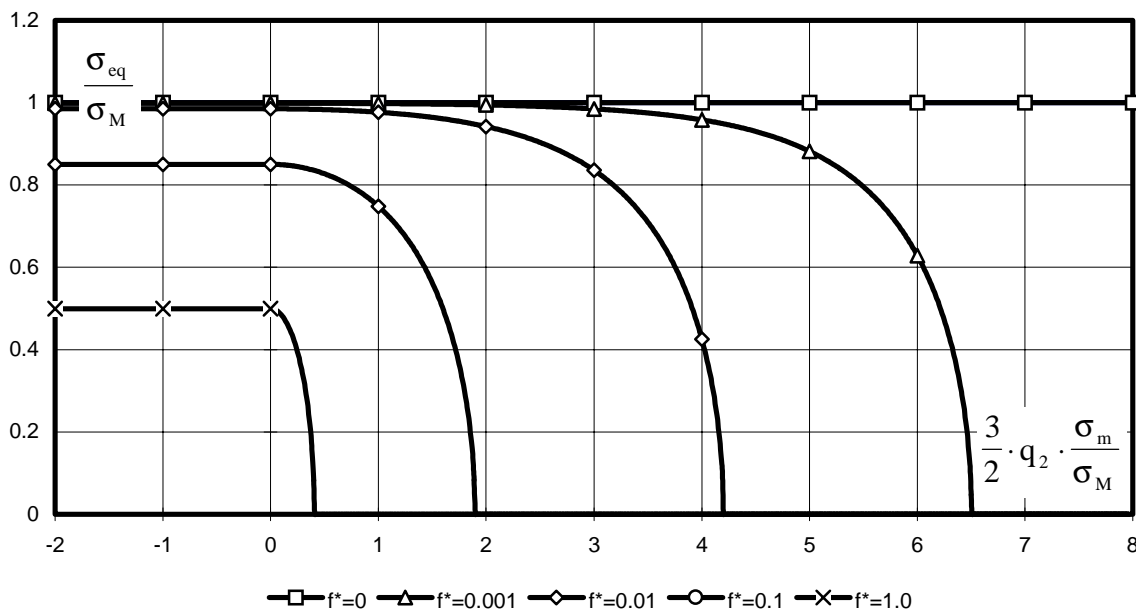


Figure 3.1. Évolution de la surface de charge du matériau poreux.

3.1.2. Méthode inverse - identification.

L'identification des paramètres matériels par méthode inverse consiste à optimiser les paramètres $\underline{z} = (z_1, z_2, \dots, z_n)$ du modèle mécanique Ψ décrivant le système physique à l'aide de la réponse partielle du système physique ω^{exp} mesurée par l'expérience et celle du modèle mécanique $\omega^{\text{sim}}(\underline{z})$, obtenue par une simulation numérique utilisant la méthode des éléments finis.

L'identification est réalisée par la minimisation de l'écart entre les réponses obtenues par l'expérience et par la simulation numérique à l'aide de la fonction coût définie au sens des moindres carrés comme :

$$f(\underline{z}) = \sum_{i=1}^{N_p} \frac{(\omega_i^{\text{sim}}(\underline{z}) - \omega_i^{\text{exp}})^2}{(\omega_i^{\text{exp}})^2} \quad (3.7)$$

L'appréciation de la qualité de solution est jugée sur la corrélation entre ω^{exp} et $\omega^{\text{sim}}(\underline{z})$. Elle est définie par la relation (3.8).

$$d(\underline{z}) = \frac{1}{N_p} \cdot \sum_{i=1}^{N_p} \left| \frac{\omega_i^{\text{sim}}(\underline{z}) - \omega_i^{\text{exp}}}{\omega_i^{\text{exp}}} \right| \quad (3.8)$$

où N_p représente le nombre de mesures expérimentales de ω^{exp} .

La recherche des paramètres matériels $\bar{\underline{z}}$ minimisant cette fonction coût est réalisée à l'aide de l'optimiseur OPTB2L [LAU96, LAN96, LAN97c-d]. Les techniques d'optimisation et l'optimiseur OPTB2L sont présentés plus en détails dans le chapitre 1.

A titre d'étude de faisabilité, l'identification des paramètres en utilisant l'optimiseur OPTB2L est menée sur un cas de référence numérique obtenu par la simulation d'un essai de traction à 10 m/s (éprouvette de traction perforée pour l'alliage d'aluminium 2024-T351).

Un exemple est pris : les valeurs des paramètres f_N et ε_N sont fortement altérées pour modifier notablement la réponse des observables (Figure 3.2). L'optimisation des deux paramètres par méthode inverse mène à une solution qui converge effectivement vers les résultats de référence :

- i - $f(\underline{z}_0) = 0.8522^{E-1}$, $f(\underline{z}) = 0.1836^{E-2}$
(5 itérations, 78 appels au solveur),
- ii - $d(\underline{z}_0) = 10\%$, $d(\underline{z}) = 1.2\%$.

Néanmoins, la comparaison des valeurs du modèle de référence et du modèle optimisé donne :

- i - valeur initiale de f_N : 0.02, valeur optimisée : 0.0575,
valeur de référence : 0.07,
- ii - valeur initiale de ε_N : 0.1, valeur optimisée : 0.164,
valeur de référence : 0.2.

La conclusion est qu'il n'y a pas unicité de la solution au sens de l'optimisation et ceci pour trois raisons :

- i - la qualité des paramètres identifiés est fortement liée à la précision de l'optimisation (marge d'erreur que l'on se fixe),
- ii - pour corréler la dernière partie de la courbe relative à la rupture (c'est-à-dire entre $0.9 \leq t(\text{ms}) \leq 0.16$), il est nécessaire de reproduire l'historique de la rupture macroscopique. La

- simulation doit conduire vers l'élimination de la même suite d'éléments et aux mêmes instants,
- iii - les deux paramètres f_N et ε_N sont phénoménologiques, ils peuvent être couplés. Dans ce cas il peut y avoir une infinité de solutions.

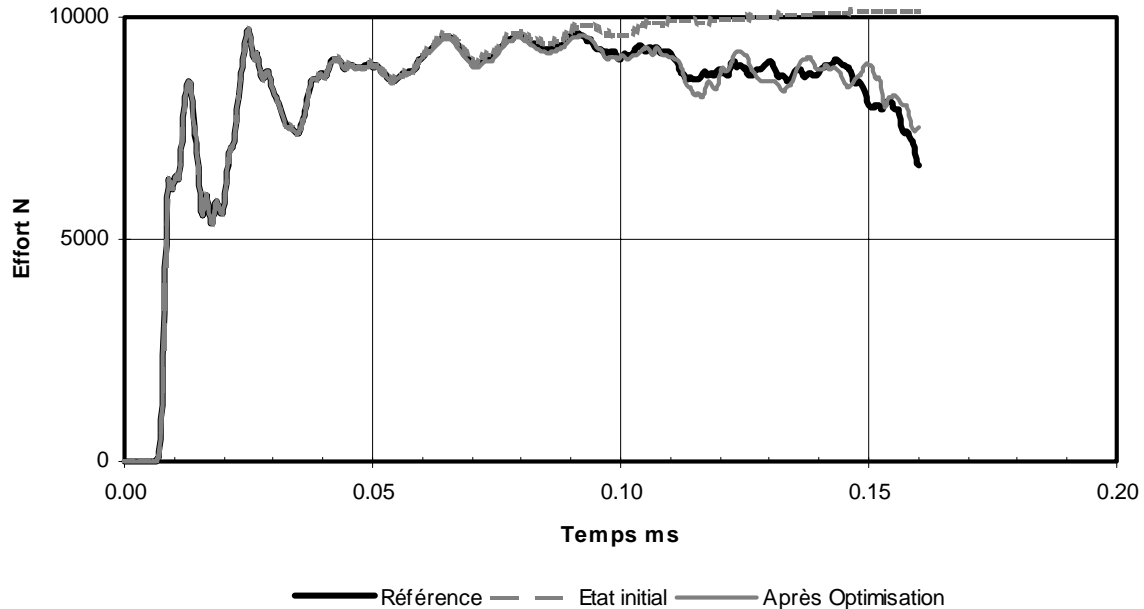


Figure 3.2. Cas numérique - numérique - Cas de l'effort -

Cette étude a permis de porter un premier jugement critique sur la valeur ou la qualité de chaque observable. Or, si l'évolution de l'effort peut être connue durant toute la simulation de manière correcte, il n'en va pas de même pour les observables locales. En effet, les phénomènes modélisés étant extrêmement non linéaires, il faut prendre conscience que les écarts de position entre des capteurs 'numériques' et expérimentaux, si petits soient-ils, peuvent conduire à d'importantes différences de mesure. D'autre part, le calcul des déformations numériques ne peut pas être exploité pendant toute la durée de la simulation. En particulier, le calcul de déformation n'est plus fiable dès l'apparition de la rupture. Cette remarque est critique pour le calcul de la striction radiale dont l'étude doit être limitée à des déplacements inférieurs à 2 mm (dès l'élimination du premier élément). En ce qui concerne les déformations radiales et longitudinales, cette limite est repoussée à 2.5 mm de déplacement.

3.2. ÉTUDES PRELIMINAIRES.

Pour identifier les paramètres matériels d'endommagement du modèle de Gurson par méthode inverse, il est nécessaire de procéder à un essai mécanique. L'endommagement se situant dans les zones de contraintes hydrostatiques positives, c'est-à-dire dans les zones de tension, l'essai mécanique de traction uniaxiale est le plus approprié pour reproduire cette condition. De plus, cet essai de base est simple à mettre en œuvre.

L'objectif de l'étude préliminaire est, en premier lieu, de vérifier que les temps de calcul des modèles de simulation sont compatibles avec le concept de l'identification par méthode inverse. De plus, il est nécessaire avant toute optimisation de vérifier l'efficacité d'une mesure ω en qualité d'observable pour mener les confrontations entre l'essai et la simulation numérique d'une part, et de hiérarchiser, par une étude de sensibilité, l'influence

des paramètres d'endommagement de manière à n'optimiser que les paramètres les plus sensibles pour diminuer les coût d'optimisation d'autre part. Enfin, cette étude a pour but de limiter la multiplicité des combinaisons linéaires des paramètres qui conduisent à des résultats équivalents en terme d'observable mais qui ne décrivent pas (microscopiquement) le même processus d'endommagement.

3.2.1. L'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction.

Le type d'éprouvette choisi pour l'identification des paramètres du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 2024-T351 est une éprouvette perforée encore appelée éprouvette élémentaire. Celle-ci, sollicitée en traction, a l'avantage de présenter des zones de tension propices à l'endommagement de part et d'autre de la perforation où se concentrent les déformations (influence du coefficient d'intensité de contrainte, égal ici à $K_t = 3.25$ [PET74]). La zone de rupture de l'échantillon étant connue avant l'essai, il est possible de l'instrumenter efficacement. Les observables potentiellement et raisonnablement accessibles par l'expérience sont : l'effort appliqué sur l'éprouvette (F), les déformations locales radiales (ϵ_R), longitudinales (ϵ_L), les déformations dites de suivi (ϵ_{S1} et ϵ_{S2}), le déplacement longitudinal de la zone utile (δ_L) ou la striction radiale en bord de perforation (δ_R , où $\delta_R = \sum \epsilon_R$). La configuration d'essai envisagée est présentée sur la Figure 3.3.

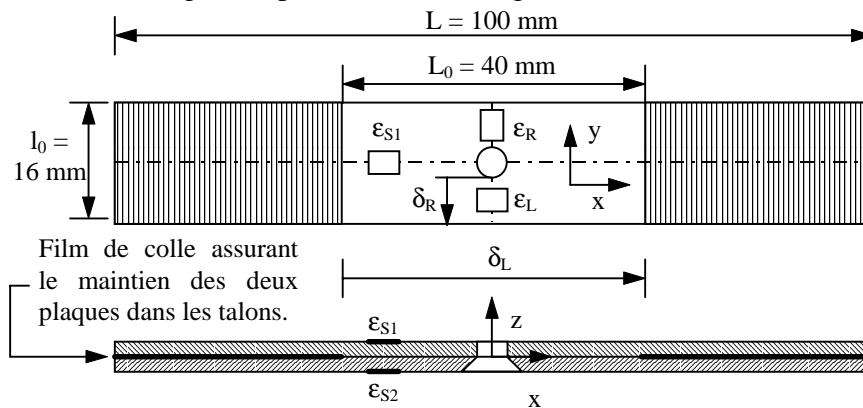


Figure 3.3. Variables observables de l'éprouvette élémentaire de traction.

Un modèle complet de cette dernière est discrétisé par 5376 éléments solides de type élasto-plastique poreux ou endommageable (type 26 de la bibliothèque PAM-SOLID™, [PAM96]). Ce modèle comporte huit éléments dans l'épaisseur pour représenter correctement le gradient de déformation. Le modèle est sollicité en vitesse imposée selon Ox . Pour être représentatif du montage d'essai, seul son degré de liberté dx est libre à l'endroit des encastremets. Les valeurs des caractéristiques mécaniques élastiques, plastiques et relatives au modèle d'endommagement sont présentées dans le Tableau 3.1. G et K sont les modules de cisaillement et de compressibilité ; A , B et n les paramètres du modèle de comportement élasto-plastique ou d'écrouissage de type puissance (Eq. 3.9), q_1 , q_2 , f_l , f_N , S_N , ϵ_N , f_C et f_F sont les paramètres du modèle d'endommagement et prennent en valeurs initiales celles fournies par la bibliographie [TVE81, TVE82a-c, NEE85, NEE87].

$$\sigma = A + B \cdot \epsilon_p^n \quad (3.9)$$

Tableau 3.1. Caractéristiques mécaniques des modèles élémentaires de traction.

Comportement	Paramètres							
Élastique/Plastique (Chapitre 1)	G (MPa)	K (MPa)	A (MPa)	B (MPa)	n			
	2.782 ^{E+4}	7.255 ^{E+4}	350	600	0.5025			
Endommagement (Bibliographie)	Croissance		Nucléation			Coalescence		
- ACIER -	q ₁	q ₂	f _I	f _N	S _N	ε _N	f _C	f _F
	1.5	1.0	1 ^{E-7}	0.04	0.1	0.2	0.15	0.25

Pour conduire ce modèle jusqu'à la rupture de l'échantillon, le temps de calcul nécessaire est de 3 heures pour une station de travail Hewlett Packard C100-9000. Naturellement, ce temps est incompatible avec le principe d'optimisation par méthode inverse. Par conséquent il convient en premier lieu de simplifier le modèle de simulation pour en réduire le temps de résolution et ainsi le temps d'optimisation.

3.2.1.1. Simplification du modèle de simulation.

L'éprouvette présente de manière évidente deux plans de symétrie :

- i - le plan (xOz) ou plan de symétrie latérale,
- ii - le plan (yOz) ou plan de symétrie longitudinale.

Des calculs sont menés sur deux modèles simplifiés :

- i - un modèle à une symétrie latérale,
(représentation d'une demi-éprouvette dans sa longueur),
- ii - un modèle à deux symétries, latérale et longitudinale,
(représentation du quart de l'échantillon).

Les résultats des deux modèles simplifiés sont équivalents à ceux obtenus pour le modèle de référence. Néanmoins une faible différence est visible pour le modèle à deux symétries concernant les réponses effort et déformation de suivi (ϵ_{S1} et ϵ_{S2}) en fonction du déplacement (Figure 3.4). La notion de propagation d'onde relative aux problèmes dynamiques introduit un sens de sollicitation qui, dans la phase transitoire initiale, dissymétrise le chargement. Ceci explique la différence observée entre les modèles. Cet effet dynamique n'est pas réaliste, mais provient du fait que pour des raisons de temps de calcul, la simulation est menée à une vitesse de sollicitation de 10 m/s sans prise en compte des effets de la vitesse de déformation et non en quasi-statique. Pour palier ce phénomène, la vitesse de simulation est réduite, par une fonction sinusoidale, durant la phase transitoire du chargement, ce qui permet de retrouver avec le modèle à deux symétries le comportement du modèle de référence. Néanmoins, dans le cas de la traction dynamique, le modèle à symétrie latérale devra être impérativement utilisé.

Les temps de résolution pour un déplacement de l'ordre de 4 mm ont été réduits à 50 et 20 minutes respectivement pour le modèle (i) et le modèle (ii), ce qui permet alors le recours à l'optimisation par méthode inverse.

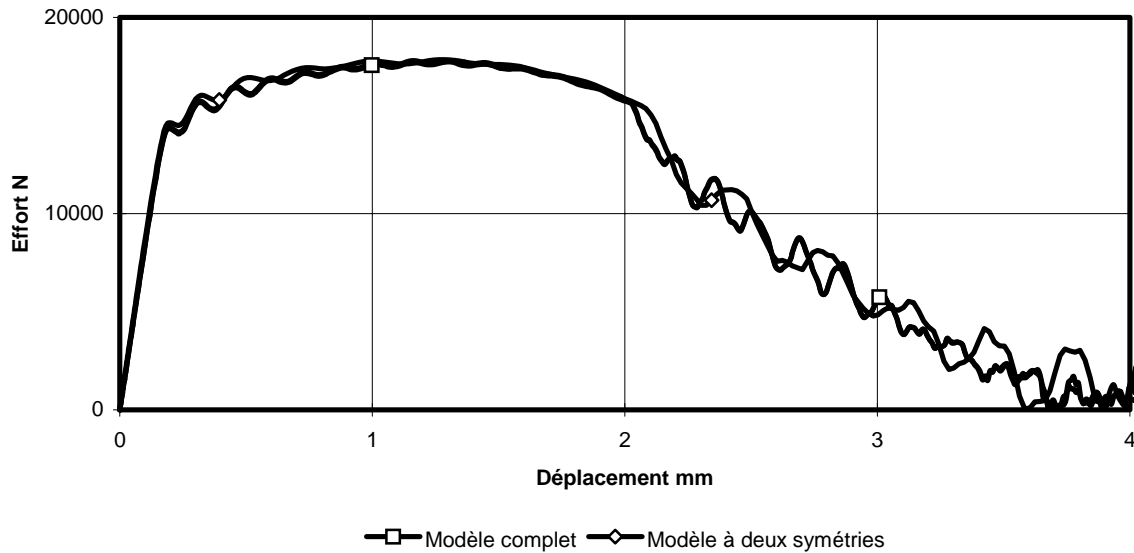


Figure 3.4. Observable Effort - Déplacement - Modèle élémentaire de traction.

3.2.1.2. Sensibilité.

Le modèle de Gurson fait intervenir huit paramètres qu'il faut a priori identifier. L'optimisation de l'ensemble des paramètres en même temps est inconcevable. Il est donc nécessaire à ce stade de l'étude de hiérarchiser leur influence pour ne retenir que les paramètres utiles à identifier.

Pour la caractérisation d'un modèle mathématique tel celui de Gurson, les paramètres d'endommagement, \underline{z} , sont regroupés par phase de nucléation, de croissance et de coalescence (Tableau 3.1). L'étude de sensibilité est menée à partir du modèle simplifié à deux symétries et du modèle complet (modèle de référence).

Pour classer les paramètres par degré de sensibilité et par domaine d'influence, des simulations utilisant la méthode des éléments finis sont menées jusqu'à la rupture de 'l'échantillon numérique' en effectuant une variation de l'ordre de 10% de chacun d'entre eux. Une valeur instantanée de la sensibilité peut être alors définie en tout point de l'essai par l'application de la relation (3.10) qui détermine une norme [LAU96].

$$N_s^i = \left| \frac{\omega(\underline{z}^i + 10\%) - \omega(\underline{z}^i)}{\omega(\underline{z}^i)} \cdot \frac{\underline{z}^i}{(\underline{z}^i + 10\%) - \underline{z}^i} \right| \quad (3.10)$$

Les résultats obtenus montrent que les simplifications du maillage ne modifient pas la sensibilité par rapport aux paramètres de la loi élasto-plastique et du modèle d'endommagement. Seuls les résultats relatifs au modèle simplifié sont présentés par la suite en terme de sensibilité effort - déplacement.

Les courbes de sensibilité obtenues pour les paramètres de la loi de comportement élasto-plastique (A, B, n) démontrent leur forte influence sur l'évolution de l'effort dans la première phase du comportement lié à l'apparition de la plasticité. L'influence du paramètre A (relatif à la limite élastique) est majeure au départ et s'amenuise au cours du développement de la plasticité. La courbe de sensibilité du paramètre B évolue à l'inverse de la première. L'influence de n est quant à elle à peu près constante (Figure 3.5).

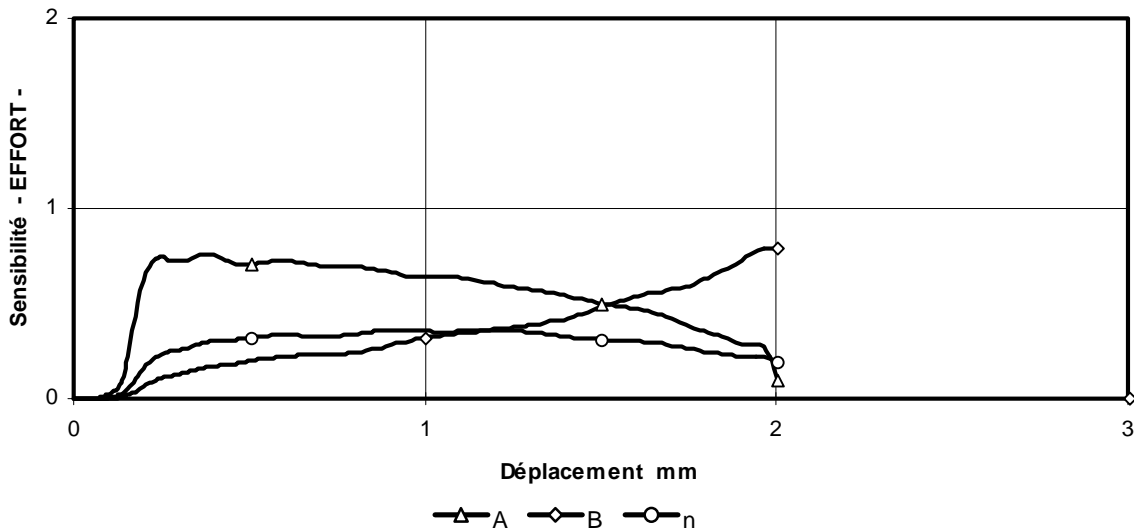


Figure 3.5. Sensibilité de l'effort vis-à-vis des paramètres du modèle de comportement.

L'étude de sensibilité concernant les paramètres d'endommagement peut être réalisée en deux temps car ceux-ci n'ont pas le même degré d'influence selon les différentes phases du processus. La sensibilité des paramètres de croissance et de nucléation est identifiée jusqu'à un déplacement de 2 mm. Celle des paramètres de coalescence l'est entre 2 et 3.5 mm de déplacement.

Les paramètres de forme des microcavités q_1 et q_2 du modèle d'endommagement sont très influents jusqu'à la coalescence. Ils déterminent l'instant d'apparition du phénomène de striction et sont donc particulièrement influents sur le niveau de l'effort à cette étape du chargement (écrouissage négatif). La porosité initiale, f_i , n'a qu'une influence minimale (Figure 3.6).

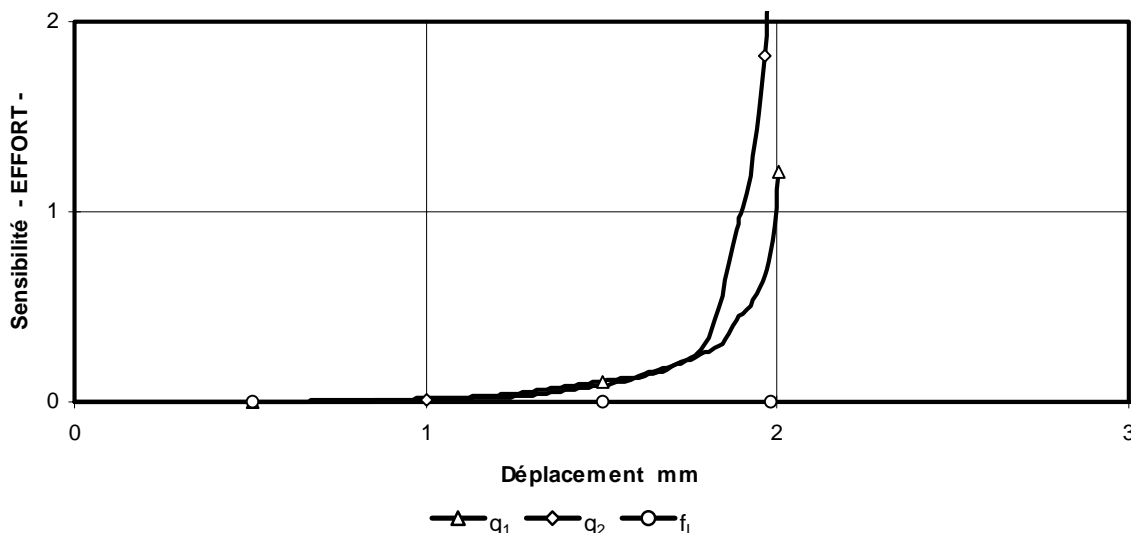


Figure 3.6. Sensibilité de l'effort vis-à-vis des paramètres de croissance.

En ce qui concerne les paramètres de nucléation, leur influence se révèle plus faible que celle des paramètres de croissance (Figure 3.7).

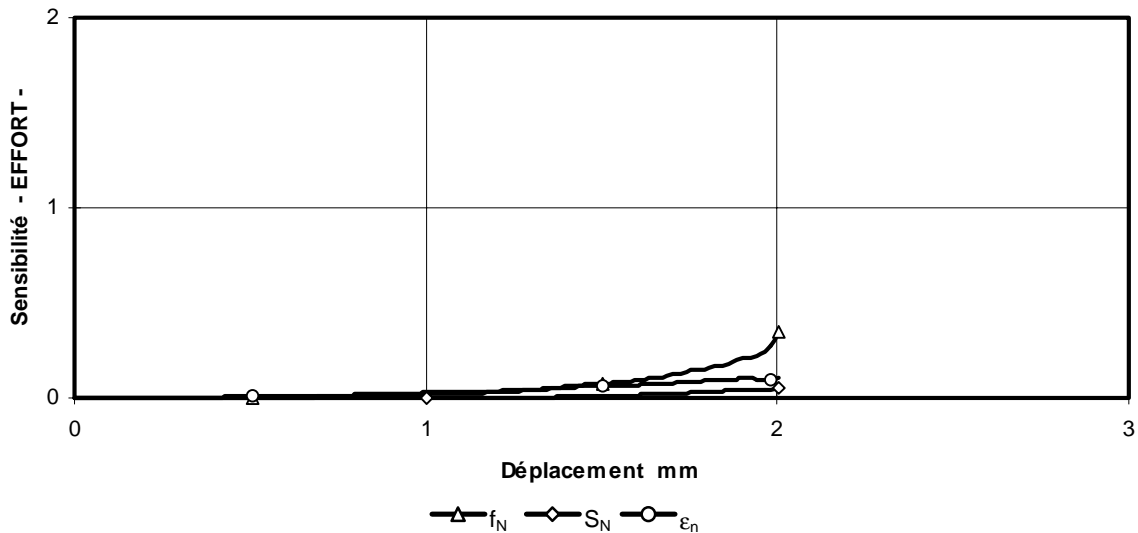


Figure 3.7. Sensibilité de l'effort vis-à-vis des paramètres de nucléation.

Les paramètres de coalescence régissent la seconde phase du processus. Leur sensibilité est parfaitement nulle durant les phases de plastification, de nucléation et de croissance. Par contre, au delà de 2 mm, ils traduisent l'évolution des caractéristiques du matériau relative aux processus de propagation de fissure et de rupture (Figure 3.8).

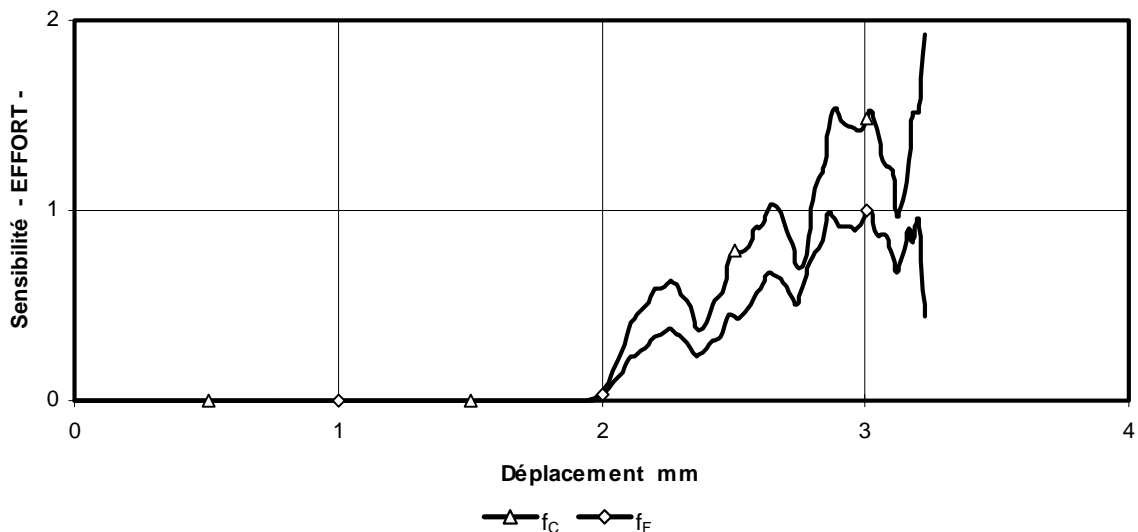


Figure 3.8. Sensibilité de l'effort vis-à-vis des paramètres de coalescence.

L'étude de sensibilité a montré que la porosité initiale f_I et l'écart type S_N sont des paramètres secondaires et que les domaines d'influence et de sensibilité des autres paramètres se hiérarchisent de la manière suivante :

- i - A, B, n du début de la plasticité jusqu'à la coalescence,
- ii - q_1, q_2, f_N et ϵ_N de l'apparition de la striction jusqu'à la coalescence,
- iii - f_C et f_F de la coalescence jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

D'autre part, il est possible de calculer l'aire délimitée par les courbes de sensibilité précédemment définies [LAU96]. Un indicateur de sensibilité globale de l'observable (Tableau 3.2) par rapport aux paramètres est alors obtenu ($A_{\epsilon_L}, A_{\epsilon_R}, \text{etc.}$). Un ordre de paramètre peut être déterminé pour chaque observable de la façon suivante : en prenant par exemple l'observable effort (F) et les aires des courbes de sensibilité de chaque paramètre, l'aire maximale est déterminée. Le résultat montre que le paramètre A est à ce titre le plus

influent sur l'observable 'effort'. L'ordre décroissant de sensibilité est défini pour les autres paramètres en divisant leurs aires de sensibilité respectives par l'aire maximale préalablement définie. Les résultats sont présentés dans le Tableau 3.3.

Tableau 3.2. Sensibilité des paramètres de comportement vis-à-vis des différentes variables observables.

Paramètre	Aires de sensibilité de chaque variable observable					moyenne
	AF	$A\varepsilon_L$	$A\varepsilon_R$	$A\varepsilon_S$	$A\delta_R$	
A	1.070	1.082	1.079	0.722	1.052	1.001
B	0.674	1.424	1.049	3.310	1.394	1.570
n	0.560	0.420	0.910	1.018	0.462	0.674
q ₁	0.184	0.377	0.125	0.391	0.358	0.287
q ₂	0.305	0.380	0.057	0.508	0.306	0.311
f _I	0.000	0.000	0.000	0.001	0.000	0.000
f _N	0.099	0.273	0.024	0.244	0.258	0.180
S _N	0.019	0.059	0.025	0.031	0.055	0.038
ε_N	0.071	0.259	0.153	0.243	0.231	0.191
f _C	1.068	0.198	1.075	1.148	0.238	0.746
f _F	0.680	0.112	0.602	0.759	0.180	0.467

Tableau 3.3. Classification des paramètres de comportement vis-à-vis des différentes variables observables.

Ordre	effort	ε_L	ε_R	ε_S	δ_R	moyenne
1	A 100%	B 100%	A 100%	B 100%	B 100%	B 100%
2	B 63%	A 76%	B 97%	n 31%	A 75%	A 64%
3	n 52%	n 29%	n 84%	A 22%	n 33%	n 43%
4	q ₂ 29%	q ₂ 27%	ε_N 14%	q ₂ 15%	q ₁ 26%	q ₂ 20%
5	q ₁ 17%	q ₁ 26%	q ₁ 12%	q ₁ 12%	q ₂ 22%	q ₁ 18%
6	f _N 9%	f _N 19%	q ₂ 5%	ε_N 7%	f _N 18%	ε_N 12%
7	ε_N 7%	ε_N 18%	S _N 2%	f _N 7%	ε_N 17%	f _N 11%
8	S _N 2%	S _N 4%	f _N 2%	S _N 1%	S _N 4%	S _N 2%
9	f _I 0%	f _I 0%	f _I 0%	f _I 0%	f _I 0%	f _I 0%
1	f _C 100%	f _C 100%	f _C 100%	f _C 100%	f _C 100%	f _C 100%
2	f _F 64%	f _F 56%	f _F 56%	f _F 66%	f _F 76%	f _F 63%

3.2.2. L'alliage d'aluminium 7050 en cisaillement simple recouvrement.

Une fois la loi de comportement de la tôle identifiée, il est possible de s'intéresser à la loi de comportement du rivet (alliage d'aluminium 7050) et à l'essai de cisaillement en simple recouvrement. Une approximation du coefficient d'intensité de contrainte de ce type d'assemblage est donnée par BRUHN : $K_t \# 5.5$ [BRU73]. Même si cet essai conduit à une sollicitation mixte (combinaison plus ou moins importante d'efforts de traction, de cisaillement et de flexion), sa mise en œuvre reste simple. Dans le cas où l'essai conduit à un déboutonnage du rivet (et non à sa rupture) d'autres types d'essais moins standards sont envisageables (essai ARCAN par exemple, [ARC87, GIN93]).

Le cas de l'éprouvette de cisaillement pose le problème du choix de la loi de comportement. En effet, même si l'ensemble est sollicité par un effort de traction, certaines zones sont affectées par de la compression (Figure 3.9). Dans le cas des modèles présentés ci-

après, l'éprouvette est subdivisée, pour les plaques, en zones de tension et de compression. Ces zones se différencient par des paramètres du modèle de comportement différents. Pour les raisons évoquées au chapitre 1, nous ne disposons que de la loi de comportement du matériau rivet en compression. Celle-ci est donc conservée pour la simulation de l'essai de cisaillement. L'ensemble des caractéristiques mécaniques élastiques, plastiques et relatives au modèle d'endommagement est présenté dans le Tableau 3.4. Cette décomposition en deux zones de comportement pour les plaques entraîne quelques modifications sur l'état des variables observables par rapport à une simulation uniquement basée sur un modèle de comportement en traction, essentiellement au niveau du mécanisme de rupture.

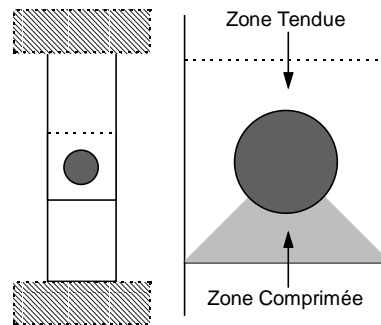


Figure 3.9. Schématisation des zones de comportement d'une éprouvette de cisaillement élémentaire.

Tableau 3.4. Caractéristiques mécaniques des modèles élémentaires de cisaillement.

Composant de l'assemblage	Comportement	Paramètres							
2024-T351 (Chapitre 1)	Élastique/Plastique	G (MPa)	K (MPa)	A (MPa)	B (MPa)	n			
	Traction	2.782^{E+4}	7.255^{E+4}	350	600	0.5025			
	Compression	2.782^{E+4}	7.255^{E+4}	305.2	305.3	0.1461			
(Bibliographie) - ACIER -	Endommagement	Croissance		Nucléation		Coalescence			
		q_1	q_2	f_i	f_n	S_n	ϵ_n	f_c	f_f
PARAMETRES DES PLAQUES IDENTIFIES									
7050 (Chapitre 1)	Élastique/Plastique	G (MPa)	K (MPa)	A (MPa)	B (MPa)	n			
	Compression	2.782^{E+4}	7.255^{E+4}	312.5	290.5	0.2503			
(Bibliographie) - ACIER -	Endommagement	Croissance		Nucléation		Coalescence			
		q_1	q_2	f_i	f_n	S_n	ϵ_n	f_c	f_f
		1.5	1.0	1^{E-7}	0.04	0.1	0.2	0.15	0.25

La simulation est effectuée en deux étapes distinctes. La première concerne la simulation de l'état de contrainte et de déformation dû au processus de rivetage. Cet état est ensuite introduit comme état initial d'un second calcul de cisaillement.

3.2.2.1. Simplification du modèle de simulation.

Le modèle de référence, trop coûteux en terme de temps de calcul (15 heures, sur une station de travail Hewlett-Packard C100-9000), doit être simplifié. Contrairement au cas de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction, seule la simplification par rapport au plan de symétrie latérale (xOz) peut être envisagée. De même, le modèle est simplifié dans les zones de l'éprouvette non soumises aux déformations plastiques. Les plaques sont discrétisées dans l'épaisseur par trois éléments volumiques. Le rivet est quant à lui modélisé de manière

homogène par rapport aux plaques. Les modèles ainsi définis comportent 6616 et 2195 éléments volumiques respectivement pour le modèle complet et le modèle simplifié. Le temps nécessaire à la résolution du modèle simplifié est de l'ordre de 3 heures pour un déplacement de l'ordre de 5mm, ce qui est acceptable pour une procédure d'optimisation.

Les résultats du modèle simplifié sont comparés aux résultats issus du modèle de référence par rapport aux variables observables potentielles, décrites à la Figure 3.10. Les deux modèles parviennent à des résultats équivalents :

- i - sur le plan global par la réponse effort (F) - déplacement (δ_L),
- ii - sur le plan local par les réponses déformation de suivi (ϵ_S) - déplacement et déformation radiale (ϵ_R) - déplacement.

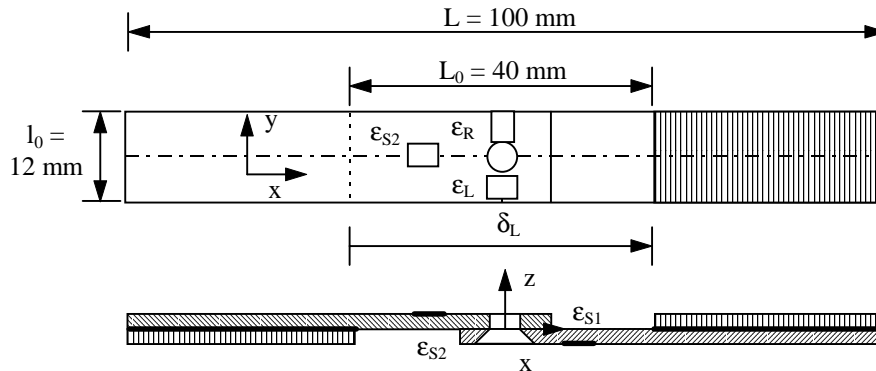


Figure 3.10. Variables observables de l'éprouvette élémentaire de cisaillement.

Concernant la réponse déformation longitudinale (ϵ_L) - déplacement, les deux modèles ne convergent pas vers la même solution (Figure 3.11). En conséquence, l'identification sera réalisée en affectant un facteur de confiance inférieur à 1 sur cette réponse.

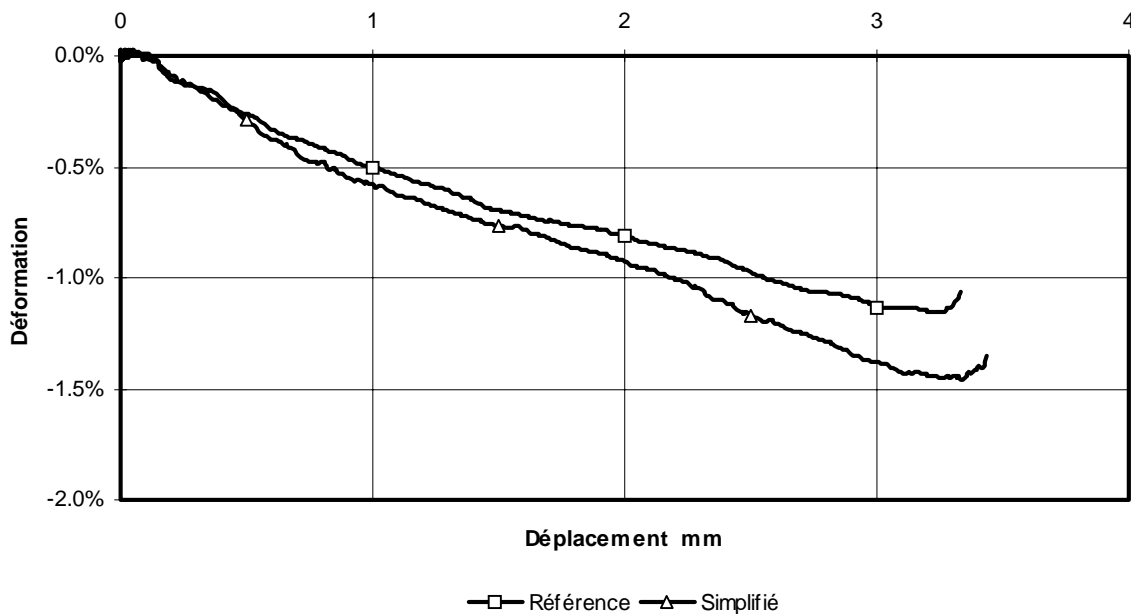


Figure 3.11. Observable déformation longitudinale - déplacement.

Une étude de sensibilité des observables vis-à-vis des paramètres de comportement (élasto-plastique et endommagement) n'a pas permis de mettre en évidence des zones d'influence et la sensibilité des paramètres. En fait, il est observé pour l'ensemble des paramètres une sensibilité minimale pendant les phases élasto-plastiques (forte participation des plaques dans les réponses observées) et importante pendant la phase de rupture du rivet (unique participation du rivet). Il faudra de ce fait recourir à une identification globale des

paramètres d'endommagement, sous contraintes, de manière à limiter leur nombre lors de la phase d'optimisation.

3.2.2.2. Influence des caractéristiques de frottement sec dans les interfaces.

La valeur du coefficient de frottement imposée depuis le début de cette étude à 0.2 dans les interfaces de contact est fixée à 0.1 puis à 0.3 (soit un écart de $\pm 50\%$) pour en mesurer l'influence sur l'évolution du calcul de cisaillement. L'influence de ce paramètre sur le résultat de la simulation est faible. En conséquence, ce dernier reste fixé à sa valeur initiale soit 0.2.

3.2.2.3. Influence des contraintes et des déformations résiduelles post-rivetage.

Des recherches avaient abordé ce thème au travers de la simulation de l'état de déformation post-rivetage et de la tenue mécanique de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement sans tenir compte de l'endommagement dans l'assemblage (simulation sous régime élasto-plastique) [LAN98a]. Les résultats avaient montré une faible influence de l'introduction de l'état de déformation post-rivetage comme état initial d'un calcul de cisaillement aboutissant à un mode de rupture par déboutonnage de la tête fraisée.

Dans le cas d'un mode de rupture par cisaillement de la tête fraisée incluant l'endommagement, la non prise en compte de l'état de déformation post-rivetage conduit à une rupture plus précoce (Figure 3.12) et à des niveaux de déformation minorés dans le cas des déformations longitudinales et radiales (Figure 3.13). Cet état de déformation résiduel est donc important dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage avec l'endommagement.

En conséquence, lors de la phase d'optimisation, cet état de contraintes et de déformations résiduelles sera introduit comme état initial de la simulation de cisaillement pour conserver la physique de l'expérimentation.

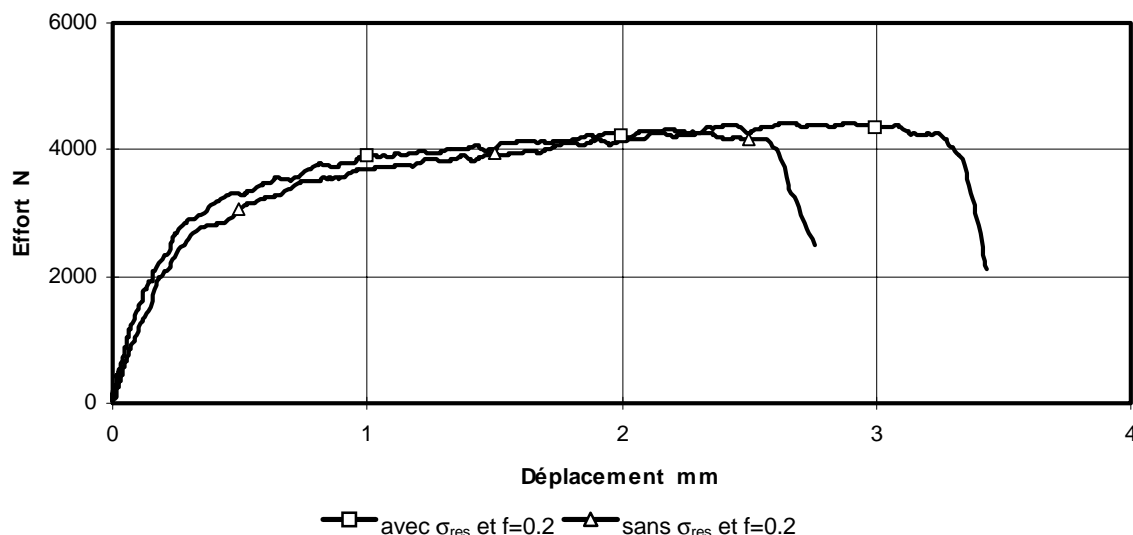


Figure 3.12. Influence de l'état de déformation résiduel post-rivetage sur l'effort.

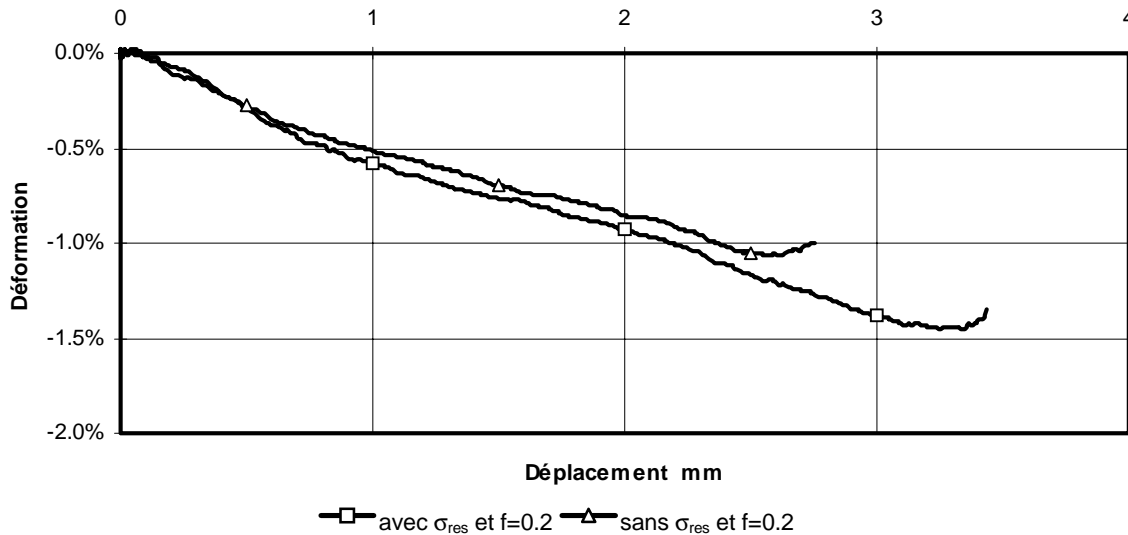


Figure 3.13. Influence de l'état de déformation résiduel post-rivetage sur la déformation radiale.

3.2.3. Synthèse.

Au cours de l'étude préliminaire, plusieurs thèmes ont été abordés. La simplification des modèles de simulation a permis de réduire les temps de calcul pour les rendre compatibles avec le principe de l'identification par méthode inverse. Le thème principal, abordé au travers des études de sensibilité, a permis de définir la stratégie à adopter pour mener l'optimisation des paramètres d'endommagement. Le cas de l'éprouvette de traction perforée nous permettra, lors de la phase d'optimisation, de procéder par étapes successives. Une fois la loi de comportement de la tôle identifiée, il est possible de s'intéresser à la loi de comportement du rivet et à l'essai de cisaillement en simple recouvrement. Concernant ce dernier, l'étude de sensibilité nous indique qu'il sera nécessaire de recourir à une optimisation globale, mais sous contraintes pour réduire le nombre des paramètres à identifier et ainsi le coût de l'optimisation.

Deux autres études, propres à la simulation de l'essai de cisaillement, ont concerné la sensibilité des caractéristiques de frottement sec dans les interfaces de contact et l'influence de la prise en compte de l'état de contraintes et de déformations résiduelles post-rivetage sur le résultat de la tenue mécanique de l'assemblage. Les résultats obtenus ont permis de fixer la valeur du coefficient de frottement dans les interfaces de contact ($f = 0.2$). L'optimisation des paramètres d'endommagement du matériau des rivets sera réalisée en tenant compte des contraintes et des déformations résiduelles post-rivetage pour conserver la physique de l'expérimentation.

La phase d'optimisation des paramètres d'endommagement des deux matériaux peut donc être entreprise. Elle consiste en une phase expérimentale, une phase numérique d'optimisation par méthode inverse et une phase numérique de validation des paramètres.

3.3. IDENTIFICATION DES PARAMETRES MATERIELS D'ENDOMMAGEMENT DE LA LIAISON RIVETEE.

L'outil d'identification par méthode inverse présenté précédemment est appliqué à la détermination des valeurs des paramètres matériels du modèle d'endommagement. Les simulations numériques par la méthode des éléments finis sont réalisées à l'aide du logiciel PAM-SOLID™.

3.3.1. L'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction (Figure A.3.1 de l'Annexe 3).

3.3.1.1. Expérimentation.

L'étude de sensibilité réalisée au préalable a révélé la sensibilité des variables observables potentielles (Figure 3.14) par rapport aux paramètres du modèle de comportement de type puissance d'une part et aux paramètres du modèle d'endommagement d'autre part.

Les éprouvettes élémentaires de traction sont instrumentées de manière à mesurer l'évolution de l'effort appliqué sur l'éprouvette (F ; cellule piézo-électrique Kistler 9077), les déformations locales dites de suivi (ϵ_{S1} et ϵ_{S2} ; jauges Vishay EA06-015EH120), longitudinales, radiales (ϵ_L et ϵ_R ; jauges Vishay EP08-015CK120) et le déplacement longitudinal de la zone utile de l'échantillon (δ_L ; capteur laser Keyence) au cours du temps.

Le centre des jauges de suivi est positionné sur l'axe longitudinal (Ox) de l'éprouvette et à une distance de 10 mm de l'encastrement. Le centre des jauges longitudinales et radiales est placé sur l'axe transversal (Oy) et au milieu du segment délimité par le bord de la perforation et le bord de la plaque (Figure 3.14). Les éprouvettes élémentaires de traction sont sollicitées à vitesse imposée $V_{imp} = \{2 \text{ mm/mn}, 0.2 \text{ m/s}, 1 \text{ m/s}, 5 \text{ m/s}\}$.

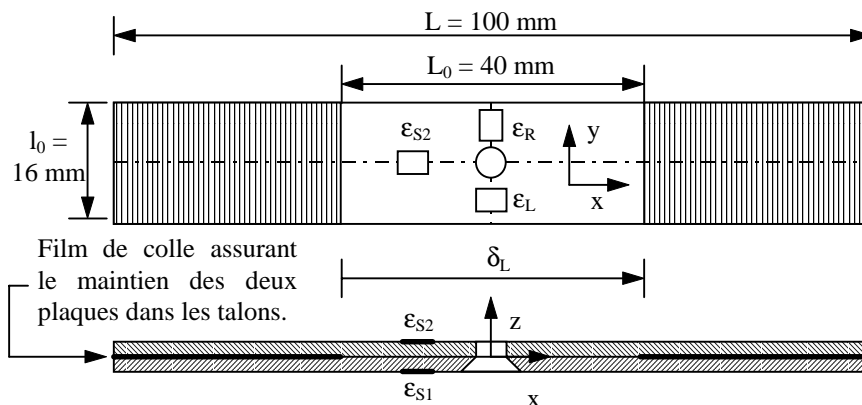


Figure 3.14. Instrumentation des éprouvettes élémentaires de traction.

3.3.1.1.1. Résultats.

Les résultats des essais de traction quasi-statiques et dynamiques sont donnés dans les Tableaux 3.5 à 3.7. L'effort maximal et l'effort ultime sont notés F_{max} et F_u . A_{res} est l'allongement de l'éprouvette mesuré après rupture par reconstitution de l'éprouvette. β_c représente le facteur de confiance accordé à cette mesure. Les déformations à la charge maximale et ultime sont notées ϵ_{max} et ϵ_u . Trois domaines (élastique, plastique, et ultime) sont

déterminés par rapport à l'évolution de l'effort (Figure 3.15). Pour chaque capteur de déformation, les vitesses de déformation ($\dot{\epsilon}^e$, $\dot{\epsilon}^p$ et $\dot{\epsilon}^u$) sont données par rapport à ces trois domaines (Tableau 3.7). La Figure 3.16 présente schématiquement les différents faciès de rupture observés après essai. La Figure A.3.3 de l'Annexe 3 présente les faciès de rupture observés après essai.

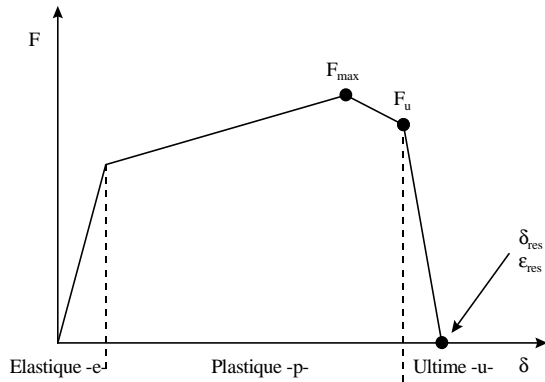


Figure 3.15. Domaines de comportement.

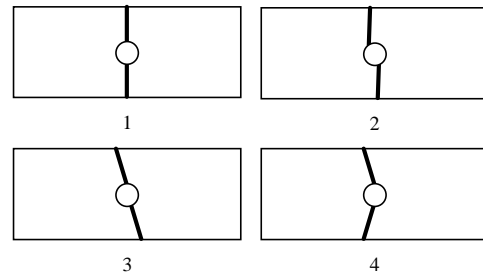


Figure 3.16. Schématisation des faciès de rupture observés.

Tableau 3.5. Résultats globaux des essais de traction.

N°	V _{imp} (m/s)	F _{max} (kN)	F _u (kN)	A _{res} (mm)	β _c (0/1)	Faciès rupture	
						Surface	Épaisseur
1	3 ^{E-5}	15.75	14.8	1.28	1	1	±45°
2	3 ^{E-5}	16.07	15.3	0.85	0	1	±45°
3	3 ^{E-5}	15.98	15.1	1.27	1	1	±45°
4	3 ^{E-5}	16.05	15.2	1.26	1	1	±45°
5	0.2	16.05	15.3	1.33	1	2	±45°
6	0.2	15.87	15	1.11	1	1	±45°
7	0.2	15.68	14.9	1.24	1	1	±45°
8	0.2	15.98	15.3	1.34	0	3	±45°
9	0.2	16.07	15.3	1.25	1	2	±45°
10	0.2	16.0	15.3	1.25	1	2	±45°
11	1	16.4	15.2	1.3	1	3	±45°
12	1	16.4	15.3	1.45	0	4	0
13	1	16.3	15.2	1.45	0	4	0
14	1	16.2	15.3	1.26	1	3	±45°
15	1	16.3	15.2	1.27	1	3	±45°
16	5	16.8	15.3	1.3	1	3	±45°
17	5	16.75	15.3	1.45	0	4	0
18	5	17	15.5	1.45	0	4	0
19	5	16.75	15.3	1.28	1	3	±45°

La vitesse de sollicitation n'influence pas notablement l'évolution des observables globales : F_{max}, F_u et A_{res}. Les écarts observés sur les efforts, maximum et ultime, entre les vitesses quasi-statiques et dynamiques sont le résultat d'une fréquence de vibration parasite du montage d'essai dont l'amplitude croît avec la vitesse de sollicitation. Les efforts, maximum et ultime, sont de l'ordre de 16 kN et 15 kN en moyenne, l'allongement après rupture est de l'ordre de 1.28 mm.

De même, l'influence de la vitesse de sollicitation sur l'état de déformation à la charge maximale F_{\max} , mesuré par les jauges, de suivi, radiale et longitudinale, n'est pas notable. Les valeurs moyennes de déformation sont les suivantes :

- i - déformations de suivi : plaque fraisée : 0.21%,
plaque lisse : 0.33%,
- ii - déformation radiale : -1.5%,
- iii - déformation longitudinale : 5%.

A la charge ultime F_u , l'état de déformation mesuré par les jauges, de suivi, radiale et longitudinale reste plus ou moins constant avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Les déformations de suivi mesurées sur la plaque fraisée sont nulles (elle est rompue) alors que sur la plaque lisse il peut être observé un niveau moyen de déformation de l'ordre de 0.36% (pas encore rompue). Les écarts observés entre les déformations mesurées en quasi-statique et en dynamique, notamment pour les déformations radiales et longitudinales, peuvent être le résultat des différences de position effective des jauges de déformation sur les plaques. La qualité de la perforation et la position des capteurs, bien que récurrentes mais néanmoins différentes entre les éprouvettes, introduisent une dispersion des mesures de déformation délicate à appréhender. Les niveaux de déformation des jauges radiale et longitudinale sont de l'ordre de -2% et 7% en moyenne.

Tableau 3.6. Résultats locaux (en valeur moyenne).

N°	V_{imp} (m/s)	ϵ_{\max}				ϵ_u			
		ϵ_{S1} (%)	ϵ_{S2} (%)	ϵ_R (%)	ϵ_L (%)	ϵ_{S1} (%)	ϵ_{S2} (%)	ϵ_R (%)	ϵ_L (%)
1	3^{E-5}	0.31	0.4	-1.6	4.8	0	0.42	-1.8	5.4
2	3^{E-5}	0.22	0.31	-1.7	4.65	0	0.37	-1.85	6.9
4	3^{E-5}	0.25	0.35	-1.6	4.7	0	0.38	-1.8	6.1
9	0.2	0.22	0.31	-1.4	5.25	0	0.31	-2.1	7.28
10	0.2	0.22	0.32	-1.5	5.2	0	0.33	-1.8	6.9
14	1	0.22	0.32	-1.5	5.0	0	0.34	-2.2	7.1
15	1	0.22	0.31	-1.4	5.1	0	0.36	-2.0	6.9
18	5	0.2	0.37	-1.6	5.0	0	0.40	-2.5	7.3
19	5	0.23	0.33	-1.4	5.2	0	0.35	-2.1	7.1

Tableau 3.7. Vitesses de déformation (en valeur moyenne).

N°	V_{imp} (m/s)	a - dans la zone élastique				b - dans la zone plastique				b - dans la zone ultime			
		$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)
1	3^{E-5}	1^{E-4}	1^{E-4}	-4^{E-5}	1.5^{E-4}	3^{E-5}	3^{E-5}	-1^{E-3}	2^{E-3}	-1^{E-4}	-1^{E-4}	-7.5^{E-3}	1^{E-2}
2	3^{E-5}	1^{E-4}	1^{E-4}	-4^{E-5}	1.5^{E-4}	2^{E-5}	3^{E-5}	-1^{E-3}	2^{E-3}	-1^{E-4}	-1^{E-4}	-7.5^{E-3}	1^{E-2}
4	3^{E-5}	1^{E-4}	1^{E-4}	-4^{E-5}	1.5^{E-4}	2^{E-5}	3^{E-5}	-1^{E-3}	2^{E-3}	-1^{E-4}	-1^{E-4}	-7.5^{E-3}	1^{E-2}
9	0.2	2	2.2	-1	3	0.14	0.14	-6	13	-5	-11	-375	400
10	0.2	2	2.2	-1	3	0.14	0.14	-6	13	-5	-11	-380	400
14	1	7.5	10	-2.3	7.2	0.7	0.8	-26	60	-20	-40	-1250	1500
15	1	7.5	10	-2.5	7.0	0.6	0.8	-25	60	-20	-40	-1250	1500
18	5	25	37	-15	47	4	6	-220	500	-98	-300	-6000	7000
19	5	25	35	-15	50	5	6	-250	500	-100	-300	-6000	7000

Les Figures 3.17 à 3.19 mettent en évidence, pour chaque jauge de déformation, l'évolution des vitesses de déformation en fonction de la vitesse de sollicitation. Chaque diagramme est associé à la zone de comportement (élastique, plastique et ultime) où est effectuée la mesure. Sur ces trois diagrammes, la *Jauge 1* correspond à la jauge de suivi de la plaque fraisée (ϵ_{S1}), la *Jauge 2* à la jauge de suivi de la plaque lisse (ϵ_{S2}), la *Jauge 3* à la jauge radiale (ϵ_R) et la *Jauge 4* à la jauge longitudinale (ϵ_L).

Le diagramme des vitesses de déformation élastique (Figure 3.17) ne permet pas de mettre en évidence une influence de la dynamique sur la répartition des déformations élastiques (évolution sensiblement identique pour chaque jauge).

La différence entre les vitesses de déformation calculées avec les signaux des jauges de suivi et longitudinales peut être associée à la différence de section résistante. En effet, le rapport entre les vitesses de déformation élastique $\dot{\epsilon}_S/\dot{\epsilon}_L$ est inversement proportionnel, aux erreurs de mesure près, au rapport entre les sections résistantes S_L/S_S , soit 0.75. Ce rapport demeure constant avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Le chargement élastique de l'éprouvette n'est pas modifié malgré le système d'onde en régime transitoire, lié à l'augmentation de la vitesse de sollicitation, et les fortes discontinuités, liées à la perforation.

La vitesse de déformation de la jauge radiale est en fait négative et indique une contraction de la matière. Le rapport entre les vitesses de déformation élastique radiales et longitudinales $\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_L$, en moyenne égal à 0.3, correspond à la valeur du coefficient de

Poisson de l'alliage d'aluminium 2024-T351 $\left(\frac{\nu}{\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_L} \# 1 \right)$.

Les essais de traction quasi-statiques et dynamiques couvrent une gamme de vitesse de déformation élastique comprise entre 1^{E-4} et 50 s^{-1} .

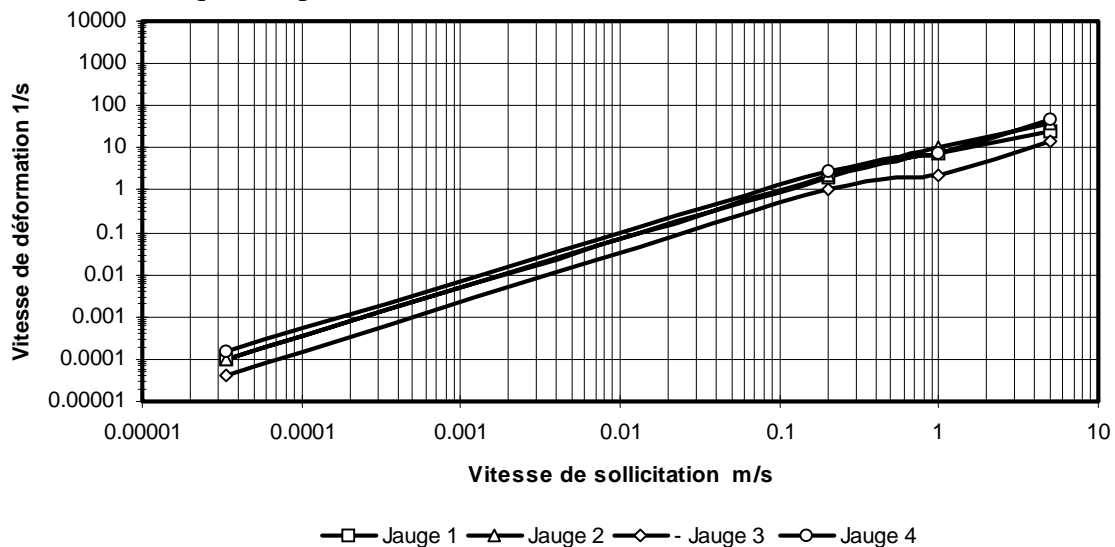


Figure 3.17. Évolution des vitesses de déformation élastique.

Dans la phase de développement de la plasticité, les vitesses de déformation mesurées par les jauges de suivi sont nettement inférieures aux valeurs calculées dans le domaine précédent (Figure 3.18). Le rapport entre les vitesses de déformation $\dot{\epsilon}_L/\dot{\epsilon}_S$, est quasiment indépendant de l'augmentation de la vitesse de sollicitation ($\dot{\epsilon}_L/\dot{\epsilon}_S = 100$). Nous observons la localisation de la plastification dans la zone de sur-contrainte (proche de la perforation) et une stabilisation du chargement dans les zones élastiques (jauge de suivi).

Les vitesses de déformation des jauges radiales restent négatives. Le rapport entre les vitesses de déformation plastique radiales et longitudinales $\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_L$ augmente légèrement (en moyenne égal à 0.5) et correspond à la valeur du coefficient de contraction d'un matériau métallique dans le domaine plastique, ν^* (hypothèse de conservation du volume, [LEM85])

$$\left(\frac{\nu^*}{\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_L} \# 1 \right).$$

La gamme de vitesses de déformation plastique balayée par les essais de traction quasi-statiques et dynamiques est comprise entre 1^{E-5} et 500 s^{-1} .

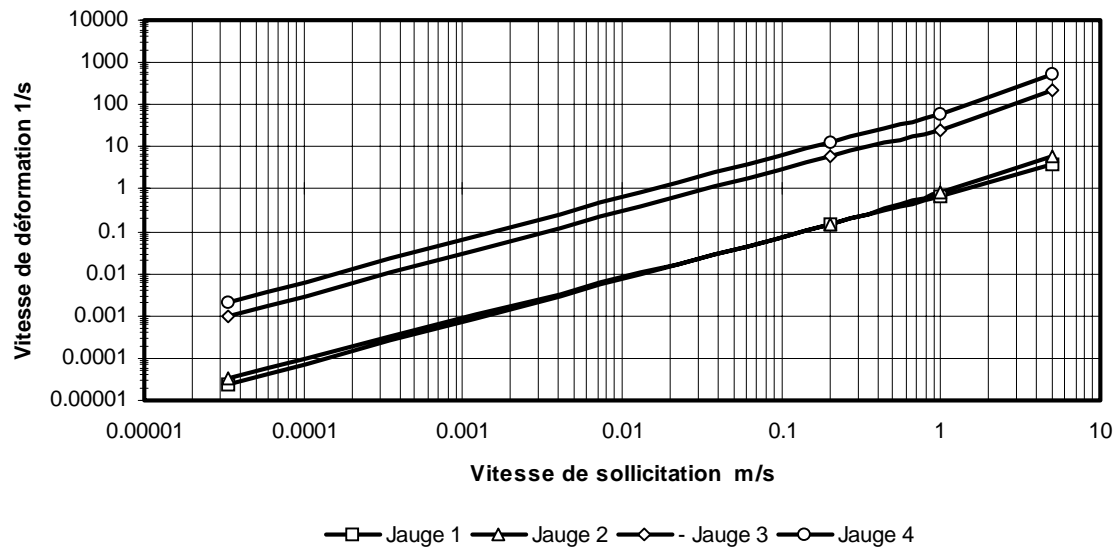


Figure 3.18. Évolution des vitesses de déformation plastique.

Le diagramme des vitesses de déformation ultime (Figure 3.19) présente une nouvelle intensification des différences observées précédemment entre la zone fortement sollicitée et la zone de suivi.

Les vitesses de déformation ultime mesurées juste avant la rupture par les jauges longitudinales sont les plus élevées. Elles dépassent largement les valeurs des vitesses de déformation calculées dans la phase de développement de la plasticité. Les déformations sont surlocalisées en bord de fissure dans le domaine ultime.

Les vitesses de déformations radiales, toujours négatives, sont également nettement supérieures en valeur absolue à celles observées dans le domaine plastique. Elles révèlent le début de la striction radiale de la plaque lisse, la coalescence du matériau et sa rupture. Le rapport entre les vitesses de déformation ultime radiales et longitudinales $\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_L$ est proche de 1.

Pendant cette dernière phase de l'essai de traction, les vitesses de déformations sont comprises entre 1^{E-4} et 7000 s^{-1} .

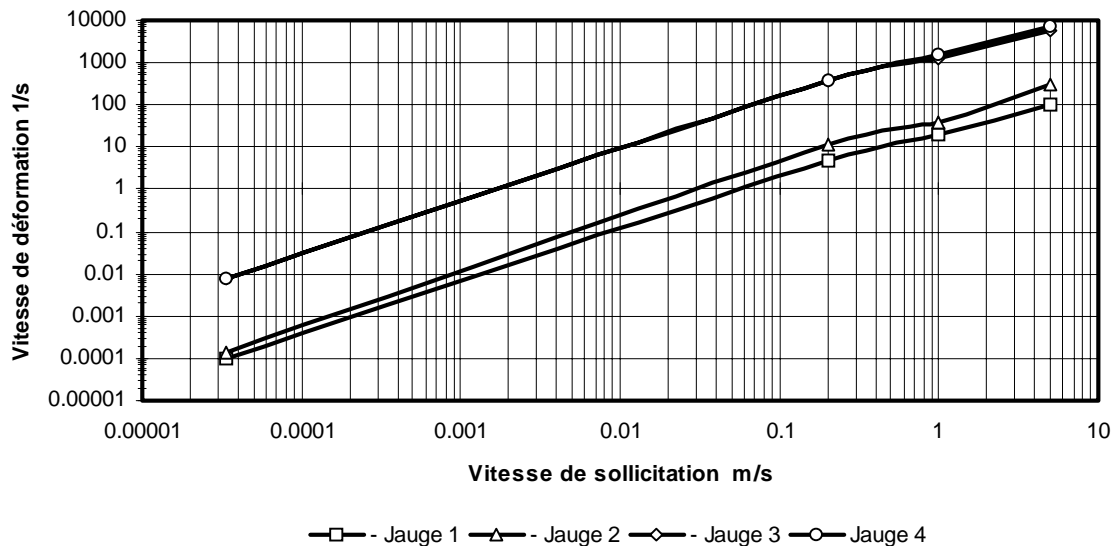


Figure 3.19. Évolution des vitesses de déformation ultime.

3.3.1.1.2. Synthèse.

Les expériences de traction quasi-statiques et dynamiques n'ont pas mis en évidence d'influence de la vitesse de sollicitation sur les observables, bien que des vitesses de déformation plastique et ultime maximales de l'ordre 500 et 7000 s^{-1} aient été relevées dans la zone de la perforation fortement sollicitée.

Cependant, le faciès de rupture observé après essai semble quant à lui se modifier avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. La rupture est en majorité droite dans le plan de l'éprouvette et orientée à $\pm 45^\circ$ dans son épaisseur pour des vitesses de sollicitation quasi-statiques (Faciès n°1, Figure 3.16). L'augmentation de la vitesse de sollicitation déplace l'orientation de la rupture au niveau du plan de l'éprouvette alors que dans l'épaisseur la rupture semble plus droite (Faciès n°3 et 4, Figure 3.16). Un état intermédiaire, observé pour des vitesses de sollicitation moyennement dynamiques, décale dans le plan de l'éprouvette la rupture droite de part et d'autre de son axe transversal (Faciès n°2, Figure 3.16).

Le calcul des vitesses de déformation dans chaque zone du comportement (élastique, plastique et ultime) pour chaque capteur a permis de mettre en évidence certaines influences sur le comportement local :

- dans le domaine élastique, la diminution de section due à la présence de la perforation est à l'origine des différences de niveau de vitesse de déformation entre la zone fortement sollicitée et de suivi,

- dans la phase de développement de la plasticité, la localisation de la plastification se produit dans la zone de section minimale. Cette localisation augmente les vitesses de déformation (plastique) dans la zone proche de la perforation et au contraire les ralentit aux positions des jauges de suivi (élastique),

- dans le domaine ultime, les jauges de suivi révèlent la relaxation de l'éprouvette (les vitesses de déformation sont négatives). Dans le même temps, les vitesses de déformation des jauges longitudinales et radiales augmentent brutalement. La striction, caractéristique de la coalescence, et la localisation de la plastification conduisent à la rupture de l'échantillon de part et d'autre de la perforation.

3.3.1.2. Identification par méthode inverse des paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson.

Les expériences de traction n'ayant pas mis en évidence d'influence de la vitesse de déformation sur l'évolution des observables globales ou locales au cours du déplacement, l'identification par méthode inverse des paramètres matériels du modèle de Gurson est menée sur la base des résultats d'un essai de traction quasi-statique. Seule l'observable effort en fonction du déplacement est présentée par la suite. Le modèle de simulation choisi pour mener l'optimisation des paramètres du modèle d'endommagement de Gurson est le modèle simplifié à 2 symétries, latérale et longitudinale (représentation du quart de l'éprouvette). La vitesse de sollicitation est de 10 m/s (sans prise en compte des effets de la vitesse de déformation). Elle est réduite, par une fonction sinusoïdale, durant la phase du chargement transitoire pour les raisons évoquées au paragraphe 3.2.1.1.

L'étude de sensibilité réalisée au préalable a révélé l'influence de quelques paramètres du modèle : f_N et ε_N pour la nucléation, q_1 et q_2 pour la croissance, f_C et f_F pour la coalescence. Mais, avant de procéder à l'identification des paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson, il convient en premier lieu de s'assurer que la loi de comportement élasto-plastique identifiée [LAN97e] ne tient pas compte implicitement des effets de l'endommagement. En effet, cette loi est identifiée à la courbe rationnelle plastique, prise entre 0 et 20%, d'un essai de traction mené sur une éprouvette de caractérisation des matériaux. Or, l'essai ayant été mené jusqu'à la rupture de l'échantillon, l'endommagement s'y est donc développé.

Pour déterminer le seuil à partir duquel l'endommagement n'est plus négligeable, il serait nécessaire de procéder à des chargements cycliques de l'éprouvette. Cette valeur limite serait alors identifiée lorsque la pente de déchargement ou de chargement diffère de la pente élastique.

Les paramètres A, B, n du modèle de comportement élasto-plastique de type puissance sont ré-identifiés par méthode directe sur la base des mêmes essais de caractérisation mais en ne considérant cette fois que la partie de la courbe comprise entre 0 et 5% de déformation plastique (hypothèse de départ). La comparaison des valeurs obtenues pour une identification jusqu'à $\varepsilon_p = 20\%$ (A = 350 MPa, B = 600 MPa, n = 0.5025) et $\varepsilon_p = 5\%$ (A = 350 MPa, B = 1000 MPa, n = 0.685) montre l'influence de cette considération sur les résultats.

Malgré le fait que l'étude de sensibilité ait montré que q_1 et q_2 (paramètres de croissance des microcavités) étaient les deux paramètres les plus sensibles, et ce dès la phase de nucléation, l'optimisation commence par être menée sur les paramètres ε_N et f_N . En effet, ces deux paramètres (à la différence de q_1 et q_2) sont spécifiques à la première phase de l'endommagement qu'est la nucléation. La sensibilité de cette phase à q_1 et q_2 est mathématique et peut se justifier par le fait que les cavités peuvent croître dès lors qu'elles sont apparues. Cette concurrence entre croissance et nucléation ne nous semble cependant pas phénoménologique pour les matériaux qui nous intéressent.

La comparaison entre le modèle de simulation et l'expérience se fait entre le début de l'essai jusqu'à l'apparition de la striction radiale (domaine sur lequel se limite l'influence de ces paramètres). Le couple de valeurs $\{f_N = 0.04, \varepsilon_N = 0.2\}$ initialise le processus d'optimisation qui converge vers la solution $\{f_N = 0.04, \varepsilon_N = 0.1\}$.

Bien que le comportement soit correctement décrit jusqu'à 0.8 mm de déplacement, l'optimisation de ces deux seuls paramètres ne suffit pas à prédire ni même à approcher l'instant de rupture (Figure 3.20).

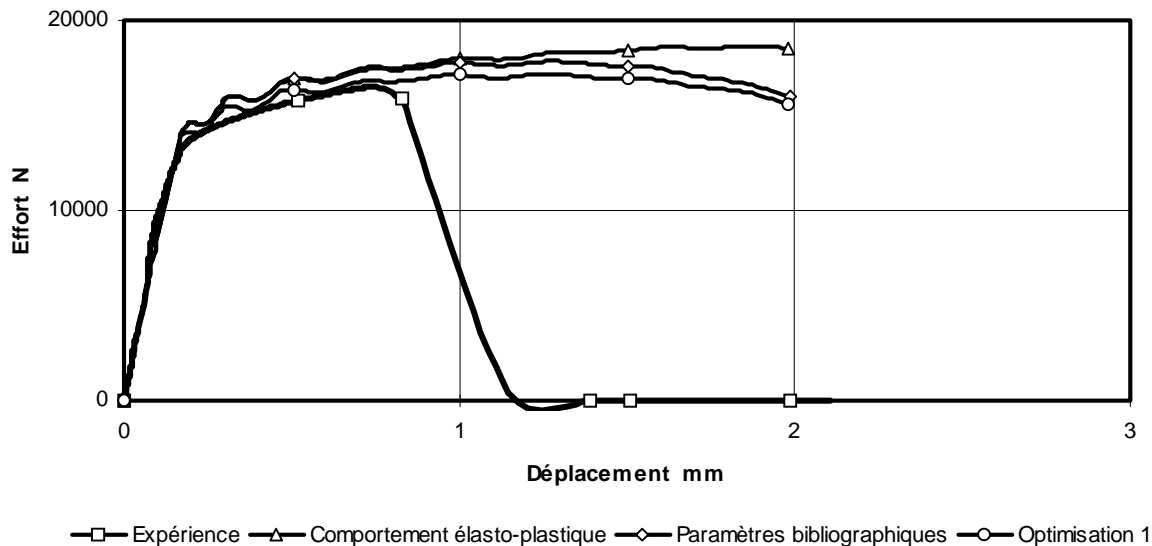


Figure 3.20. Comparaison expérience modèle de simulation - Diagramme effort-déplacement - (1ère optimisation)

Une fois achevée la phase de nucléation, seule nous sépare de la coalescence et de la rupture la phase de croissance. Or, il semble évident après l'optimisation des paramètres ϵ_N et f_N que l'optimisation des paramètres de croissance n'apportera qu'une amélioration minimale (Figure 3.20), car elle n'a d'influence que sur le développement de la phase de striction et d'écroutissage "négatif", pas sur la rupture.

Ce sont donc clairement les paramètres de rupture qu'il devient nécessaire d'identifier à ce stade. Pour cela, le paramètre de coalescence f_C est pris égal à f_N et le paramètre de rupture f_F tel que $f_C = f_N = 0.9f_F$. Prendre un f_N supérieur à f_C n'a pas de sens phénoménologique [BEC88, TVE90, XU91], même si mathématiquement ou même micromécaniquement cela puisse s'envisager (on continue à générer de la nucléation au cours de la coalescence). Quant à la valeur de f_F , c'est la valeur minimale qu'il est conseillé de prendre pour éviter les instabilités numériques. Vu la brutalité de la rupture, la valeur minimale semble être un point de départ satisfaisant pour l'optimisation.

L'optimisation propose la nouvelle valeur de f_F égale à 0.05. Les résultats obtenus après optimisation de f_F (Figure 3.21) montrent qu'il faudrait prendre $f_C < f_N$ pour avancer encore la rupture. Cela n'étant pas phénoménologique, il est préféré à cette solution de jouer sur les derniers paramètres encore inchangés : q_1 et q_2 . La dernière optimisation sur q_1 et q_2 revient donc à précipiter la croissance afin d'atteindre la valeur de la fraction volumique de microcavité critique, f_C , identifiée à la fraction volumique de microcavités nucléées maximale, f_N , plus rapidement.

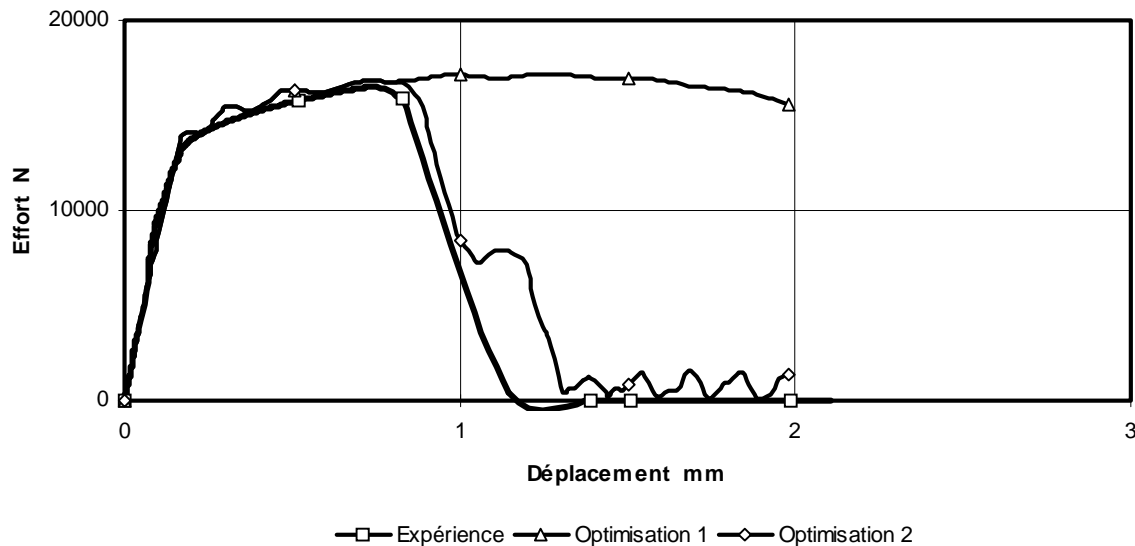


Figure 3.21. Comparaison expérience modèle de simulation - Diagramme effort-déplacement - (2^{de} optimisation)

Les valeurs initiales de q_1 et q_2 supposent que la microcavité est sphérique. La modification de q_1 (ou de q_2) permet de modifier le potentiel élasto-plastique du modèle de Gurson en introduisant une orientation du dommage par rapport au chargement au travers d'une forme de microcavité elliptique (ceci peut se justifier par le caractère anisotrope de la tôle laminée). La forme de la microcavité elliptique est décrite par la relation (3.11). q_1^* prend la valeur de q_1 pour laquelle la microcavité est sphérique, soit 1.5, et m_0 représente l'excentricité initiale de l'ellipse et est défini par la relation (3.12). a_0 exprime la longueur du demi axe de l'ellipse parallèle à la direction principale de la déformation et b_0 le demi axe perpendiculaire à cette même direction.

$$q_1 = q_1^* + m_0 \quad (3.11)$$

$$m_0 = \frac{a_0 - b_0}{a_0 + b_0} \quad (3.12)$$

L'identification par méthode inverse propose une nouvelle valeur de q_1 égale à 2. Ce dernier résultat permet de décrire correctement l'ensemble de la courbe expérimentale (Figure 3.22). La forme de la microcavité elliptique décrite par $q_1 = 2$ correspond à un rapport entre a_0 et b_0 égal à 3 (Figure 3.23).

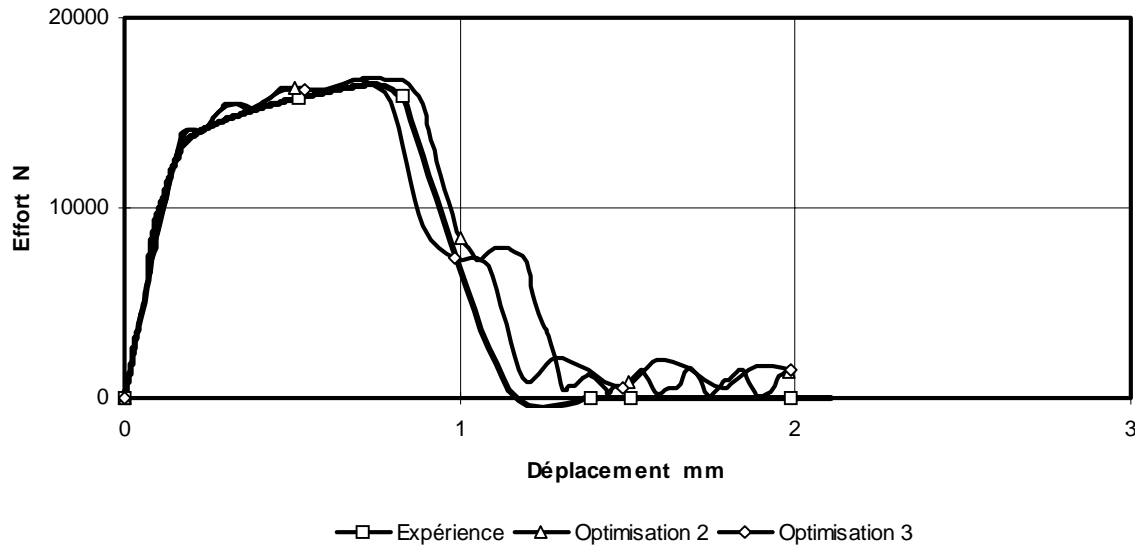


Figure 3.22. Comparaison expérience modèle de simulation - Diagramme effort-déplacement - (3ème optimisation)

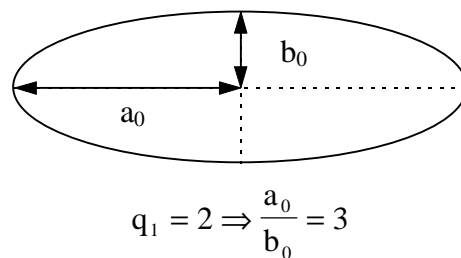


Figure 3.23. Évaluation des paramètres de la microcavité elliptique.

Les paramètres d'endommagement $\underline{z} = \{q_1, q_2, f_l, f_N, S_N, \epsilon_N, f_C, f_F\}$ initialement $\underline{z}^0 = \{1.5, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.2, 0.15, 0.25\}$ ont été identifiés pour les plaques et l'alliage d'aluminium 2024-T351 par rapport à un essai quasi-statique. L'optimisation a finalement abouti au vecteur des paramètres :

$$\bar{\underline{z}} = \{2, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.1, 0.04, 0.05\}$$

Il convient maintenant de vérifier la qualité quasi-intrinsèque des paramètres optimisés.

3.3.1.3. Validation des paramètres optimisés.

L'optimisation des paramètres a été réalisée à l'aide du modèle éléments finis simplifié. Il convient donc dans un premier temps de vérifier que la simulation de l'essai de traction à l'aide du modèle éléments finis complet pris en référence au paragraphe 3.2.1 avec les valeurs des paramètres du modèle d'endommagement optimisés permet de retrouver la même évolution des observables.

Les résultats de la simulation avec le modèle de référence sont comparés à l'expérience sur le plan global par l'évolution de l'effort $F(\delta_L)$ et sur le plan local par l'évolution des déformations de suivi $\epsilon_s(\delta_L)$, radiale $\epsilon_r(\delta_L)$ et longitudinale $\epsilon_L(\delta_L)$. L'abscisse commune est l'allongement de la zone utile de l'éprouvette.

Une première simulation est réalisée avec une vitesse imposée quasi-statique (0.5 m/s). Les résultats de cette première simulation corroborent l'expérimentation sur le plan global et local.

La réponse $F(\delta_L)$ décrit correctement le comportement non linéaire et prédit convenablement la valeur du déplacement à la rupture (Figure 3.24). La réponse $\varepsilon_s(\delta_L)$ est également correctement simulée. L'influence de la perforation est bien appréhendée par la simulation, notamment la description du développement de la plastification et de la rupture (Figure 3.25).

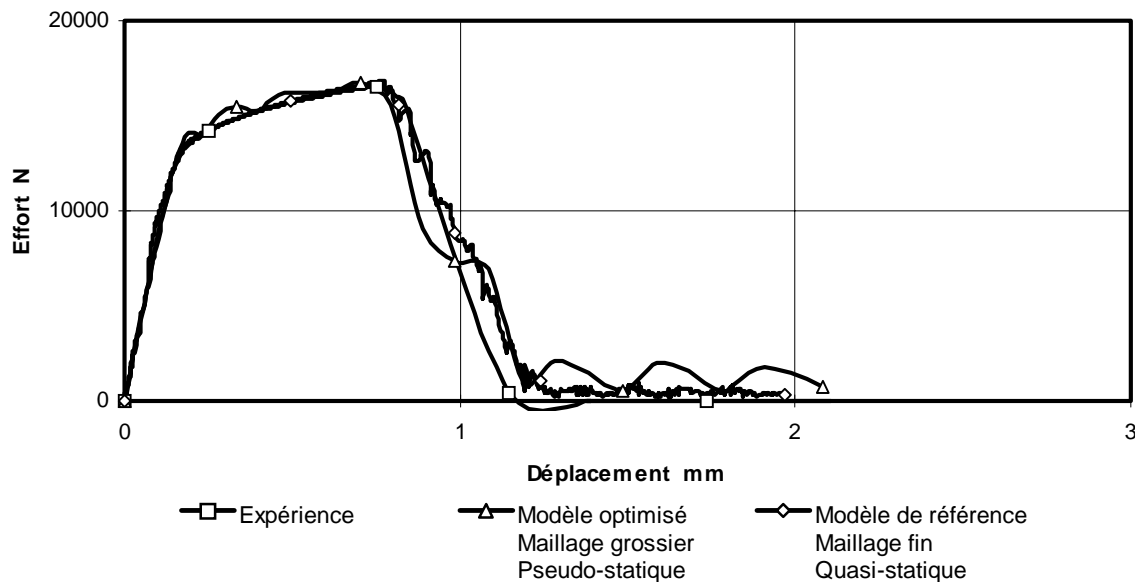


Figure 3.24. Validation des paramètres d'endommagement - Réponse effort-déplacement -

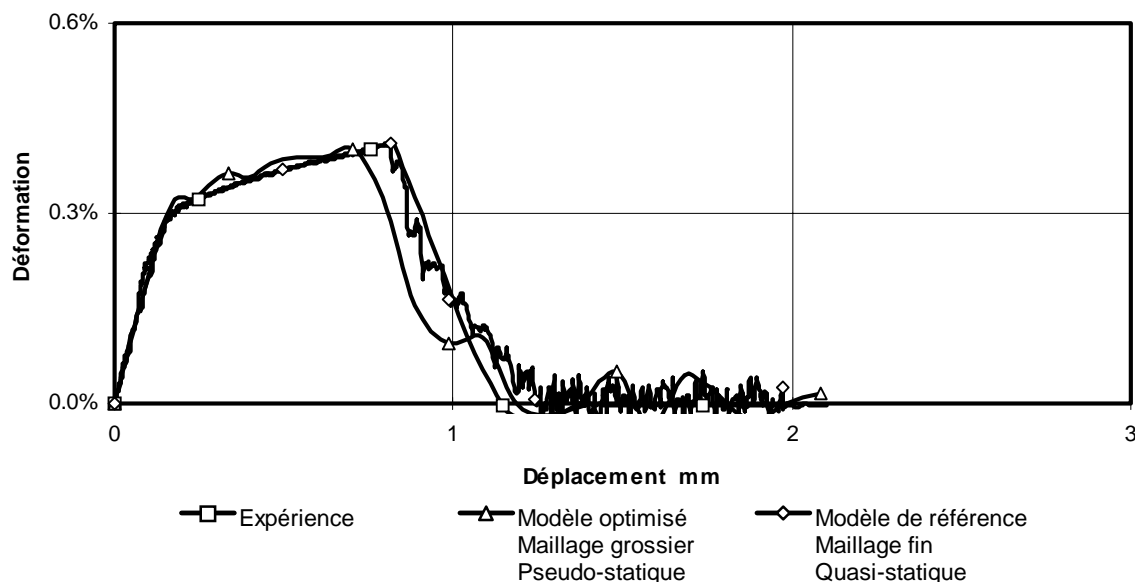


Figure 3.25. Validation des paramètres d'endommagement - Réponse déformation de suivi-déplacement -

L'évolution des déformations radiales $\varepsilon_R(\delta_L)$ et longitudinales $\varepsilon_L(\delta_L)$ en fonction du déplacement est également correctement simulée par le modèle éléments finis (Figure 3.26 et Figure 3.27). La description du comportement linéaire et non linéaire de ces réponses est conforme à l'observation expérimentale. La dernière partie des diagrammes, relative à la rupture même de l'éprouvette, est délicate à comparer. En effet, la rupture numérique traverse

le capteur numérique alors que dans la pratique la rupture (fissure) et la jauge de déformation ne coïncident pas obligatoirement. De plus, lorsque la fissure traverse la jauge de déformation cette dernière est détruite.

Une autre conclusion de cette première étape de validation concerne le choix des observables. Il apparaît, suite à ces résultats, que les réponses effort et déformations de suivi en fonction du déplacement suffisent à identifier les paramètres du modèle de Gurson par méthode inverse.

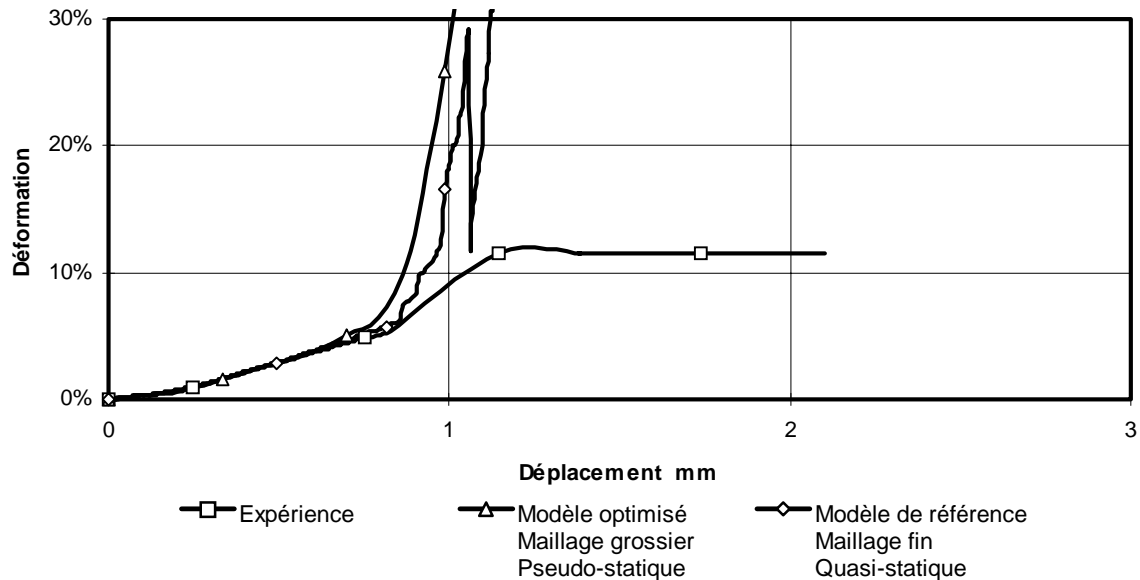


Figure 3.26. Validation des paramètres d'endommagement - Réponse déformation longitudinale-déplacement -

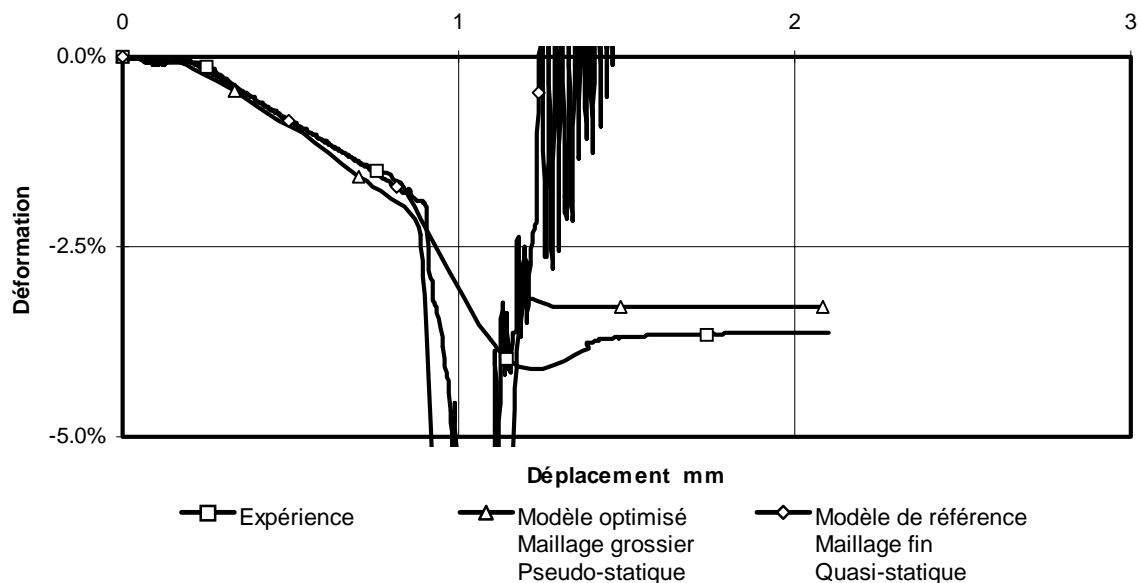


Figure 3.27. Validation des paramètres d'endommagement - Réponse déformation radiale-déplacement -

Une seconde simulation est réalisée avec le même modèle éléments finis et une vitesse imposée dynamique (10 m/s) pour vérifier numériquement l'insensibilité des observables à la vitesse de sollicitation. Les résultats sont présentés en termes de réponse $F(\delta_L)$ uniquement.

L'introduction de la dynamique en terme de vitesse imposée uniquement mène à une modification faible mais notable de l'ensemble des observables (Figure 3.28). Comparé à la simulation quasi-statique, il est observé pour toutes les observables un instant de rupture légèrement plus tardif. Les effets de la dynamique peuvent être regroupés en trois familles : la

première, purement matérielle, concerne la sensibilité des matériaux ou de la loi de comportement à la vitesse de déformation, la seconde intéresse la propagation de l'onde de chargement le long de l'éprouvette, enfin la troisième repose sur l'existence d'effets inertiels stabilisateurs.

La campagne expérimentale de caractérisation de l'alliage d'aluminium 2024-T351 a mis en évidence au travers des expériences de traction et de compression quasi-statiques et dynamiques l'insensibilité de ce matériau à la vitesse de déformation [LAN97e]. En conséquence, un modèle de comportement plastique de type puissance donc pris indépendant de la vitesse de déformation a été caractérisé. De plus, l'évolution de la nucléation dans le modèle d'endommagement étant contrôlée par la déformation plastique et non par la contrainte effective, le modèle d'endommagement est rendu insensible à la vitesse de déformation. La différence de comportement entre les simulations quasi-statiques et dynamiques ne peut donc pas provenir de l'aspect 'vitesse de déformation'.

La masse de l'éprouvette (de l'ordre de 5.5g) nous permet de supposer que les effets d'inertie restent négligeables à cette vitesse. Les effets de propagation d'onde peuvent conduire à un décalage entre les signaux de déplacement et d'effort, mesurés à deux endroits différents. En effet, la vitesse de propagation d'une onde dans un matériau s'exprime comme :

$$c = \sqrt{E/\rho} \quad (3.13)$$

soit pour un alliage d'aluminium : $c = 5140$ m/s. Le temps que met l'onde pour parcourir les 40 mm de l'éprouvette est de l'ordre de $\Delta t_\varphi = 8^{E-3}$ ms, ce qui correspond à un déplacement de la traverse égal à $\Delta \delta_\varphi = 8^{E-2}$ mm.

La réponse dynamique est modifiée en corrigeant le signal de déplacement de la valeur $\Delta \delta_\varphi$ et nous constatons que l'instant de rupture coïncide avec celui de la réponse quasi-statique (Figure 3.28). Il en est de même pour les variables locales lorsque la valeur du décalage est réactualisée par rapport aux positions des capteurs, soit :

- i - $\Delta \delta_\varphi = 4^{E-2}$ mm pour les jauges 3 et 4
(jauges radiales et longitudinales),
- ii - $\Delta \delta_\varphi = 6^{E-2}$ mm pour les jauges 1 et 2 (jauges de suivi).

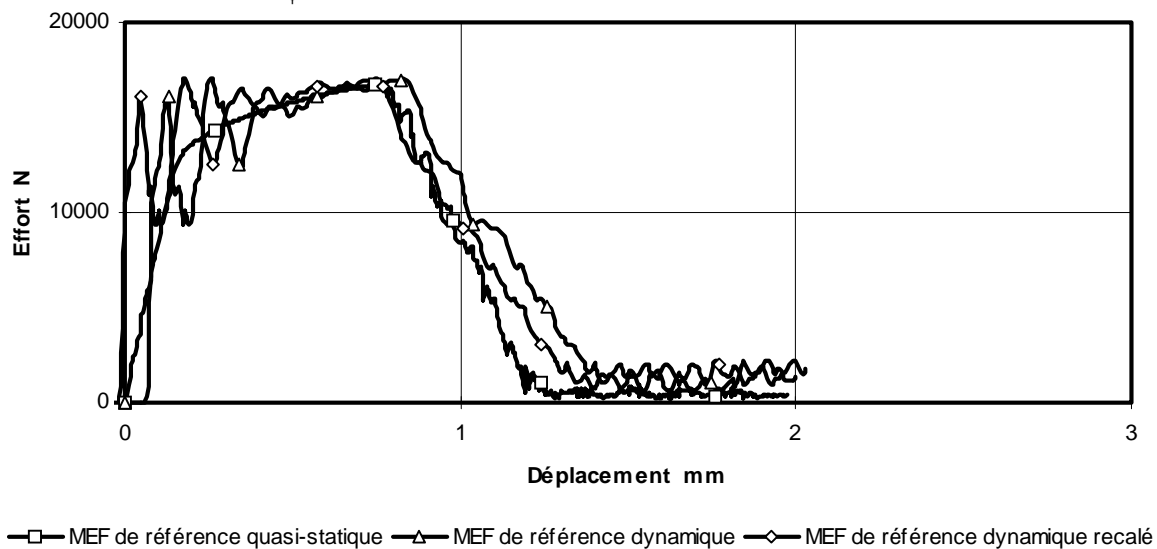


Figure 3.28. Réponse effort - déplacement corrigée du décalage.

Une troisième simulation est réalisée pour vérifier le caractère intrinsèque des valeurs des paramètres optimisées. L'éprouvette de caractérisation de l'alliage d'aluminium 2024-T351

(sans perforation) a été sollicitée selon les directions parallèles et orthogonales au sens de laminage de la tôle. La pente de rupture n'a pas pu être enregistrée lors des essais pour des raisons d'échantillonnage de l'acquisition et n'est donc pas présentée sur le diagramme de la Figure 3.29. De plus, la réponse effort fonction de la déformation n'a pu être obtenue que jusqu'à la rupture des jauges de déformation (14% de déformation) [LAN97e]. Cette éprouvette est modélisée par 8320 éléments solides (type 26). Les valeurs des paramètres du modèle élasto-plastique de type puissance et du modèle d'endommagement sont identiques à celles optimisées. Les résultats de la simulation quasi-statique sont identiques aux essais sur le plan global et local par les réponses effort fonction du déplacement (Figure 3.29) et effort fonction de la déformation (Figure 3.30). La simulation à 10 m/s donne également des résultats identiques au comportement expérimental et numérique observé en quasi-statique (une fois le déplacement $\Delta\delta_\varphi$ introduit par le décalage retranché). Les lois de comportement ainsi identifiées traduisent un comportement moyen entre les deux sens de sollicitation des éprouvettes : parallèle et perpendiculaire au sens de laminage de la tôle.

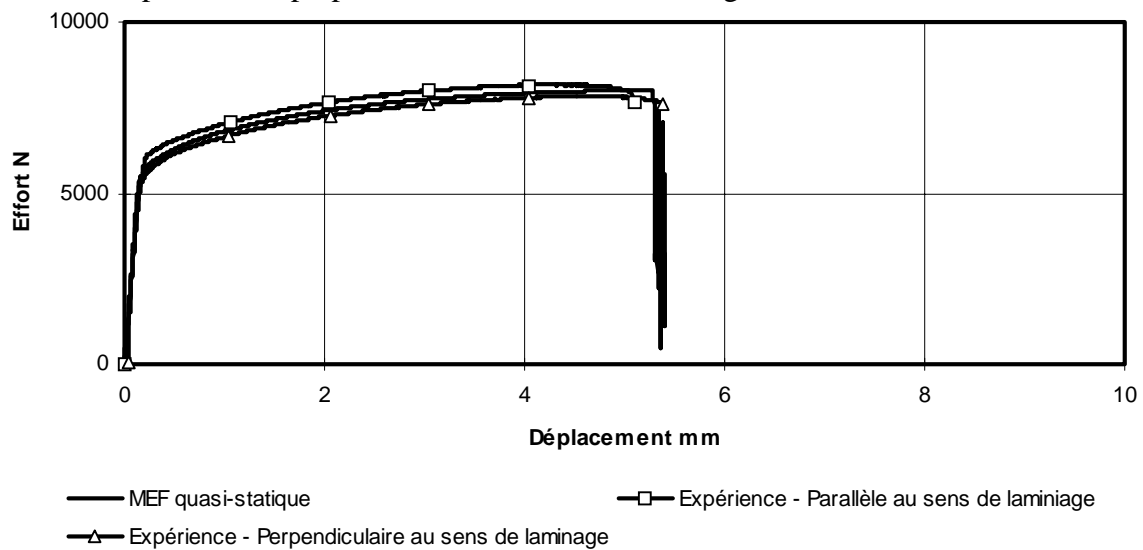


Figure 3.29. Réponse effort - déplacement - Éprouvette de caractérisation matériau -

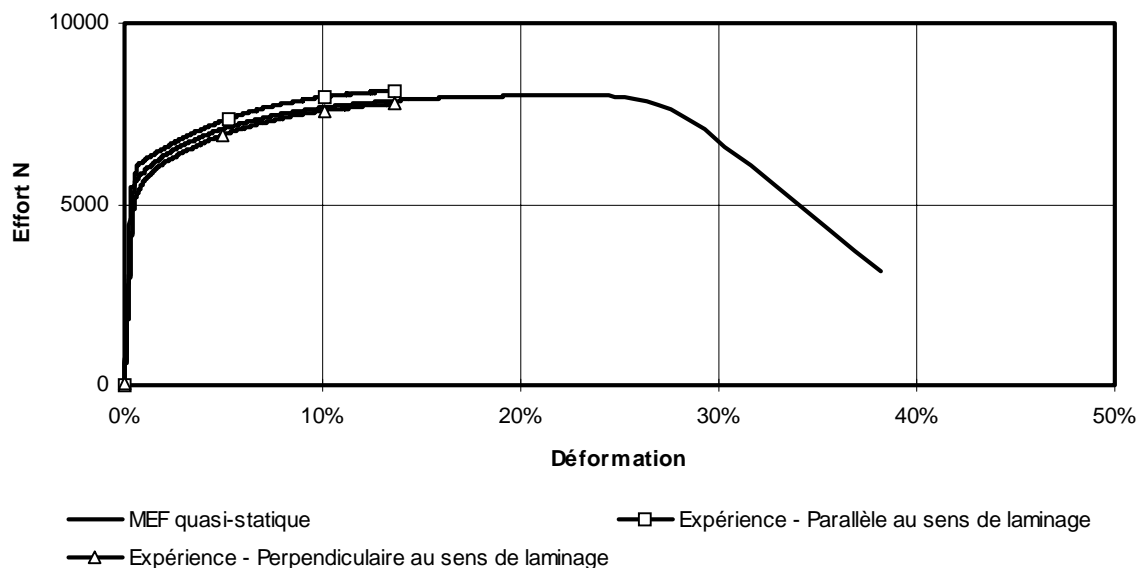


Figure 3.30. Réponse effort - déformation - Éprouvette de caractérisation matériau -

La Figure 3.31 présente les contraintes équivalentes de von Mises et les déformations plastiques observées en fin de calcul pour la simulation quasi-statique de l'éprouvette

élémentaire de traction perforée, la Figure 3.32 le faciès de rupture expérimental correspondant à la modélisation.

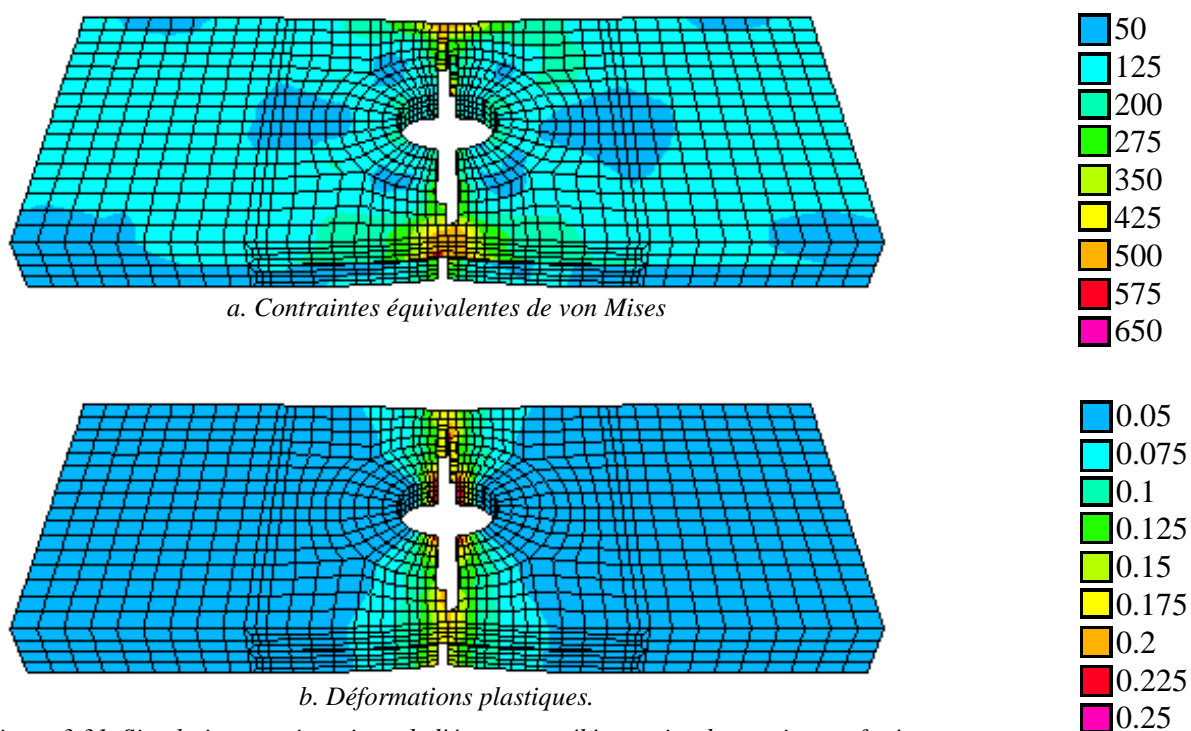


Figure 3.31. Simulation quasi-statique de l'éprouvette élémentaire de traction perforée
- Modèle de référence -

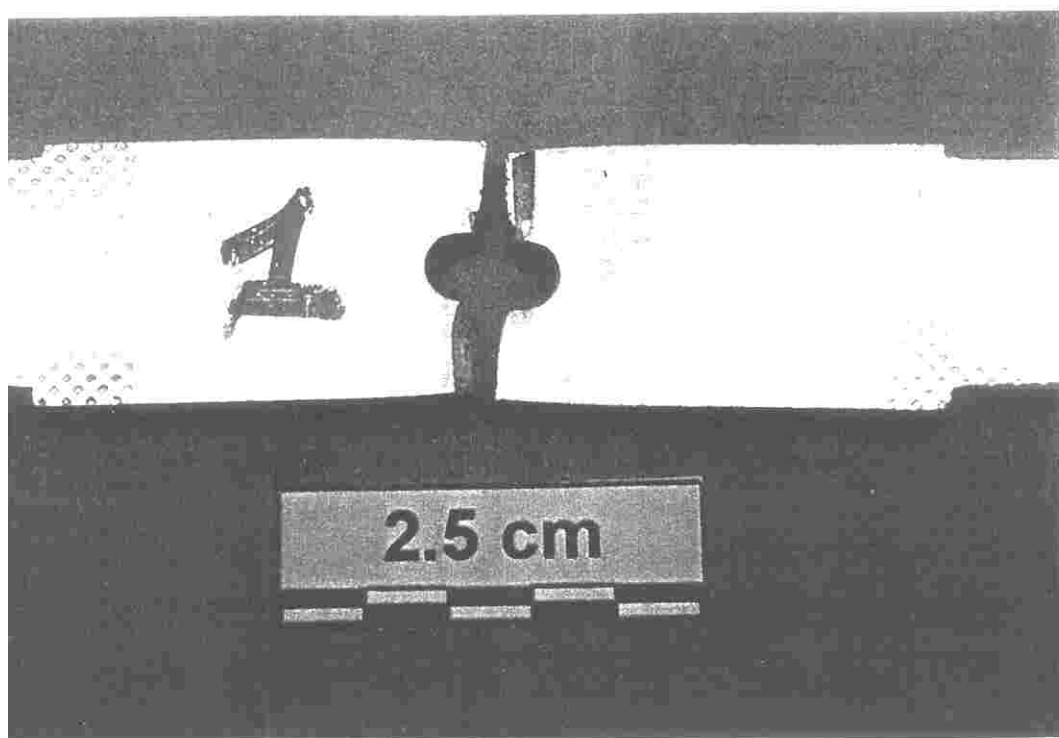


Figure 3.32. Faciès de rupture observé après l'essai quasi-statique.

3.3.2. L'alliage d'aluminium 7050 en cisaillement simple recouvrement (Figure A.3.2 de l'Annexe 3).

3.3.2.1. Expérimentation.

L'étude de sensibilité a montré qu'une instrumentation directe du rivet mènerait à des observables de meilleure qualité pour identifier les paramètres du modèle d'endommagement. Malheureusement, ce type d'instrumentation est irréalisable sans modifier ou altérer le rivet lui-même. Les éprouvettes élémentaires de cisaillement en simple recouvrement sont donc instrumentées de manière à mesurer l'ensemble des observables initialement prévues, conformément à la Figure 3.33. En fait, celles-ci constituent les seules variables accessibles raisonnablement à l'observation. Les éprouvettes élémentaires de cisaillement sont sollicitées à vitesse imposée $V_{imp} = \{2 \text{ mm/mn}, 0.2 \text{ m/s}, 1 \text{ m/s}, 5 \text{ m/s}\}$.

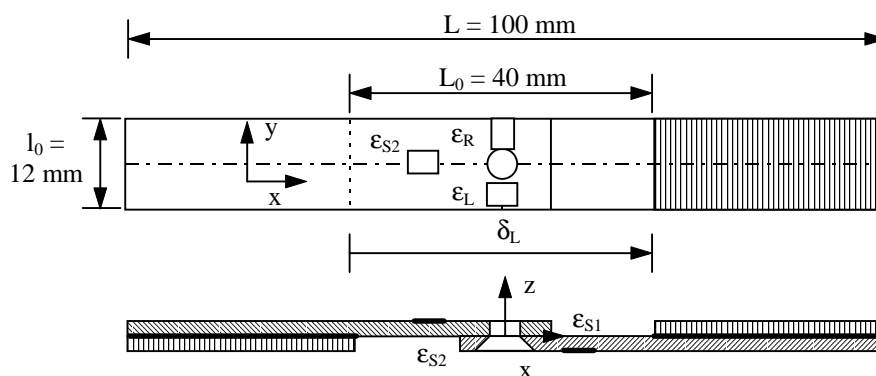


Figure 3.33. Instrumentation des éprouvettes de cisaillement en simple recouvrement.

3.3.2.1.1. Résultats.

Les résultats des essais de cisaillement quasi-statiques et dynamiques sont présentés dans les Tableaux 3.8 à 3.10. L'effort maximal et l'effort ultime sont notés F_{max} et F_u , les déformations à la charge maximale et ultime ϵ_{max} et ϵ_u . A_{res} est l'allongement de l'éprouvette mesuré après la rupture du rivet. Trois domaines (élastique, plastique et ultime) sont déterminés par rapport à l'évolution de l'effort (Figure 3.34). Pour chaque capteur de déformation, les vitesses de déformations ($\dot{\epsilon}^e$, $\dot{\epsilon}^p$ et $\dot{\epsilon}^u$) sont données pour chacun de ces trois domaines de comportement (Tableau 3.10).

La vitesse de sollicitation n'influence pas notablement l'évolution des observables globales : F_{max} , F_u et A_{res} . Les efforts, maximum et ultime, sont respectivement de l'ordre de 3.21 kN et 3 kN en moyenne. L'allongement après rupture est de l'ordre de 1.55 mm. Le mode de rupture de l'assemblage reste identique avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation : la tête fraisée est décapitée (Figure A.3.4 de l'Annexe 3).

Aux positions des capteurs de déformation, l'alliage d'aluminium 2024-T351 reste élastique alors que les plaques demeurent fléchies après essai (Figure 3.35). Le maximum de déformation relevé est de l'ordre de 0.5% alors que la limite élastique de cet alliage d'aluminium en déformation est de l'ordre de 0.7% [LAN97e]. La plastification des plaques n'a donc pas pu être mesurée par l'instrumentation des éprouvettes.

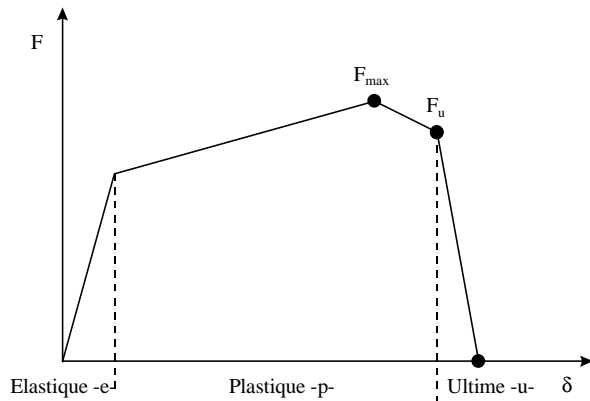


Figure 3.34. Domaines de comportement.

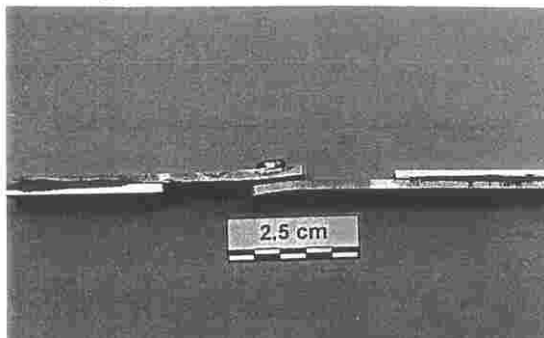


Figure 3.35. Mise en évidence de la flexion des plaques.

Tableau 3.8. Résultats globaux des essais de cisaillement en simple recouvrement.

N°	V_{imp} (m/s)	F_{max} (kN)	F_u (kN)	A_{res} (mm)
1	3^{E-05}	3.29	3.13	1.6
2	3^{E-05}	3.23	3.1	1.5
3	0.2	3.1	2.96	1.5
4	0.2	3.08	2.96	1.6
5	0.2	3.21	3.12	1.5
6	0.2	3.21	3.12	1.55
7	0.2	3.21	3.12	1.5
8	1	3.2	2.94	1.55
9	1	3.2	2.96	1.5
10	1	3.21	2.96	1.6
11	1	3.21	2.96	1.5
12	1	3.21	2.96	1.5
13	5	3.2	2.95	1.6
14	5	3.21	2.96	1.5
15	5	3.21	2.96	1.5

Tableau 3.9. Résultats locaux.

N°	V_{imp} (m/s)	ϵ_{max}				ϵ_u			
		ϵ_{S1} (%)	ϵ_{S2} (%)	ϵ_R (%)	ϵ_L (%)	ϵ_{S1} (%)	ϵ_{S2} (%)	ϵ_R (%)	ϵ_L (%)
1	3^{E-5}	0.09	0.19	0.12	-0.45	0.09	0.19	0.12	-0.45
2	3^{E-5}	0.05	0.13	0.14	-0.52	0.05	0.13	0.14	-0.52
5	0.2	0.24	0.32	0.14	-0.52	0.22	0.29	0.14	-0.52
6	0.2	0.22	0.15	0.10	-0.53	0.20	0.15	0.10	-0.53
7	0.2	0.24	0.23	0.11	-0.52	0.21	0.23	0.11	-0.52
10	1	0.25	0.26	0.11	-0.48	0.26	0.24	0.11	-0.48
11	1	0.20	0.20	0.08	-0.35	0.20	0.20	0.08	-0.35
12	1	0.20	0.20	0.10	-0.40	0.20	0.20	0.10	-0.40
14	5	0.20	0.20	0.13	-0.47	0.20	0.20	0.13	-0.47
15	5	0.20	0.20	0.10	-0.48	0.20	0.20	0.10	-0.48

Entre l'effort maximum et l'effort ultime, il est observé sur les signaux de déformation un plateau où les déformations demeurent quasiment constantes. En conséquence, seuls les résultats des jauges de déformation relevés au maximum de la charge sont présentés.

A la charge maximale, les niveaux de déformation mesurés par les jauges radiale et longitudinale n'évoluent pas avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Les niveaux de déformation sont respectivement de l'ordre de 0.12% et -0.47% en moyenne.

Les jauges radiale et longitudinale révèlent l'état de flexion des plaques pendant l'essai de cisaillement ($\epsilon_L < 0$ et $\epsilon_R > 0$).

Tableau 3.10. Vitesses de déformation.

N°	V _{imp} (m/s)	a - dans la zone élastique				b - dans la zone plastique				c - dans la zone ultime			
		$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S1}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_{S2}$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_R$ (s ⁻¹)	$\dot{\epsilon}_L$ (s ⁻¹)
1	3 ^{E-5}	1.3 ^{E-4}	1 ^{E-4}	5 ^{E-5}	-1.3 ^{E-4}	4 ^{E-5}	7 ^{E-5}	4 ^{E-5}	-1.3 ^{E-4}	-1 ^{E-3}	-1 ^{E-3}	-4 ^{E-4}	1 ^{E-3}
2	3 ^{E-5}	1.6 ^{E-4}	2 ^{E-4}	5 ^{E-5}	-1.3 ^{E-4}	5 ^{E-5}	6 ^{E-5}	4.4 ^{E-5}	-1.7 ^{E-4}	-1 ^{E-3}	-1 ^{E-3}	-4 ^{E-4}	1 ^{E-3}
5	0.2	0.5	1.1	0.4	-0.9	0.3	0.5	0.16	-0.6	-4	-6	-0.68	2.8
6	0.2	1	1	0.1	-1	0.4	0.1	0.16	-0.7	-2	-2	-0.52	2.1
7	0.2	1	1	0.5	-0.7	0.2	0.3	0.16	-0.7	-2	-4	0.6	2
10	1	2.7	2.5	1.6	-3	2	2.5	1.6	-5	-26	-24	-5.2	28
11	1	2.5	2	1.6	-4	1.6	1.5	2	-6	-24	-25	-4.4	23
12	1	2.5	3	2	-4	1.8	1.5	2	-7	-23	-26	-6.8	26
14	5	7	4.5	4.6	-10	7	4.5	5.2	-10	-32	-30	-14.8	32
15	5	7	4.5	5	-10	7	4.5	5	-10	-35	-32	-10.8	30

Pour la vitesse de sollicitation quasi-statique, la plaque fraisée subit de moindres déformations comparée à la plaque lisse ($\epsilon_{S1} = 0.07\%$ et $\epsilon_{S2} = 0.16\%$). L'augmentation de la vitesse de sollicitation gomme finalement ces différences locales de comportement. Les niveaux de déformation moyens observés pour les jauges de suivi sont, à partir de 0.2 m/s, de l'ordre de 0.21% (Figure 3.36).

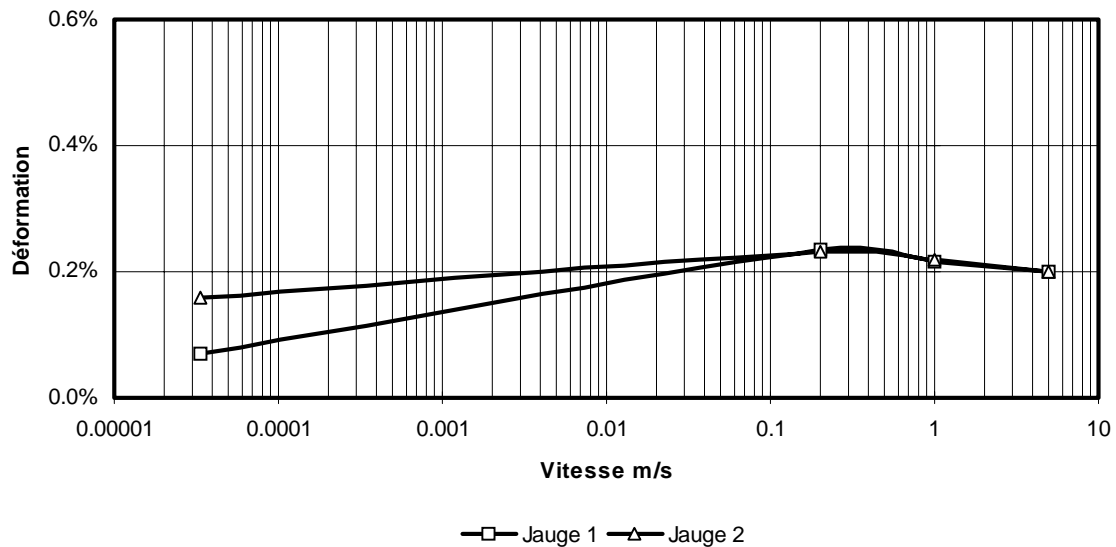


Figure 3.36. Déformations de suivi.

Il n'est pas observé d'augmentation notable des vitesses de déformation entre les domaines de comportement élastique, plastique et ultime.

3.3.2.1.2. Synthèse.

Les expériences de cisaillement en simple recouvrement quasi-statiques et dynamiques n'ont pas mis en évidence d'influence de la vitesse de sollicitation sur les observables globales, le mode de rupture de l'assemblage et les déformations radiales et longitudinales.

Ces essais ont conduit à un mode de rupture par cisaillement de la tête fraisée (elle est décapitée) et non à un mode de déboutonnage. Les résultats sont donc exploitables pour mener l'identification, par méthode inverse, des paramètres d'endommagement et de rupture du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 7050.

3.3.2.2. Identification par méthode inverse des paramètres matériels du modèle d'endommagement de Gurson pour l'alliage d'aluminium 7050.

Un essai quasi-statique est choisi pour mener l'identification des paramètres du modèle d'endommagement à partir de l'observable globale effort en fonction du déplacement et des observables locales déformation radiale et longitudinale fonction du déplacement.

Les premières simulations avec un coefficient de frottement de l'ordre de 0.2 (valeur par défaut pour un contact métal/métal sans lubrification) sont satisfaisantes. En conséquence la valeur du coefficient de frottement dans les interfaces de contact reste dans la suite des travaux fixée à 0.2.

La Figure 3.37 présente l'évolution de l'effort en fonction du déplacement pour la simulation sans prise en compte de l'endommagement. Celle-ci conduit à un mode de rupture par déboutonnage de la tête fraisée et non à sa rupture par cisaillement. Ce mode est atteint pour des valeurs d'effort et de déplacement nettement supérieures à celles observées expérimentalement. Nous vérifions ainsi que les modes de rupture par déboutonnage et par cisaillement de la tête fraisée ne sont pas proches énergétiquement l'un de l'autre, deux modes compétitifs ayant été problématiques. La simulation avec les paramètres d'endommagement de la bibliographie conduit à des résultats proches de la simulation sans prise en compte de l'endommagement, et ne s'avère donc pas satisfaisante.

Il n'est pas possible de procéder à l'identification en suivant la même démarche que pour l'alliage d'aluminium 2024-T351 avec les plaques perforées : en effet, l'identification des paramètres A , B , n puis ϵ_N , f_N était réalisée sur la partie non linéaire de comportement de l'éprouvette, avant rupture. Dans le cas présent, la partie non linéaire du comportement avant rupture de l'éprouvette de cisaillement est principalement pilotée par la plastification des plaques et non par l'endommagement de l'alliage d'aluminium 7050, matériau du rivet (Figure 3.37). La sensibilité de la réponse aux paramètres f_N , S_N et ϵ_N est en fait trop faible pour qu'elle puisse être identifiée sur la phase non linéaire. C'est donc à la seule identification des paramètres de Gurson et à la rupture que nous allons nous intéresser dans la phase d'optimisation.

Une première optimisation est réalisée en considérant le vecteur des paramètres initial : $\underline{z}^0 = \{1.5, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.2, 0.15, 0.25\}$. Elle a pour objectif d'identifier les paramètres de rupture f_C et f_F seuls. L'optimisation converge vers une solution satisfaisante en terme de réponse effort fonction du déplacement. Pour représenter la rupture du rivet, l'optimisation a convergé vers la solution $f_C = 0.03$ et $f_F = 0.04$. Ce type de résultat n'est cependant pas jugé acceptable phénoménologiquement ($f_C < f_N$ et $f_F \leq f_N$) [BEC88, TVE90, XU91].

Comme l'étude de sensibilité l'avait laissé supposer, 90% de la sensibilité des réponses observées proviennent :

- i - des plaques d'alliage d'aluminium 2024-T351 pendant la phase élasto-plastique
- ii - du rivet pour la rupture.

Pour mener l'identification à bien, il est donc indispensable d'opter pour une optimisation globale.

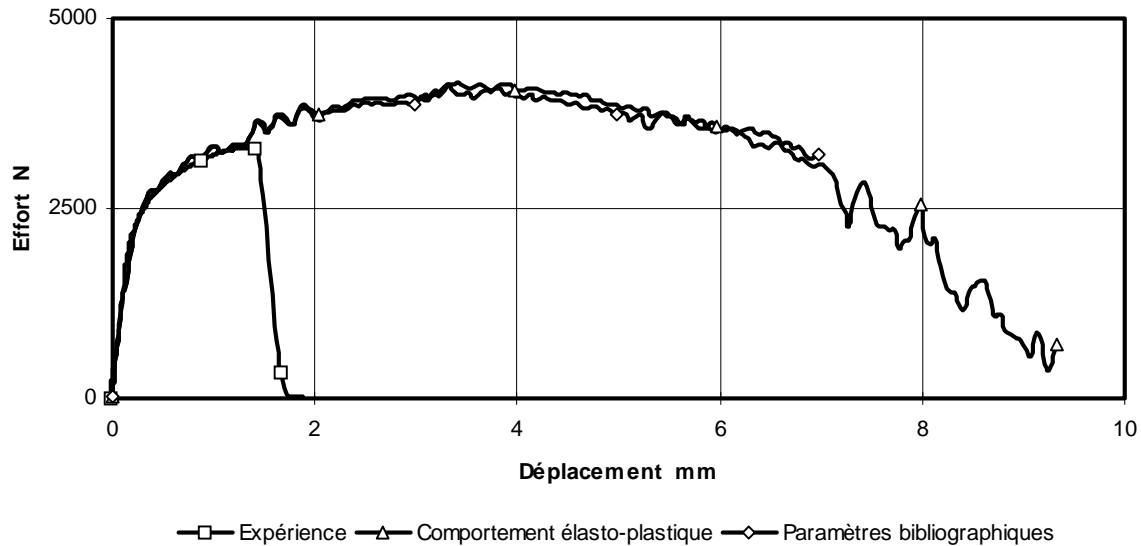


Figure 3.37. Comparaison expérience / modèle de simulation.

Les observables sont peu sensibles aux paramètres de nucléation et de croissance du matériau rivet (essentiellement influant pendant la phase de développement de la plasticité, et ne contribuant que partiellement à l'évolution des observables). Néanmoins, il est nécessaire d'identifier correctement les paramètres sensibles de ces deux phases de l'endommagement. Il est donc décidé d'opter pour une optimisation globale du modèle sous contrainte pour diminuer le temps d'optimisation (proportionnel au nombre de paramètres à identifier). Pour cela, le vecteur des paramètres $\underline{z} = \{q_2, f_N, S_N, \epsilon_N, f_C, f_F\}$ est identifié sous contraintes en imposant :

- i - $f_C = f_N$,
- ii - $f_F = F(f_C)$ donc $F(f_N)$,

soit 4 paramètres au lieu de 6.

La valeur minimum de la fraction volumique de microcavité à la fracture, f_F , est donnée par la relation de stabilité du modèle implémenté (3.14).

$$f_F = \frac{f_C}{0.9} \text{ soit } f_F = \frac{f_N}{0.9} \quad (3.14)$$

Le vecteur des paramètres $\underline{z} = \{1.0, 0.04, 0.1, 0.2\}$ initialise le processus d'optimisation qui converge vers la solution $\underline{z} = \{1.5, 0.045, 0.075, 0.15\}$. Le résultat de la simulation décrit correctement la courbe expérimentale et notamment détecte correctement la rupture (Figure 3.38). La dernière partie de la courbe (pour $1.5 < \delta(\text{mm}) < 2$) est perturbée par une instabilité numérique consécutive à l'élimination des éléments.

L'endommagement des plaques est négligeable comparé à celui du rivet, ce qui exclu tout couplage entre les paramètres d'endommagement des deux matériaux.

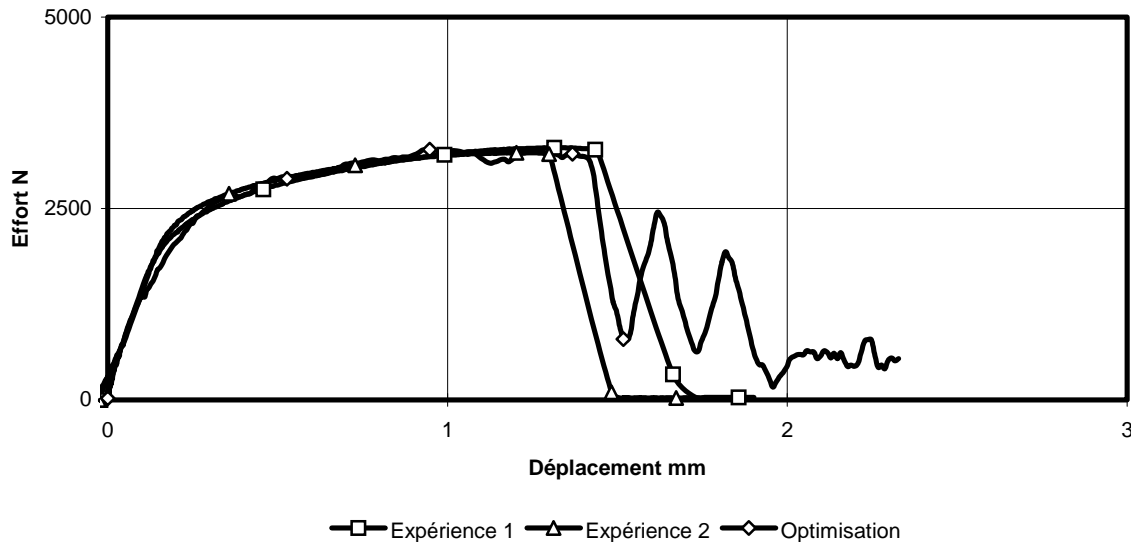


Figure 3.38. Comparaison expérience modèle de simulation avec les paramètres d'endommagement optimisés.

Les paramètres d'endommagement $\underline{z} = \{q_1, q_2, f_b, f_N, S_N, \epsilon_N, f_C, f_F\}$ initialement $\underline{z}^0 = \{1.5, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.2, 0.15, 0.25\}$ ont été identifiés pour le rivet et l'alliage d'aluminium 7050 par rapport à un essai quasi-statique. L'optimisation a finalement abouti au vecteur des paramètres :

$$\bar{\underline{z}} = \{1.5, 1.5, 1^{E-7}, 0.045, 0.075, 0.15, 0.045, 0.055\}.$$

Il convient maintenant de vérifier la qualité quasi-intrinsèque des paramètres optimisés.

3.3.2.3. Validation des paramètres optimisés.

La validation des paramètres du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 7050 est réalisée sur le modèle complet de référence sous sollicitations quasi-statiques et dynamiques.

Les résultats de ces simulations montrent que :

- i - la simulation quasi-statique (réalisée à l'aide du modèle éléments finis de référence avec une vitesse imposée de 0.5 m/s) corrèle le comportement expérimental sur le plan global et local,
- ii - la simulation dynamique corrèle les résultats de la simulation et de l'essai sous sollicitation quasi-statique (insensibilité à la vitesse de déformation).

Une troisième simulation est réalisée pour évaluer le caractère intrinsèque des valeurs des paramètres optimisés. Un essai de type ARCAN [ARC87, GIN93] est modélisé (Figure 3.39). Le principe de cet essai est de pouvoir procéder à des sollicitations mixtes couplant les efforts de traction et de cisaillement. L'essai modélisé pour cette phase de validation est l'essai de traction pure. Cette sollicitation est la plus critique quant à la validité des paramètres d'endommagement. L'essai de traction pure ARCAN conduit à un mode de rupture différent que celui qui résulte de l'identification. L'éprouvette dite 'ARCAN' est présentée sur la Figure 3.40. Elle présente un rivet et deux talons en acier trempé. Le traitement thermique subi par les talons a permis d'augmenter la limite élastique du matériau à 1800 MPa. Le rivetage et la traction sont menés sur une machine quasi-statique de traction et de compression INSTRON 1195 à une vitesse de 2 mm/mn.

Le dispositif expérimental est complètement modélisé pour être représentatif des conditions aux limites et de chargement :

- i - les deux quarts de disque en acier trempé permettant l'orientation de l'effort (montage d'essai),
- ii - les deux talons en acier trempé assurant le lien entre le montage et le rivet,
- iii - le rivet proprement dit.

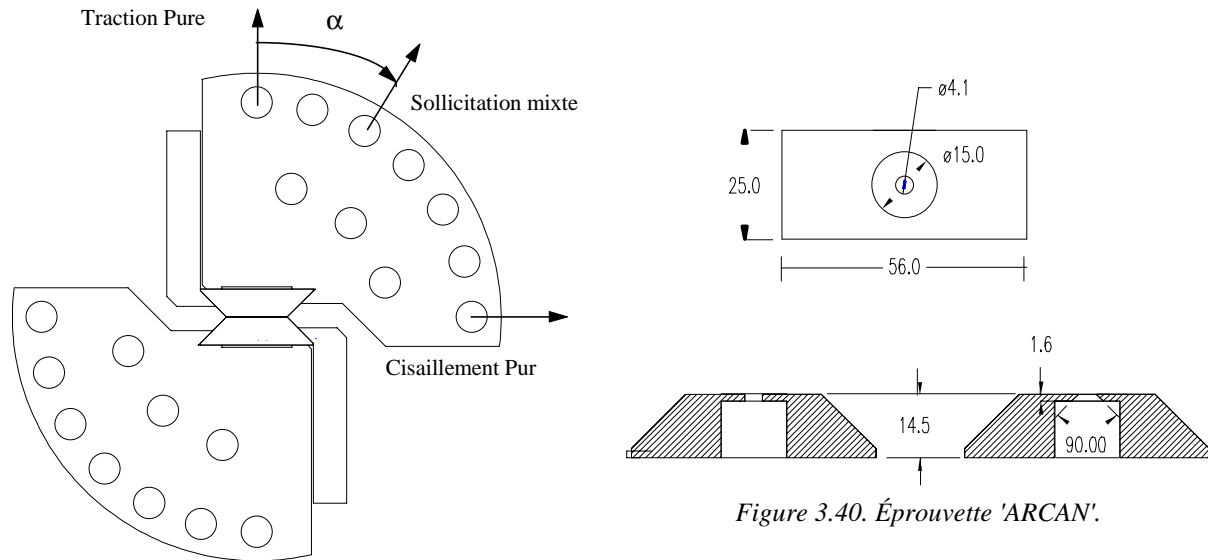


Figure 3.39. Dispositif expérimental ARCAN [ARC87, GIN93].

Le montage et les talons sont modélisés par des éléments solides de type élasto-plastique (type 1) et le rivet par des éléments solides poreux (type 26). La finesse de discrétisation du rivet est conservée par rapport aux simulations précédentes. La gestion du contact entre le rivet, la perforation et les talons est réalisée à l'aide d'un interface auto-impactant (type 36). La valeur du coefficient de frottement dans les interfaces de contact est fixée à 0.2. Le modèle éléments finis ainsi défini comporte 21818 éléments solides.

Le rivetage de l'éprouvette 'ARCAN' est mené expérimentalement et numériquement dans les mêmes conditions que celles présentées au chapitre 2. De même, la simulation de traction tient compte des contraintes et des déformations résiduelles introduites lors du processus de rivetage.

Le résultat de la simulation est comparé à l'expérimentation sur le plan global par la réponse effort fonction du déplacement (Figure 3.41). La simulation permet d'appréhender correctement l'instant de rupture, ainsi que le mode de rupture du rivet en traction (poinçonnement de la tête fraisée). La différence entre les niveaux d'effort simulés et observés expérimentalement est constante au cours du déplacement. Les caractéristiques mécaniques du matériau rivet sont celles établies en compression (phase de rivetage, chapitres 1 et 2). Dans cette étape, le rivet qui a été préalablement déformé en compression (phase de rivetage) est ensuite sollicité en traction. Les caractéristiques mécaniques en traction sont donc inconnues. Il est établi que dans les solides tels les métaux l'action élastique en compression est la même qu'en traction. La courbe représentant la contrainte en fonction de la déformation est continue à l'origine sans variation brusque ni de pente ni de courbure (Figure 3.42) [RIC65]. Mais

l'évaluation de la valeur de la limite élastique est sans doute erronée, ce qui explique la différence des niveaux d'effort observés entre les essais et les calculs.

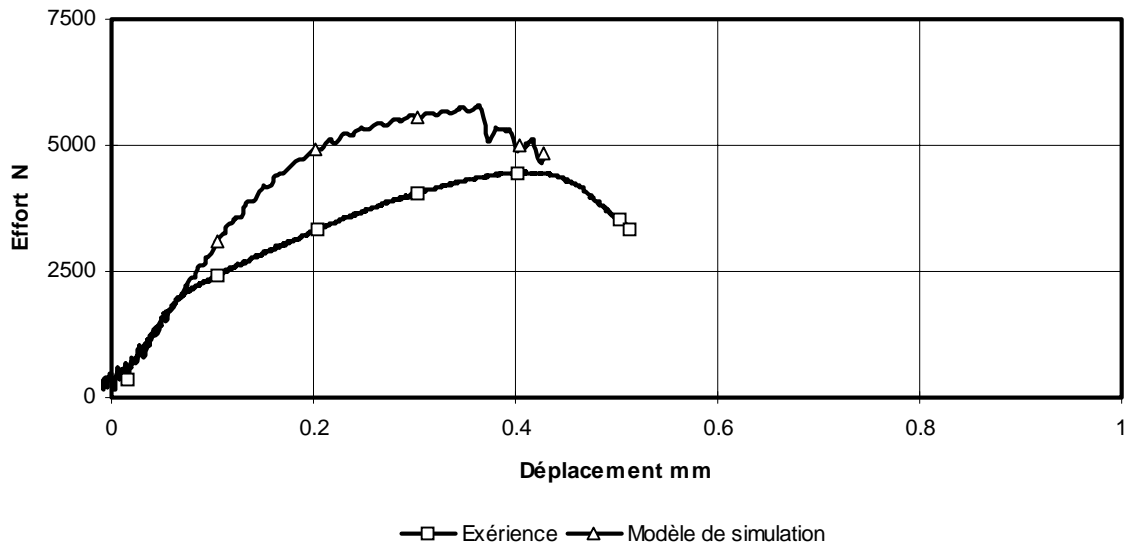


Figure 3.41. Simulation d'une éprouvette ARCAN en traction pure.

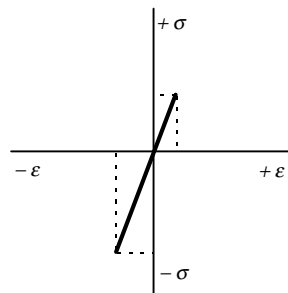


Figure 3.42. Diagramme élastique contrainte-déformation en traction et en compression.

Pour vérifier cette hypothèse, une seconde simulation est tentée en imposant la valeur de la limite élastique du rivet en fonction de la différence d'effort initial observée entre la réponse expérimentale et simulée (c'est-à-dire $\sigma_y \# 200$ MPa au lieu de $\sigma_y \# 312.5$ MPa). Il est alors évident que la prédiction du déplacement à la rupture sera entachée d'une erreur. En effet, diminuer la limite élastique implique évidemment que la plasticité et l'endommagement apparaîtront plus tôt. Néanmoins, cette simulation est entreprise pour vérifier la prédiction de l'effort maximal de traction. Les résultats montrent que la prédiction du déplacement à la rupture est effectivement de moindre qualité et que l'effort maximum est mieux appréhendé lorsque la limite élastique du rivet est abaissée à 200 MPa (Figure 3.43).

La conclusion de cette étape de validation est qu'il serait nécessaire :

- i - de disposer d'un modèle de matériau intégrant explicitement les différences de comportement observés entre la traction et la compression, de manière à éviter la subdivision des éprouvettes en zones de tension et de compression,
- ii - de caractériser la loi de comportement du rivet en traction,
- iii - d'optimiser les paramètres du modèle de Gurson sur ce type d'essai (toute la mesure est relative à l'endommagement du rivet),
- iv - de comparer les résultats de l'optimisation menée sur les deux essais.

En attendant les résultats de ces recherches, la limite élastique du rivet déformé et sollicité en traction est prise égale à 200 MPa pour la suite des travaux.

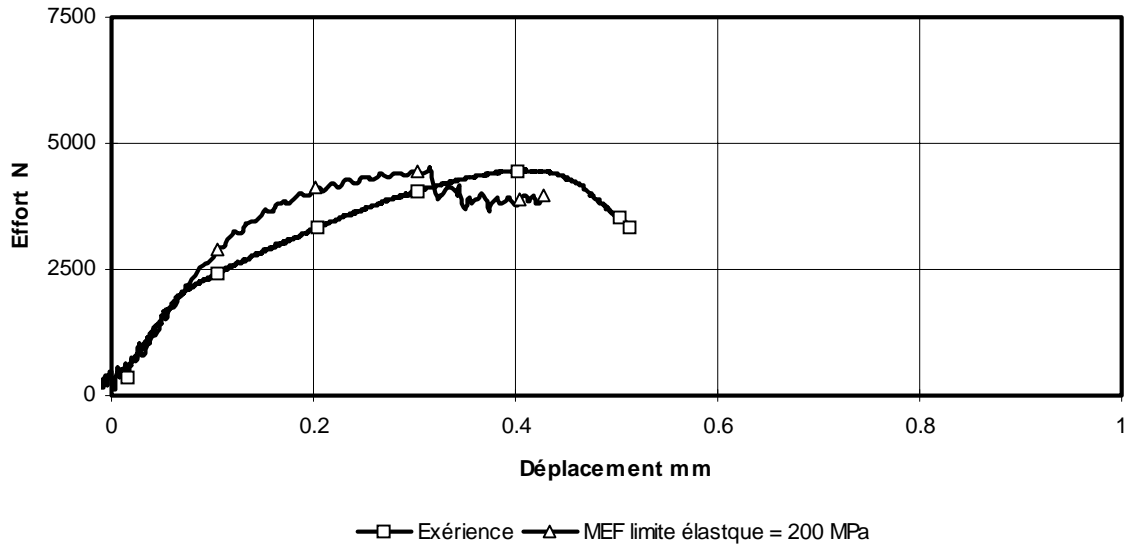


Figure 3.43. Simulation d'une éprouvette ARCAN en traction pure - Limite élastique du rivet : 200 MPa -

La Figure 3.44 présente les contraintes équivalentes de von Mises observées en cours de rupture pour la simulation à 0.5 m/s à l'aide du modèle de référence de l'éprouvette élémentaire de cisaillement, ainsi qu'une vue de face du rivet seul au même instant. La simulation conduit à un mode de rupture tel celui proposé par l'expérimentation (Figure 3.45)

La Figure 3.46 met en évidence les contraintes équivalentes de von Mises ainsi que les déformations plastiques observées pour la simulation quasi-statique de l'éprouvette adaptée pour un essai de type ARCAN en traction pure. Le mode de rupture du rivet en traction est correctement appréhendé par la simulation, comparé à l'expérimentation (Figure 3.47).

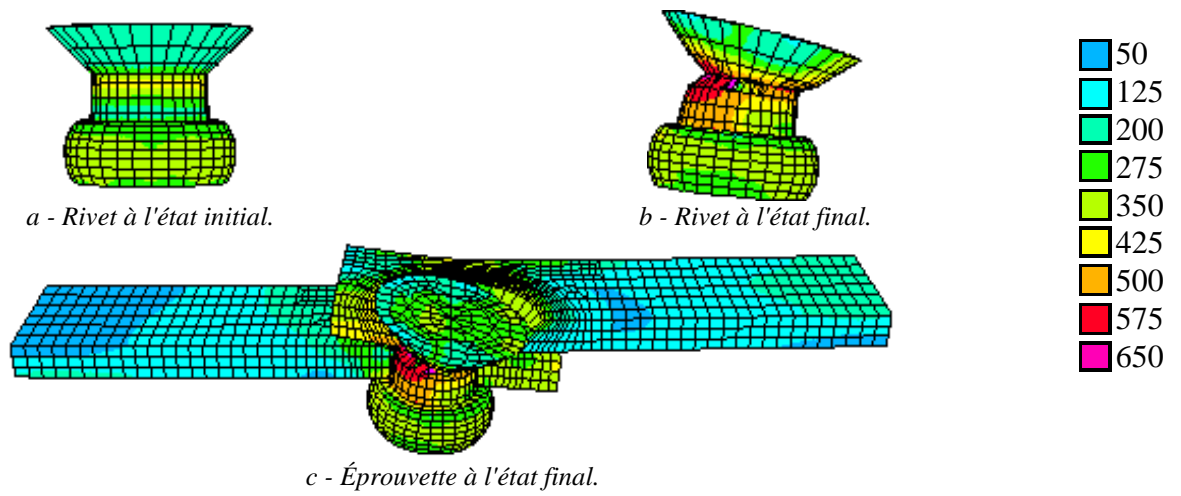


Figure 3.44. Modèle de simulation de référence de l'éprouvette élémentaire de cisaillement en simple recouvrement - Contraintes équivalentes de von Mises - (Simulation quasi-statique)

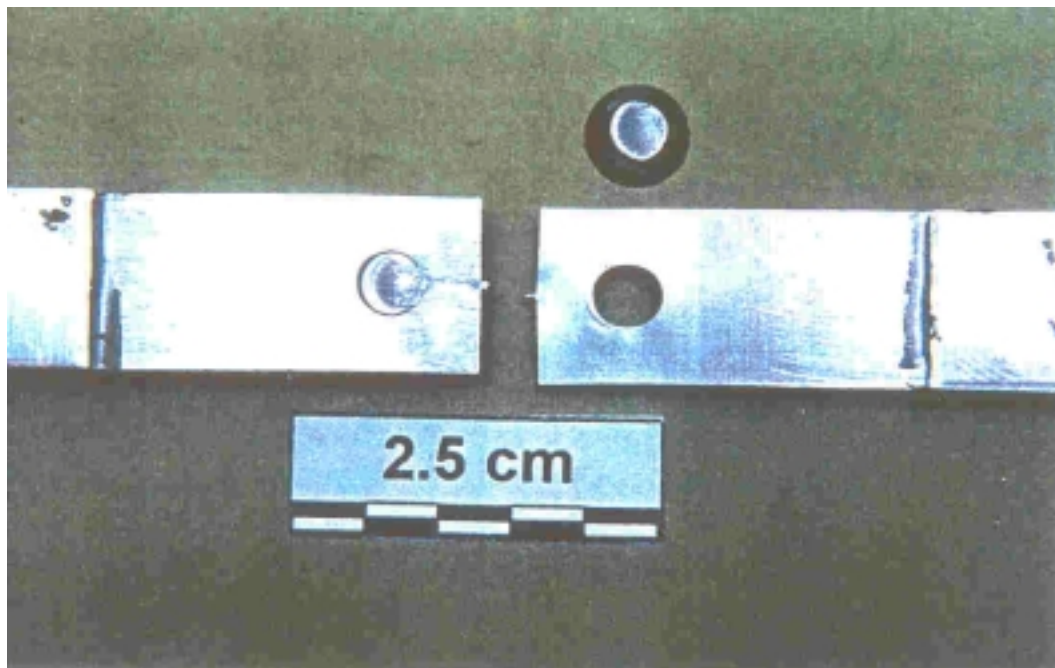


Figure 3.45. Mode de rupture de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement

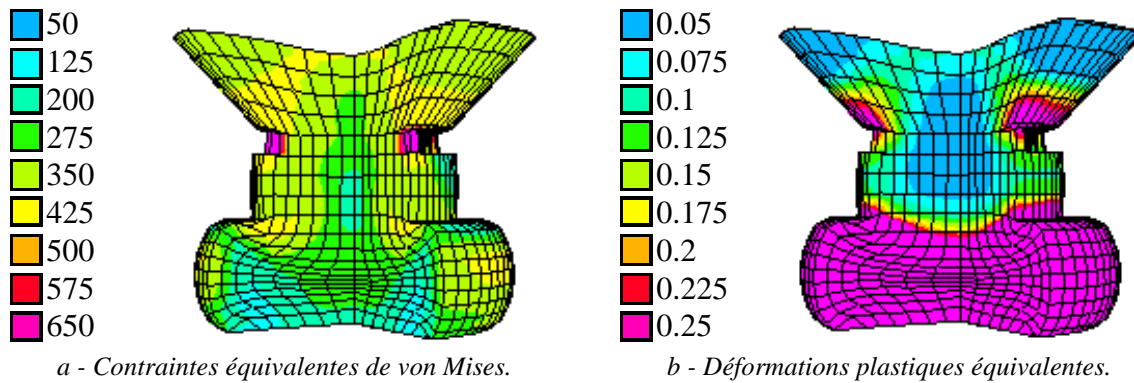


Figure 3.46. Modèle de simulation d'une éprouvette ARCAN en traction pure.



Figure 3.47. Mise en évidence expérimentale du mode de rupture du rivet en traction pure.

CONCLUSION.

Ce chapitre a abordé le thème de la caractérisation matérielle d'une liaison rivetée au travers de l'étude du comportement quasi-statique et dynamique de deux éprouvettes : l'éprouvette élémentaire de traction perforée (pour les plaques et l'alliage d'aluminium 2024-T351) et l'éprouvette élémentaire de cisaillement en simple recouvrement (pour le rivet et l'alliage d'aluminium 7050). Les études préliminaires ont permis de définir la méthode à adopter pour mener l'optimisation des paramètres d'endommagement à l'aide de l'étude de sensibilité (optimisation par étapes successives pour les plaques perforées ou globale sous contraintes pour l'éprouvette de cisaillement), de mettre en évidence l'influence des contraintes et des déformations résiduelles post-rivetage (négligeable pour un mode de rupture du rivet par déboutonnage, primordiale pour un mode de rupture par cisaillement de la tête fraisée).

La première partie traite de la caractérisation expérimentale et de la détermination des paramètres d'endommagement de l'alliage d'aluminium 2024-T351 composant le matériau des plaques assemblées :

- aucune influence notable de la vitesse de sollicitation n'a pu être observée sur les observables globales et locales bien que des vitesses de déformation de l'ordre de 500 s^{-1} (lors de la plastification) et 7000 s^{-1} (lors de la rupture) aient été relevées par les jauges de déformation proches de la perforation. L'instrumentation locale en jauge de déformation a permis de mesurer précisément l'influence des effets géométriques liés à la présence de la perforation sur les grandeurs locales,

- les réponses obtenues lors de la campagne expérimentale ont été employées pour mener l'identification des paramètres matériels d'endommagement de Gurson de l'alliage d'aluminium 2024-T351. L'optimisation des paramètres a été réalisée en trois phases à l'aide d'un modèle éléments finis simplifié :

- i - paramètres de nucléation ϵ_N et f_N ,
- ii - paramètres de coalescence et de rupture f_C et f_F ,
- iii - paramètre de croissance, q_1 .

Les paramètres d'endommagement $\underline{z} = \{q_1, q_2, f_l, f_N, S_N, \epsilon_N, f_C, f_F\}$ initialement $\underline{z}^0 = \{1.5, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.2, 0.15, 0.25\}$ ont été identifiés par rapport à un essai quasi-statique. L'optimisation a finalement abouti au vecteur des paramètres :

$$\bar{\underline{z}} = \{2, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.1, 0.04, 0.05\}$$

Le résultat de la simulation éléments finis avec ces paramètres a corrélé les observations expérimentales sur le plan global et local,

- la dernière phase de cette première partie concernait la validation des paramètres optimisés pour les plaques et l'alliage d'aluminium 2024-T351. Cette dernière phase a été réalisée en trois étapes :

- i - la première a permis de vérifier que les paramètres optimisés à l'aide du modèle de simulation simplifié donnaient satisfaction pour un modèle complet, fin, sous sollicitation quasi-statique,
- ii - la seconde a consisté à vérifier l'insensibilité numérique à la vitesse de sollicitation de ce même modèle,
- iii - la troisième a consisté à simuler avec les paramètres optimisés le comportement d'une éprouvette de caractérisation des matériaux (sans perforation), pour assurer la qualité "quasi-intrinsèque" des paramètres matériaux identifiés.

Les résultats de ces étapes de validation montrent que pour identifier les paramètres du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction, seules les réponses effort et déformation de suivi suffisent. De plus, ils démontrent effectivement le caractère quasi-intrinsèque des paramètres identifiés.

La seconde partie s'intéresse à la caractérisation expérimentale et à la détermination des paramètres d'endommagement de l'alliage d'aluminium 7050 composant le matériau des rivets. Les paramètres d'endommagement de l'alliage d'aluminium 2024-T351 précédemment identifiés sont employés pour modéliser le comportement des plaques de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement :

- aucune influence notable de la vitesse de sollicitation n'a pu être mesurée sur les observables globales et locales ou sur le mode de rupture du rivet (la tête est décapitée). L'instrumentation locale des éprouvettes a rendu partiellement compte des effets de

l'endommagement du rivet. Néanmoins, elles ont constitué les uniques variables accessibles raisonnablement à l'observation,

- la seconde phase traite de l'identification des paramètres matériels d'endommagement du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 7050 par méthode inverse. Une optimisation globale sous contrainte a été menée pour pallier la faible sensibilité des observables vis-à-vis des paramètres de nucléation et de croissance. L'optimisation a consisté à identifier le vecteur des paramètres :

$$\underline{z} = \{q_2, f_N, S_N, \varepsilon_N, f_C, f_F\} \text{ tel que } f_C = f_N \text{ et } f_F = F(f_C) = F(f_N)$$

Les paramètres d'endommagement $\underline{z} = \{q_1, q_2, f_I, f_N, S_N, \varepsilon_N, f_C, f_F\}$ initialement $\underline{z}^0 = \{1.5, 1, 1^{E-7}, 0.04, 0.1, 0.2, 0.15, 0.25\}$ ont été identifiés par rapport à un essai quasi-statique. L'optimisation a finalement abouti au vecteur des paramètres :

$$\underline{\bar{z}} = \{1.5, 1.5, 1^{E-7}, 0.045, 0.075, 0.15, 0.045, 0.055\}$$

Les résultats de la simulation éléments finis avec ces paramètres ont corrélé les observations expérimentales en particulier sur le plan global,

- la troisième phase concernait la validation des paramètres optimisés. Outre la vérification des paramètres optimisés par le modèle de simulation fin sollicité en quasi-statique et en dynamique, cette phase a conclu qu'il était nécessaire :

- i - de disposer d'un modèle de matériau intégrant les différences de comportement observées entre la traction et la compression,
- ii - de caractériser le matériau des rivets en traction,
- iii - d'optimiser les paramètres du modèle de Gurson du matériau des rivets à l'aide du dispositif ARCAN. L'attention doit être portée sur le fait que les discontinuités de la géométrie de l'éprouvette ARCAN font qu'elle n'est pas une éprouvette de caractérisation,
- iv - de comparer et de valider finalement les différentes solutions obtenues.

Dans l'attente de ces résultats, la limite élastique du rivet déformé et sollicité en traction sera maintenue égale à 200 MPa pour la suite des travaux.

Les résultats de ces étapes de validation ont montré que pour identifier les paramètres du modèle de Gurson de l'alliage d'aluminium 7050 en cisaillement, les réponses effort, déformations radiales et longitudinales en fonction du déplacement suffisent.

A titre d'étude de sensibilité à la finesse de discrétisation, des simulations de l'essai de traction uniaxial sur l'éprouvette de caractérisation des matériaux (sans perforation) ont été entreprises en augmentant la densité du maillage initial d'un rapport 4 et en diminuant la densité du maillage initial d'un rapport 8.

Les écarts observés, notamment l'instant de rupture, sont inférieurs à 3% comparé à la solution de référence.

L'ensemble des résultats obtenus démontre finalement la faisabilité des plans d'expérience numériques. Il est d'ores et déjà offert la possibilité de compléter la base de données numériques en faisant varier les caractéristiques propres du joint riveté (forme de la liaison, distance au bord, pas de rivetage, nombre de rivet, etc.).

L'outil numérique devient donc un outil de prédiction et d'aide à la conception qui permet de traiter numériquement l'ensemble des problèmes liés au dimensionnement ou à la

conception d'un joint riveté (du design d'un rivet ou de la perforation jusqu'au résultat de la tenue mécanique d'un nouvel assemblage) à moindre coût et durée de développement comparé à l'expérimentation seule. En effet, la caractérisation expérimentale requiert :

$$3 * n * C * S * PR(a, p, \text{etc.}) * \dots$$

(3 essais selon la même configuration, n vitesses de sollicitation, C combinaisons pour la disposition des rivets, S sollicitations, PR les paramètres du rivetage : pas, distance, etc.).

Le plan d'expérience numérique requiert :

$$2 * 3 * n \text{ essais matériaux (2 matériaux)} \\ + 3 * n * C * S * PR(a, p, \text{etc.}) * \dots \text{ simulations éléments finis.}$$

Le gain obtenu en remplaçant les $3 * n * C * S * PR(a, p, \text{etc.}) * \dots$ essais par $3 * n * C * S * PR(a, p, \text{etc.}) * \dots$ simulations justifie largement le coût de la caractérisation des matériaux.

L'ensemble des résultats obtenus sur le thème de la caractérisation matérielle d'une liaison peut notamment être utilisé dans le cadre de la caractérisation d'un modèle équivalent macroscopique, dédié à la représentation du comportement à la rupture de cette liaison dans la simulation du crash des structures, ce qui est étudié au chapitre 4.

BIBLIOGRAPHIE.

- [ARC87] L. ARCAN, M. ARCAN, I. M. DANIEL, "*SEM fractography of pure and mixed mode interlaminar fracture in Graphite/Epoxy composites.*", ASTM Special Technical Publications, Vol. **948**, pp. 41-47, 1987.
- [ARG75] A. S. ARGON and J. IM, "*Separation of second phase particles in spheroidized 1045 steel, Cu-0.6Pct Cr alloy, and maraging steel in plastic straining.*", Meta. Trans., **6A**, pp. 839-851, 1975.
- [BEC88] R. BECKER, A. NEEDLEMAN, O. RICHMOND and V. TVERGAARD, "*Void growth and failure in notched bars.*", J. Mech. Phys. Solids, Vol. **36**, pp. 317-351, 1988.
- [BEN93] B. BENNANI, P. PICART and J. OUDIN, "*A finite element algorithm for microvoid nucleation, growth and coalescence.*", Int. J. Dama. Mech., **2**, pp. 118-136, 1993.
- [BRU73] E. F. BRUHN, "*Analysis and design of flight vehicle structures.*", Jacobs Publishing, Inc. Juin 1973.
- [CHU80] C. C. CHU and A. NEEDLEMAN, "*Void nucleation effects in biaxially stretched sheets.*", J. Engng. Mate. Tech., **102**, pp. 249-256, 1980.
- [CLI86] F. A. Mac CLINTOCK, "*A criterion for ductile fracture by growth of holes.*", J. Appl. Mech., **35**, pp. 614-627, 1986.
- [DEV95] J. C. DEVAUX, P. JOLY, and J. B. LEBLOND, "*Simulation by the local approach of the ductile crack growth in a pressure vessel steel using an improved Gurson Tvergaard model.*", 21st MPA seminar, 1995.
- [GEL87] J. C. GELIN, "*Numerical analysis of strain rate and temperature effects on localization of plastic flow and ductile fracture - Application to metal forming.*", Comp. Meth. Pred. Mate. Proc. Defe., pp. 123-132, 1987.
- [GIN93] B. GINESTE, "*Assemblages de structures en matériaux composites par stratification d'un élément de liaison. Caractérisation de l'endommagement.*",

- Thèse de doctorat, Université de Nantes, École Centrale de Nantes, 1993.
- [GOO79] S. H. GOODS and L. M. Brown, "*The nucleation of cavities by plastic deformation.*", Acta Metallurgica, **27**, pp. 1-15, 1979.
- [GUR72] J. GURLAND, "*Observations on the fracture of cementite particles in a spheroidized 1,05% C steel deformed at room temperature.*", Acta Metallurgica, **20**, pp. 735-741, 1972.
- [GUR77a] A. L. GURSON, "*Porous rigid-plastic materials containing rigid inclusions - Yield function, plastic potential, and void nucleation.*", Proc. Int. Conf. Fract. D. M. R. Taplin Ed., **2a**, pp. 357-364, 1977.
- [GUR77b] A. L. GURSON, "*Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : part I yield criteria and flow rules for porous ductile media.*", J. Engng. Mate. Tech., ASME, **99**, pp. 2-15, 1977.
- [LAN96] B. LANGRAND, F. BOS, P. DRAZETIC, E. MARKIEWICZ, P. GEOFFROY et J. L. PETITNIOT, "*Identification paramétrique des lois de comportement de l'acier XC48 en compression - Évolution vers une méthode inverse.*", Méca. Indus. Mate. Vol **49**, pp. 89-91, 1996.
- [LAN97a] B. LANGRAND, "*FRAGILISATION DES ASSEMBLAGES RIVETES - Caractérisation expérimentale des contraintes et de déformations post-rivetage.*", Note technique ONERA-Lille n°97/57, novembre 1997.
- [LAN97b] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, "*Étude expérimentale et numérique de la fragilisation structurale associée au processus de rivetage.*", Communication aux journées Crash-Impact 97, 11-12 décembre 1997.
- [LAN97c] B. LANGRAND, "*Développement et validation de méthodes d'identification paramétrique - Évolution vers une méthode inverse.*", Note technique ONERA-Lille n°97/51, octobre 1997.
- [LAN97d] B. LANGRAND, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, P. GEOFFROY, J. L. PETINIOT, and J. FABIS, "*Constitutive models characterisation for XC48 steel in compression by a parametric identification technique.*", Int. J. of Materials and Product Technology, Vol. **12**, Nos. 4-6, pp.428-446, 1997.
- [LAN97e] B. LANGRAND, "*Caractérisation expérimentale des alliages d'aluminium 2024-T351 et 7050.*", Note technique ONERA-Lille n°97/54, octobre 1997.
- [LAN98a] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, "*FRAGILISATION DES ASSEMBLAGES RIVETES - Validation de modèles éléments finis post-rivetage.*", Note technique ONERA-Lille n°98/01, février 1998.
- [LAN98b] B. LANGRAND, "*Caractérisation du modèle d'endommagement de Gurson pour l'alliage d'aluminium 2024-T351 - Comportement dynamique d'une éprouvette perforée en traction -*", Note technique ONERA-Lille n°98/02, février 1998.
- [LAN98c] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, "*Caractérisation du modèle*

- d'endommagement de Gurson pour l'alliage d'aluminium 7050 - Comportement dynamique d'une éprouvette de cisaillement en simple recouvrement -*", Note technique ONERA-Lille n°98/13, février 1998.
- [LAN98d] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, "Caractérisation matérielle d'une liaison rivetée.", Méca. Indus. Mate. Vol. **51**, pp. 76-79, 1998.
- [LAN98e] B. LANGRAND, E. DELETOMBE, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, "Characterisation of dynamic failure for riveted joint assemblies.", Computational Materials Science, Soumise.
- [LAU96] F. LAURO, "Méthodologie pour la prise en compte de l'endommagement microstructural sous chargement dynamique.", Thèse de doctorat, Université de Valenciennes, 1996.
- [LEM85] J. LEMAITRE et J. L. CHABOCHE, "Mécanique des matériaux solides", Bordas, Paris, 1985.
- [LEM87] J. LEMAITRE, "Formulation unifiée des lois d'évolution d'endommagement.", C. R. Acad. Sci. Paris, **305**, pp. 1125-1130, 1987.
- [MAR98] E. MARKIEWICZ, B. LANGRAND, E. DELETOMBE, L. PATRONELLI, P. DRAZETIC, "Analysis of the riveting process forming mechanisms.", Int. J. of Materials and Product Technology, Acceptée pour publication.
- [MON88] F. MONTHEILLET et F. MOUSSY, "Physique et mécanique de l'endommagement.", Éditions de physique, 1988.
- [MOU85] F. MOUSSY, "Les différentes échelles du développement de l'endommagement dans les aciers, influence sur la localisation de la déformation à l'échelle microscopique.", Proc. Considère Mem. Symp., Salençon J. Ed., Presse de l'école Nationale des Ponts et Chaussées, pp. 263-271, 1985.
- [NEE85] A. NEEDLEMAN and V. TVERGAARD, "Material strain rate sensitivity in round tensile bar.", Proc. Considère Mem. Symp., Salençon J. Ed., Presse de l'école Nationale des Ponts et Chaussées, pp. 251-262, 1985.
- [NEE87] A. NEEDLEMAN, "A continuum model for void nucleation by inclusion debonding.", J. Appl. Mech., **54**, pp. 525-531, 1987.
- [PAM96] PAM-SOLID™, User's manual, ESI-PSI, 20 rue Saarinen Sillic 303 94588, Rungis cedex, 1996.
- [PET74] R. E. PETERSON, "Stress concentration factors.", A WILEY-INTERSCIENCE PUBLICATION, JOHN WILEY & SONS Inc., 1974.
- [PIC92] P. PICART, J. OUDIN and B. BENNANI, "Finite element simulation of void nucleation growth and coalescence in isotropic standard elasto-plasticity, application to cold forging.", J. Mate. Proc. **32**, pp. 179-188, 1992.
- [RIC65] C. W. RICHARDS, "Compression statique.", La science des matériaux de l'ingénieur, Collection DUNOD, 1965.
- [RIC69] J. R. RICE and D. M. TRACEY, "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields.", J. Mech. Phys. Solids, **17**, pp. 201-217, 1969.
- [ROU87] G. ROUSSELIER, "Ductile fracture models and their potential in local

- approach of fracture.*", Nucl. Engng. Desi., **105**, pp. 97-111, 1987.
- [ROU88] G. ROUSSELIER, J. C. DEVAUX, G. MOTTET and G. DEVESA, "A methodology for ductile fracture analysis based on damage mechanics : an illustration of a local approach of fracture.", ASTM special technical publication, **995**, pp. 332-354, 1988.
- [TAI88] W. H. TAI, "A damage mechanics model for anisotropic material and its application to sheet metal forming.", Int. J. Solids Structures, **24**, pp. 1045-1057, 1988.
- [TVE81] V. TVERGAARD, "Influence of voids on shear band instabilities under plan strain conditions.", Int. J. Fract., **17**, pp. 389-401, 1981.
- [TVE82a] V. TVERGAARD, "On localization in ductile materials containing spherical voids.", Int. J. Frac., **18**, pp. 237-252, 1982.
- [TVE82b] V. TVERGAARD, "Material failure by void coalescence in localized shear bands.", Int. J. Solids Structures, **18**, pp. 659-672, 1982.
- [TVE82c] V. TVERGAARD, "Ductile fracture by cavity nucleation between larger voids.", J. Mech. Phys. Solids, **30**, pp. 265-262, 1982.
- [TVE84] V. TVERGAARD and A. NEEDLEMAN, "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar.", Acta Metallurgica, **32**, pp. 157-169, 1984.
- [TVE90] V. TVERGAARD, "Material failure by void growth to coalescence.", Adv. Appl. Mech., Vol. **27**, pp. 83-151, 1990.
- [XU91] X. P. XU and A. NEEDLEMAN, "Simulations of ductile failure with two size scales of voids.", Eur. J. Mech., A/Solids, Vol. **10**, pp. 459-484, 1991.
- [ZHU95] Y. ZHU and T. ZACHARIA, "Application of damage models in metal forming.", Sim. Mat. Proc. pp. 375-380, 1995.

CHAPITRE 4. LIAISON SIMPLIFIEE POUR LE CALCUL PAR ELEMENTS FINIS DES STRUCTURES ASSEMBLEES.

Résumé—Ce chapitre aborde les techniques de modélisation simplifiée des liaisons (en l'occurrence rivetées) pour le calcul des structures, et la caractérisation de ces modèles. Une liste non exhaustive des techniques de modélisation des liaisons et des critères de rupture est présentée. Des expérimentations de type ARCAN et des modélisations éléments finis sont entreprises pour caractériser un critère de rupture classique de la liaison et confronter l'outil de calcul à la méthode expérimentale afin de valider le concept des plans d'expérience numériques. Les modèles simplifiés de liaison sont testés à l'aide des essais à rupture d'une éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et d'une sous-structure aéronautique comprenant 700 rivets. Un nouveau modèle non linéaire de rivet est développé dans le code de calcul explicite PAM-SOLID™, ses paramètres sont caractérisés et les résultats obtenus au travers de la simulation de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et de la sous-structure sont présentés.

INTRODUCTION.

Une préoccupation majeure des constructeurs aéronautiques concerne la sécurité des passagers en cas de situation de crash survivable. L'atterrissage forcé sur piste, train rentré, pose dès le stade de la conception d'un nouvel appareil le problème de la limitation des niveaux d'accélération et de la déformation de l'habitable (voire sa destruction) qui sont sources de danger pour les passagers. Pour ce type de problème, l'amélioration de la sécurité repose principalement sur l'amélioration du comportement mécanique (fortement non linéaire) de la structure arrière de l'avion qui subit l'impact (grands déplacements, grandes déformations, ruptures, déchirures, désarticulations, etc.). Pour tester la résistance à l'écrasement de ces structures, des maquettes de crash étaient employées [DUP80, PET83]. Actuellement, les développements en matière de sécurité sont éprouvés à l'aide d'outils de calcul utilisant la méthode des éléments finis pour en limiter les coûts [DEL93, DEL96, DEL97].

Dans le cas de la modélisation par éléments finis, une structure aéronautique, même réduite à la partie arrière de l'appareil, ne peut être discrétisée finement par des éléments solides pour des raisons évidentes de coût de calcul. En particulier, les assemblages sont modélisés par des éléments équivalents simples qu'il est par ailleurs nécessaire de caractériser. La méthodologie présentée au cours des chapitres précédents a démontré la capacité de l'outil de calcul à représenter finement des mécanismes de mise en forme ou de rupture complexe des assemblages rivetés. Cette méthodologie repose sur la caractérisation matérielle des matériaux constituant l'assemblage, qui permet de bâtir des plans d'expérience numériques. La caractérisation de modèles équivalents de liaisons rivetées peut alors être traitée numériquement. Le choix du modèle simplifié et la sélection d'une méthode visant à accéder à une caractérisation la plus fidèle possible de ce modèle, constituent une difficulté non négligeable. Les techniques les plus fréquemment retenues consistent à opter pour un modèle

de liaison ressemblant à un élément simple, censé reproduire le comportement d'un rivet formé. Le degré de représentativité requis peut inclure les comportements non linéaires et à la rupture de ce rivet. Il demeure nécessaire toutefois de tenir compte de l'endommagement des tôles, des effets géométriques liés à la présence des perforations, etc.

Dans le cadre de ce chapitre, une liste non exhaustive des types de représentation simplifiée de la liaison est présentée. Les paramètres d'un critère de rupture, choisi parmi ceux-ci, sont caractérisés à l'aide du dispositif d'essai ARCAN [PAT98a-b]. L'étude du comportement de divers éléments de liaisons est entreprise au travers de modélisations simplifiées de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et d'une sous-structure aéronautique comportant 700 rivets. Un nouveau modèle de liaison rivetée est développé dans le code de calcul explicite PAM-SOLID™ et ses paramètres identifiés à l'aide du dispositif ARCAN. L'introduction de l'endommagement dans les simulations est abordée au travers de l'identification des paramètres du modèle de Gurson pour des éléments de coque. Ces développements sont validés, localement, sur l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et évalués globalement sur la structure.

4.1. REPRESENTATIONS DE LA 'LIAISON RIVET'.

Au début des années 90 la Communauté Européenne a financé un programme cadre IMT (Industrial Materials and Technologies) dans le domaine du crash de structures aéronautiques. Une des phases de ce programme a concerné l'évaluation des différents codes de calcul existants sur des cas d'écrasement sous-structuraux [CIC94a-b], l'objectif étant de déterminer une méthodologie de modélisation.

Divers sujets d'études ont été abordés comme l'influence, sur les simulations, de la vitesse de déformation, de la finesse des maillages, des approximations géométriques et de la représentation des liaisons. Il s'est avéré que le problème restant sans réponse, au terme de ce programme, était celui de la modélisation des liaisons. Les différentes approches retenues à l'époque pour la modélisation des assemblages reposaient sur l'utilisation [DEL93, DEL96, SCH95, WIN95] :

- i - de contraintes cinématiques,
- ii - d'éléments non linéaires,
- iii - de formulations hybrides couplant contraintes cinématiques et éléments non linéaires.

4.1.1. Contraintes cinématiques.

Les 'liaisons rivets' de type contraintes cinématiques rassemblent (Figure 4.1) :

- i - les liens rigides,
- ii - les 'Rivets/Spotwelds',
- iii - les corps rigides,
- iv - les interfaces liants.

L'intérêt de ce type de représentation est qu'il n'y a pas de condition de stabilité imposée (pas de temps), car pas de rigidité associée. De plus, elles sont relativement simples à mettre en œuvre même dans le cas d'ensembles complexes. Cependant, elles ne permettent pas de modéliser les comportements fins de la liaison (en particulier non linéaires). La rupture est modélisée par un critère macroscopique couplant les efforts de traction et de cisaillement. Une autre limitation de ces modèles est qu'un noeud ne peut être associé qu'à une seule condition

cinématique pour un degré de liberté donné. Des conflits de priorité ou des incompatibilités peuvent alors apparaître entre plusieurs conditions cinématiques.

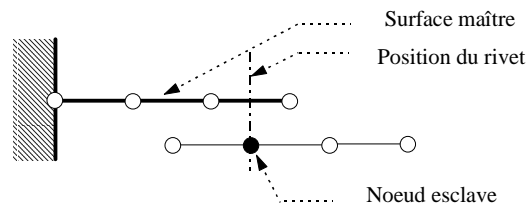


Figure 4.1. Contraintes cinématiques.

Les représentations 'Rivet/Spotwelds' sont des corps rigides à 2 voire 3 noeuds esclaves (trois épaisseurs de plaques peuvent être connectées). Dans le cas où 3 noeuds sont liés, deux corps rigides indépendants sont générés.

4.1.2. Éléments non linéaires.

Cette catégorie concerne essentiellement (Figure 4.2) :

- i - les éléments finis de poutre,
- ii - les éléments de ressort,
- iii - les éléments de poutre/ressort (RADIOSS™, MECALOG).

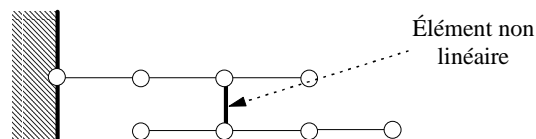


Figure 4.2. Éléments non linéaires.

L'ensemble de ces éléments est associé à un pas de temps élémentaire afin d'assurer la stabilité des simulations. Étant dans la majorité des cas associés aux dimensions des éléments 1D, leur pas de temps peut être préjudiciable pour un calcul de structure. Pour décrire les non linéarités ainsi que la rupture, ces formulations offrent cependant une plus large gamme de solutions.

4.1.3. Formulations hybrides.

Ce dernier type de formulation est fondé sur le principe qu'il est possible d'imposer des conditions cinématiques à des noeuds connectés à des éléments (Figure 4.3). Ceci conduit à des formulations hybrides dans lesquelles le rivet est modélisé par un élément non linéaire et où la connexion entre le rivet et les plaques est assurée par une condition cinématique.

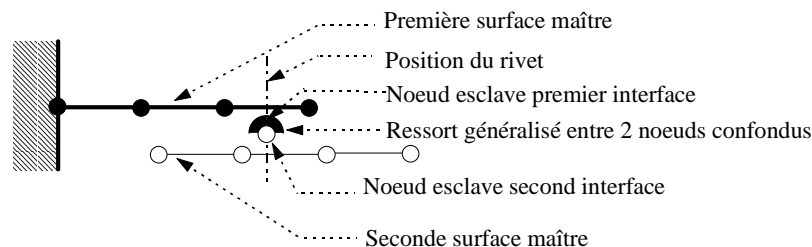


Figure 4.3. Formulations hybrides.

L'indépendance de la position du rivet par rapport au maillage des plaques constitue le principal avantage de ces formulations. Néanmoins, cette souplesse d'utilisation peut être préjudiciable car les points d'articulation de la structure coïncident numériquement avec les

noeuds du maillage (points de pliage ou d'articulation naturels d'un élément fini), et non plus avec les points de liaison (ce qui est physiquement représentatif).

4.1.4. Critères de rupture de la liaison.

Deux types de critère de rupture sont généralement associés aux modèles d'assemblage.

Le premier (matériel) est piloté par l'allongement des liaisons et repose sur les courbes définissant leur comportement ($F(\delta)$ ou $M(\theta)$ par exemple). La rupture est établie lorsque l'effort est nul, ou lorsque l'allongement atteint une valeur maximale définie dans le jeu de données.

Le second (macroscopique) est fondé sur l'hypothèse d'un comportement rigide à rupture. Les efforts de liaison sont calculés dans l'interface, et la rupture est détectée une fois atteinte la relation (4.1). N_u et T_u sont les efforts normaux (traction) et tranchants (cisaillement) à la rupture, caractérisés expérimentalement ou numériquement. a et b sont deux paramètres de couplage.

$$\left(\frac{N}{N_n}\right)^a + \left(\frac{T}{T_n}\right)^b \geq 1 \quad (4.1)$$

Ce critère définit en règle générale une enveloppe elliptique. Deux cas particuliers peuvent être obtenus. Le premier définit une enveloppe triangulaire lorsque $a = b = 1$; le second une enveloppe circulaire lorsque $N_u = T_u$ et $a = b = 2$ (Figure 4.4).

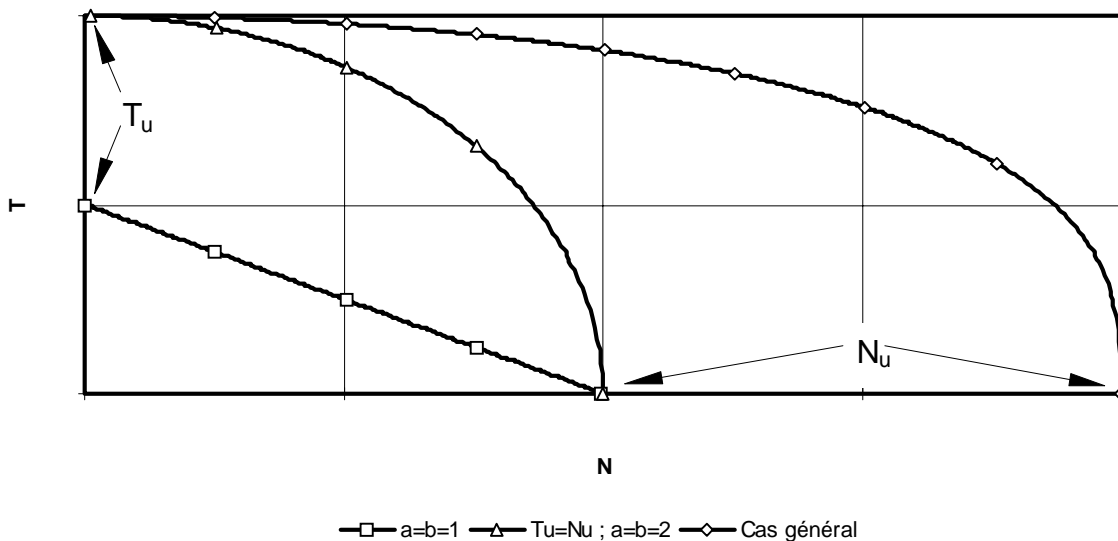


Figure 4.4. Différentes formes du critère de rupture macroscopique.

Les paramètres de couplage a et b permettent de modifier la forme du critère dans une direction privilégiée, comme le montre la Figure 4.5. Faire l'hypothèse $a = b$ [MUL94], bien que nécessaire lorsque l'expérimentation ne permet pas d'obtenir le nombre de couples (N, T) minimum (4), revient donc à modifier uniformément le critère (Figure 4.5).

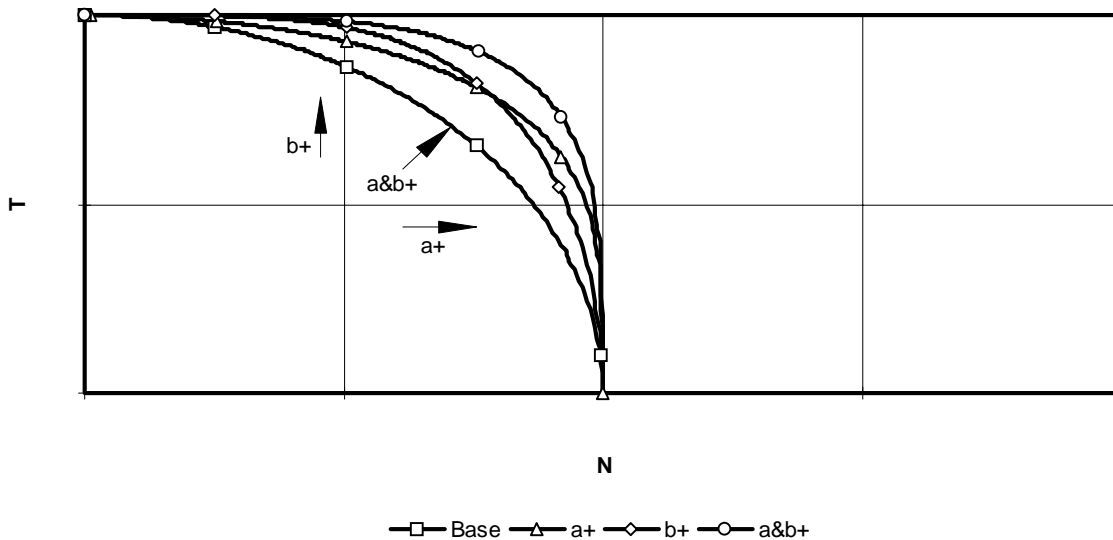


Figure 4.5. Influence de a et b sur la forme du critère macroscopique.

La rupture, pour les liaisons de type contrainte cinématique, sera évaluée par la suite et il convient dès à présent de caractériser les paramètres du critère de rupture macroscopique pour la liaison rivetée élémentaire qui nous intéresse.

4.2. CARACTERISATION DU CRITERE DE RUPTURE ELEMENTAIRE MACROSCOPIQUE DE LA LIAISON.

Pour la caractérisation du critère de rupture macroscopique (Eq. 4.2), il est nécessaire de procéder à un essai de traction pure (N_u), un essai de cisaillement pur (T_u) et un minimum de deux essais couplant effort de traction et de cisaillement (a , b).

$$\left(\frac{N}{N_u}\right)^a + \left(\frac{T}{T_u}\right)^b \leq 1 \quad (4.2)$$

La méthode classique simplifiée consiste à :

- i - mener des essais de traction/pelage (N_u), de cisaillement par la méthode des cales (T_u) et en mode mixte avec une éprouvette en 'simple recouvrement', (pour ce dernier essai, la décomposition de l'effort à rupture en valeurs de N et T est inconnue),
- ii - retrouver les valeurs de N et T pour l'essai mixte grâce aux simulations, à partir de la valeur du déplacement à la rupture mesurée,
- iii - déterminer a (et b , avec l'hypothèse $a = b$).

Dans le cas d'un assemblage soudé par point, les valeurs des paramètres N_u , T_u , a (et b) ont été identifiées indirectement (les observables sont l'effort global et le déplacement) par comparaison entre les courbes d'évolution expérimentales et simulées [DUC97]. Cette méthode est simple à mettre en œuvre mais nécessite trois types d'éprouvettes différents. Les plaques de l'assemblage étant mises à contribution, elles introduisent une erreur plus ou moins importante des efforts ultimes de traction et de cisaillement (pas de traction ou de cisaillement pur). En effet, ce type de liaison ne distingue pas la liaison des plaques. De plus, il est indispensable de supposer $a = b$ puisque cette méthode ne procure qu'un seul point de mesure intermédiaire couplant les efforts normaux et tranchants (qui est de plus mal contrôlé en terme

d'orientation de la sollicitation). Enfin, les simulations, et donc les valeurs N et T , dépendent du modèle de liaison utilisé.

Dans le cas des assemblages rivetés, nous pouvons palier ces incertitudes et obtenir un nombre suffisant de couples (N , T) en recourant à un essai moins standard, en l'occurrence l'essai ARCAN [ARC85, GIN93].

4.2.1. Principe de l'essai ARCAN.

L'essai ARCAN permet de combiner et de contrôler les sollicitations de traction et de cisaillement. Le schéma de principe est donné sur la Figure 4.6. Deux secteurs angulaires sont liés à deux embases métalliques au milieu desquelles se trouve la liaison rivetée. L'orientation de ces deux secteurs par rapport à l'axe de chargement de la machine définit exactement la répartition traction/cisaillement. La variation de cette orientation permet d'obtenir plusieurs combinaisons de sollicitations.

L'effort appliqué est un glisseur (pas de moments) qui passe par le centre du rivet et qui est incliné dans le plan de chargement d'un angle α par rapport à la normale. Les valeurs des efforts normaux et tranchants, N et T , subis par le rivet s'expriment directement à partir de l'effort appliqué, F , et de l'angle d'inclinaison, α , comme :

$$N(\alpha) = F(\alpha) \cdot \cos(\alpha) \quad (4.3)$$

$$T(\alpha) = F(\alpha) \cdot \sin(\alpha) \quad (4.4)$$

Cet essai permet donc d'accéder à n couples ($N(\alpha)$, $T(\alpha)$) et donc de caractériser complètement le critère de rupture sans hypothèse simplificatrice ni incertitude. Il permet de découpler le rivet de son environnement (les plaques) pour accéder à une caractérisation à la rupture du rivet seul (participation réduite des plaques). L'annexe 4 présente quelques figures illustrant le montage d'essai expérimental pour plusieurs angles d'inclinaison.

4.2.2. Expérimentation.

L'éprouvette testée est présentée sur la Figure 4.7. Les embases sont en MARVAL traité (traitement thermique à 480° pendant 1 heure en atmosphère neutre puis revenu). Ce traitement permet finalement d'augmenter la limite élastique des embases à 1800 MPa.

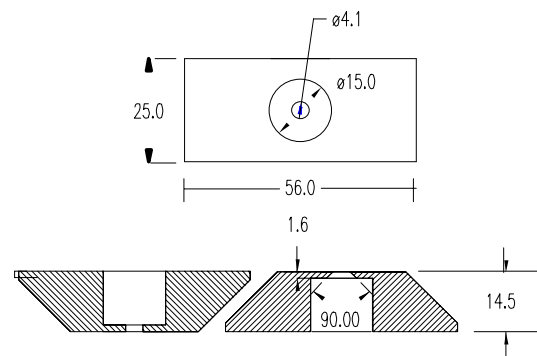
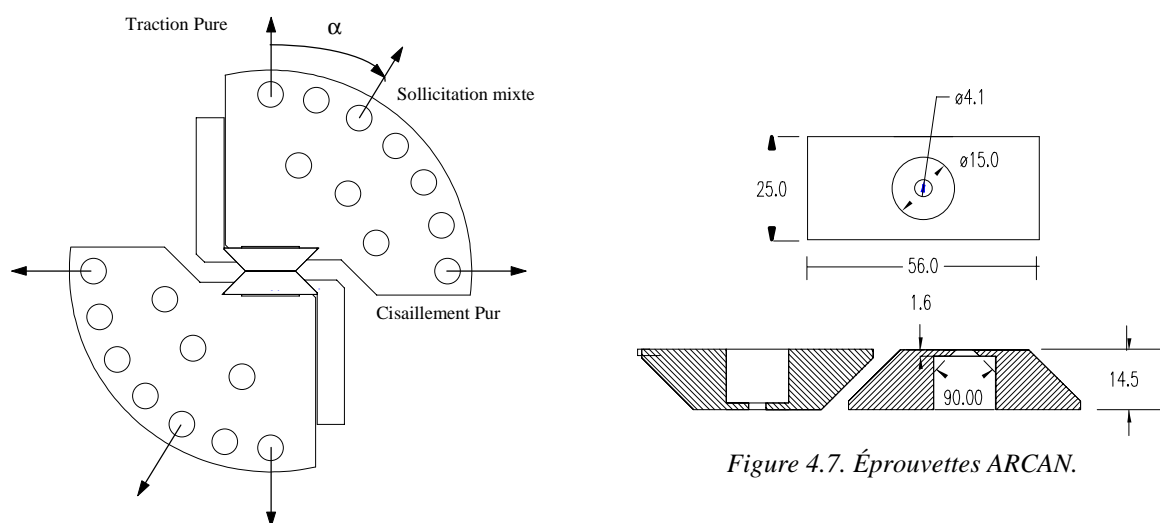
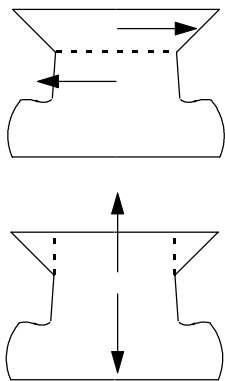


Figure 4.7. Éprouvettes ARCAN.

Les essais quasi-statiques et dynamiques menés sur les éprouvettes élémentaires de cisaillement en simple recouvrement (chapitre 3) n'ont pas montré d'influence de la vitesse de sollicitation sur les réponses globales et locales ou sur le mode de rupture du rivet. En conséquence, les essais ARCAN sont menés pour une vitesse de sollicitation quasi-statique ($V_{imp} = 2 \text{ mm/mn}$). Les angles d'inclinaison (exprimés en degré) sont $\alpha = \{0, 15, 30, 45, 90\}$. L'effort, F , appliqué sur l'éprouvette est mesuré par une cellule piézo-électrique Kistler et le déplacement (mesuré dans la direction de l'effort) par un extensomètre Schenck.

Les résultats moyens des essais ARCAN sont synthétisés dans le Tableau 4.1 en termes d'effort, maximum et ultime, F_{max} et F_u et de déplacement à la rupture A_{res} en fonction des cinq angles d'inclinaison α .

Ces résultats présentent de nettes différences entre les efforts de traction et de cisaillement purs. De même, l'angle d'inclinaison modifie très nettement le faciès de rupture observé a posteriori (Figure 4.8). En traction pure, la tête fraisée est poinçonnée par le fût. Ce mode de rupture persiste jusqu'à l'angle d'inclinaison de 30° , mais le poinçonnement de la tête fraisée est orienté dans le sens de la sollicitation. A partir de 45° , la tête fraisée est décapitée.



L'étude des faciès de rupture des éprouvettes montre que le matériau rivet cisaille quel que soit l'angle d'inclinaison. La différence observée entre les efforts de traction et de cisaillement purs (rapport 1.75) provient du rapport des sections de cisaillement travaillantes (rapport 1.6 en ne considérant aucune modification des dimensions initiales du rivet). En traction pure, la section s'exprime par un cylindre de hauteur 1.6 mm et dont le rayon de la base est 2 mm. En cisaillement pur, la section s'exprime par un disque de rayon 2 mm. Ces calculs aboutissent à l'estimation d'une contrainte à la rupture du matériau 'en cisaillement' qui est de l'ordre de 200 MPa (la limite à rupture en cisaillement du rivet fait partie des caractéristiques du produit manufacturé, fournies par l'industriel). Si l'on considère qu'en cisaillement pur, la contrainte maximale est proche de la contrainte à la limite élastique du matériau, ce résultat peut alors être rapproché de l'estimation de cette dernière à 200 MPa en traction au chapitre précédent.

Cette analyse montre finalement que l'essai de traction pur ARCAN conduit à un mode de rupture du rivet en cisaillement (faciès et contrainte à la rupture). L'utilisation de cet essai pour mener l'identification de la loi de comportement de l'alliage d'aluminium 7050 en traction est donc compromise. Elle ne pourra s'envisager qu'à la condition de modifier la géométrie de l'éprouvette. L'objectif sera alors d'optimiser la forme du rivet de manière à repousser l'effort de cisaillement à la rupture de la tête fraisée du rivet au delà de l'effort de traction à la rupture du fût du rivet et ainsi obtenir une sollicitation et un mode de rupture en traction du matériau (avec striction du fût).

L'application des relations 4.3 et 4.4 nous permet de déduire des essais les valeurs des efforts normaux et tranchants pour définir le critère de rupture du rivet. La valeur de $F(\alpha)$, dans ces relations, est prise égale à l'effort maximal, $F_{max}(\alpha)$. Les résultats sont présentés dans le Tableau 4.2 en termes d'angle d'inclinaison α et d'efforts, normal et tranchant, N et T .

Ces couples (N , T) définissent donc le critère de rupture expérimental du rivet sous sollicitation combinée qui est présenté sur la Figure 4.9.

Tableau 4.1. Résultats des essais ARCAN.

α °	F_{\max} kN	F_u kN	A_{res} mm
0	4.45	3.9	0.4
15	4.23	3.4	0.4
30	3.66	3.1	0.45
45	3.27	2.8	0.5
90	2.54	2.0	0.7

Tableau 4.2. Détermination des couples (N , T) en fonction de l'angle d'inclinaison.

α °	N kN	T kN
0	4.45	0
15	4.08	1.09
30	3.17	1.83
45	2.31	2.31
90	0	2.54

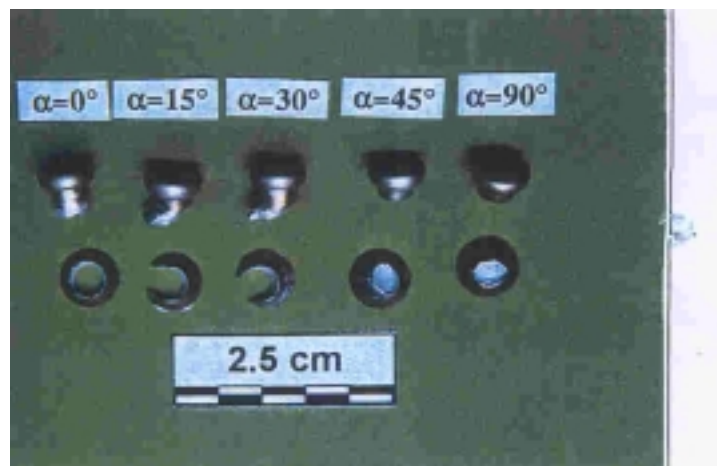
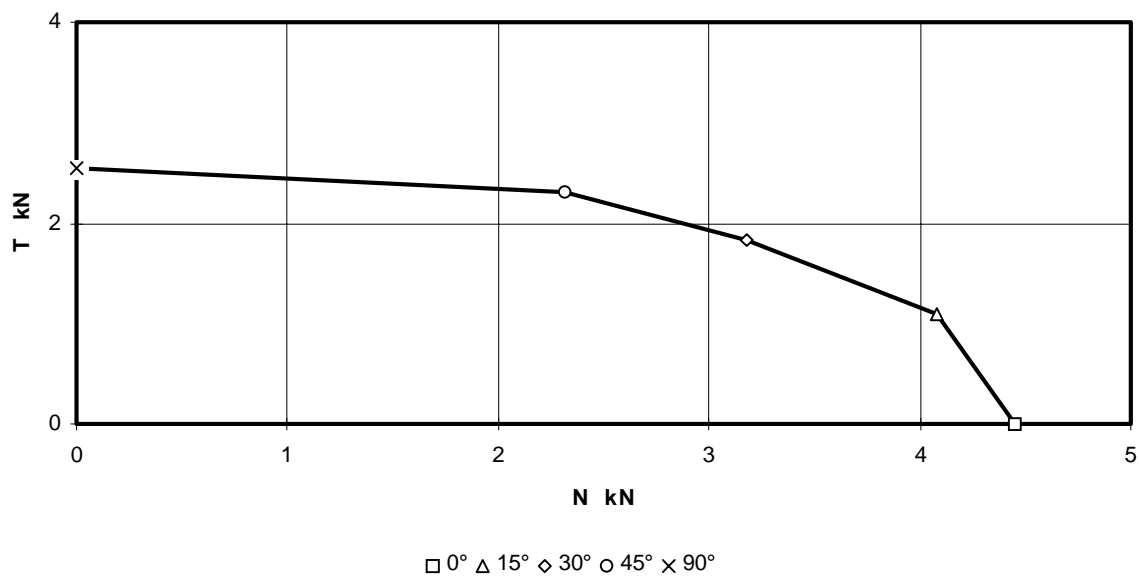
Figure 4.8. Faciès de rupture du rivet en fonction de l'angle d'inclinaison α .

Figure 4.9. Critère de rupture expérimental.

4.2.3. Identification des paramètres du critère élémentaire.

Les essais permettent de caractériser directement les valeurs de N_u et T_u , qui sont prises égales à $N(\alpha)|_{0^\circ}$ et $T(\alpha)|_{90^\circ}$, soit $N_u = 4.45$ kN et $T_u = 2.54$ kN. L'objectif de l'identification sera donc de déterminer les valeurs des paramètres de couplage a et b .

4.2.3.1. Hypothèse $a = b$.

Nous proposons en premier lieu de caractériser le critère de rupture en supposant $a = b$ afin d'étudier cette hypothèse et de mesurer son influence sur le résultat du critère identifié. L'expression du critère se réduit donc à :

$$\left(\frac{N}{N_u}\right)^a + \left(\frac{T}{T_u}\right)^a = 1 \quad (4.5)$$

En posant $K_1 = N/N_u$ et $K_2 = T/T_u$, l'équation à résoudre devient :

$$K_1^a + K_2^a = 1 \quad (4.6)$$

Cette équation ne peut pas être résolue analytiquement. Une approximation peut être obtenue selon le principe des suites récurrentes :

$$u_{n+1} = \frac{\ln(1 - K_2^{u_n})}{\ln(K_1)} \quad (4.7)$$

La solution est approchée lorsque $u_{n+1} = u_n$. La valeur de a peut alors être identifiée à l'intersection des courbes :

$$y = \frac{\ln(1 - K_2^x)}{\ln(K_1)} \quad (4.8)$$

$$y = x$$

Dans ce cas, il apparaît qu'un unique point intermédiaire suffit à identifier a . Un exemple d'obtention de a en utilisant la méthode graphique basée sur les suites récurrentes est présenté sur la Figure 4.10 pour $\alpha = 30^\circ$.

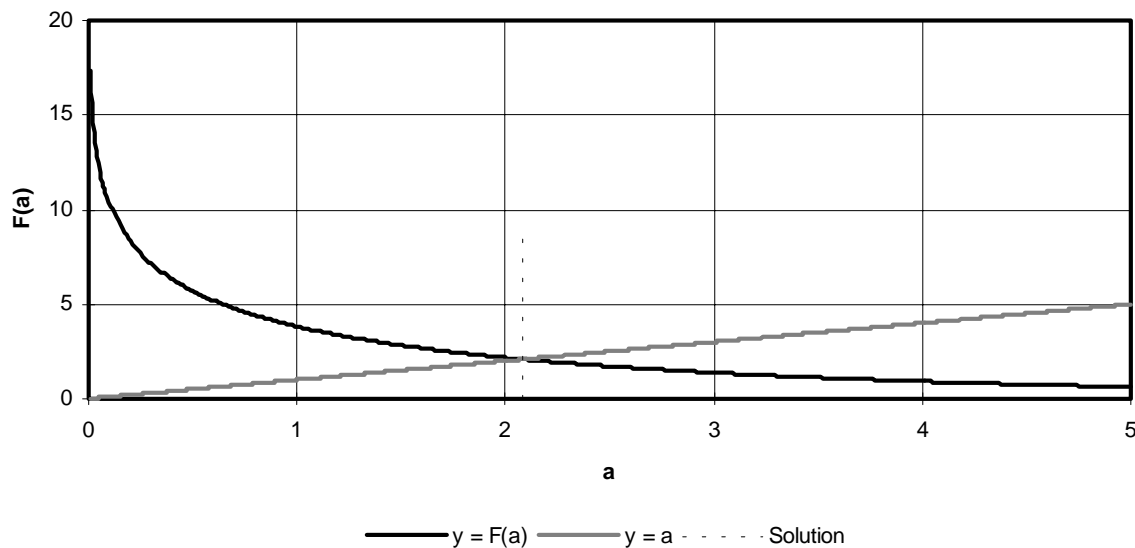


Figure 4.10. Méthode graphique d'identification du paramètre de couplage a ($a = b$, $\alpha = 30^\circ$).

La même identification est réalisée en considérant chaque point intermédiaire (15° , 30° et 45°). Les résultats sont présentés dans le Tableau 4.3. Celui-ci montre que la solution ainsi obtenue semble presque identique pour $\alpha = 15^\circ$ ou 30° mais pas pour $\alpha = 45^\circ$. Ce résultat signifie que la valeur du paramètre de couplage a (dans l'hypothèse $a = b$) est dépendante du point pris en considération. La Figure 4.11 présente les trois critères obtenus pour chaque valeur ainsi déterminée.

Tableau 4.3. Résultats de l'identification directe de a ($a = b$).

α °	a
15	2.12
30	2.085
45	2.435

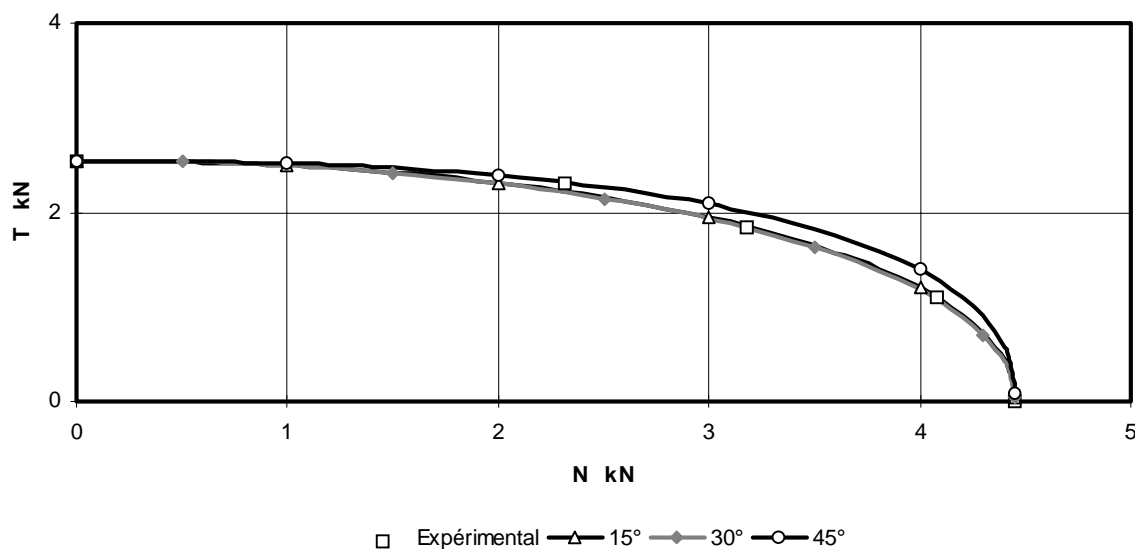
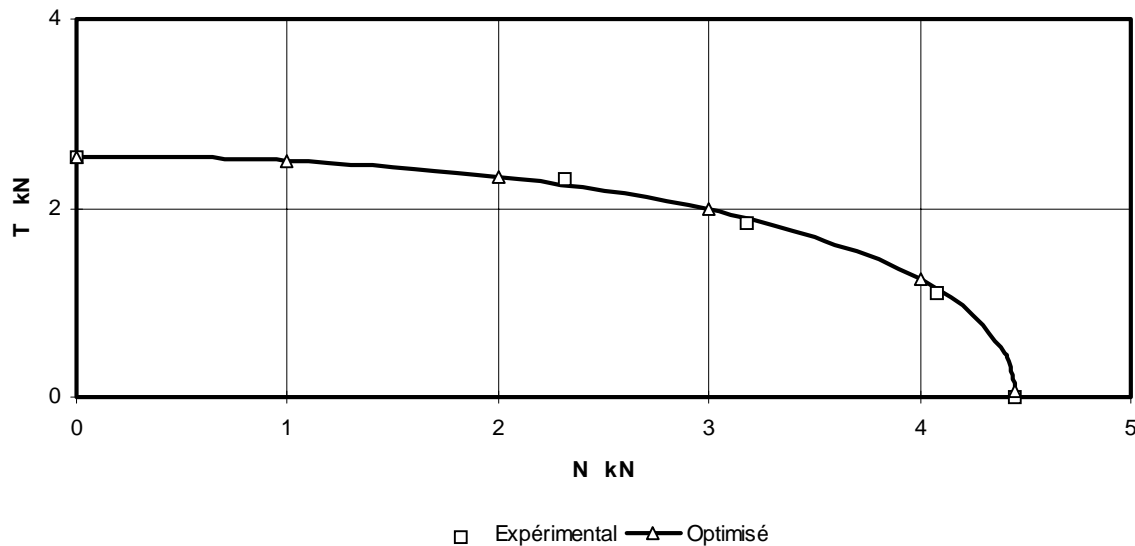


Figure 4.11. Critère de rupture identifié en fonction de α pour $a = b$.

Il semble alors nécessaire d'opter pour une identification globale du critère (en tenant compte de l'ensemble des points expérimentaux). Cette solution consiste donc à caractériser le critère de rupture en utilisant l'optimiseur OPTB2L par méthode directe.

L'optimisation aboutit à une valeur $\underline{a} = 2.19$. Le critère ainsi identifié est présenté sur la Figure 4.12. Cette solution corrèle correctement l'ensemble des points expérimentaux.

Figure 4.12. Critère optimisé (OPTB2L, $a = b$).

4.2.3.2. Identification avec $a \neq b$.

Cette fois la démarche est entreprise sans supposer $a = b$. Le principe des suites récurrentes et graphiques reste valable en procédant avec un couple de points.

La valeur de a est déterminée de manière graphique. La solution revient à trouver l'intersection des courbes :

$$y = \frac{\ln(1 - K_{22}^{B(x)})}{\ln(K_{12})} \quad (4.9)$$

$$y = x$$

avec :

$$B(x) = \frac{\ln(1 - K_{11}^x)}{\ln(K_{21})} \quad (4.10)$$

$$\begin{aligned} K_{11} &= N/N_u \text{ et } K_{21} = T/T_u \text{ d'un premier point de mesure,} \\ K_{12} &= N/N_u \text{ et } K_{22} = T/T_u \text{ d'un second point de mesure.} \end{aligned} \quad (4.11)$$

La valeur de b est alors directement obtenue par la relation (4.10).

Le Tableau 4.4 présente les résultats obtenus par méthode graphique en fonction des couples de points choisis pour mener l'identification.

Tableau 4.4. Résultats de l'identification directe de a et b .

Couple α	a	b
15-45	2.85	1.81
15-30	1.98	2.19
30-45	3.58	1.08

Les résultats montrent une influence importante du couple de point pris en compte pour mener l'identification, notamment sur le résultat obtenu avec le couple (30, 45), comme le montre la Figure 4.13.

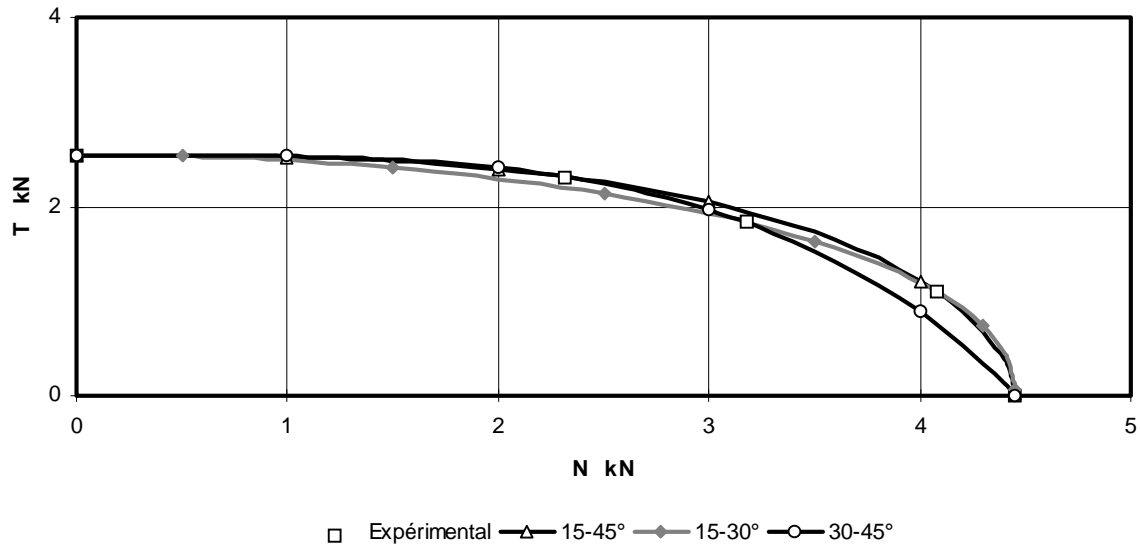


Figure 4.13. Critère de rupture identifié en fonction de α pour $a \neq b$.

L'identification avec l'optimiseur OPTB2L propose le couple $(a, b) = (2.8, 1.8)$. Ce dernier résultat décrit correctement le critère expérimental (Figure 4.14).

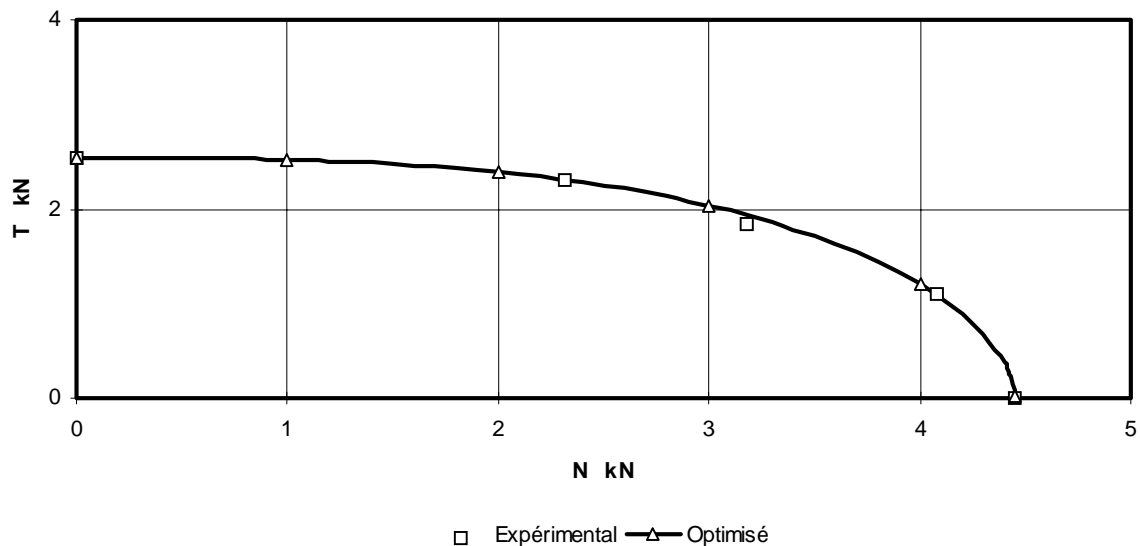


Figure 4.14. Critère optimisé (OPTB2L, $a \neq b$).

La Figure 4.15 présente les critères identifiés avec l'optimiseur OPTB2L pour $a = b$ et $a \neq b$. Le résultat montre que l'hypothèse $a = b$ mène à un critère de rupture d'égale qualité par rapport au cas $a \neq b$, ce qui justifie cette hypothèse pour les rivets et les matériaux étudiés.

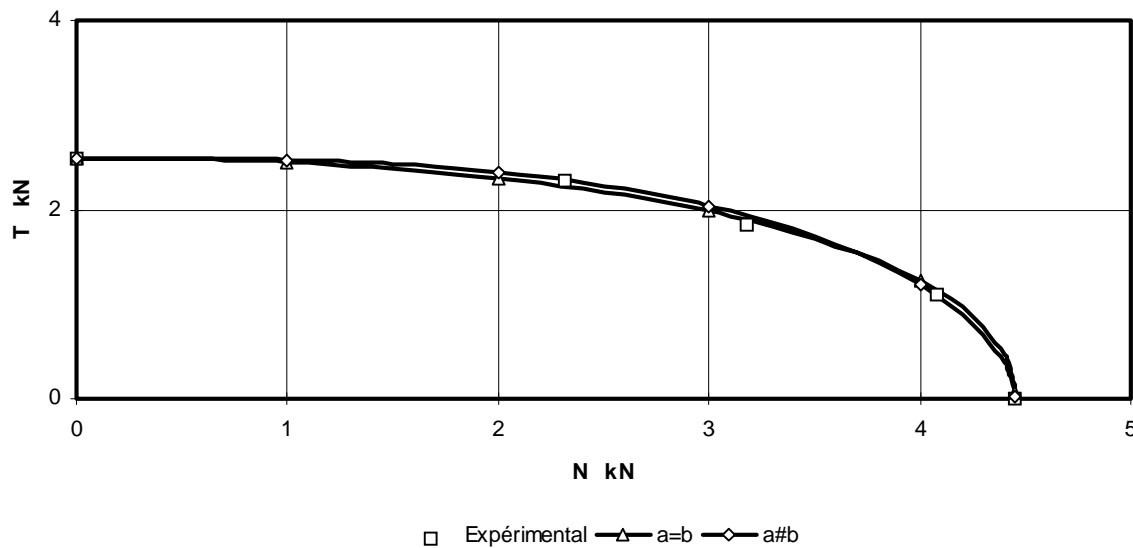


Figure 4.15. Comparaison entre les critères identifiés (OPTB2L).

4.2.4. Caractérisation par plans d'expérience numériques.

Les résultats expérimentaux ont démontré l'efficacité du dispositif d'essai ARCAN à caractériser un critère de rupture macroscopique classique de liaison élémentaire. Pour évaluer la capacité du bureau de calcul à déterminer numériquement (sans recours à l'expérimentation) les paramètres de tels critères de rupture, des modélisations fines de l'essai ARCAN sont entreprises (Figures A.4.2 et A.4.3 de l'annexe 4). A titre d'étude de faisabilité, quatre angles d'inclinaison, exprimés en degrés, sont considérés : $\alpha = \{0, 30, 45, 90\}$. Ces modèles sont alimentés par les paramètres d'endommagement de l'alliage d'aluminium 7050 (matériau du rivet) identifiés au chapitre 3.

Les simulations présentées ci-après sont entreprises en considérant les deux valeurs de limite élastique :

- i - 312.5 MPa (valeur initiale identifiée lors de la caractérisation du 7050 en compression),
- ii - 200 MPa (valeur identifiée par la simulation de l'essai ARCAN en traction pure).

Les résultats sont présentés dans le Tableau 4.5 en termes d'effort maximal, F_{\max} , de déplacement à la rupture, A_{res} et d'efforts, normal et tangentiel, N et T . La Figure 4.16 présente les diagrammes effort fonction du déplacement issus de l'expérience et de la modélisation pour l'angle d'inclinaison $\alpha = 45^\circ$. Les résultats montrent que le comportement est mieux décrit lorsque la limite élastique est abaissée à 200 MPa. Le déplacement à la rupture, bien que légèrement décalé, reste convenablement appréhendé par la simulation numérique. La Figure 4.17 présente le critère de rupture expérimental et celui obtenu par la simulation numérique, en considérant les deux valeurs de limite élastique. Le résultat renforce la conviction qu'il sera nécessaire de caractériser le comportement en traction de l'alliage d'aluminium 7050. Des travaux actuellement en cours à l'ONERA-Lille évaluent différentes méthodes pour accéder à cette loi de comportement. En particulier, il est envisagé d'optimiser la forme et les dimensions du rivet pour favoriser la striction du fût et de procéder à des essais ARCAN en traction pure.

Tableau 4.5. Simulations EF de l'essai ARCAN.

α (°)		F_{\max} (kN)	A_{res} (mm)	N (kN)	T (kN)
0	Expérimentation	4.45	0.4	4.45	0
	MEF 312 MPa	5.78	0.4	5.78	0
	MEF 200 MPa	4.51	0.35	4.51	0
30	Expérimentation	3.66	0.45	3.17	1.83
	MEF 312 MPa	5.19	0.45	4.5	2.59
	MEF 200 MPa	4.02	0.4	3.48	2.01
45	Expérimentation	3.27	0.5	2.31	2.31
	MEF 312 MPa	4.44	0.5	3.14	3.14
	MEF 200 MPa	3.45	0.45	2.44	2.44
90	Expérimentation	2.54	0.7	0	2.54
	MEF 312 MPa	3.07	0.65	0	3.07
	MEF 200 MPa	2.35	0.6	0	2.35

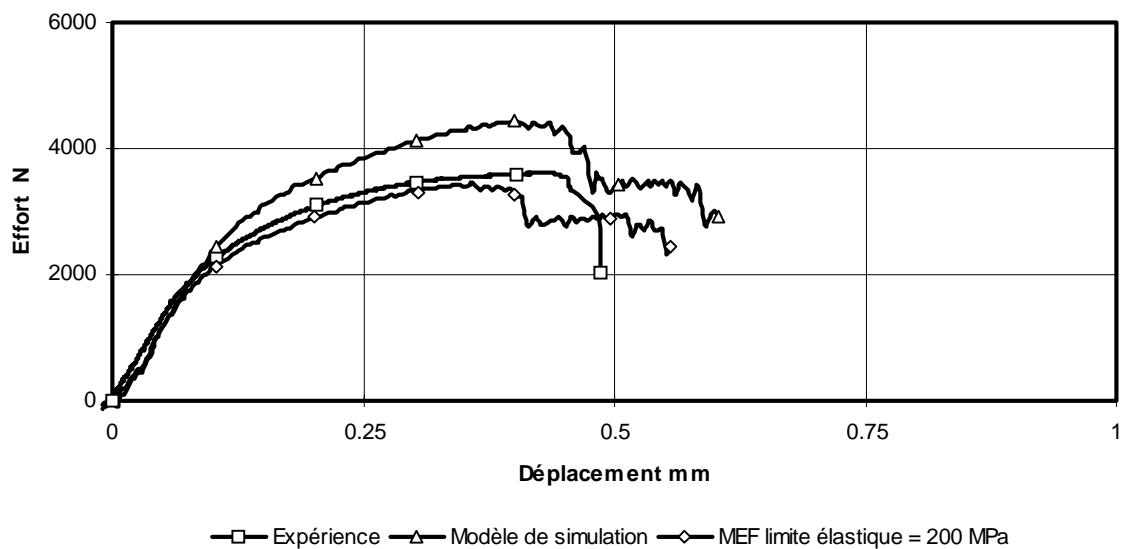
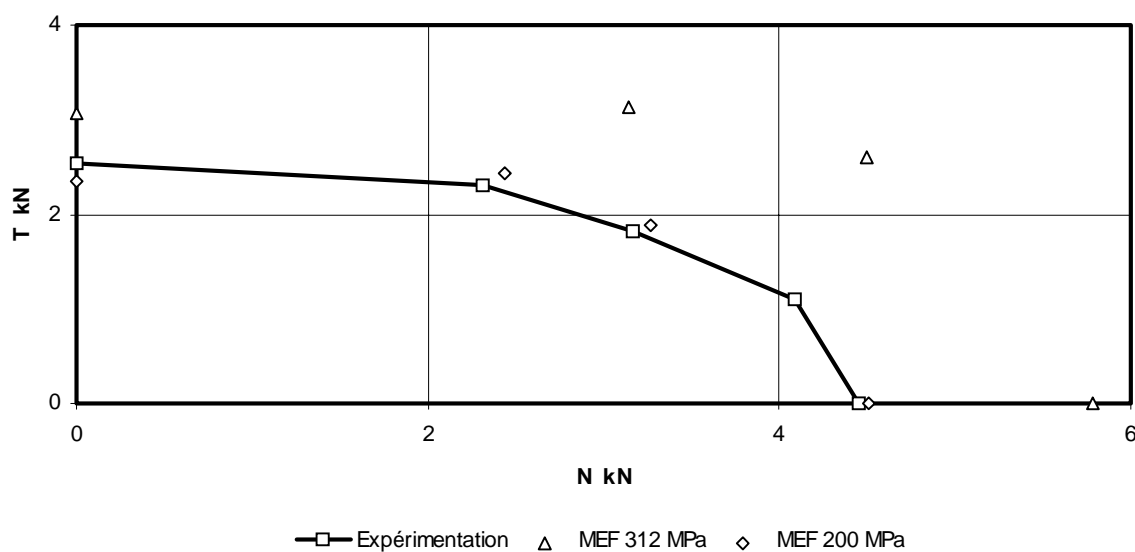
Figure 4.16. Diagramme effort fonction du déplacement - $\alpha = 45^\circ$ -

Figure 4.17. Critère de rupture expérimental et simulé.

4.3. ÉVALUATION DES METHODES DE MODELISATION SIMPLIFIEE.

A titre d'évaluation, la liaison rivetée est modélisée selon les descriptions décrites au paragraphe 4.1. L'objectif est de mesurer la performance de chaque approche. Sauf spécification, l'ensemble des calculs a été mené sur une station de travail Hewlett Packard C100-9000.

4.3.1. Application au cas de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement.

Pour chaque type de représentation, plusieurs densités de maillage des plaques sont proposées (Figure 4.18). Les résultats des simulations sont comparés à l'expérience en terme de réponse globale effort fonction du déplacement. Les plaques sont discrétisées par des éléments de coque élasto-plastique (type 103) dont les caractéristiques mécaniques sont prises égales à celles identifiées au chapitre 1. Le rivet est situé au centre de la zone en recouvrement. Ses extrémités coïncident avec des noeuds du maillage pour les densités paires et au centre des éléments pour les densités impaires. Un cas mixte est obtenu pour la densité (4*3)

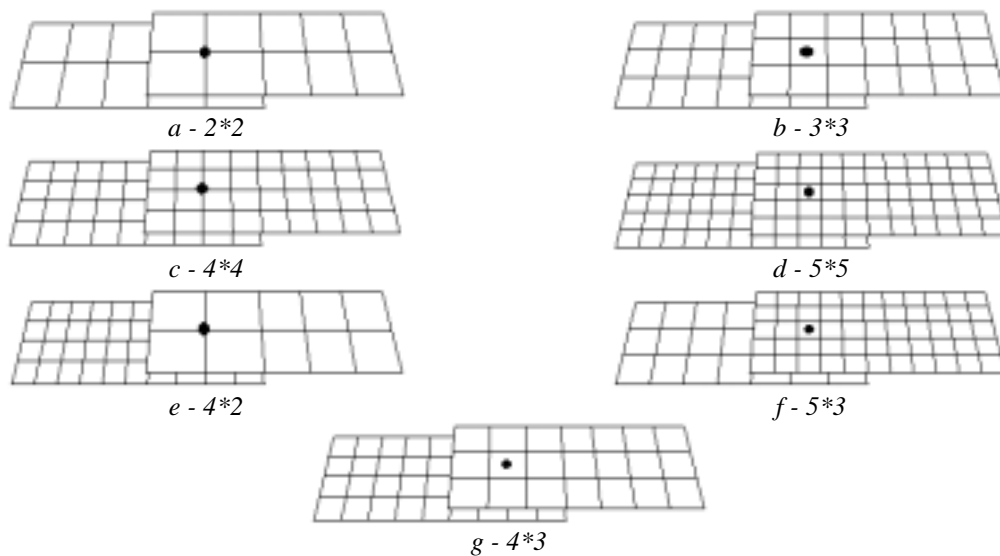


Figure 4.18. Finesses de discrétisation proposées.

4.3.1.1. Contraintes cinématiques.

Le rivet est modélisé par un corps rigide de type 'Spotweld' dont les extrémités coïncident forcément avec des noeuds du maillage en vis-à-vis (densités paires). La rupture est représentée par le critère macroscopique, appliqué à cette liaison, avec les paramètres précédemment identifiés ($N_u = 4.45$ kN, $T_u = 2.54$ kN, $a = b = 2.19$).

Si l'effort global à la rupture est correctement évalué (Figure 4.19), il n'est va pas de même pour le comportement général de l'éprouvette en terme d'évolution de la réponse : la capacité de l'assemblage à reprendre le chargement est visiblement sous évaluée. Le raffinement, dans la mesure du raisonnable, n'a pas apporté d'amélioration significative. La combinaison d'efforts de traction et de cisaillement à la rupture correspond pour cette contrainte cinématique à un angle de 16° (proche de la traction pure) dans le diagramme ARCAN. Le couple de valeurs (N, T), relevées dans la liaison, vérifie la loi N(T) (Figure

4.15) définie par l'essai ARCAN ($N = 4.06 \text{ kN}$, $T = 1.15 \text{ kN}$). Le critère de rupture est respecté. 30 secondes CPU sont nécessaires pour effectuer la simulation.

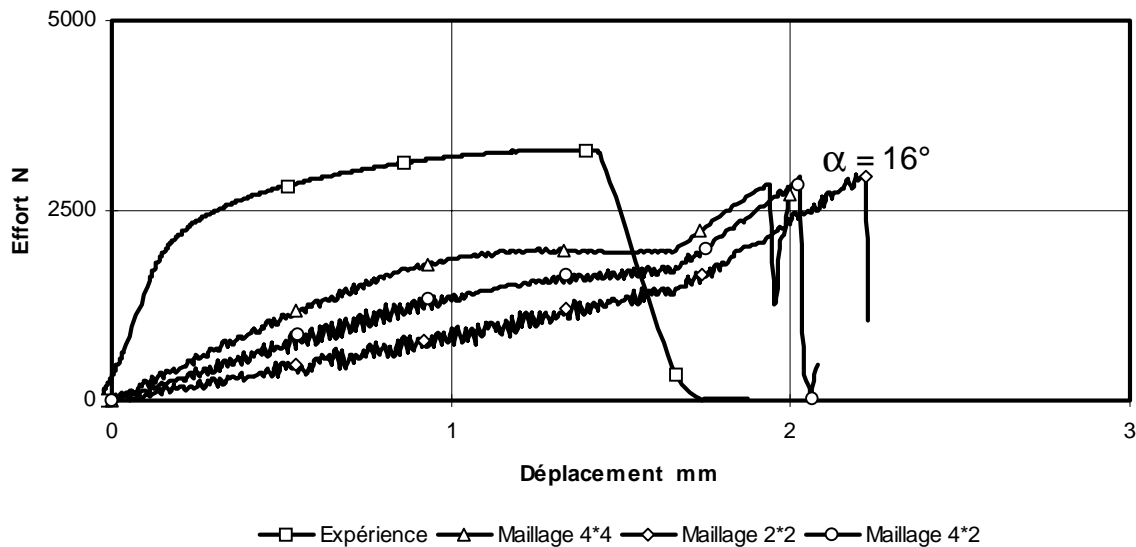


Figure 4.19. Représentation de la liaison 'rivet' par contraintes cinématiques (Spotweld).

Ce type de représentation n'est incontestablement pas approprié pour décrire le comportement d'une liaison rivetée et en particulier la non linéarité.

4.3.1.2. Éléments non linéaires.

Le rivet est modélisé par un élément de poutre non linéaire (type 212). Ses extrémités coïncident forcément avec des noeuds du maillage en vis-à-vis (densités paires). Les caractéristiques mécaniques de l'élément de poutre sont celles de l'alliage d'aluminium 7050 en compression, identifiées précédemment ($E = 74 \text{ GPa}$, $G = 28 \text{ GPa}$). Sa section et ses inerties (I_r , I_s et I_t) sont respectivement égales à 14 mm^2 et 24 , 24 , 48 mm^4 . Le critère de rupture de la poutre est en déformation plastique maximale ; sa valeur est identifiée de manière itérative à l'aide des résultats de la simulation pour la densité 4*4 ($\epsilon_p^u = 0.035$ au lieu de la valeur bibliographique égale à 0.18).

Ce type de représentation aboutit à des résultats de meilleure qualité. L'utilisation d'un élément de poutre conduit à une description correcte de la non linéarité du comportement de l'assemblage (Figure 4.20). L'influence de la finesse de discrétisation des plaques est plus importante comparée au cas précédent (contraintes cinématiques), notamment concernant la prédiction de l'instant de rupture. Le pas de temps élémentaire de l'élément de poutre conduit à une augmentation significative du coût de calcul (450 s CPU au lieu de 30 s pour une contrainte cinématique). La répartition entre les efforts de traction et de cisaillement à la rupture, mesurée dans l'élément de poutre, correspond à un angle de 81° (proche du cisaillement pur) dans le diagramme "ARCAN" ($N = 0.8 \text{ kN}$, $T = 5.75 \text{ kN}$). Le critère de rupture n'est pas parfaitement respecté. Aucune plasticité ne se développe dans les éléments de coque. La non linéarité de comportement provient uniquement de la plastification de l'élément de poutre.

La sensibilité du déplacement à la rupture par rapport au raffinement des plaques semble mettre en évidence l'influence de la souplesse locale sur la qualité des résultats.

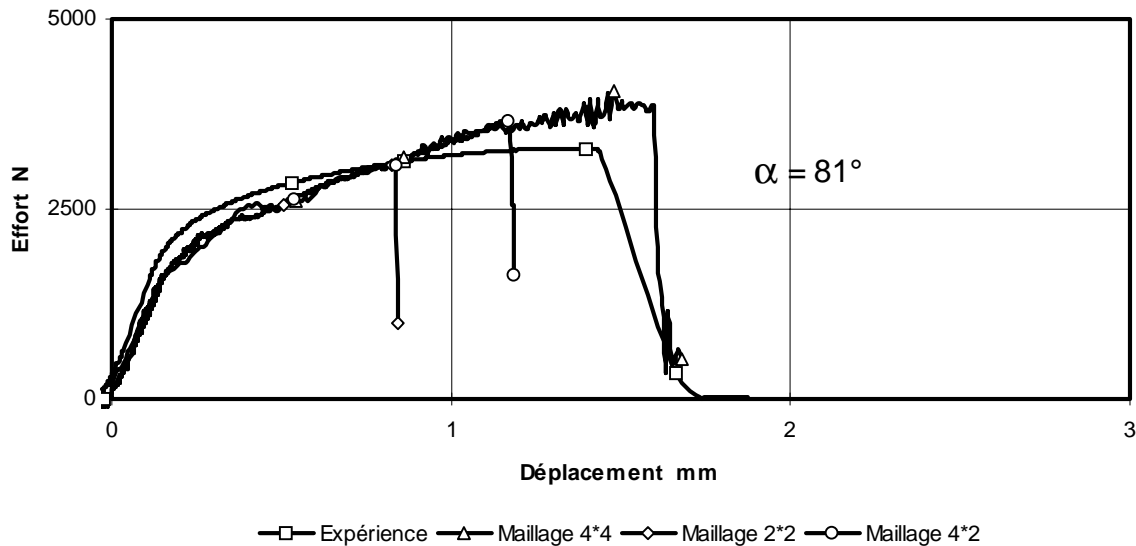


Figure 4.20. Représentation de la liaison 'rivet' par un élément non linéaire.

4.3.1.3. Formulations avancées.

Pour mettre en œuvre les deux formulations précédentes, les noeuds de maillage doivent coïncider avec la position des liaisons, ce qui introduit une contrainte de maillage supplémentaire pour le calcul des structures. Des formulations avancées ont alors été développées pour rendre les maillages indépendants de la position des liaisons.

4.3.1.3.1. L'interface 42.

Ce nouveau type d'interface (développé dans le code de calcul PAM-SOLID™) est dédié à la modélisation des assemblages. Son schéma de principe est donné sur la Figure 4.21. La liaison physique (rivet, point soudé) est définie par un jeu de coordonnées définissant approximativement ses extrémités. Celles-ci sont projetées sur une surface maître et une surface esclave. Les noeuds ainsi générés définissent la position réelle du rivet dans l'interface. Une relation de comportement linéaire est définie entre les déplacements et les efforts (normaux et tangentiels) pour les noeuds projetés. L'introduction de rigidités de contact mène à une condition sur le pas de temps, selon le principe des masses nodales, pour assurer la stabilité de la simulation [LAN98]. Cette condition est cependant nettement moins pénalisante que celle induite par l'utilisation d'un élément de poutre non linéaire.

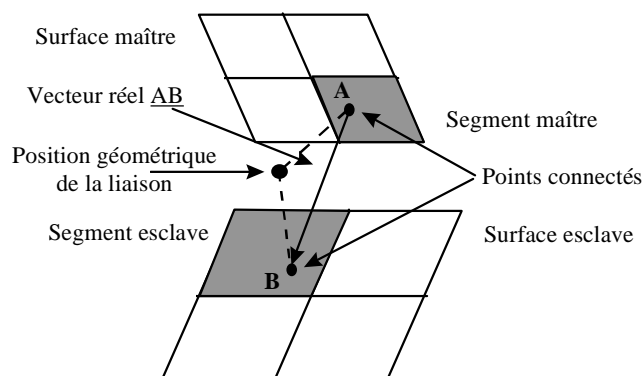


Figure 4.21. Schéma de principe de l'interface 42.

Pour alimenter ce nouveau modèle de liaison, les raideurs normales et tangentielles de l'interface 42 sont prises égales aux pentés élastiques des courbes effort fonction du déplacement de traction et de cisaillement purs relevées à partir des essais ARCAN

($K_N = K_T = 30000 \text{ N/mm}$). La rupture de la liaison est modélisée par le critère de rupture macroscopique dont les paramètres ont été identifiés également à partir des essais ARCAN ($N_u = 4.45 \text{ kN}$, $T_u = 2.54 \text{ kN}$, $a = b = 2.19$). Pour cet interface, les trois cas sont évalués (noeud/noeud, centre maille/centre maille, noeud/centre maille).

Les résultats montrent une très forte sensibilité des résultats de simulation du comportement de l'éprouvette de simple recouvrement, à la position de la projection sur l'élément (Figure 4.22). De même, la combinaison d'efforts de traction et de cisaillement est modifiée selon le type de projection ($\alpha = 32^\circ$ pour un rivet coïncidant avec des noeuds de maillage, $N = 3.06 \text{ kN}$, $T = 1.9 \text{ kN}$, et $\alpha = 85^\circ$ pour un rivet coïncidant avec le centre d'un élément, $N = 0.2 \text{ kN}$, $T = 2.5 \text{ kN}$). Par contre, la sensibilité à la densité de maillage est faible quel que soit le type de projection. Le coût de calcul est ici du même ordre que celui obtenu avec une représentation par contrainte cinématique (30 s).

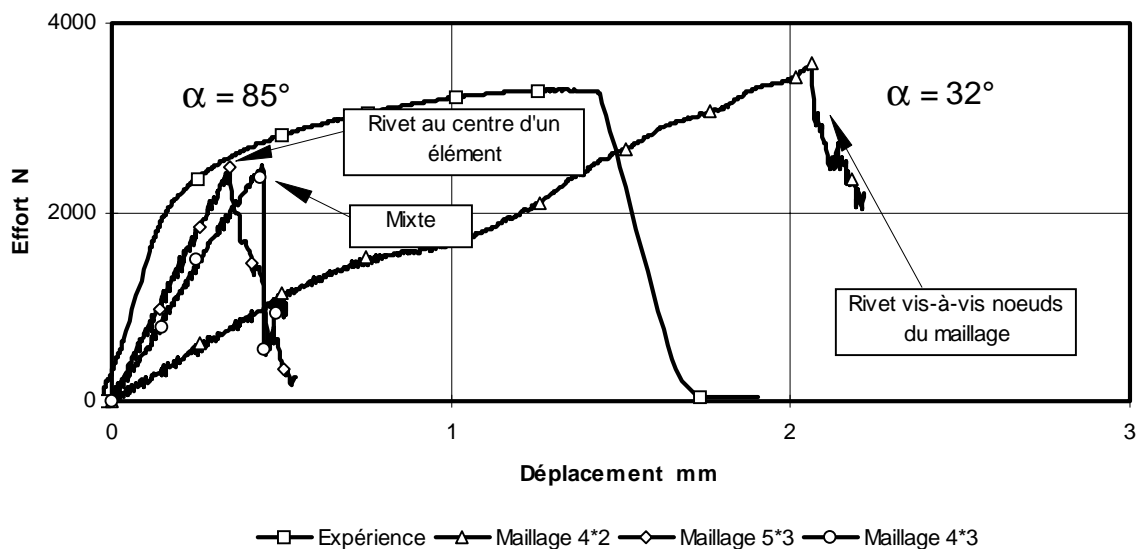


Figure 4.22. Représentation du rivet par formulation avancée (Interface 42).

La différence de comportement obtenue avec un rivet placé en vis-à-vis des noeuds du maillage ou centré sur un élément devrait s'atténuer lorsque la finesse de maillage augmente. Les résultats montrent néanmoins que la finesse obtenue ne serait plus raisonnable en terme de calcul des structures.

La souplesse introduite dans l'assemblage par la représentation des déformations linéaires du modèle de liaison, mène à une amélioration comparée à la méthode reposant sur l'utilisation d'une contrainte cinématique, mais reste insuffisante comparée à la méthode reposant sur l'utilisation d'un élément non linéaire. L'influence de la position du rivet dans la maille est le principal désavantage de cet interface.

4.3.1.3.2. Élément non linéaire et interface liant - Formulations hybrides.

La liaison est modélisée par un élément de poutre non linéaire qui est cette fois en interface avec les surfaces des pièces rivetées. Les extrémités de la poutre sont centrées par rapport aux éléments de coque. Dans le cas d'une formulation hybride 'non linéaire' avec les extrémités de la poutre coïncidant avec des noeuds de maillage, les résultats obtenus au paragraphe 4.3.1.2 sont retrouvés. Les caractéristiques mécaniques de l'élément de poutre sont celles présentées précédemment. Aucune déformation plastique maximale à rupture n'est définie pour cet élément puisque la rupture est gérée au travers des interfaces liants à l'aide du critère de rupture "ARCAN" ($N_u = 4.45 \text{ kN}$, $T_u = 2.54 \text{ kN}$, $a = b = 2.19$).

Lorsque le rivet est centré sur la maille, il peut être observé une augmentation de la rigidité de l'éprouvette car le rivet n'est plus positionné aux points d'articulation naturels des déformations. Le comportement de l'assemblage reste quasiment linéaire. La rupture est précoce en terme de déplacement (Figure 4.23) et correcte en terme d'effort.

Pour améliorer ce résultat sans calibrer le modèle de liaison, nous proposons de diminuer l'épaisseur des éléments de coque dans la zone en recouvrement pour tenir compte de la perforation. La section résistante de la partie perforée est $S_0 = 12.8 \text{ mm}^2$. L'objectif est de trouver l'épaisseur équivalente des éléments de coque correspondante à cette section initiale. Il vient $e_{eq} = 12.8/12 \text{ mm}$, soit $e_{eq} = 1.06 \text{ mm}$. Cette modification revient donc à assouplir les plaques localement. Une autre conséquence fondamentale est de favoriser le développement de la plastification dans les plaques, ce qui améliore notablement le résultat (Figure 4.23). Cette localisation n'est plus correctement décrite avec des maillages trop grossiers, ce qui mène à des résultats de moindre qualité (Figure 4.24).

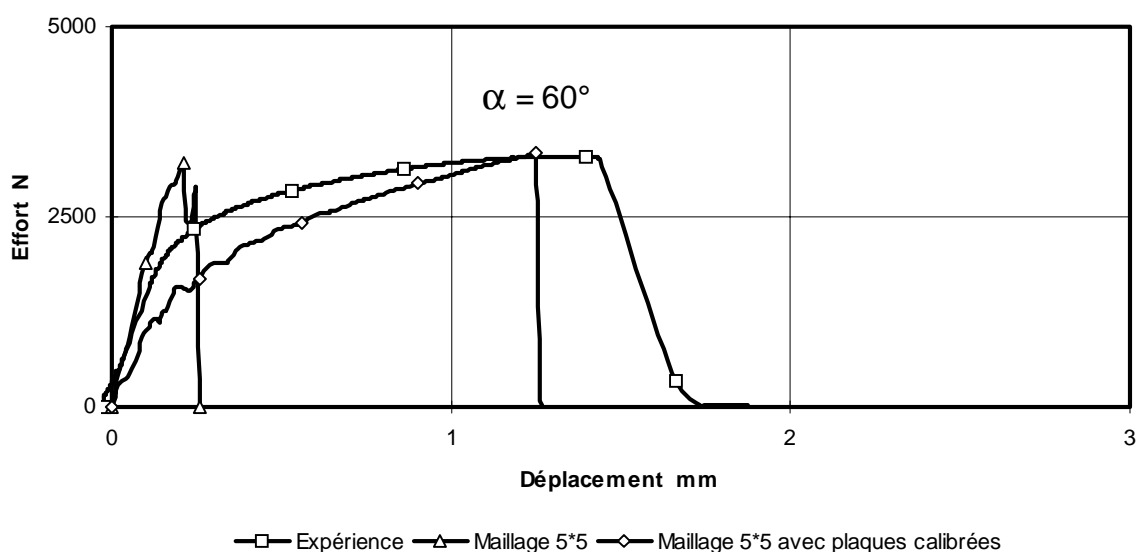


Figure 4.23. Représentation de la liaison 'rivet' par formulation hybride.

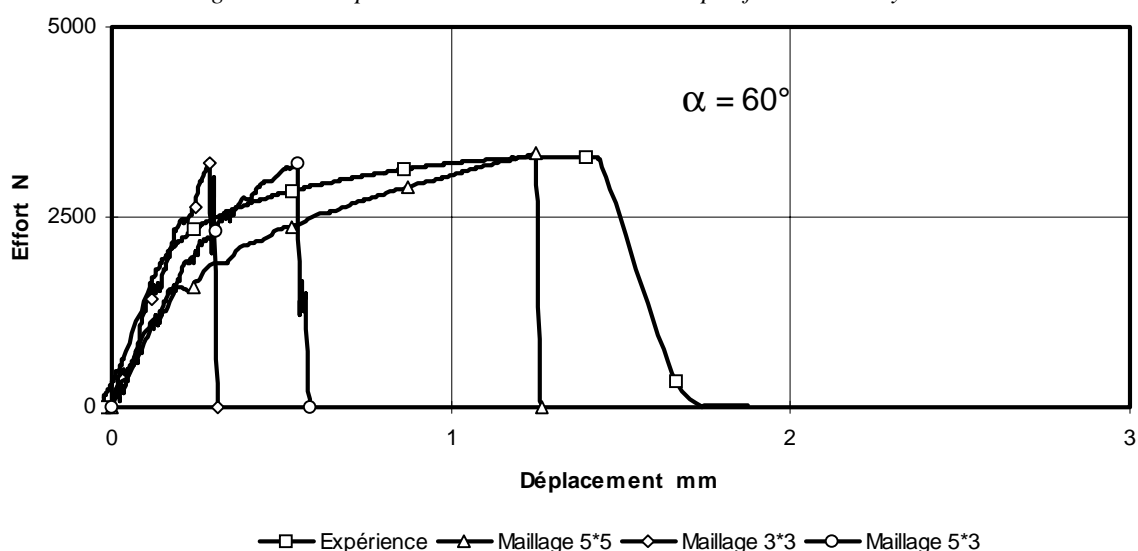


Figure 4.24. Influence de la finesse de maillage des plaques (épaisseur calibrée)
- Formulation hybride -

Cette formulation, coûteuse en terme de coût de calcul (450 s, comme la formulation élément de poutre), mène à une réelle combinaison des efforts de traction et de cisaillement ($\alpha = 60^\circ$ dans le diagramme "ARCAN", $N = 1.3 \text{ kN}$, $T = 2.45 \text{ kN}$). La sensibilité du résultat à

la position du rivet dans la maille est, comme pour l'interface 42, le principal désavantage de cette formulation. Néanmoins, la modification de l'épaisseur des coques peut dans les deux cas améliorer le résultat en introduisant plus de non linéarité et la localisation des déformations non linéaires dans les plaques.

4.3.1.4. Analyse.

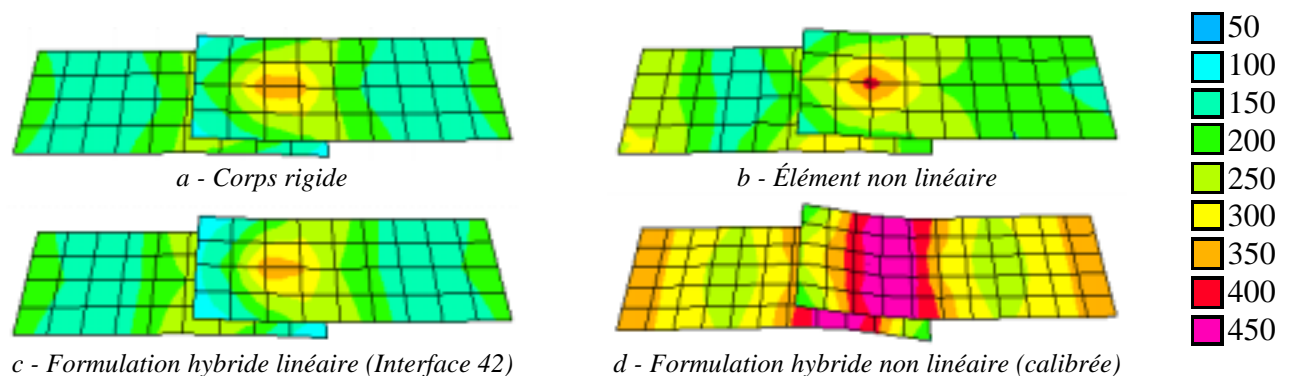
Les conclusions de cette analyse préliminaire concernent en premier lieu l'évaluation de ce type d'éprouvette (simple recouvrement) pour la caractérisation de critères de rupture (Tableau 4.6). Les résultats obtenus pour diverses représentations de la liaison ont très nettement souligné l'influence du modèle de rivet sur la répartition des efforts de traction et de cisaillement et donc sur la sollicitation de la liaison obtenue par la simulation. Une identification des paramètres du critère de rupture fondée sur l'exploitation de ce type d'expérimentation mène donc à des valeurs dépendantes du modèle de liaison utilisé.

Tableau 4.6. Synthèse des résultats des modèles de liaison à la rupture.

	Contrainte cinématique	Élément non linéaire	Interface 42		Formulation hybride
Position du rivet	noeud	noeud	noeud	centré	centré
N (kN)	4.06	0.8	3.06	1.9	1.3
T (kN)	1.15	5.75	0.2	2.5	2.45
α (°)	16	81	32	85	60
Critère de rupture ARCAN vérifié	OUI	NON	OUI		OUI

Les approches élémentaires employées (spotweld, éléments non linéaires) sont soit trop contraignantes (maillage fonction des positions des rivets), soit trop coûteuses (pas de temps), soit incorrectes. L'utilisation de formulations plus complexes (interface 42, formulation hybride) apporte des solutions à l'un ou l'autre des problèmes rencontrés avec les approches précédentes mais reste insuffisante (soit en terme de représentativité, soit de temps de calcul). Elles sont de plus sensibles à la position du rivet dans la maille. La solution la plus prometteuse (excepté en terme de temps de calcul) nous semble être la formulation hybride.

La Figure 4.25 présente les contraintes équivalentes de von Mises obtenues pour chacune des représentations. La Figure 4.26 synthétise les coûts de calcul relatifs à chaque formulation.



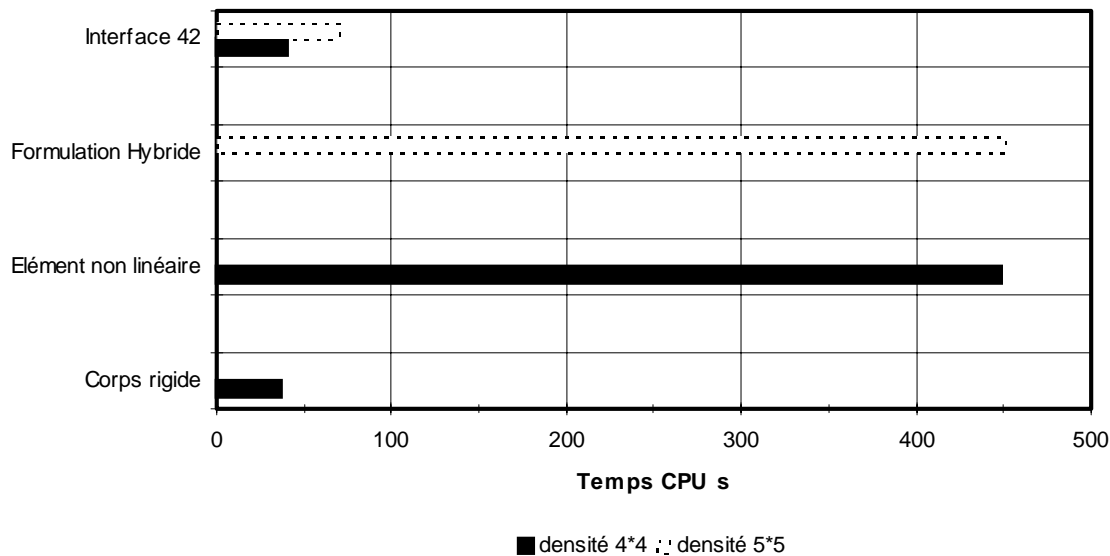


Figure 4.26. Synthèse des coûts de calcul.

Pour confirmer ces conclusions et avant de procéder au développement d'un nouveau modèle de liaison, le cas d'une structure comportant 700 rivets est étudié de façon similaire.

4.3.2. Application au cas d'une sous-structure aéronautique.

Dans le cadre d'un programme cadre 'IMT crashworthiness for commercial aircraft', diverses expérimentations ont été menées par l'Impact Research Centre de l'Université de Liverpool sur des éprouvettes rivetées [UoL93, UoL94a-c] et par le Cranfield Impact Centre sur des sous-structures aéronautiques [CIC94a-b]. Parmi ces derniers tests, un cas (quasi-statique) avait la caractéristique de présenter un mode de ruine par rupture le long d'une ligne de rivets, à la différence des autres qui présentaient des modes de ruine pilotés par flambement.

La sous-structure de l'essai quasi-statique a été prélevée sur un panneau du fuselage arrière d'un Airbus A320 (Figure 4.27). La structure est principalement constituée de deux sections de cadre, d'une peau, de clips, d'équerres et de lisses (Figure 4.28). Le tout est assemblé par des rivets titane et aluminium. Les rivets titane sont supposés constituer des liaisons infiniment rigides dans la suite des travaux.

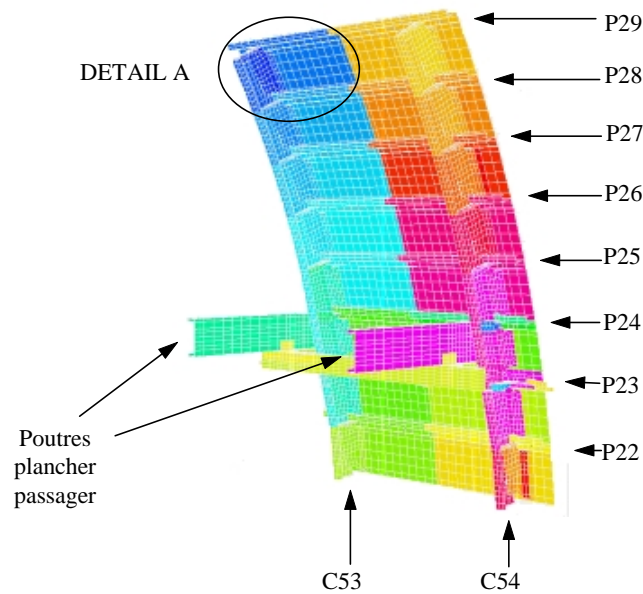


Figure 4.27. Sous-structure relative à l'essai quasi-statique.

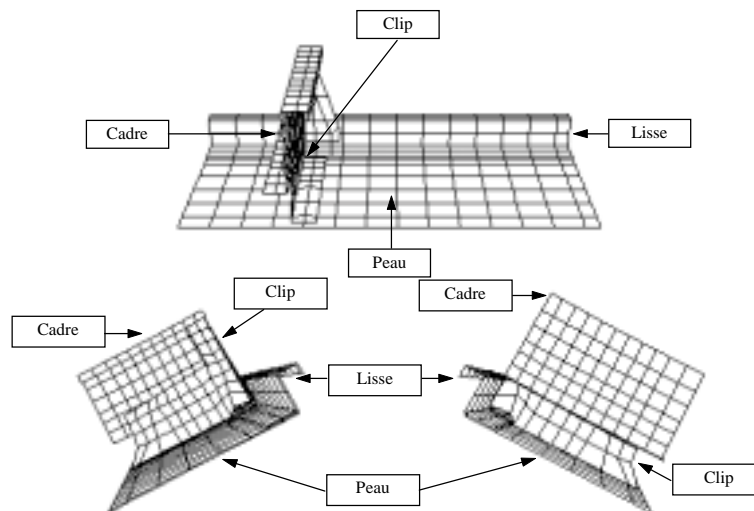


Figure 4.28. Détail des pièces de la structure (DETAIL A).

Les conditions aux limites de l'essai quasi-statique sont décrites dans la Figure 4.29. Des encastremes sont employés pour modéliser le serrage des pièces sur le marbre au niveau des traverses du plancher passager et dans le bas de la structure. Celle-ci est sollicitée à vitesse imposée quasi-statique par un actionneur (rotulant à ses extrémités). Ce modèle comporte 10000 éléments de coque élasto-plastiques (type 103). Les rivets (700 approximativement) sont placés en vis-à-vis de noeuds du maillage.

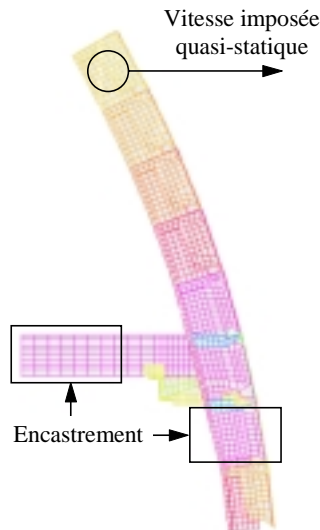


Figure 4.29. Conditions de chargement de l'essai quasi-statique n°1.

Le résultat de l'essai quasi-statique (présenté en terme de réponse effort global fonction du déplacement) ne sera utilisé qu'à titre qualitatif pour les raisons suivantes :

- le matériau des pièces assemblées est un alliage d'aluminium 2024 dont les caractéristiques mécaniques diffèrent quelque peu de celles de l'alliage d'aluminium 2024-T351,
- les rivets de la structure sont de différentes tailles ou matériaux. Néanmoins, la plupart d'entre eux sont des rivets en alliage d'aluminium 7050, de diamètres voisins des rivets considérés dans le cadre de ce mémoire.

L'objectif des simulations présentées ci-après est d'évaluer les techniques de modélisation des liaisons sur une structure comportant de nombreux rivets et en particulier au travers des phénomènes de ruine structuraux. Pour cela, deux approches sont suivies : contraintes cinématiques ('Spotweld') et interface 42. Pour chacun des cas, deux simulations sont effectuées. La première ne prend pas en compte la rupture des liaisons. Pour la seconde, le critère de rupture considéré est pris égal à celui identifié par l'essai ARCAN.

22 heures de calcul sont nécessaires pour mener la simulation à une vitesse imposée de 0.5m/s jusqu'à 100ms.

4.3.2.1. Utilisation des contraintes cinématiques.

Les résultats des simulations sont présentés sur la Figure 4.30. La première simulation (sans prise en compte de la rupture des liaisons) mène à un effort qui plafonne vers 18 kN (soit un écart de +20% comparé à l'expérimentation malgré l'utilisation d'un seul modèle de rivet). Cette valeur est quasiment atteinte dès 40 mm, correspondant au déplacement à la charge maximale à la rupture observée expérimentalement. Ce résultat présente également une très nette surévaluation de la rigidité globale de la structure.

Lorsque la rupture des liaisons est prise en compte (critère "ARCAN", $N_u = 4.45$ kN, $T_u = 2.54$ kN, $a = b = 2.19$), les premières liaisons entre les cadres et les clips cassent en cisaillement pur pour un déplacement de l'ordre de 8 mm et pour un effort de l'ordre de 6 kN. La rupture des liaisons entre les cadres et les clips se généralise ensuite et mène à une désarticulation complète de la structure, conduisant à un niveau d'effort moyen après rupture très bas.

La simulation ne permet donc pas d'appréhender les phénomènes de rupture observés expérimentalement (déchirure des tôles). La prise en compte de la rupture des liaisons est catastrophique concernant la réponse effort fonction du déplacement.

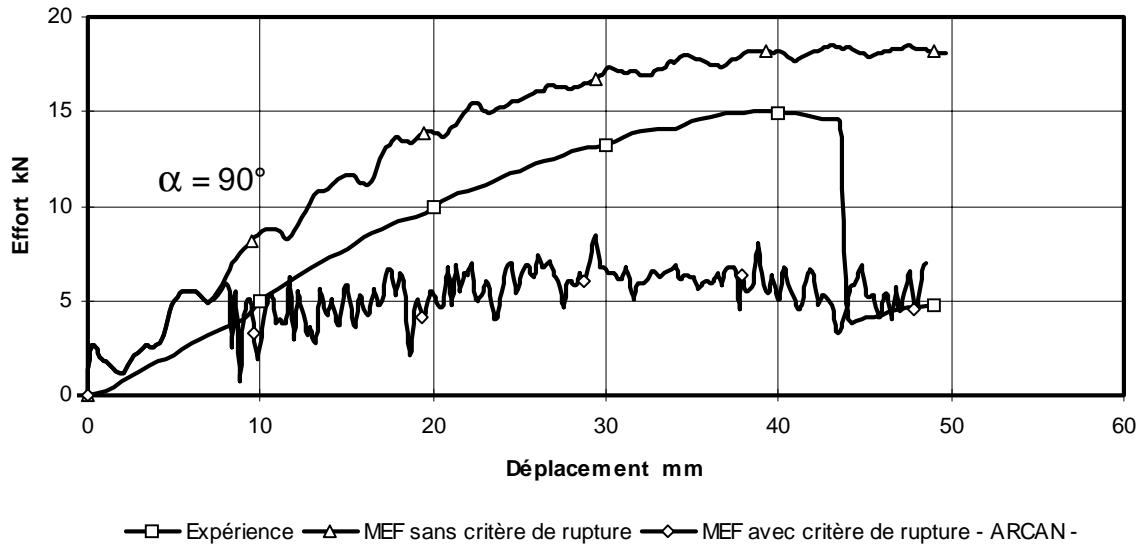
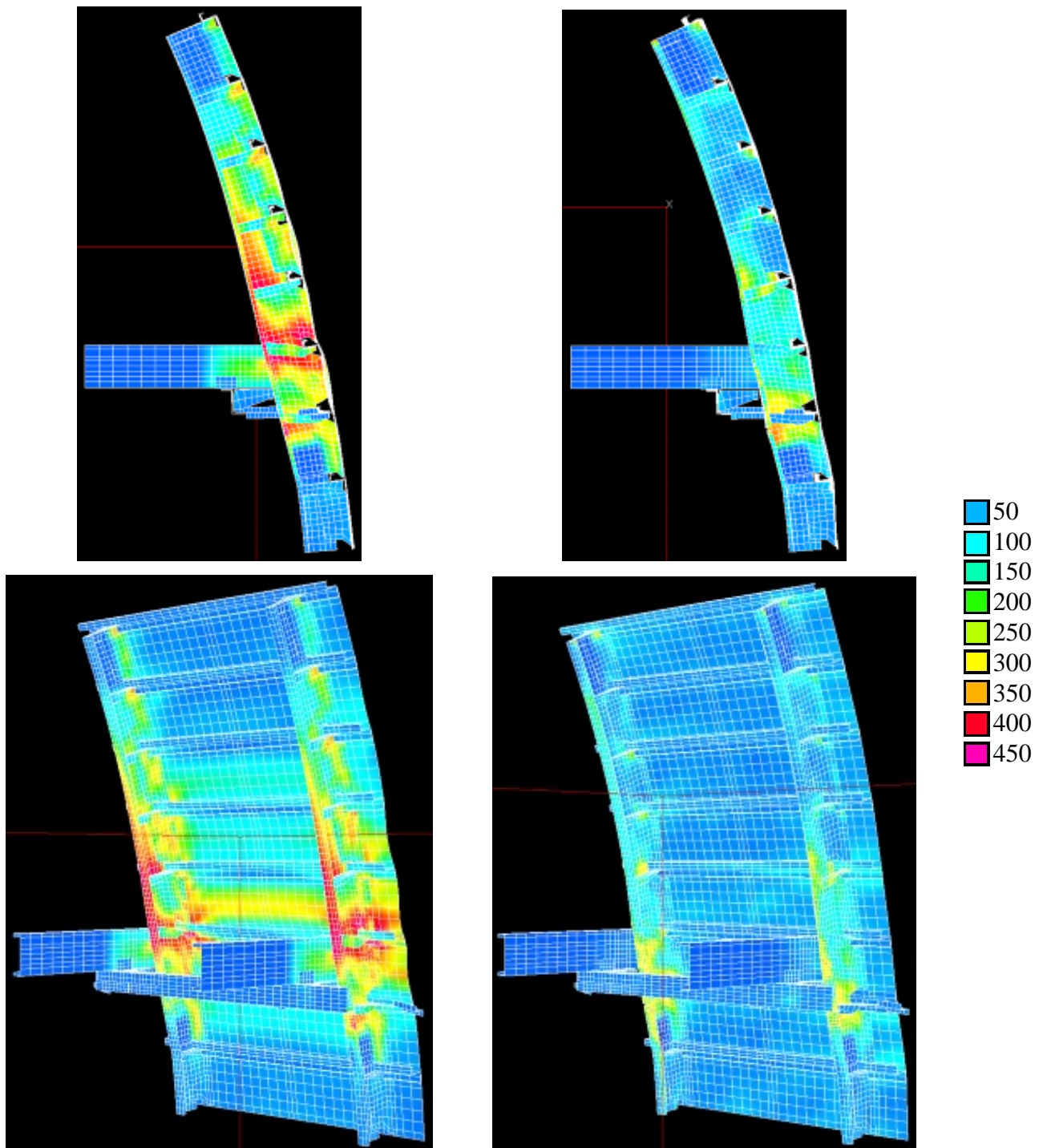


Figure 4.30. Comparaison expérience - modèle de simulation (rivet = corps rigide 'spotweld').

La Figure 4.31 présente les contraintes équivalentes de von Mises observées en fin de simulation avec et sans prise en compte de la rupture des liaisons. Sans cette prise en compte, il est observé une localisation des contraintes au niveau des pièces (notamment les cadres et les clips) dont les liaisons sont amenées à rompre lorsque le critère de rupture est imposé.



4.3.2.2. Utilisation de l'interface 42.

Pour mener les simulations, les caractéristiques de l'interface 42 sont prises égales à celles déterminées pour l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement ($K_N = K_T = 30000 \text{ N/mm}$). Le critère de rupture est celui identifié à l'aide du dispositif ARCAN ($N_u = 4.45 \text{ kN}$, $T_u = 2.54 \text{ kN}$, $a = b = 2.19$).

Les résultats des simulations sont présentés sur la Figure 4.32. Comme précédemment, sans critère de rupture, l'effort plafonne vers 18 kN et la rigidité structurale est surévaluée.

La rupture des liaisons entre cadres et clips se limite à quelques pièces. Ceci ne mène pas à une désarticulation de la structure, mais au développement d'une rotule plastique après la zone rompue. La rupture est localisée dans la 'bonne' zone, mais ne concerne pas les bons phénomènes (rupture de liaisons au lieu d'une rupture de tôle). L'introduction du critère de rupture des liaisons révèle finalement la concurrence entre le mode de rupture des tôles et celui des liaisons.

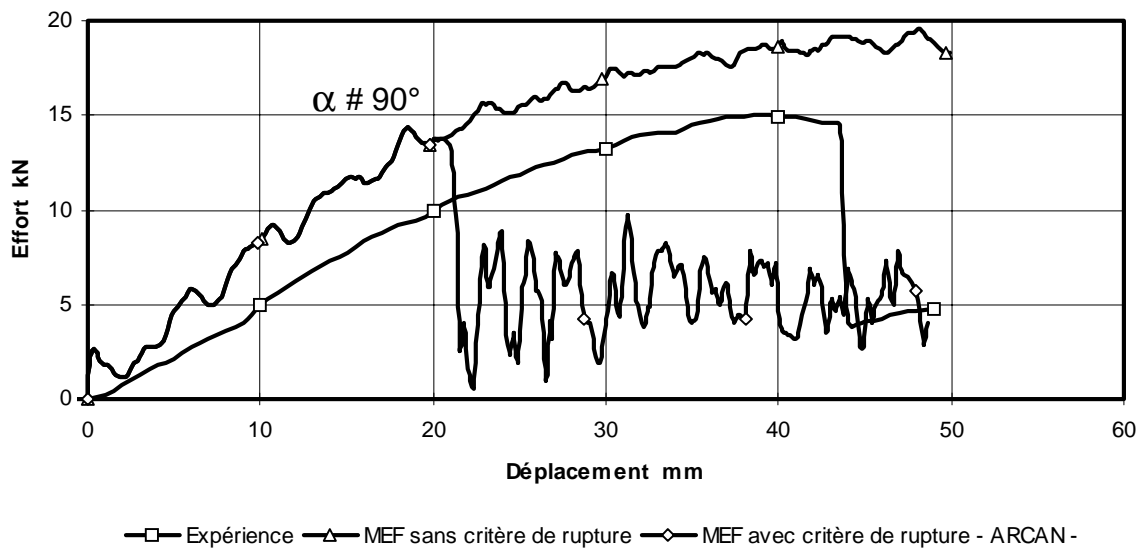
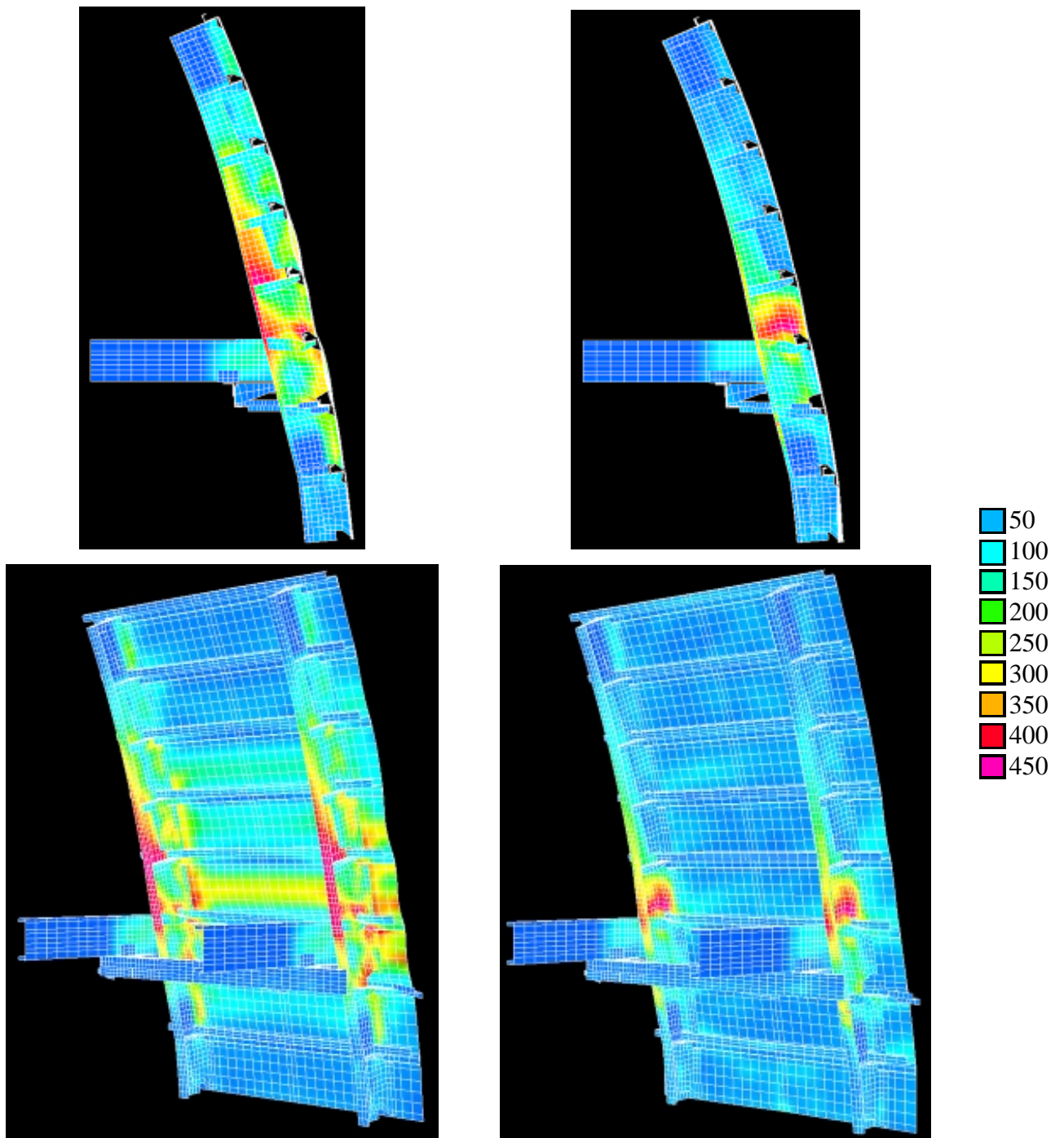


Figure 4.32. Comparaison expérience - modèle de simulation (Rivet = interface 42).

L'amélioration de la solution obtenue avec l'interface 42 n'est finalement pas jugée suffisante. Pour que la simulation puisse conduire à une rupture matérielle des tôles reproduisant les résultats expérimentaux, il est nécessaire que la rupture des liaisons soit au moins repoussée au delà de 40 mm de déplacement.

La Figure 4.33 présente les contraintes équivalentes de von Mises observées en fin de simulation avec et sans prise en compte de la rupture des liaisons. Sans cette prise en compte, il est observé une localisation des contraintes au niveau des cadres et des clips des sections où s'est produite la rupture. La rotule plastique (après la zone rompue) apparaît nettement sur cette figure.



a - Sans critère de rupture

b - Avec critère de rupture

Figure 4.33. Modèle de simulation avec rivet = interface 42 - $\delta = 50$ mm
(Contraintes équivalentes de von Mises).

4.3.3. Analyse.

La similitude des modèles utilisés dans les deux cas précédents concerne :

- i - la famille de modèle de liaison. Ce sont des contraintes cinématiques dans les deux cas, reliant des noeuds du maillage en vis-à-vis,
- ii - le critère de rupture ($N_u = 4.45$ kN, $T_u = 2.54$ kN, $a = b = 2.19$) qui est appliqué à un élément de type spotweld ou un interface 42.

La principale différence entre les deux cas concerne la souplesse introduite dans l'assemblage pour l'interface 42 par l'introduction des rigidités linéaires normales et tangentielles.

Sans la prise en compte de la rupture des liaisons, les simulations mènent à des résultats très proches malgré l'introduction d'une certaine souplesse de liaison dans l'interface 42.

Avec la prise en compte de la rupture des liaisons, les comportements sont différents et une amélioration notable est relevée avec l'utilisation de l'interface 42. Dans les deux cas, le mode de ruine est erroné (ruptures de liaisons au lieu d'une rupture de tôle).

G. WINKELMULLER décrit très clairement les deux principales origines de la complexité de modélisation des rivets [WIN95]. La première provient de la complexité de la physique élémentaire et en particulier des modes de rupture d'un assemblage riveté. Ceux-ci se distinguent en trois catégories : rupture du rivet (cisaillement de la tête, etc.), rupture locale du matériau (le rivet passe au travers) ou rupture globale du matériau (rupture de plaque le long d'une ligne de rivet). La seconde concerne la modélisation du rivet et son interaction sur le modèle numérique. En particulier, les modèles ne sont actuellement pas assez fins pour permettre de dissocier le comportement du rivet et le comportement de la tôle environnante. A cause des remarques précédentes, le modèle de rivet et sa calibration doivent tenir compte du comportement non linéaire et à la rupture du rivet d'une part, des déformations des plaques environnantes qui ne sont pas bien reproduites avec un maillage trop grossier d'autre part. Un modèle de rivet doit être mi-physique / mi-empirique. La partie physique peut être évaluée directement à partir de la géométrie et des propriétés matérielles des rivets. La partie empirique est plus complexe à évaluer, et est fonction de la déformation des plaques, décrite par les éléments de coque connectés au rivet. La description empirique des rivets est de ce fait fonction de la finesse de maillage.

L'introduction d'une non linéarité de comportement de la liaison dans l'interface 42 et de l'endommagement des tôles dans les éléments de coque sont deux approches que nous proposons d'étudier pour améliorer les résultats des simulations.

4.4. INTRODUCTION DE LA NON LINEARITE DE LA LIAISON DANS L'INTERFACE 42.

Le principe de fonctionnement de l'interface 42 est présenté dans la Figure 4.34. La position du rivet qui est une donnée d'entrée, est projetée orthogonalement sur les plus proches segments des surfaces maîtres (noeud A) et esclaves (noeud B). Le vecteur ainsi généré représente la connexion entre les plaques (donc le rivet).

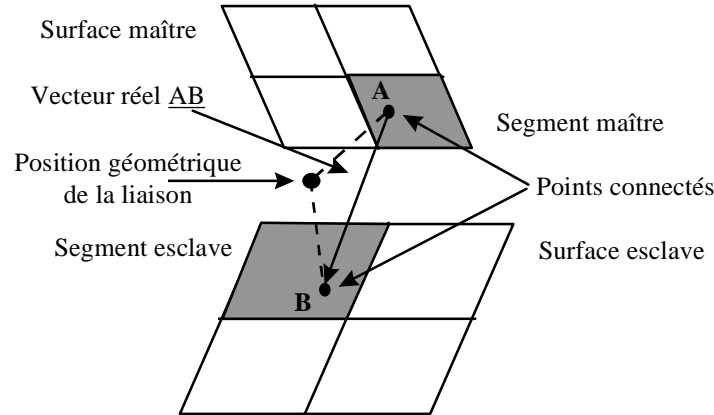


Figure 4.34. Schéma de fonctionnement de l'interface 42.

Soient \mathbf{R} le repère global, et \mathbf{R}' le repère local associé à A lié à ses déplacements et rotations ; le rivet non déformé a une position idéale (de rêve) dans le repère local, obtenu par application des mêmes déplacements et rotations ; le vecteur $\underline{\mathbf{AB}}^0$ initial remis à jour a pour coordonnées dans le repère global :

$$\underline{\mathbf{R}}^i = \mathbf{SPFRA}^i \cdot \underline{\mathbf{AB}}^0 \quad (4.12)$$

avec \mathbf{SPFRA} la matrice de passage du repère local (une fois les déplacements et rotations mis à jour) au repère global.

Finalement, la différence entre le vecteur déformé $\underline{\mathbf{AB}}$ et $\underline{\mathbf{R}}$ donne l'allongement de la liaison, qui s'exprime comme :

$$\underline{\mathbf{G}}^i = \underline{\mathbf{AB}}^i - \underline{\mathbf{R}}^i \quad (4.13)$$

Ce dernier est ensuite décomposé en composantes normales et tangentielles. La composante normale correspond à la projection de $\underline{\mathbf{G}}$ sur le vecteur $\underline{\mathbf{AB}}$. Elle s'exprime comme :

$$\underline{\mathbf{GN}}^i = \left(\underline{\mathbf{G}}^i \cdot \frac{\underline{\mathbf{AB}}}{\|\underline{\mathbf{AB}}\|^2} \right) \cdot \frac{\underline{\mathbf{AB}}}{\|\underline{\mathbf{AB}}\|^2} \quad (4.14)$$

La composante tangentielle est alors définie simplement en fonction du vecteur $\underline{\mathbf{G}}$ et de sa composante normale comme :

$$\underline{\mathbf{GT}}^i = \underline{\mathbf{G}}^i - \underline{\mathbf{GN}}^i \quad (4.15)$$

La force de pénalité est alors calculée à partir de raideurs (fixées) en traction (normale) et en cisaillement (tangentielle) comme :

$$\underline{\mathbf{F}}^i = \mathbf{K}_N \cdot \underline{\mathbf{GN}}^i + \mathbf{K}_T \cdot \underline{\mathbf{GT}}^i \quad (4.16)$$

Cette force de pénalité se traduit par un moment appliqué sur le noeud maître A et calculé comme :

$$\underline{M}^i = \underline{R}^i \wedge \underline{F}^i \quad (4.17)$$

Ces forces et moments de pénalité sont finalement répartis et ajoutés aux efforts extérieurs sur les noeuds des segments maîtres et esclaves attachés au rivet.

L'interface 42 a été amélioré par l'introduction de raideurs non linéaires dans sa formulation. Celles-ci sont exprimées par une fonction exponentielle de la norme des composantes normales et tangentielles du vecteur \underline{G} , dont les paramètres sont : la raideur linéaire K et un facteur d'atténuation λ . Leur expression est de la forme :

$$K_N^{NLi} = K_N \cdot e^{-\lambda_N \cdot \|\underline{GN}^i\|} \quad (4.18)$$

et

$$K_T^{NLi} = K_T \cdot e^{-\lambda_T \cdot \|\underline{GT}^i\|} \quad (4.19)$$

L'expression de raideurs non linéaires permet donc d'introduire des efforts de pénalité non linéaires aux noeuds.

Les valeurs des paramètres de ce modèle sont optimisées pour la traction (K_N et λ_N) et pour le cisaillement (K_T et λ_T) à l'aide des résultats obtenus avec le dispositif ARCAN (Figure 4.35 et Figure 4.36). Les valeurs obtenues sont :

- i - pour la traction : $K_N = 30000 \text{ N/mm}$ et $\lambda_N = 2.4$,
- ii - pour le cisaillement : $K_T = 11000 \text{ N/mm}$ et $\lambda_T = 1.5$.

La Figure 4.35 montre que la description de la non linéarité en traction est correctement appréhendée par le modèle. En cisaillement, l'optimiseur aboutit à une raideur linéaire $K_T = 11000 \text{ N/mm}$ (Figure 4.36) qui diffère notablement de la raideur initiale de la réponse pour l'essai ARCAN en cisaillement pur (30000 N/mm).

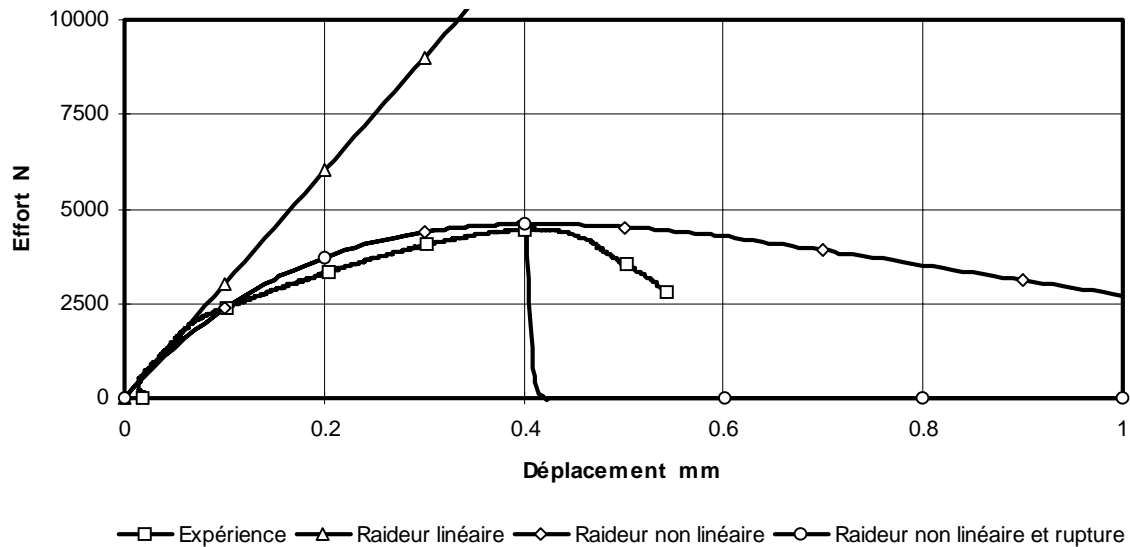


Figure 4.35. Identification des paramètres de non linéarité en traction - ARCAN en traction pure -

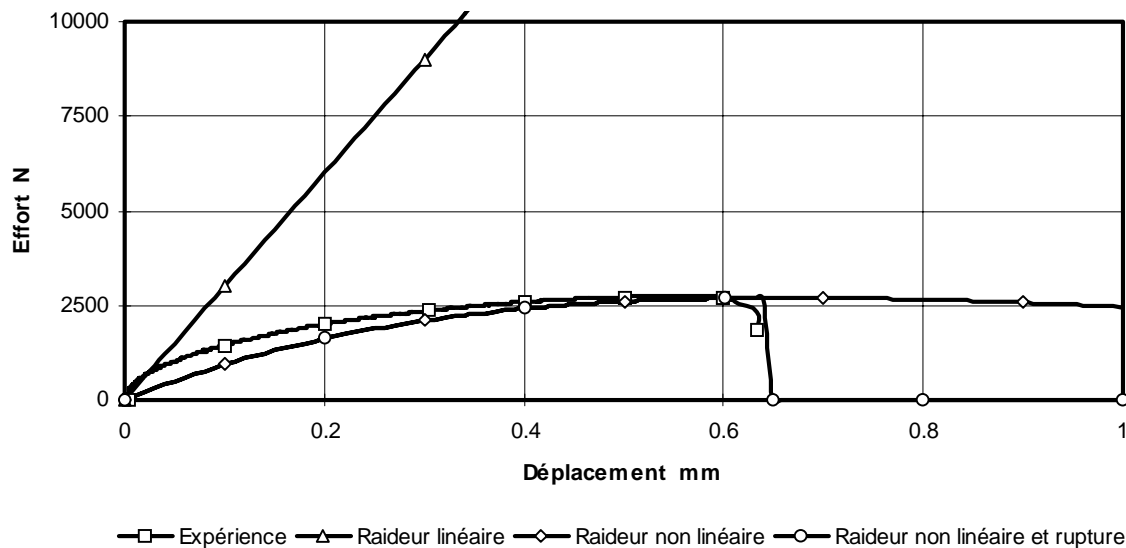


Figure 4.36. Identification des paramètres de non linéarité en cisaillement - ARCAN en cisaillement pur -

Les paramètres non linéaires ayant été identifiés à l'aide des essais ARCAN, il convient maintenant d'évaluer l'amélioration qu'apporte ce modèle sur la description du comportement de la liaison. Le cas de l'éprouvette de cisaillement (avec la densité 4*4) présente une très nette amélioration de la solution (Figure 4.37), avec un comportement global de meilleure qualité. La raideur initiale est légèrement sous-estimée. La combinaison d'effort de traction et de cisaillement est modifiée par l'introduction des raideurs non linéaires. L'angle de sollicitation de la liaison à la rupture diffère nettement du modèle linéaire initial.

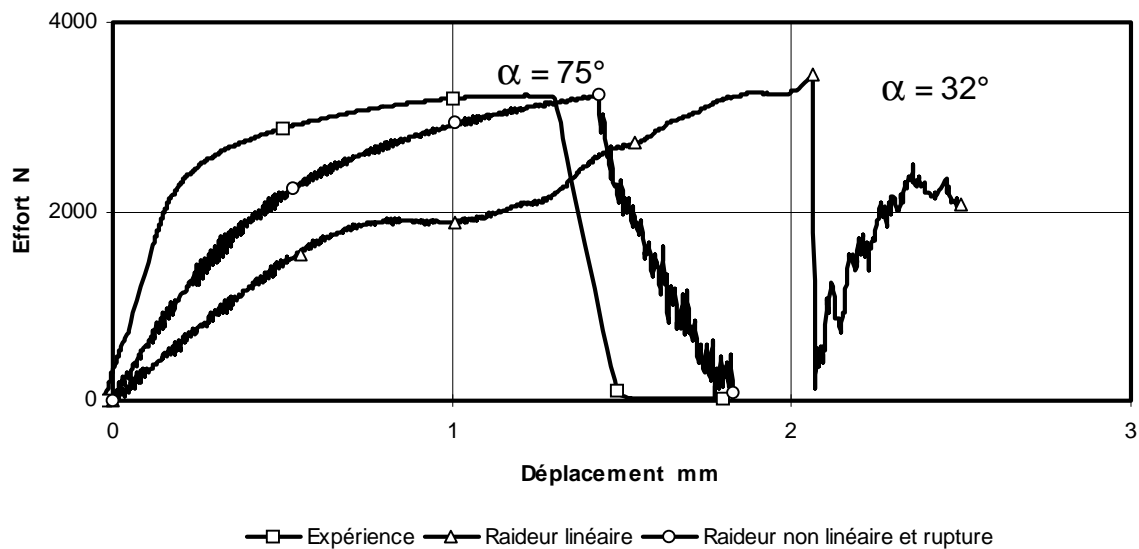


Figure 4.37. Influence de la non linéarité de la liaison - Éprouvette de cisaillement en simple recouvrement -

La sensibilité de l'interface 42 à la position du rivet dans la maille a été réduite par l'introduction de la non linéarité de la liaison, comme le met en évidence la Figure 4.38.

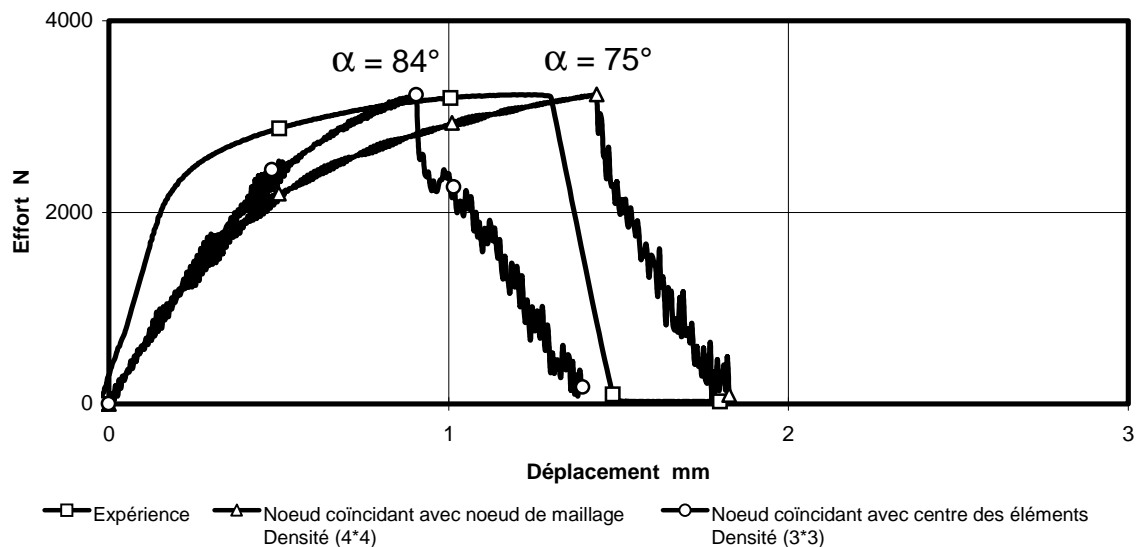


Figure 4.38. Influence de la position du rivet dans la maille
- Éprouvette de cisaillement en simple recouvrement -

Concernant la structure à 700 rivets, la réponse effort fonction du déplacement est légèrement améliorée (Figure 4.39). La charge maximale obtenue, sans prise en compte de la rupture des rivets, est légèrement réduite (17 kN). L'introduction des raideurs non linéaires améliore quelque peu le déplacement à la rupture mais pas suffisamment. La raideur globale de la structure n'est par contre pas modifiée.

L'influence de la raideur linéaire en cisaillement sur la rigidité globale du modèle est plus importante que celle de la prise en compte de la non linéarité de la liaison, comme le met en évidence la Figure 4.40.

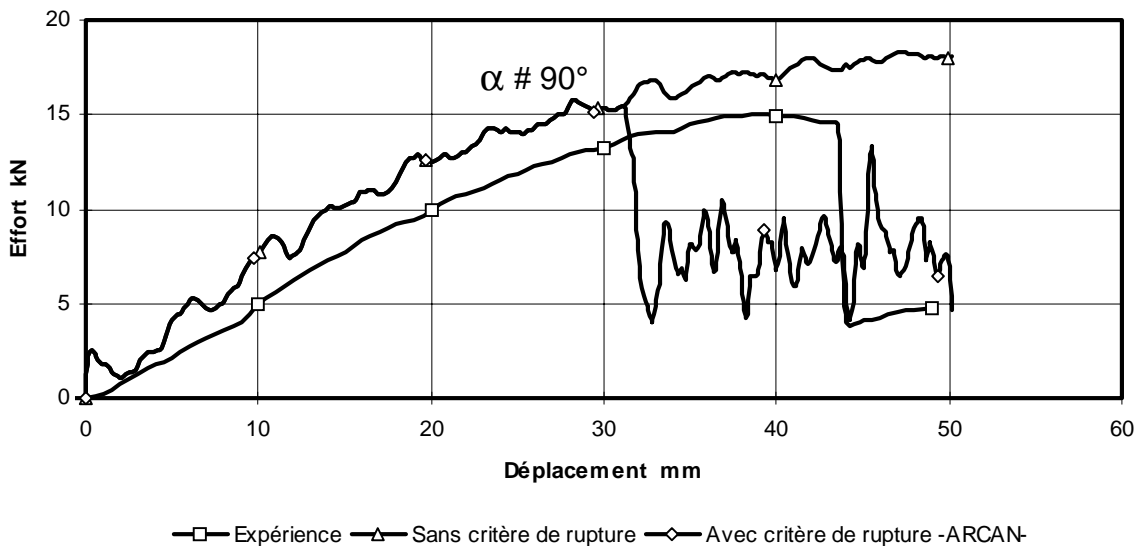


Figure 4.39. Influence de la non linéarité de la liaison
- Structure aéronautique -

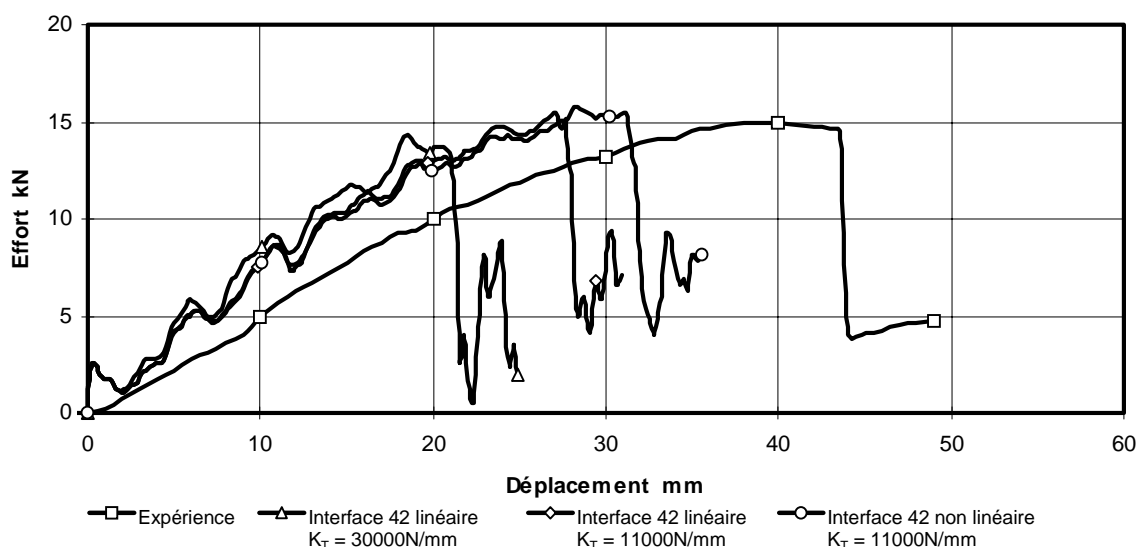


Figure 4.40. Influence de la raideur initiale de la liaison en cisaillement
- Structure aéronautique -

Les résultats montrent que la description du comportement de la liaison est maintenant de meilleure qualité. Pour améliorer encore la solution, nous proposons d'introduire l'endommagement dans le modèle matériau des coques pour tenter de favoriser la localisation, par l'endommagement, et éventuellement provoquer la rupture des plaques.

4.5. INTRODUCTION DE L'ENDOMMAGEMENT MICRO-STRUCTURAL DANS LES SIMULATIONS DE CRASH DE STRUCTURES.

Des simulations de l'éprouvette de traction uniaxiale sont entreprises à l'aide d'éléments de coque endommagée (type 115). Diverses finesses de discrétisation (Figure 4.41) sont mises en œuvre pour mesurer l'influence de la densité de maillage sur le résultat, présenté en terme de réponse effort fonction du déplacement. Les paramètres d'endommagement de la loi 3D de l'alliage d'aluminium 2024-T351 identifié au chapitre précédent sont directement utilisés pour alimenter les modèles coques.

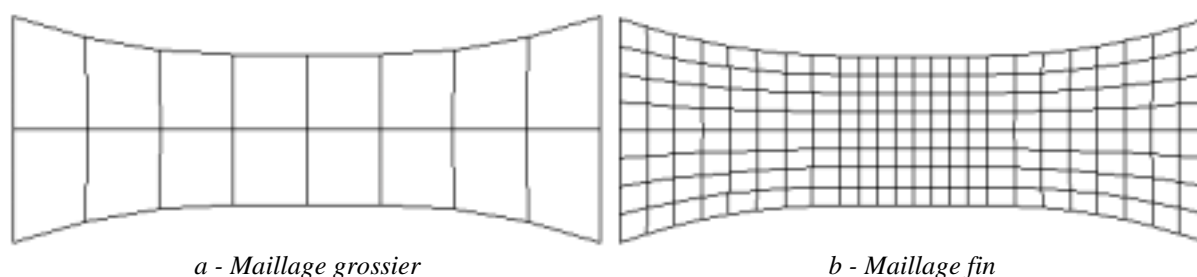


Figure 4.41. Densités du maillage de l'éprouvette de traction uniaxiale.

Les résultats sont suffisamment proches de l'expérience (ou du modèle volumique) pour conserver les paramètres optimisés obtenus dans les chapitres précédents (Figure 4.42).

La Figure 4.43 présente les contraintes équivalentes de von Mises observées en fin de simulation pour les deux densités de maillage étudiées et met en évidence l'effet de la taille des mailles sur le mode de rupture.

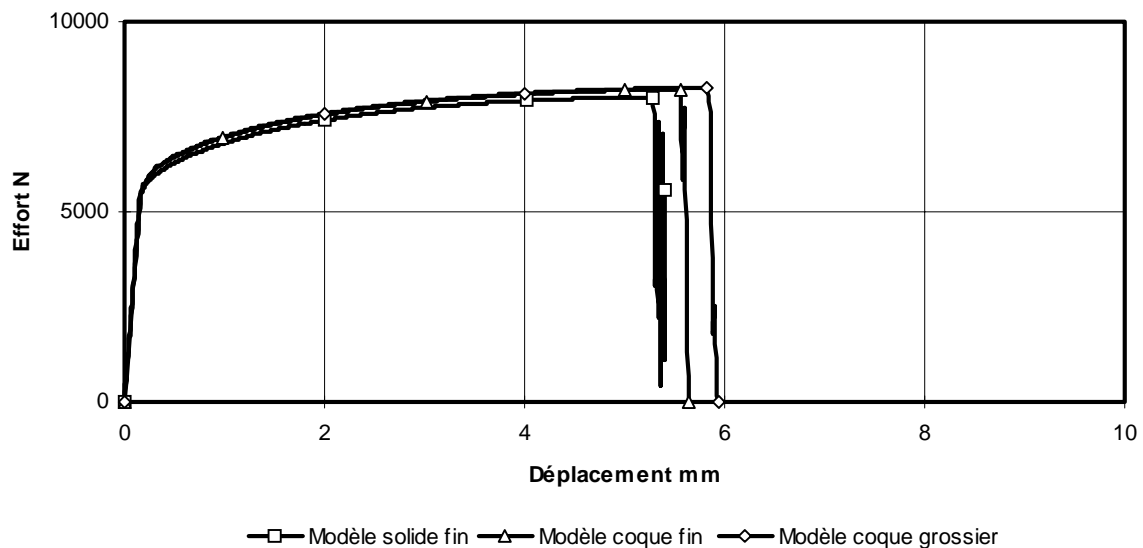


Figure 4.42. Comparaison modèles EF solides et coques - Éprouvette de traction uniaxiale -

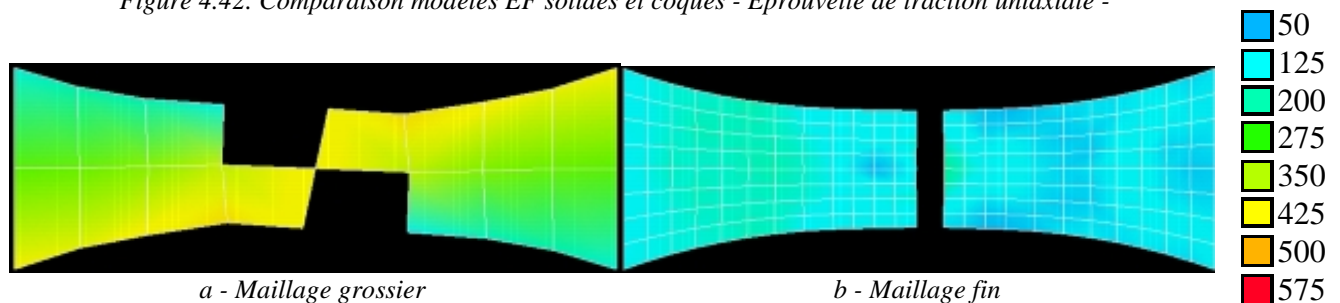


Figure 4.43. Contraintes équivalentes de von Mises - Éprouvette de traction uniaxiale -

La prise en compte de l'endommagement, même avec un maillage grossier, mène à des résultats satisfaisants. La structure aéronautique présente des ratios équivalents sur les degrés de raffinement. En conséquence, le modèle de Gurson peut être directement appliqué sur les tôles de la structure.

La prise en compte de l'endommagement dans la simulation du crash de la structure n'améliore pas la solution. Ceci s'explique simplement par le fait que les effets de l'endommagement sont négligeables sur la courbe de comportement jusqu'à des déformations plastiques de l'ordre de 5% et que les simulations de la structure, même sans introduction de la rupture des liaisons, ne permettent pas de dépasser ce seuil. La prise en compte de l'endommagement s'avère donc infructueuse.

Pour que l'endommagement puisse intervenir sur la réponse globale effort fonction du déplacement, il serait en fait nécessaire que la simulation permette de reproduire le phénomène de localisation géométrique introduit localement par la présence des perforations.

En ce qui concerne le problème de la raideur globale du modèle de structure, il n'est pas possible d'envisager comme au chapitre 4.3.1.3.2 la modification manuelle de l'épaisseur des éléments de coque perforés. Pour évaluer l'influence de la souplesse locale sur le comportement global est donc proposé de modifier la raideur initiale du rivet en cisaillement. Sa valeur est abaissée à 8000 N/mm au lieu de 11000 N/mm.

La réponse ainsi calibrée est présentée dans la Figure 4.44. La modification de la souplesse locale au niveau des assemblages a permis de retarder la rupture des liaisons et a diminué la rigidité initiale de la structure. Le mode de rupture reste néanmoins lié à celui des liaisons et non des tôles.

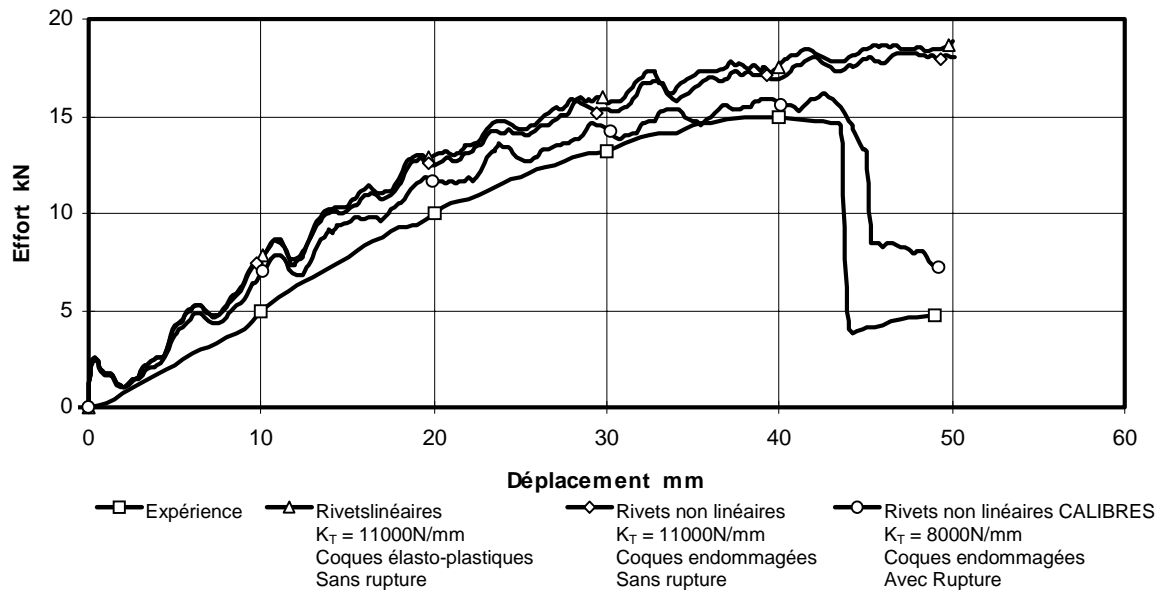


Figure 4.44. Résultats après calibration de la raideur en cisaillement des rivets.

En conclusion, la différence globale entre les pentes expérimentales et simulées provient surtout de la rigidité de la structure qui est surestimée par la simulation. Cette rigidité est dépendante de la géométrie et des caractéristiques mécaniques des matériaux, qui influencent également le développement des non linéarités de comportement matériel. Un effet "boule de neige" de la souplesse sur la localisation des phénomènes non linéaires peut alors se produire, et aboutir au développement d'un endommagement par localisation menant irrémédiablement à l'initiation puis à la propagation de la rupture des coques plutôt qu'à celle des rivets.

Réduire la rigidité des rivets comme nous l'avons proposé ne constitue finalement qu'un artifice qui, comme toute calibration, dénature la physique du comportement réel. Néanmoins, les résultats montrent qu'il est, dès à présent, primordial de s'attacher à intégrer la fragilisation des tôles introduite par les techniques d'assemblages (contraintes résiduelles, perforations, etc.) dans les simulations.

CONCLUSION.

Ce chapitre a traité du thème des techniques de modélisation simplifiée des liaisons rivetées pour le calcul de structures au travers de simulations du comportement d'une éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et d'une sous-structure aéronautique.

La première partie a présenté une liste non exhaustive des techniques de modélisation simplifiée des rivets ou des liaisons en terme général, et des critères de rupture qui leur sont généralement associés. Un critère couplant les efforts normaux et tangentiels a été choisi pour modéliser la rupture des rivets. Pour disposer d'une caractérisation complète de ce critère, plusieurs conditions sont à satisfaire : accéder à une sollicitation du rivet en traction pure et en cisaillement pur, et disposer d'un nombre suffisant de mesures intermédiaires combinant la traction et le cisaillement. Un dispositif ARCAN a été mis en œuvre pour identifier les paramètres de ce modèle :

- les résultats obtenus attestent de l'efficacité de ce dispositif d'essai. L'identification des paramètres de couplage a et b dans l'hypothèse $a = b$ et $a \neq b$, a mené à des critères de rupture d'égale qualité pour les rivets et les matériaux étudiés. Le critère de rupture identifié pour un rivet en alliage d'aluminium 7050 à tête fraisée prend donc la forme :

$$\left(\frac{N}{N_u}\right)^a + \left(\frac{T}{T_u}\right)^b = 1$$

$\{N_u, T_u, a\} = \{4.45, 2.54, 2.19\}$, dans l'hypothèse $a = b$,

$\{N_u, T_u, a, b\} = \{4.45, 2.54, 2.8, 1.8\}$, dans l'hypothèse $a \neq b$,

- des modélisations fines du dispositif ARCAN ont été entreprises. Les résultats montrent la nécessité de procéder à la caractérisation de la loi de comportement du rivet en traction (qui n'a pas été entreprise dans le cadre de cette étude). Néanmoins, le critère de rupture défini par la simulation numérique, utilisant une loi calibrée, est suffisamment proche de l'expérimentation pour démontrer la faisabilité de la caractérisation de critères de rupture par plans d'expérience numériques et donc sans recours à l'expérimentation,

- l'analyse des résultats a écarté l'utilisation de l'essai de traction pur ARCAN, en l'état, pour déterminer par méthode inverse la loi de comportement du matériau des rivets en traction. Pour envisager cette détermination, il sera nécessaire d'optimiser au préalable la forme et les dimensions du rivet, de manière à ce que l'essai de traction pur ARCAN, avec la nouvelle géométrie, conduise à une réelle sollicitation de traction et à un mode de rupture par striction du fût du rivet.

Dans la seconde partie, les différentes techniques de modélisation simplifiée ont été évaluées à l'aide de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement. Les résultats obtenus démontrent très nettement l'insuffisance des modèles existants à représenter le comportement, en particulier non linéaire, d'un rivet. La représentativité, d'un point de vue global, de ces techniques est abordée au travers de la modélisation d'une sous-structure aéronautique qui comporte 700 rivets. Leur utilisation est critique lorsque le critère de rupture, identifié à l'aide du dispositif ARCAN, est imposé. Pour améliorer la représentativité des modèles de rivet, deux approches ont été étudiées. La première a concerné l'introduction de la non linéarité de la liaison dans le calcul des forces de pénalité de l'interface 42. Ceci a fait l'objet d'un développement au cœur du code de calcul explicite PAM-SOLID™. La seconde a concerné l'introduction de l'endommagement dans la loi de comportement des coques du modèle de sous-structure :

- les paramètres du nouveau modèle de liaison non linéaire développé ont été identifiés à l'aide des courbes d'essai ARCAN en traction et en cisaillement purs,

- la description de la non linéarité de la liaison a mené à une amélioration notable de la réponse locale obtenue à l'aide de l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement et à une diminution de la sensibilité du modèle à la position du rivet dans la maille. Dans le cas de la simulation de la sous-structure, l'amélioration obtenue est moins importante. L'objectif a été de faire une validation qualitative en comparant différentes solutions en relatif et de mettre en évidence la tendance à l'amélioration,

- des simulations de l'éprouvette de traction uniaxiale (modélisée par des éléments de coque) ont démontré la possibilité de généraliser aux modèles 2D, les paramètres d'endommagement identifiés à l'aide du modèle volumique 3D. Cette équivalence entre modèle coque et modèle volumique atteste d'une certaine qualité intrinsèque des paramètres du modèle de Gurson optimisés par méthode inverse,

- la simulation ne menant pas à de forts taux de déformation plastique, l'introduction de l'endommagement n'a pas conduit à une amélioration notable de la réponse effort fonction du déplacement. Pour que l'endommagement puisse intervenir efficacement, il

est nécessaire que la simulation reproduise le phénomène de localisation, introduit par la présence des singularités géométriques que constituent les perforations,

- l'introduction de la non linéarité dans le comportement des liaisons et de l'endommagement dans celui des coques n'a pas permis de repousser la rupture des liaisons assez loin en terme de déplacement. Les simulations n'ont pas mené à une rupture par déchirure de tôles.

Ces résultats montrent qu'il est, dès à présent, primordial de s'attacher à intégrer les fragilisations de la tôle introduites par les techniques d'assemblages (contraintes résiduelles, perforations, etc.) dans les simulations. L'objectif est de développer un élément fini de coque intégrant explicitement la notion de fragilisation et permettant de s'affranchir des techniques de calibration numériques généralement dépendantes de la finesse des maillages.

BIBLIOGRAPHIE.

- [ARC85] L. ARCAN, M. ARCAN, I. M. DANIEL, "*SEM fractography of pure and mixed mode interlaminar fracture in Graphite/Epoxy composites.*", ASTM Special Technical Publications, Vol. **948**, pp. 41-47, 1987.
- [CIC94a] "*Sub-task 2.4 (static tests 1,2 & 3) - Sub-component quasi-static tests on an Airbus A320 rear fuselage.*", AER2 - CT92-0030 Crashworthiness for commercial aircraft, Cranfield Impact Centre, March 1994.
- [CIC94b] "*Sub-task 2.4 (dynamic tests 1,2, 3 & 4) - Sub-component dynamic tests on an Airbus A320 rear fuselage.*", AER2 - CT92-0030 Crashworthiness for commercial aircraft, Cranfield Impact Centre, December 1994.
- [DEL93] E. DELETOMBE, P. GEOFFROY, "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - Static test 1 - Numerical analysis.*", ONERA-Lille, Rapport n°93/63, Décembre 1993.
- [DEL96] E. DELETOMBE, "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - Modélisation par éléments finis des assemblages, rotules plastiques et rotules - Rapport final.*", ONERA-Lille, Rapport n°96/25, Mars 1996.
- [DEL97] E. DELETOMBE, B. MALHERBE, "*Simplification d'un modèle de crash d'avion complet - Phase 1 - Rapport final.*", ONERA-Lille, Rapport n°97/02, Janvier 1997.
- [DUC97] P. DUCROCQ, "*Contribution au développement de nouvelles méthodes en vue d'améliorer la représentativité des modèles éléments finis en dynamique rapide.*", Thèse de doctorat, Université de Valenciennes, 1997.
- [DUP80] F. DUPRIEZ, J. L. PETITNIOT, "*Essais de crash sur maquette 1/3 du fond de barque de l'hélicoptère S.A. 341 - Rapport de fin d'étude.*", ONERA-Lille, Rapport n°80/05, Janvier 1980.
- [GIN93] B. GINESTE, "*Assemblages de structures en matériaux composites par stratification d'un élément de liaison. Caractérisation de l'endommagement.*", Thèse de doctorat, Université de Nantes, École Centrale de Nantes, 1993.

-
- [LAN98] B. LANGRAND, "*Fragilisation des assemblages rivetés - Validation de modèles éléments finis post-rivetage.*", Note technique ONERA-Lille, n°98/01, Février 1998.
- [MUL94] M. MULLER-BECHTEL, "*SCHWEIBPUNKTVERSAGEN IN DER FE-CRASHSIMULATION.*", Diplomarbeit, in german, 1994.
- [PAM96] *PAM-SOLID™, User's manual*, ESI-PSI, 20 rue Saarinen Sillic 303 94588, Rungis cedex, 1996.
- [PAT98a] L. PATRONELLI, B. LANGRAND, "*Caractérisation expérimentale d'un critère de rupture macroscopique sous sollicitation mixte - Application à une liaison rivetée élémentaire.*", ONERA-Lille, Rapport n°98/23, Juin 1998.
- [PAT98b] L. PATRONELLI, B. LANGRAND, E. DELETOMBE, E. MARKIEWICZ, P. DRAZETIC, "*Analysis of riveted joint failure under mixed mode loading.*", Computers and Structures, Soumise.
- [PET83] J.L. PETITNIOT, J.FABIS, "*CRASH SUR SITE - Étude dynamique d'une maquette structurellement représentative d'un élément de fuselage d'un avion de transport.*", ONERA-Lille, Rapport n°84/48, Novembre 1983.
- [SCH95] K. SCHWEIZERHOK, T. ENGLEDER, "*Crashworthiness programme for commercial aircraft - Subtask 2.2 - Modeling in crashworthiness analysis.*", CAD-FEM Technical report n° AERO 95-3, December 1995.
- [UoL93] "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - End of year report.*", University of Liverpool, Impact research centre, November 1993.
- [UoL94a] "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - Tensile test results for specimens fabricated from A320 frame sections.*", University of Liverpool, Impact research centre, May 1994.
- [UoL94b] "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - 18 month report.*", University of Liverpool, Impact research centre, May 1994.
- [UoL94c] "*IMT crashworthiness for commercial aircraft - Pull out rivet tests - Update report.*", University of Liverpool, Impact research centre, August 1994.
- [WIN95] G. WINKELMULLER, "*Crashworthiness for commercial aircraft - 24 month progress report.*", Mecalog project E422/92, January 1995.

CONCLUSION GENERALE

La recherche présentée dans le cadre de ce mémoire a concerné la caractérisation numérique et expérimentale de la tenue d'assemblages structuraux rivetés sous sollicitation dynamique. Une partie des travaux vise à établir une méthodologie générale d'étude par 'plans d'expérience numériques' dont le principal intérêt est de limiter des coûts expérimentaux obtenus en remplaçant la caractérisation exhaustive de multiples configurations d'assemblages par la seule caractérisation matérielle des tôles et des rivets constituant les structures. Cette méthode s'appuie sur la détermination de paramètres de modèles de comportement non linéaire et à rupture des matériaux par technique inverse, à partir de simulations des comportements d'assemblages élémentaires.

L'ensemble des développements relatifs à l'élaboration d'un optimiseur a fait l'objet de la première partie du premier chapitre. Les méthodes et les principes généraux de l'optimisation, de l'identification et de la méthode inverse ont été rappelés. L'optimiseur OPTB2L a été développé selon les principes des algorithmes de gradients conjugués, et des interfaces entre ce dernier et des solveurs mathématiques (tels les codes de calcul par éléments finis) ont été générées. L'optimiseur OPTB2L a ensuite été utilisé au fil de la recherche pour la caractérisation des paramètres de modèles de comportement élasto-plastique et d'endommagement (Gurson) des matériaux composant l'assemblage (alliages d'aluminium 2024-T351 et 7050), et de critères de rupture macroscopiques des liaisons. L'optimisation a été menée sur la base d'essais de compression et de traction, pour différentes vitesses de sollicitation. Ces essais ont établi, l'insensibilité des deux alliages d'aluminium jusqu'à des vitesses de déformation de l'ordre de 40 s^{-1} , l'anisotropie de comportement de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction et d'importantes différences sur les caractéristiques en traction ou en compression de ce dernier matériau.

Le second chapitre a abordé le thème de l'évaluation des contraintes et des déformations résiduelles introduites dans l'assemblage lors du processus de rivetage. La première partie a présenté les résultats des expériences quasi-statiques de rivetage menées sur des éprouvettes élémentaires de géométrie variable. Le rivetage a mené à des taux de déformation dans les plaques supérieurs à 20% et l'établissement d'un fort gradient de déformation dans les éprouvettes. L'influence du rapport entre la distance au bord et le diamètre du rivet a été mesurée au travers des expériences menées sur les éprouvettes circulaires. Les effets de coins ont été mesurés à l'aide d'éprouvettes carrées qui ont révélé une importante anisotropie des déformations résiduelles post-rivetage. L'analyse du processus de mise en forme a montré la formation d'un ergot de matière à l'interface entre la tôle et le bouton du rivet, visualisé lors des découpes de différentes éprouvettes. La capacité de simulation du processus de rivetage par des codes de calcul explicites, en l'occurrence PAM-SOLID™, a été évaluée à partir des résultats de ces essais. La simulation du procédé de rivetage, comparée à l'expérience, a conduit à des résultats satisfaisants en termes de réponse effort fonction du déplacement ou de déformation locale et a démontré la capacité de l'outil de calcul à représenter ce processus de mise en forme complexe pour lequel les niveaux de déformation peuvent atteindre 120%. L'influence locale, sur le développement de l'ergot, du

frottement entre le rivet et les tôles a été mise en évidence et a établi l'insuffisance des modèles de frottement sec tel le modèle de Coulomb, disponible dans le code. Les coûts de calcul (sur un ordinateur CRAY-J90 à quatre processeurs) inférieurs à une journée pour le modèle le plus raffiné permettent d'envisager d'autres études liées à l'amélioration de la qualité des assemblages (problème de l'ébavurage avant rivetage, etc.), de l'optimisation du design de la liaison (forme du rivet, de la perforation, du bouton, etc.) ou de la rationalisation des règles de l'art (distance au bord, pas de rivetage, dommage initial, etc.).

La prédiction des contraintes et des déformations résiduelles par la simulation permet finalement de tenir compte de cet état initial dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage.

Le troisième chapitre a abordé le thème de la caractérisation matérielle à l'endommagement et à la rupture des matériaux constituant la liaison rivetée au travers de l'étude du comportement dynamique de deux éprouvettes : l'éprouvette élémentaire de traction perforée (pour la tôle et l'alliage d'aluminium 2024-T351) et l'éprouvette de cisaillement en simple recouvrement (pour le rivet et l'alliage d'aluminium 7050). Cette caractérisation a reposé sur l'optimisation, par méthode inverse, des paramètres d'endommagement du modèle de Gurson, utilisé comme modèle de comportement des matériaux. Dans ce cadre, des simulations éléments finis de la tenue quasi-statique et dynamique de l'assemblage ont été entreprises, alimentées par des essais de caractérisation menés à différentes vitesses de sollicitation. Aucune influence de la vitesse de sollicitation n'a été observée bien que des vitesses de déformation locales de l'ordre de 7000 s^{-1} aient été relevées dans les phases de rupture. Des études de sensibilité ont permis, avant de mener l'optimisation des paramètres d'endommagement, de définir la stratégie de l'identification par méthode inverse : par étapes successives pour l'éprouvette de traction perforée, globale sous contraintes pour l'éprouvette de cisaillement. Les paramètres ainsi déterminés ont été validés pour diverses géométries d'éprouvette : l'éprouvette de traction uniaxiale pour les plaques et l'alliage d'aluminium 2024-T351, l'éprouvette de type ARCAN pour le rivet et l'alliage d'aluminium 7050. Les résultats obtenus attestent de la faisabilité des 'plans d'expérience numériques', et il est dès à présent possible de compléter cette base de données numérique en faisant varier les caractéristiques propres d'un joint riveté (matériaux, forme de la liaison, pas de rivetage, nombre et disposition des rivets, etc.), les sollicitations, le type de la liaison (soudée par point, boulonnée, vissée, etc.), etc. Les réponses obtenues par la simulation numérique pour chaque configuration permettront d'étudier la tenue dynamique de nouveaux designs de liaison. L'extension de cette méthodologie au problème de la tenue mécanique d'ensembles composites assemblés est envisageable mais demeure plus délicate à appréhender : pour ce type de matériaux, la principale limitation concerne aujourd'hui la représentativité des modèles matériaux.

L'ensemble des résultats de caractérisation matérielle peut dorénavant être utilisé dans le cadre de la détermination de modèles équivalents macroscopiques de comportement des liaisons pour les simulations de crash des structures.

Un inventaire des techniques de modélisation simplifiée des liaisons rivetées a été présenté dans le quatrième chapitre. Le dispositif d'essai ARCAN a été adapté et mis en œuvre pour caractériser les paramètres d'un critère de rupture des rivets, généralement associés à ces modèles simplifiés. Les résultats ont démontré l'efficacité de ce dispositif à caractériser le comportement en mode mixte traction/cisaillement des assemblages élémentaires. Des modélisations fines de l'essai ARCAN ont par ailleurs été entreprises et validées afin de démontrer la faisabilité de la caractérisation numérique du comportement à rupture des liaisons. Les techniques de modélisation simplifiée ont été évaluées sur le cas de l'éprouvette

de cisaillement en simple recouvrement. Les résultats obtenus ont nettement souligné l'insuffisance des modèles existants à représenter le comportement des assemblages même élémentaires. Cette conclusion s'est confirmée dans le cas de la modélisation d'une structure aéronautique comportant 700 rivets. L'objectif a été de faire une validation qualitative en comparant différentes solutions en relatif et de mettre en évidence la tendance à l'amélioration. Deux études ont alors été entreprises pour améliorer la représentativité des modèles de simulation. La première a concerné l'introduction de la non linéarité de comportement de la liaison dans un modèle développé dans le code de calcul explicite PAM-SOLID™. La seconde a concerné l'introduction du modèle d'endommagement pour les éléments de coque utilisés dans les simulations de structure (passage d'un élément solide endommagé -loi 3D- à un élément de coque endommagé -loi 2D-). Bien que les résultats aient été nettement améliorés, l'introduction de la non linéarité dans les liaisons et de l'endommagement dans les coques n'a pas suffi à prédire correctement le comportement de la structure aéronautique et en particulier son mode de rupture (déchirure de tôle). Il est, en fait, primordial de s'attacher à intégrer la fragilisation introduite par les techniques d'assemblages (contraintes résiduelles, perforation) de façon automatique dans les éléments de coque utilisés pour la simulation, pour pouvoir l'appliquer à des structures comprenant des centaines voire des milliers de rivet. L'objectif est à terme de développer un élément de coque spécifique intégrant explicitement la notion de fragilisation et permettant de s'affranchir des techniques de calibration numériques généralement dépendantes de la finesse des maillages.

L'ensemble de ces recherches a finalement démontré la faisabilité des 'plans d'expérience numériques'. De nouveaux designs de liaisons peuvent donc être optimisés par la simulation, et la prédiction de leur tenue mécanique et la détermination de critères de rupture associés entreprise numériquement. L'outil numérique devient donc un outil de prédiction et d'aide à la conception qui permet de résoudre l'ensemble des problèmes liés à la fragilisation des assemblages à moindre coût de développement comparé à l'expérimentation seule.

Néanmoins, les travaux menés dans le cadre de ce mémoire peuvent être améliorés pour accroître la qualité des résultats et la représentativité des modèles éléments finis.

L'étude du processus de rivetage, bien que correctement appréhendée par les modèles présentés, n'a pas permis de représenter correctement la formation de l'ergot, malgré les finesses de discrétisation atteintes. Les résultats ont particulièrement démontré l'influence des caractéristiques de frottement sec dans les interfaces de contact mais ont surtout souligné les limitations des modèles de frottement disponibles dans les codes de calcul explicites. La représentativité des modèles de simulation ne peut être améliorée qu'à la condition que d'autres modèles de frottement, dédiés aux problèmes de mise en forme (et sans doute moins standard pour les problèmes de crash de structure) soient implémentés dans les codes de calcul explicites.

Le rivet est un produit manufacturé, mis en forme, éventuellement traité thermiquement, etc. Toutes ces incertitudes sur la chaîne de fabrication des rivets (qui relève du savoir faire des Ateliers de Haute Garonne), nous ont mené à caractériser les propriétés mécaniques de cet alliage d'aluminium directement sur des échantillons prélevés de rivets. La faible dimension des rivets étudiés a alors exclu toute caractérisation de l'alliage d'aluminium 7050 en traction (il aurait été nécessaire de procéder à des essais de micro traction). De plus, l'analyse des essais ARCAN s'est montrée particulièrement pessimiste concernant la possible utilisation de ce dispositif pour accéder à la loi de traction du matériau des rivets.

Les études de caractérisation des matériaux ont montré que les alliages d'aluminium étudiés avaient des comportements mécaniques différents en traction et en compression. Lors de la phase de modélisation de l'éprouvette de cisaillement notamment, il a été nécessaire de découper l'éprouvette en zones de tension et de compression, pour tenir compte de ces différences. Ces techniques de modélisation par découpes virtuelles ne peuvent pas être envisagées dans le cas de géométries plus complexes et plus particulièrement pour les structures. Pour améliorer encore la représentativité des modèles, l'idéal serait de disposer de lois de comportement des matériaux intégrant explicitement les différences du comportement en traction et en compression.

Concernant les techniques d'optimisation par méthode inverse, la parallélisation de certaines étapes du processus d'optimisation semble s'imposer pour réduire les coûts. De plus, pour mener l'identification des paramètres d'endommagement de l'alliage d'aluminium 7050, il avait été nécessaire de fixer certaines contraintes imposées par le modèle ($f_N < f_C < f_F$). Une généralisation de l'optimisation sous contraintes dans le programme semble également une étape essentielle afin d'éviter les solutions jugées insatisfaisantes ou de permettre une convergence plus rapide.

L'identification des paramètres matériels du matériau composant les plaques avait débuté par une simple caractérisation élasto-plastique, sans prise en compte du développement de l'endommagement. Un seuil arbitraire de déformation plastique, en deçà duquel l'endommagement est considéré comme négligeable, a été estimé empiriquement à 5%. Pour déterminer précisément ce seuil, il est nécessaire de procéder à des chargements cycliques de l'éprouvette. La valeur limite sera alors identifiée expérimentalement lorsque la pente de déchargement ou de chargement diffère de la pente élastique.

L'étude des techniques de modélisation simplifiée nous a finalement conduit à développer, à des fins de démonstration, un nouveau modèle de rivet non linéaire. Pour des raisons numériques d'implémentation, la loi de comportement non linéaire a été rendue dépendante de deux paramètres seulement (ce qui pose quelques limitations) et choisie de type exponentielle (ce qui restreint la généralisation à d'autres gammes de rivet). Comme pour les matériaux, il serait en fait nécessaire d'implémenter d'autres types de modèles non linéaire de manière à décrire plus précisément le comportement d'une plus large gamme de rivet.

Enfin, les travaux doivent être poursuivis impérativement pour intégrer de façon automatique la fragilisation introduite par les techniques d'assemblages (contraintes résiduelles, perforation) dans les éléments de coque et ainsi palier la calibration manuelle des éléments de rivet ou de coque.

Au terme du programme '*IMT crashworthiness for commercial aircraft*', il s'était avéré que le problème restant sans réponse était la modélisation des liaisons. Les travaux présentés dans le cadre de ce mémoire ont finalement permis :

- d'implémenter un modèle de rivet non linéaire dans le code de calcul PAM-SOLID™, associé une procédure d'essai permettant de caractériser proprement les paramètres et d'alimenter les modèles,
- de déterminer les valeurs des paramètres matériels d'endommagement et de rupture pour alimenter les 'plans d'expérience numériques' d'une part, et introduire l'endommagement et la rupture des tôles dans les modèles coques des structures d'autre part,
- de déterminer numériquement l'état des contraintes et des déformations résiduelles post-rivetage de manière à l'introduire immédiatement dans les simulations de la tenue au crash des assemblages (dont l'influence a été démontrée) et ultérieurement dans les simulations des structures soumises à des conditions de crash.

Annexe 1.

A.1.1 MOYENS EXPERIMENTAUX.

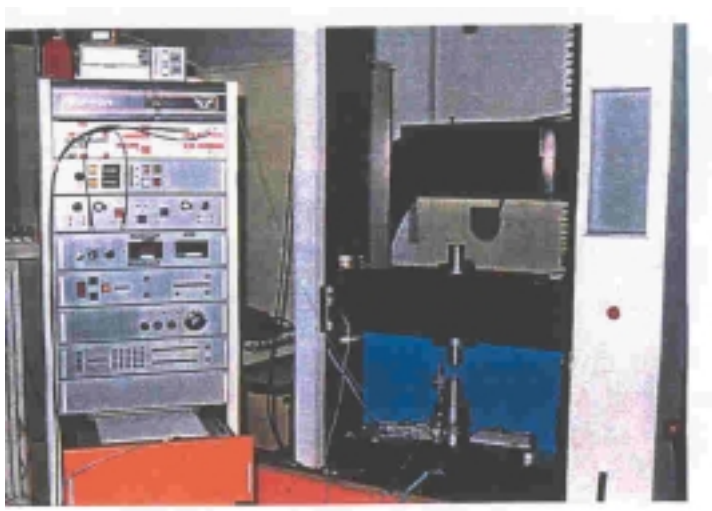


Figure A. A.1.1. Machine quasi-statique de traction / compression INSTRON 1195.

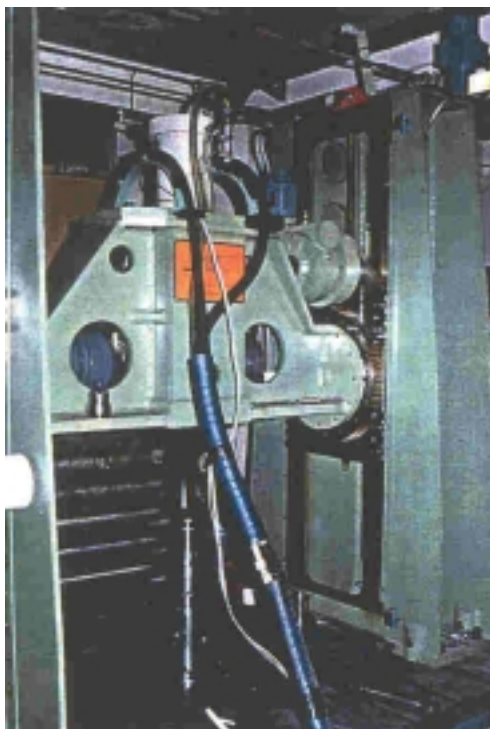


Figure A. A.1.2. Vérin hydraulique rapide SCHENCK.

A.1.2 ALGORITHME DE DAVIDON-FLETCHER-POWELL.

étape 0 soit $z_0 \in \mathbb{R}^n$, si $\nabla f^0(z_0) = 0$, arrêt des calculs

- étape 1 $i = 0$ $\mathbf{H}_0 = \text{Id}^n$ ou toute autre matrice symétrique définie positive
 $\underline{\mathbf{g}}_0 = \nabla f(\underline{z}_0)$
- étape 2 $\underline{\mathbf{h}}_i = -\mathbf{H}_i \cdot \underline{\mathbf{g}}_i$
- étape 3 calcul de $\lambda_i > 0$ tel que $f(\underline{z}_i + \lambda_i \cdot \underline{\mathbf{h}}_i) = \min\{f(\underline{z}_i + \lambda \cdot \underline{\mathbf{h}}_i) | \lambda \geq 0\}$
- étape 4 calcul de $\nabla f(\underline{z}_i + \lambda_i \cdot \underline{\mathbf{h}}_i)$
- étape 5 si $\nabla f(\underline{z}_i + \lambda_i \cdot \underline{\mathbf{h}}_i) = 0$ alors arrêt des calculs
 sinon
 $\underline{z}_{i+1} = \underline{z}_i + \lambda_i \cdot \underline{\mathbf{h}}_i$
 $\underline{\mathbf{g}}_{i+1} = \nabla f(\underline{z}_{i+1})$
 $\Delta \underline{\mathbf{g}}_i = \underline{\mathbf{g}}_{i+1} - \underline{\mathbf{g}}_i$
 $\Delta \underline{z}_i = \underline{z}_{i+1} - \underline{z}_i$

$$\mathbf{H}_{i+1} = \mathbf{H}_i - \frac{\mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle \langle \mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i}{\langle \Delta \underline{\mathbf{g}}_i, \mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle} + \frac{\Delta \underline{z}_i \rangle \langle \Delta \underline{z}_i}{\langle \Delta \underline{z}_i, \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle}$$

- étape 6 $i = i + 1$ et retourner à l'étape 2

• L'algorithme de Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS).

L'algorithme de BFGS ne diffère du précédent que par le calcul du hessien :

$$\mathbf{H}_{i+1} = \mathbf{H}_i + \left(1 + \frac{\langle \Delta \underline{\mathbf{g}}_i, \mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle}{\langle \Delta \underline{z}_i, \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle} \right) \frac{\Delta \underline{z}_i \rangle \langle \Delta \underline{z}_i}{\langle \Delta \underline{z}_i, \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle} - \frac{\Delta \underline{z}_i \rangle \langle \mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i + \mathbf{H}_i \cdot \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle \langle \Delta \underline{z}_i}{\langle \Delta \underline{z}_i, \Delta \underline{\mathbf{g}}_i \rangle}$$

N.B. $\xi \rangle \langle \zeta = \xi \zeta^T$ et $\langle \xi, \zeta \rangle = \xi^T \cdot \zeta$

A.1.3 DIAGRAMME RATIONNEL.

Le diagramme rationnel est une représentation de la courbe d'essai avec en ordonnée la contrainte vraie et en abscisse la déformation vraie. Nous rappelons dans ce premier chapitre la justification du diagramme rationnel ainsi que les relations décrivant cette transformation.

Déformation vraie [BAR94].

L'origine de cette transformation est que même si la définition des allongements est cohérente avec une théorie des petites transformations, ainsi définis ils ne sont pas additifs. De même, les strictiones ne sont pas additives. Pour palier ces inconvénients, les physiciens ont introduit une déformation physique ou naturelle ε définie par la relation (A.1).

$$\varepsilon = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} = \ln \frac{L_1}{L_0} \quad (\text{A.1})$$

On vérifie facilement que cette déformation est additive :

$$\varepsilon = \int_{L_0}^{L_2} \frac{dL}{L} = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} + \int_{L_1}^{L_2} \frac{dL}{L} = \varepsilon_{01} + \varepsilon_{12} \quad (\text{A.2})$$

La relation entre la déformation ε^{exp} obtenue au cours de l'essai par un capteur de déformation et la déformation rationnelle est précisée par la relation (A.3).

$$\varepsilon = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} = \ln \frac{L_1}{L_0} = \ln \left(\frac{L_0 + \Delta l}{L_0} \right) \quad (\text{A.3})$$

$$\varepsilon = \ln \frac{L_1}{L_0} = \ln(1 + \varepsilon^{\text{exp}})$$

car pour un capteur de déformation, ε^{exp} s'exprime comme $\varepsilon^{\text{exp}} = \Delta L/L_0$.

Contrainte vraie [LEM85].

La contrainte vraie tient compte de la variation de section au cours de l'essai et est égale à la charge rapportée à la section instantanée (A.4).

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad (\text{A.4})$$

Pour des petites déformations, la contrainte vraie peut être identifiée à la contrainte nominale $\sigma_0 = F/S_0$ (ou contrainte de Piola-Kirchoff). Sinon, il faut prendre en compte la variation de section et la section instantanée s'exprime alors comme :

$$S = S_0 \cdot (1 - v^* \cdot \varepsilon)^2 \approx S_0 \cdot (1 - 2v^* \cdot \varepsilon) \quad (\text{A.5})$$

v^* est le coefficient de contraction élastique ou élastoplastique. En première approximation, en élastoplasticité v^* est confondu avec $1/2$.

La contrainte vraie s'exprime alors simplement comme :

$$\sigma = \frac{F}{S_0 \cdot (1 - v^* \cdot \varepsilon)^2} \approx \frac{F}{S_0} \cdot (1 + \varepsilon^{\text{exp}}) \quad (\text{A.6})$$

A.1.4 CARACTERISTIQUES MECANQUES DE L'ALLIAGE D'ALUMINIUM 2024-T351.

La section initiale de la partie calibrée est notée S_0 , les vitesses de déformation élastique et plastique, $\dot{\epsilon}^e$ et $\dot{\epsilon}^p$, le module d'Young E , le coefficient de Poisson ν , les contraintes à la limite élastique σ_e , maximales σ_m et ultimes σ_u , et pour les deux sens de prélèvement : parallèle et perpendiculaire au sens de laminage de la tôle, respectivement fibrage et transversal. Les contraintes conventionnelles relatives aux essais dynamiques sont obtenues après le filtrage des courbes brutes.

Tableau A. A.1.1. Caractérisation quasi-statique de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction.

Sens de Traction	N°	S_0 mm ²	$\dot{\epsilon}^e$ s ⁻¹	$\dot{\epsilon}^p$ s ⁻¹	E GPa	ν	σ_e MPa	σ_m MPa	σ_u MPa
Fibrage	1	16.1	5.21 ^{E-4}	3.21 ^{E-3}	75.4	0.33	379	511	496
	2	16.1	5.51 ^{E-4}	3.17 ^{E-3}	74.7	0.33	377	503	491
	3	16.2	6.41 ^{E-4}	3.31 ^{E-3}	74.5	0.31	377	505	491
	4	16.2	6.67 ^{E-4}	3.18 ^{E-3}	75.4	0.31	374	505	488
	5	15.8	7.85 ^{E-4}	3.21 ^{E-3}	74.6	0.32	378	517	500
	6	15.8	6.69 ^{E-4}	3.171 ^{E-3}	75.0	0.32	377	515	498
<i>Valeur moyenne des essais</i>					74.7	0.32	376.7	508.5	493.7
Transversal	7	16.2	7.16 ^{E-4}	3.06 ^{E-3}	70.7	0.32	329	485	468
	8	16.2	7.44 ^{E-4}	3.14 ^{E-3}	71.4	0.32	327	484.5	469
<i>Valeur moyenne des essais</i>					71	0.32	328	485	468.5

Tableau A. A.1.2. Caractérisation dynamique de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en traction.

Sens de Traction	N°	S_0 mm ²	$\dot{\epsilon}^e$ s ⁻¹	$\dot{\epsilon}^p$ s ⁻¹	E GPa	ν	σ_e MPa	σ_m MPa	σ_u MPa
Fibrage	9	16.0	11.8	33.4	76.0	0.31	377	501	486
	10	16.2	10.0	37	74.9	0.31	378	496	479
	11	16.0	11.3	42.3	75.0	0.31	378	503	481
<i>Valeur moyenne des essais</i>					75.3	0.31	377.7	500	482
Transversal	12	16.0	10.0	40.2	70.4	0.32	348	479	465
	13	16.0	9.5	35.4	72.2	0.30	321	479	467
	14	16.2	9.0	55.5	71.4	0.31	327	477	462
<i>Valeur moyenne des essais</i>					71.3	0.31	332	478.3	464

Les contraintes maximales et ultimes de compression sont en général fortement dépendantes de la géométrie de l'éprouvette ou de phénomènes de flambement. L'influence du sens de prélèvement dans le domaine plastique est donc mesurée via la contrainte relative à une déformation commune de l'ordre 14 % notée $\sigma_{14\%}$.

Tableau A. A.1.3. Caractérisation quasi-statique de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en compression.

Sens de Traction	N°	S_0 mm ²	$\dot{\epsilon}^e$ s ⁻¹	$\dot{\epsilon}^p$ s ⁻¹	E GPa	ν	σ_e MPa	$\sigma_{14\%}$ MPa
Fibrage	15	44.7	1.70 ^{E-4}	4.60 ^{E-3}	71.7	0.33	350	625
	16	44.5	1.60 ^{E-4}	4.30 ^{E-3}	76.8	0.34	343	625
<i>Valeur moyenne des essais</i>					74.2	0.33	346.5	625
Transverse	17	44.8	1.70 ^{E-4}	4.17 ^{E-3}	71.7	0.33	360	626
	18	44.6	1.93 ^{E-4}	4.87 ^{E-3}	73.0	0.34	360	625
	19	44.3	1.80 ^{E-4}	4.55 ^{E-3}	73.0	0.33	364	633
<i>Valeur moyenne des essais</i>					72.5	0.33	361	628

Tableau A. A.1.4. Caractérisation dynamique de l'alliage d'aluminium 2024-T351 en compression.

Sens de Traction	N°	S_0 mm ²	$\dot{\epsilon}^e$ s ⁻¹	$\dot{\epsilon}^p$ s ⁻¹	E GPa	ν	σ_e MPa	$\sigma_{14\%}$ MPa
Fibrage	20	44.7	22.7	51	74.3	0.34	369	623
	21	44.5	22.7	66	74.9	0.34	389	622
<i>Valeur moyenne des essais</i>					74.6	0.34	379	622.5
Transverse	22	44.9	23	46.3	74.1	0.33	373	625
	23	45.1	17.7	35	73.9	0.34	368	622
<i>Valeur moyenne des essais</i>					74	0.34	370	623.5

Annexe 2.

A.2.1 DIMENSIONNEMENT D'UN ASSEMBLAGE RIVETE.

L'assemblage choisi, décrit à la Figure A. A.2.1, est un rivetage structural typiquement 'aviation'. Il se compose de deux plaques d'épaisseur égale, $e = 1.6$ mm, en alliage d'aluminium 2024-T351 et d'un rivet à tête fraisée (réf. 35070-4008) de longueur totale, L_0 , de diamètre de fût et de tête, ϕ_f et ϕ_t , en alliage d'aluminium 7050.

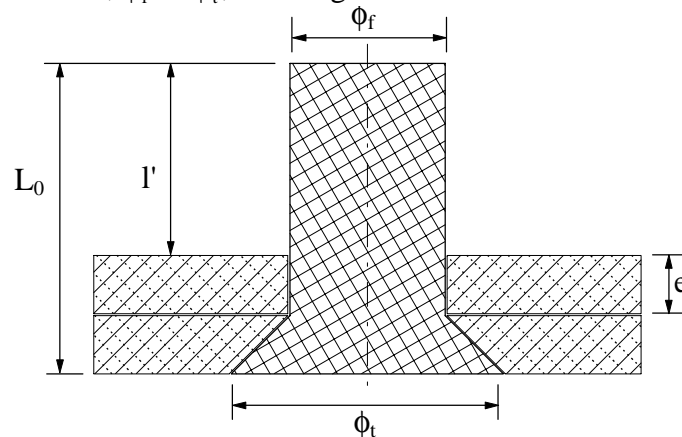


Figure A. A.2.1. Schématisation de l'assemblage.

Un assemblage riveté se caractérise complètement à partir des épaisseurs des plaques. L'application de règles de calculs telles les Techniques de l'Ingénieur [CHA81], permet de calculer successivement le diamètre, ϕ_f , du fût du rivet, le jeu de montage, j , la surlongueur du rivet, l' , la proximité de bords, a , et enfin l'espacement transversal, p , ou pas de rivetage.

Le diamètre du fût du rivet, ϕ_f , est défini en fonction des épaisseurs de plaques, e_i , ou de l'épaisseur de plaque maximale, e , comme:

$$1.5 \cdot e \leq \phi_f \leq 2.5 \cdot e$$

$$\sum e_i \leq 3.5 \cdot \phi_f \quad (\text{A.1})$$

La relation (A.2) définit quant à elle le jeu de montage.

$$\frac{\phi_f}{40} \leq j \leq \frac{\phi_f}{30} \quad (\text{A.2})$$

La surlongueur l' se détermine en fonction de la forme et du volume que l'on veut donner à la tête formée lors du rivetage. En pratique, la règle suivante est appliquée :

$$\phi_f \leq l' \leq 2 \cdot \phi_f \quad (\text{A.3})$$

La proximité de bords, a , et l'espacement transversal des rivets, p , jouent également un rôle dans la résistance des pièces assemblées. D'une façon pratique, il est possible de déterminer la proximité de bord, a , en fonction du diamètre du rivet comme :

$$a \geq 1.5 \cdot \phi_f \quad (\text{A.4})$$

S'il y a plusieurs rangées de rivets, ces valeurs seront atténuées suivant que les rivets sont en face ou en quinconce. Le pas, le nombre et l'espacement sont déterminés par la résistance des rivets. L'ensemble des modes d'assemblages de tôles rivetées, les plus couramment utilisés, est regroupé à la Figure A. A.2.2. Si l'on considère que la résistance à la rupture de la tôle sur

un pas est égale à la résistance au cisaillement des m rivets, l'espacement transversal des rivets ou pas, p , se définit comme:

$$p = \phi_f \cdot \left(1 + \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\Sigma \phi_f}{R} \cdot m \right) \quad (\text{A.5})$$

L'application des relations (A.1-A.5) au cas défini à la Figure A. A.2.1 donne les dimensions géométriques suivantes:

$$\begin{array}{l} \text{i - } \left. \begin{array}{l} 2.25\text{mm} \leq \phi_f \leq 3.75\text{mm} \\ 0.28\text{mm} \leq \phi_f \end{array} \right\} \Rightarrow \phi_f = 4 \text{ mm}, \\ \text{ii - } 0.1\text{mm} \leq j \leq 0.13\text{mm} \Rightarrow j = 0.1 \text{ mm}, \\ \text{iii - } 4\text{mm} \leq l' \leq 8\text{mm} \Rightarrow l' = 5 \text{ mm}, \\ \text{iv - } a \geq 6\text{mm} \Rightarrow a = 7.5 \text{ mm}, \\ \text{v - } p = 20.55\text{mm} \Rightarrow p = 21 \text{ mm}. \end{array}$$

L'espacement transversal des rivets n'est pas à définir car le mode d'assemblage est un simple recouvrement (Figure A. A.2.2a).

Ces dimensions sont comparées aux normes aéronautiques mises à notre disposition. La norme US [MIL86] donne pour un rivet de diamètre 5/32 Inches (# 4 mm), les dimensions suivantes :

$$\begin{array}{l} \text{i - } 0 \leq j \leq 0.17\text{mm}, \\ \text{ii - } a \geq 8.73\text{mm}, \\ \text{iii - } p \geq 15.875\text{mm}. \end{array}$$

La norme US [MIL86] définit une valeur de proximité de bords, a , beaucoup plus grande que celle déterminée par les techniques de l'ingénieur (écart de l'ordre de 15%). Cette différence peut s'expliquer par le fait que cette norme ne fait aucune différence entre un rivetage avec tôles embrevées et un rivetage classique avec des rivets à tête fraisée. E. F. Bruhn indique que dans le cas d'un rivetage avec tôles embrevées, le rapport entre la distance au bord, a , et le diamètre du fût du rivet, ϕ_f , est égal à 2.0, alors que dans le cas d'un rivetage classique avec rivet à tête fraisée ce rapport n'est que de 1.5 [BRU73]. Il valide la relation (A.4) et précise que toute distance de bords inférieure au rapport $a/\phi_f = 1.5$ peut conduire à la ruine du bord de la tôle. Il préconise également un pas de l'ordre de 21 mm, soit 20% de plus que la norme US [MIL86]. La solution choisie satisfait globalement les deux références ($a/\phi_f = 1.875 > 1.5$, si $p \# 2.a$ alors $p \# 15$ mm ou $p \# 21$ mm directement).

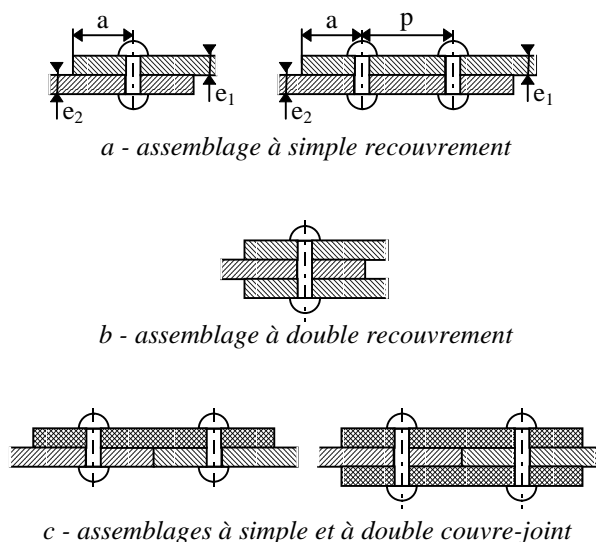


Figure A. A.2.2. Différents modes d'assemblages de tôles en prolongement.

A.2.2 ÉPROUVETTES DE CONTRAINTES RESIDUELLES.

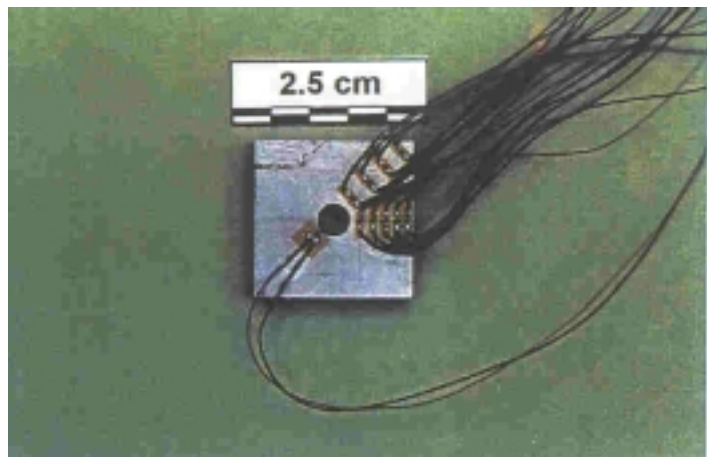


Figure A. A.2.3. Instrumentation des éprouvettes à géométrie carrée ($L = 20 \text{ mm}$).

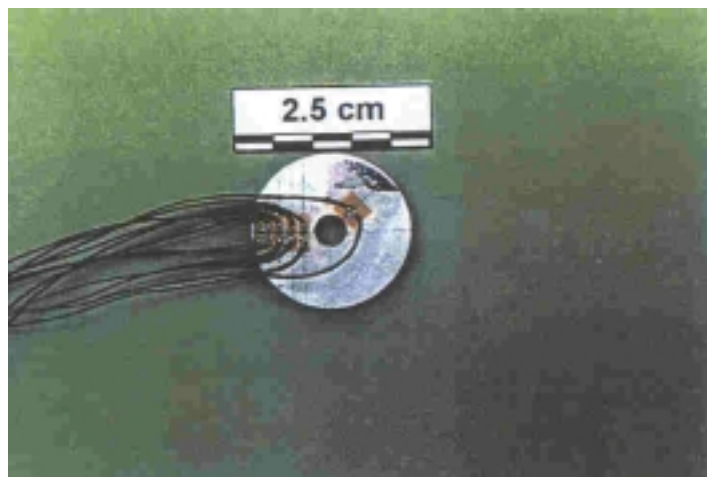


Figure A. A.2.4. Instrumentation des éprouvettes à géométrie circulaire ($L = 20 \text{ mm}$).

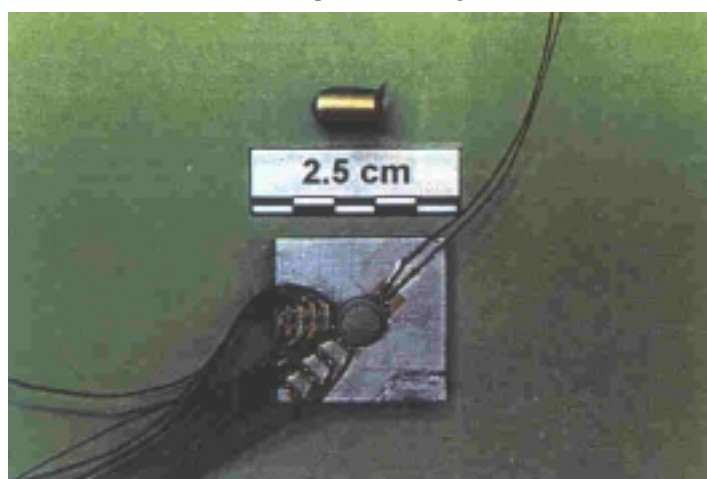


Figure A. A.2.5. Éprouvette carrée $L=20 \text{ mm}$ après rivetage.

A.2.3 RESULTATS COMPLETS DES ESSAIS DE QUALIFICATION DES DEFORMATIONS POST-RIVETAGE.

Tableau A. A.2.1. Résultats expérimentaux sur éprouvettes circulaires (déformations).

N°	$\phi/2$ mm	L/2 mm	N° jauge	δ_j mm		ϵ_{\max}	ϵ_{res}
				Médiane	Diagonale	%	%
1	2	10	1	6.974		-0.03	-0.03
			2	5.617		-0.04	-0.04
			3	4.282		-0.04	-0.04
			4	2.773		-0.10	-0.06
			5	1.327		-0.74	-0.70
			10 ¹	0.537	> 20	/	
2	2	7.5	1	4.328		-0.08	-0.07
			2	2.999		-0.15	-0.14
			3	1.591		-0.52	-0.51
			10 ¹	0.461	> 20	/	
3	2	5	1	1.411		-0.63	-0.63
			10 ¹	0.600	> 20	/	

Tableau A. A.2.2. Résultats expérimentaux sur éprouvettes carrées (déformations).

N°	$\phi/2$ mm	L/2 mm	N° jauge	δ_j mm		ϵ_{\max}	ϵ_{res}
				Médiane	Diagonale	%	%
4	2	10	1	7.298		-0.02	-0.02
			2	5.947		0.02	0.00
			3	4.384		0.05	0.02
			4	2.903		0.11	0.05
			5	1.295		-1.08	-1.00
			6		9.984	0.02	-0.01
			7		7.117	-0.01	-0.01
			8		4.304	-0.04	-0.04
			9		1.336	-0.49	-0.47
			10 ¹	0.593	-16.30	/	
			5	2	7.5	1	4.394
2	2.846					0.11	0.04
3	1.256					-0.35	-0.28
6		5.707				0.04	0.02
7		4.299				0.04	0.00
8		2.794				-0.10	0.00
9		1.429				-0.55	-0.48
10 ¹	0.492	-9.91				/	
6	2	5				1	1.285
			6		2.700	-0.08	0.04
			7		1.310	-1.70	-1.63
			10 ¹	0.0.815	-20.60	/	

A.2.4 EFFETS LOCAUX DU RIVETAGE.

¹Rupture de la jauge avant la fin de l'essai

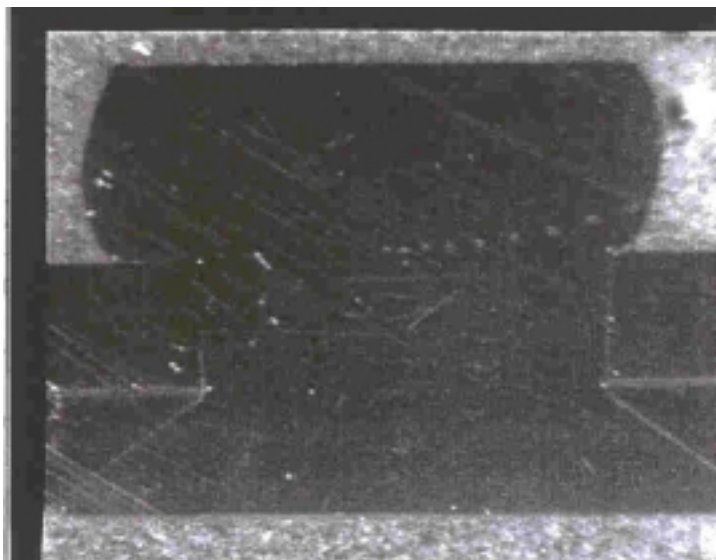


Figure A. A.2.6. Vue en coupe d'une éprouvette rivetée sur banc d'essai dynamique Dassault Aviation.

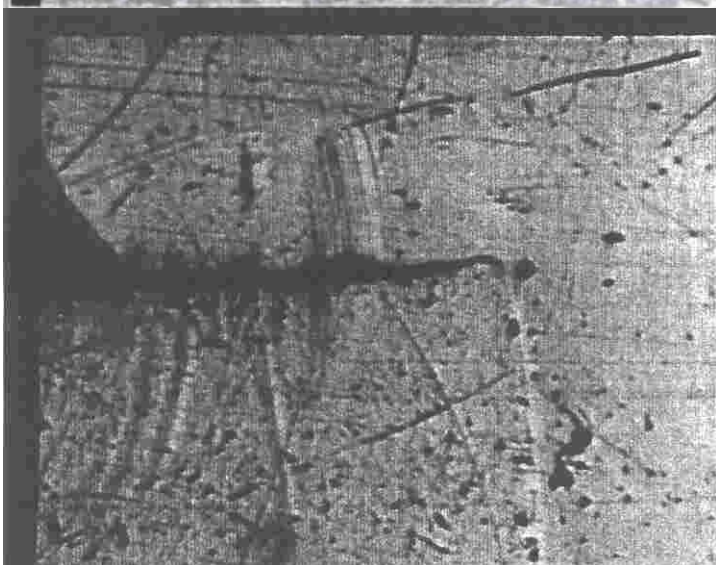
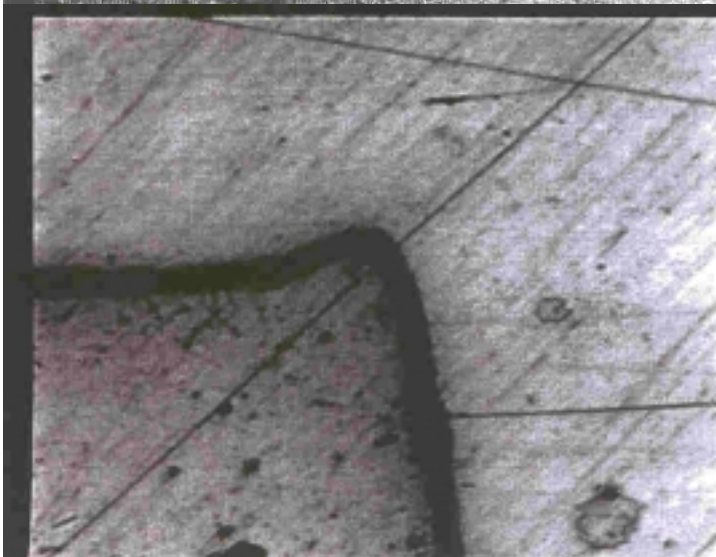
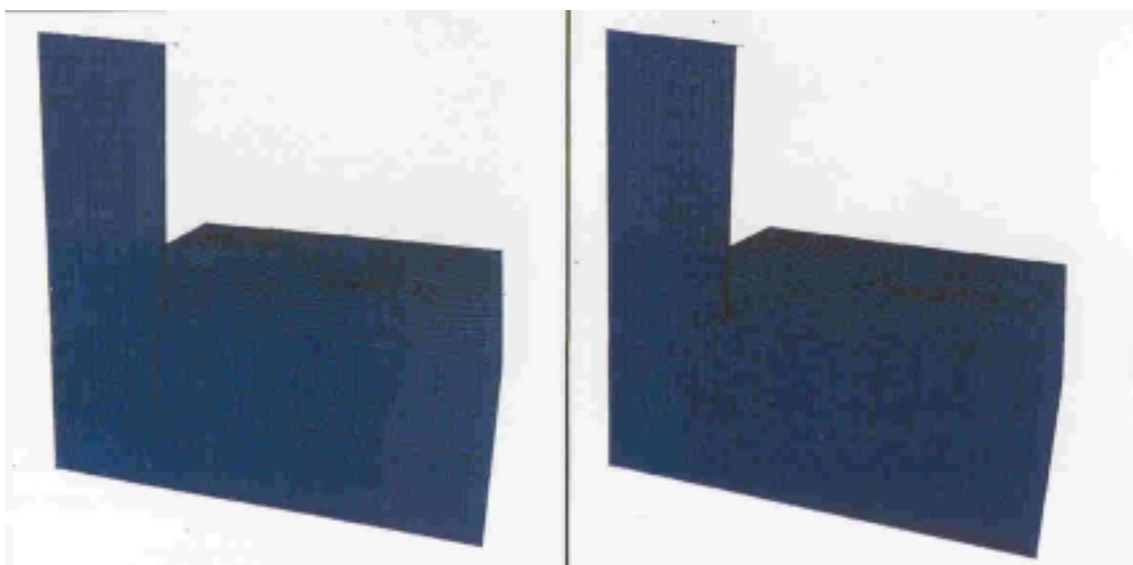


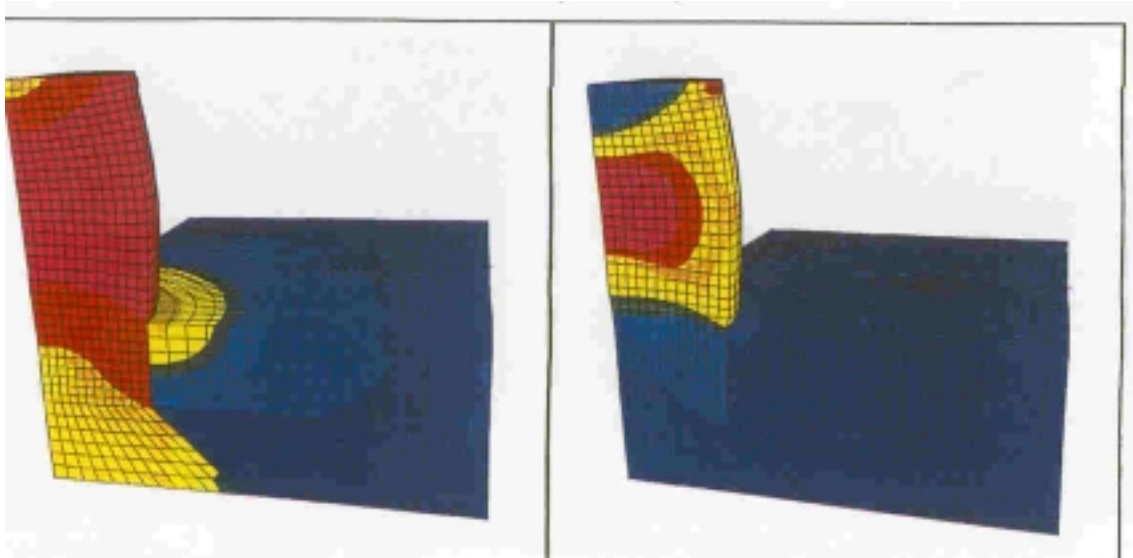
Figure A. A.2.7. Grossissement de la zone à l'interface entre le bouton et la plaque supérieure - Visualisation des effets locaux du rivetage.



A.2.5 MODELES ELEMENTS FINIS DE RIVETAGE.



a - t = 0 ms (Etat initial)



b - t = 0.1 ms

Contraintes équivalentes de von Mises

Déformations plastiques

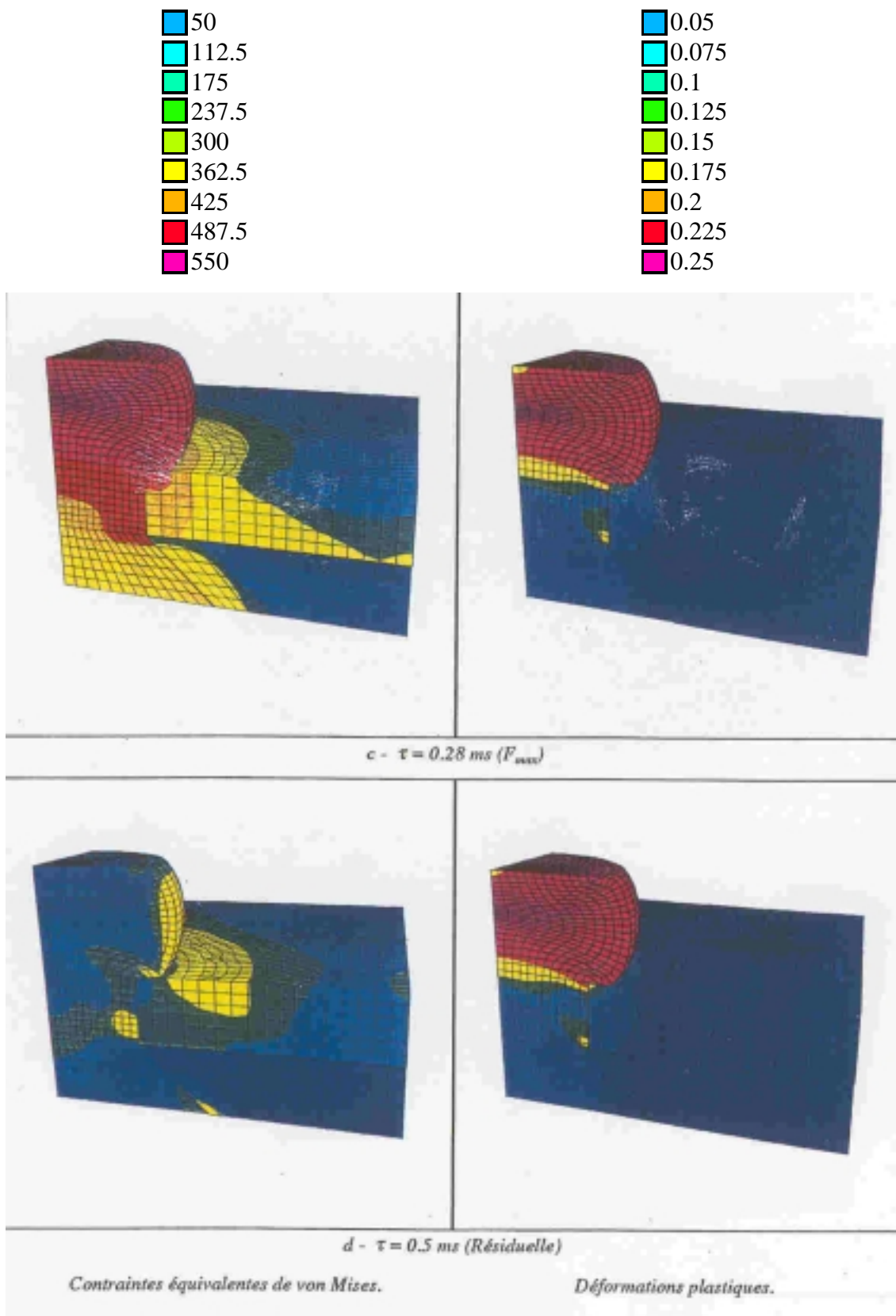


Figure A. A.2.8. Simulation d'un rivetage.

A.2.6 INFLUENCE DE LA DISCRETISATION DE MAILLAGE.

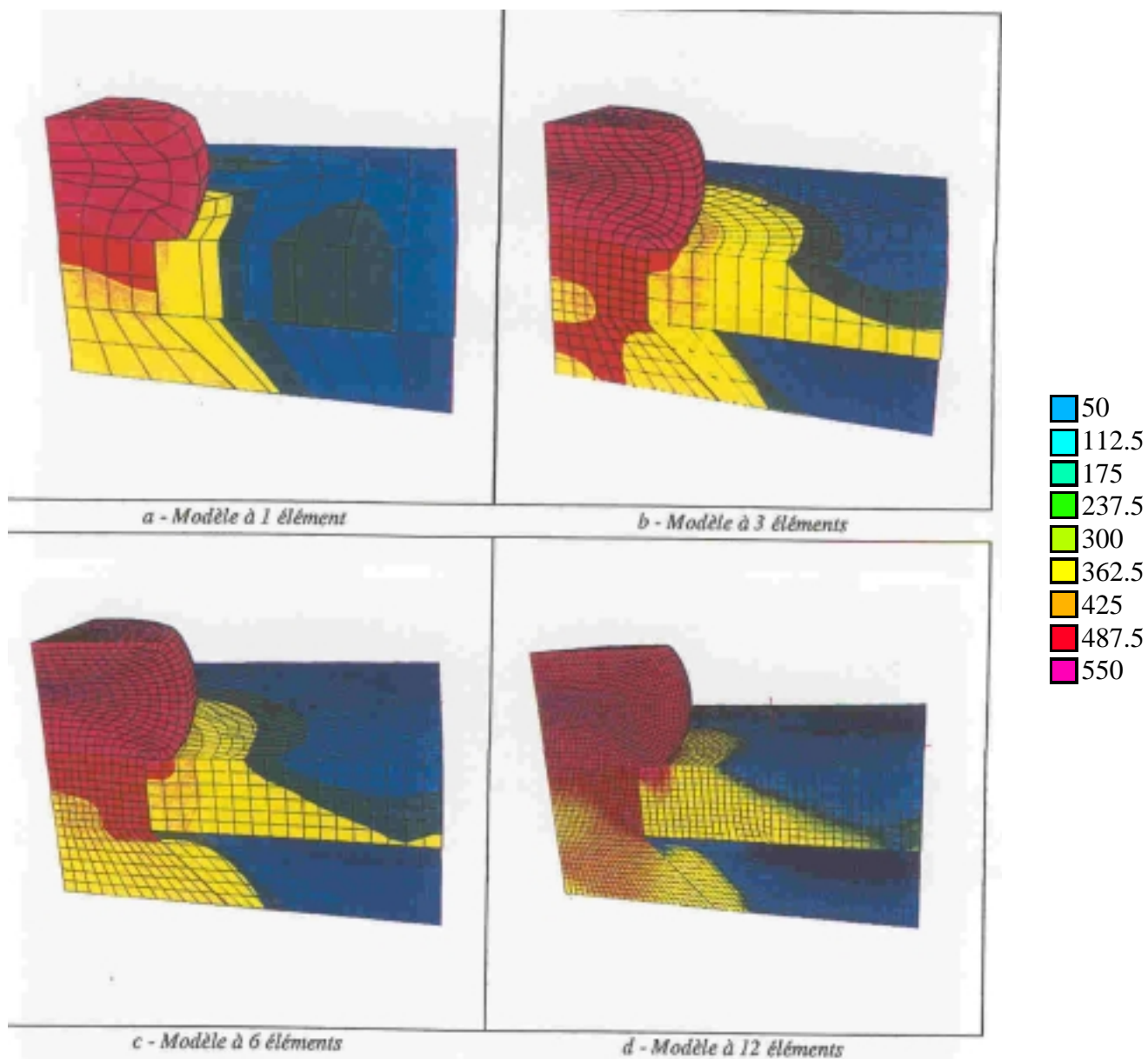


Figure A. 2.9. Contraintes équivalentes de von Mises à F_{max}

Annexe 3.

3.1. ÉPROUVETTES DE CARACTERISATION.

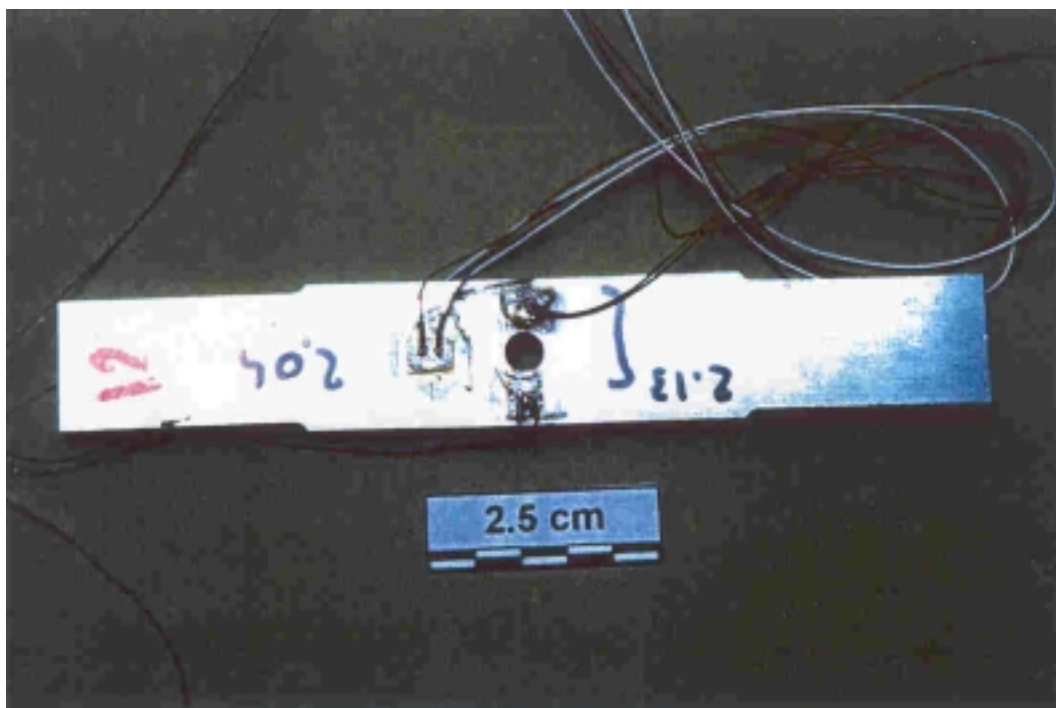


Figure A. 3.1. Éprouvette élémentaire de traction perforée.

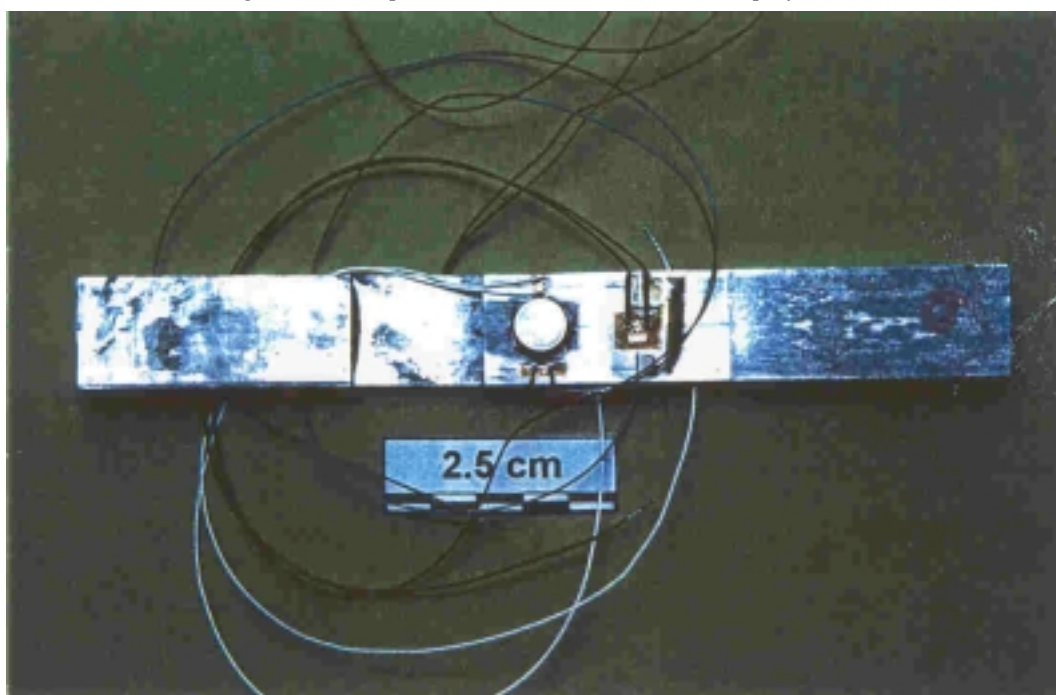


Figure A. 3.2. Éprouvette élémentaire de cisaillement en simple recouvrement.

3.2. FACIES DE RUPTURE.

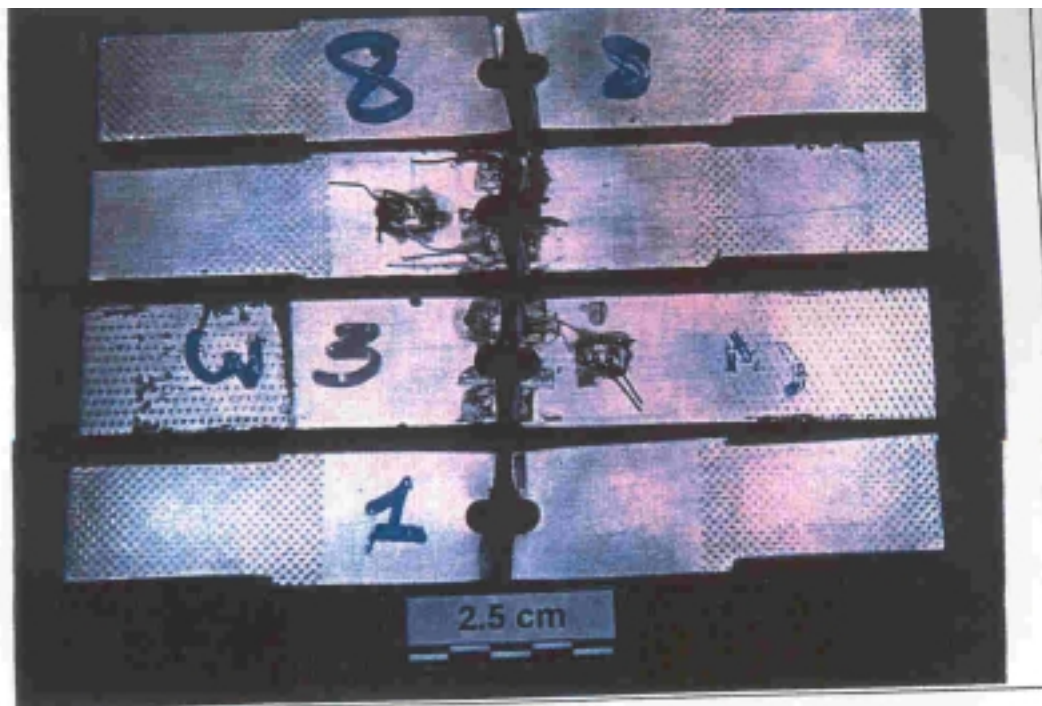


Figure A. 3.3. Éprouvette élémentaire de traction perforée.

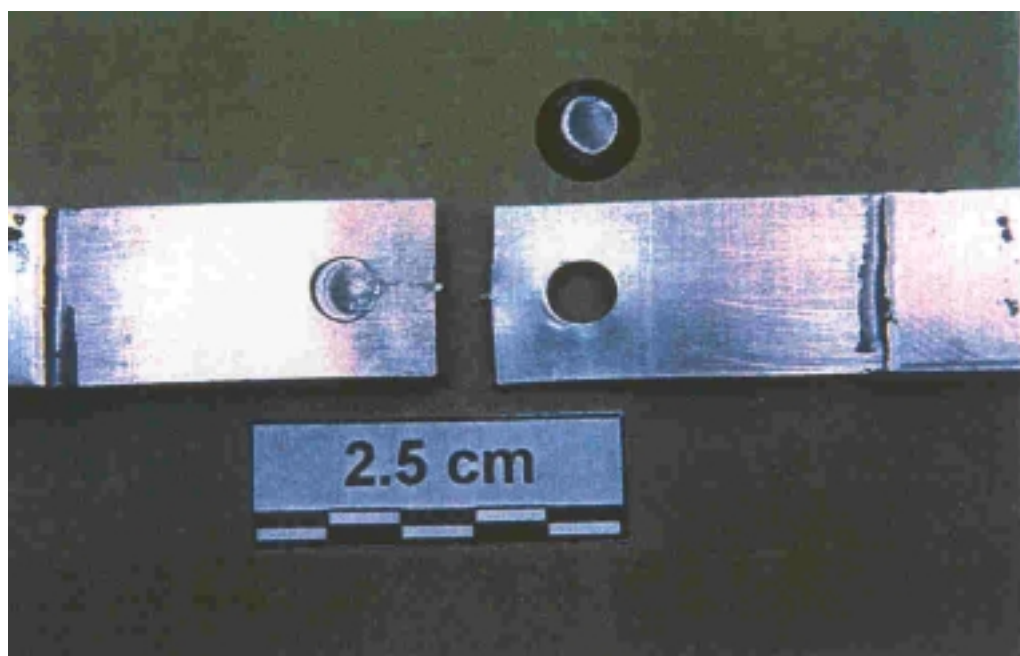
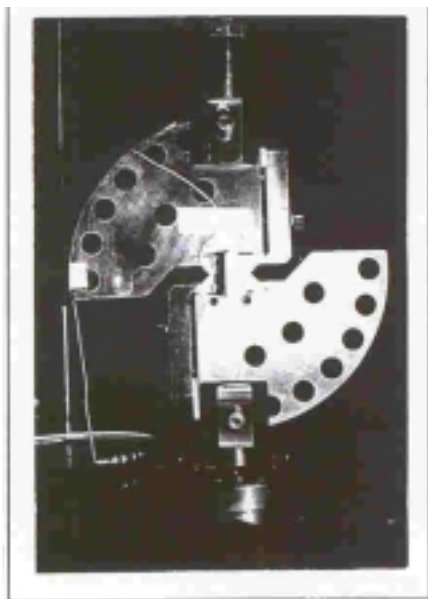


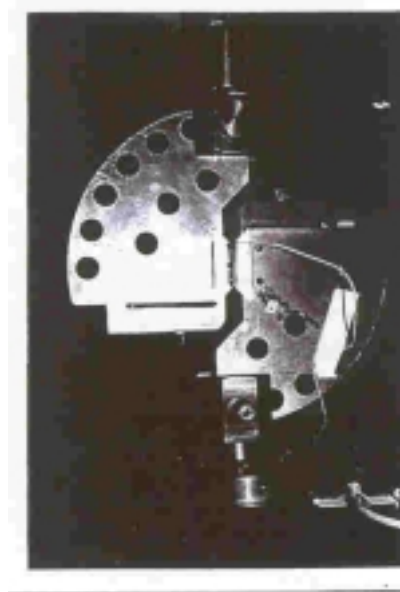
Figure A. 3.4. Éprouvette élémentaire de cisaillement en simple recouvrement.

Annexe 4.

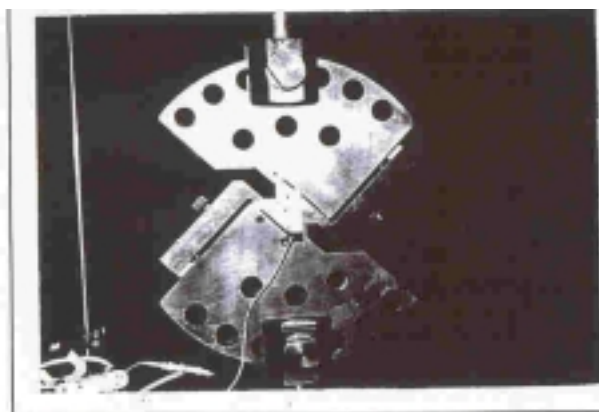
4.1. MONTAGE ARCAN.



a - $\alpha = 0^\circ$



b - $\alpha = 90^\circ$



c - $\alpha = 45^\circ$

Figure A. 4.1. Dispositif expérimental ARCAN.

4.2. MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS.

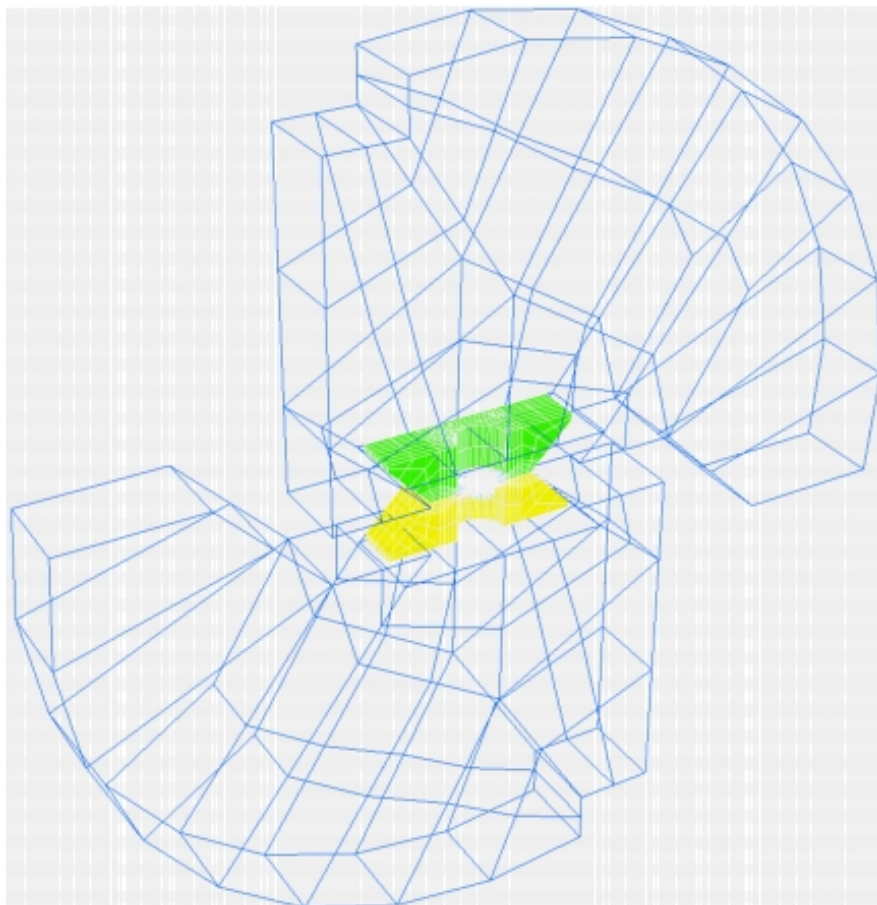


Figure A. 4.2. Modélisation du montage ARCAN.

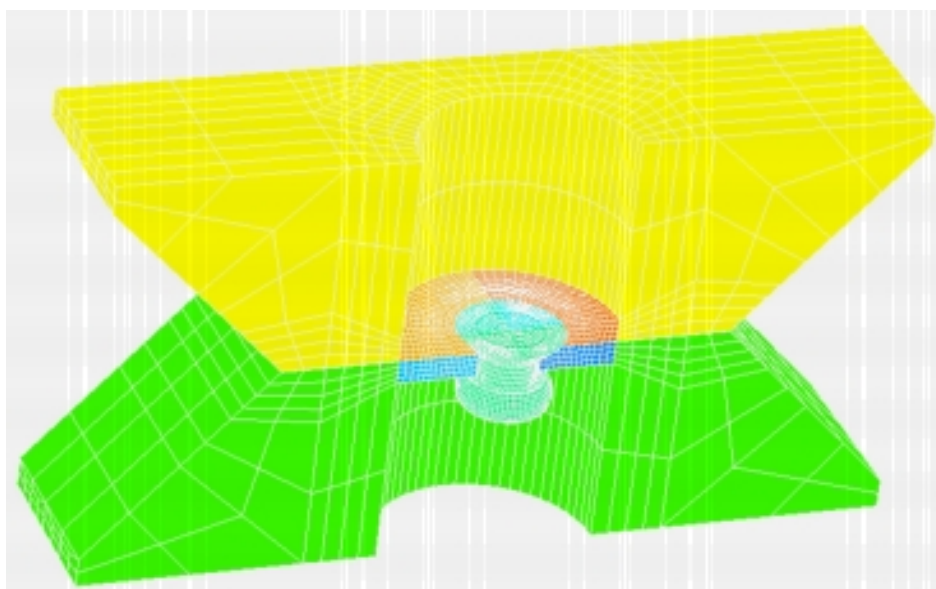


Figure A. 4.3. Modélisation de l'éprouvette ARCAN.

CONTRIBUTION A LA CARACTERISATION NUMERIQUE ET EXPERIMENTALE D'ASSEMBLAGES STRUCTURAUX RIVETES SOUS SOLLICITATION DYNAMIQUE.

Résumé—Dans le cadre de la conception des structures aéronautiques et de la modélisation de leur tenue mécanique, la représentation des comportements non linéaires locaux conduisant à la rupture est nécessaire et notamment ceux des liaisons. Ainsi en situation de crash survivable, les liaisons sont soumises à des charges dynamiques qui peuvent conduire à la rupture et à la désarticulation. Pour caractériser la tenue au crash des assemblages rivetés, une méthodologie dite de 'plans d'expérience numériques' est proposée ; son intérêt est de limiter le coût des procédures expérimentales. Fondée sur les techniques de modélisation par éléments finis et d'optimisation par méthode inverse, la méthode repose sur la détermination des paramètres du comportement non linéaire et à la rupture des matériaux constitutifs de la liaison rivetée.

Le développement de l'outil informatique d'optimisation est présenté dans la première partie du mémoire. Les modèles de comportement de deux alliages d'aluminium composant l'assemblage sont identifiés grâce à l'optimiseur. Ils seront utilisés pour mener les simulations de différents essais effectués sur les assemblages. L'évaluation des contraintes et des déformations résiduelles dues au procédé de rivetage est abordée dans la deuxième partie. Les mécanismes de mise en forme des rivets sont analysés expérimentalement. Des simulations sont d'autre part entreprises à l'aide du code de calcul explicite PAM-SOLID™, afin d'introduire, une fois validées, les contraintes et les déformations résiduelles post-rivetage dans le calcul de la tenue mécanique de l'assemblage. La faisabilité des plans d'expérience numériques est démontrée dans la troisième partie. Les paramètres d'endommagement du modèle de Gurson sont identifiés par méthode inverse pour les deux matériaux composant l'assemblage. La qualité de l'ensemble des résultats obtenus permet notamment d'envisager l'emploi de l'outil de simulation dans le cadre de la caractérisation de modèles équivalents macroscopiques du rivet. Ces techniques de modélisation simplifiée des liaisons sont abordées dans la dernière partie. Un critère de rupture de la liaison est caractérisé par l'expérience à l'aide du dispositif ARCAN et par plan d'expérience numérique. Un nouveau modèle non linéaire de la liaison est développé dans le code de calcul PAM-SOLID™ et ses paramètres identifiés. L'ensemble des résultats obtenus est finalement appliqué à la simulation de l'écrasement d'une structure comportant 700 rivets.

Mots clés—assemblages rivetés, tenue dynamique, plan d'expérience numérique, méthode inverse, éléments finis.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL CHARACTERISATION OF RIVETED JOINTS DYNAMICALLY LOADED.

Abstract—As part of aeronautical framework design and of the modelling of their mechanical strength, local non linear behaviours which can lead to failure have to be taken into account and particularly the bonding behaviours. For survivable crash conditions, the bondings are subjected to dynamic loads which can lead to the complete framework failure or dislocation. To characterise the dynamic strength of riveted joints, a 'numerical data base' methodology is proposed to limit the cost of experimental procedures. Based on FE modelling and optimisation using inverse method, the method relies on the determination of non linear and 'at failure' behaviour parameters of the materials which compose the riveted joints.

An optimisation self developed code is presented in the first part. Behaviour models of both aluminium alloys (assembly materials) are identified with the optimisation tool. Both models are used to perform the simulations of different riveted joint tests. The estimation of the residual stresses and strains due to the riveting process is studied in the second part. Forming mechanisms of the rivets are analysed from experiments. Simulations are performed with the explicit FE code PAM-SOLID™ to introduce, once validated, the residual stresses and strains of the riveting process in a FE simulation of the mechanical strength of riveted joint assemblies. The feasibility of the numerical data based method is established in the third part. Gurson damage parameters are identified for materials using inverse method. The quality of the results enables one to extend the use of the numerical tool to the characterisation of equivalent rivet model. Simplified modelling technique for bonds are studied in the last part. A failure criterion is determined by an ARCAN test procedure and by the numerical data base method. A new non linear simplified rivet model is developed in the FE code PAM-SOLID™ and its parameters are identified. All the results obtained are finally applied to the crash modelling of a 700 rivets framework.

Key words—riveted joints, dynamic strength, numerical data base, inverse method, finite elements.