



THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ PSL

Préparée à Mines ParisTech

**Comportement des gaines en alliages de zirconium
en conditions thermomécaniques représentatives
d'un accident RIA**

Soutenue par

Ahmed ZOUARI

Le 11 Décembre 2020

École doctorale n° 621

**Ingénierie des Systèmes,
Matériaux, Mécanique,
Énergétique**

Spécialité

Mécanique

Composition du jury :

M. Sylvain CALLOCH Professeur des universités, ENSTA Bretagne	Président
Mme. Monique GASPÉRINI Professeur des universités, Univ. Paris XIII	Rapporteur
M. Jean DESQUINES Ingénieur de recherche, IRSN	Rapporteur
M. Antoine AMBARD Ingénieur de recherche, EDF R&D	Examineur
M. Jacques BESSON Professeur des universités, MINES ParisTech	Directeur de thèse
M. Jérôme CRÉPIN Directeur de recherche, MINES ParisTech	Codirecteur
M. Matthew BONO Ingénieur de recherche, CEA	Examineur
M. Thomas Le Jolu Ingénieur de recherche, CEA	Invité
M. David Leboulch Ingénieur, CEA	Invité

Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé au Laboratoire de Comportement Mécanique des matériaux Irradiés au Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Energies Alternatives de Saclay et au Centre De Matériaux d'Évry de l'École de Mines de Paris sous la direction de Jacques Bessons, Directeur de recherche au Centre national de la recherche scientifique et Jérôme Crépin Directeur de recherche au Centre national de la recherche scientifique.

Je tiens à remercier Sylvain Calloch de m'avoir fait l'honneur de présider le jury de soutenance, ainsi que Monique Gaspérini et Jean Desquines pour avoir rapporté ce travail. Merci aussi à Antoine Ambard et Matthew Bono d'avoir participé à ce jury en tant qu'examineur.

Je remercie infiniment mes directeurs et encadrants de thèse, Jacques Besson, Jérôme Crépin, Matthew Bono, Thomas Le Jolu et David Le Boulch, pour le temps qui ont consacré pour me m'orienter, me conseiller et me soutenir tout au long du projet. Je vous adresse mes sincères gratitude pour votre confiance, votre disponibilité et je vous en suis profondément reconnaissant.

Les résultats obtenus durant cette thèse sont le fruit du travail de nombreuses personnes. Je tiens à remercier chaleureusement tous les membres du service SEMI. L'équipe fut un cadre de travail très agréable pour cela, je salue tous les agents, doctorants avec qui j'ai passé de bons moments : Philippe, Guillaume, Hiep, Tom, Jean-François, Rudy, Thibaut, Arnould, Abdel, Damien, Hawa, Coraline, Barbara, et tous ceux que j'ai oubliés... Je ne peux évidemment pas oublier mes collègues de bureau, Jean-Michel, Kamila avec qui j'ai partagé beaucoup de réflexions.

Une grande partie de ces travaux a été réalisée au Centre des Matériaux, je remercie toute l'équipe MiMEx et en particulier Abdennour pour m'avoir enseigné les essais mécaniques derrière les machines de traction du bocal, Stéphanie, car sans toi je serai très certainement toujours en train de calibrer le système de corrélation d'image, Julie pour avoir collé avec tant de minutie toutes ces petites jauges de déformation et René et toute l'équipe de l'atelier pour l'usinage de mes éprouvettes ainsi que les pièces qui ont été tordues durant les essais.

Enfin, je remercie énormément ma famille pour l'incalculable et inconditionnel soutien qu'elle a su m'apporter. Enfin, mes derniers remerciements vont à ma femme Cyrine pour m'avoir supportée, accompagnée et encouragée en toutes circonstances et pour le cadeau qu'elle m'a offert, la jolie Mayssa

Résumé

Ces travaux ont pour but d'établir une meilleure compréhension du comportement thermomécanique à la rupture des gaines du crayon combustible au cours d'un transitoire accidentel de type RIA. Un dispositif expérimental nommé EDC-T permettant la réalisation d'essais mécaniques sur des gaines en Zircaloy-4 avec des biaxialités de déformation $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ entre -0,2 et 1 a été développé. Une campagne expérimentale à 25 °C menée sur ce dispositif a permis d'étudier les effets de la biaxialité et de la vitesse de déformation sur la rupture de la gaine. Les essais réalisés ont montré un effet important de la biaxialité sur la déformation circonférentielle à la rupture qui possède un minimum à l'état de déformation plane où la biaxialité de déformation est proche de 0. Une faible baisse de la ductilité a également été enregistrée lors de l'augmentation de la vitesse de déformation pour tous les niveaux de biaxialité. Les mécanismes d'endommagement et les modes de rupture des éprouvettes ont été identifiés d'après les surfaces et les profils de rupture en fonction des conditions de sollicitation. Des simulations numériques par éléments finis ont été réalisées avec le code CAST3M pour modéliser l'essai et simuler la rupture des gaines avec un chargement biaxial.

Un second dispositif expérimental a été développé pour coupler les effets d'un chargement mécanique biaxial et d'un chargement thermique rapide. Des simulations par éléments finis ont été mises en place pour modéliser les différentes méthodes de chauffage testées et permettre d'optimiser les paramètres de la méthode retenue. Ces simulations ont notamment permis de modéliser le passage du courant électrique et du flux thermique à travers les différents éléments du dispositif. L'objectif à termes étant d'étudier le comportement des gaines irradiées, des vitesses de montée en température supérieures à 100 °C.s⁽⁻¹⁾ sont visées afin de limiter la restauration des défauts d'irradiation. Cette méthode a été utilisée pour réaliser des essais thermomécaniques à des fortes vitesses de chauffage pour de fortes vitesses de déformation et à des niveaux de biaxialité élevés afin de reproduire l'intégralité des chargements lors d'un accident de réactivité. Les premiers résultats, obtenus à 400 °C pour une gaine vierge, montrent que pour une même biaxialité la déformation à la rupture est proche de celle obtenue à 25 °C.

Mots clés : Zirconium, Zircaloy-4, RIA, Interaction mécanique pastille gaine (PCMI), Transitoire thermo-mécanique, Propriétés mécaniques, Essais Biaxiés, Chauffage rapide, Transitoire thermique, Effet joule, EDC, Rupture, Corrélation d'images

Abstract

The aim of this work is to enhance the understanding of the thermomechanical behavior at rupture of the fuel rod cladding during an accidental transient of the RIA type. A new mechanical test has been developed in order to apply a strain biaxiality ratio $\frac{\epsilon_{zz}}{\epsilon_{\theta\theta}}$ between -0,2 et 1. It allows reproducing loading conditions close to the ones occurring during a RIA accident. An experimental campaign at room temperature carried out with this device made it possible to study the effects of strain biaxiality ratios and strain rate on the fracture of the cladding. The tests carried out show a significant effect of the biaxiality on the hoop strain at failure which has a minimum of a plane strain state where the strain biaxiality is close to 0. A slight decrease in ductility was also recorded during the increase in the strain rate for all biaxiality levels. The damage mechanisms and failure modes of specimens are identified from the surfaces and failure profiles depending on the stress conditions. Numerical finite element simulations were performed with the CAST3M code to model the test and simulate the failure of cladding with biaxial loading.

A second experimental device has been developed to couple the effects of biaxial mechanical loading and rapid thermal loading. The objective is to heat the cladding with temperature rise rates greater than 100 °C.s⁻¹ in order to avoid the restoration of the defects linked to the hydriding and to the irradiation during the test. The method was used to perform thermomechanical tests at high heating rates, high strain rates, and high biaxiality levels to reproduce full loadings in a reactivity accident. The first results show, for a virgin cladding, that the strain at the break was not affected by temperature or by the rate of heating. Finite element simulations were undertaken to model the different heating methods tested and to optimise the chosen method. These simulations made it possible in particular to model the passage of electric current and heat flow through solid-solid interfaces.

Keywords : Zirconium, Zircaloy-4, RIA, Pellet-Cladding mechanical interaction (PCMI), Thermo-mechanical transient, Mechanical properties, Biaxial tests, Rapid heating, Thermal transient, Joule effect, EDC, Rupture, DIC

Table des matières

1	Introduction.....	2
1.1	Contexte industriel	2
1.2	Démarche de l'étude.....	3
1.3	Plan du mémoire	4
2	Synthèse bibliographique.....	7
2.1	Matériau de l'étude	7
2.1.1	Microstructure	7
2.1.2	Propriétés mécaniques	8
2.2	Scénario RIA.....	9
2.2.1	Description du scénario	9
2.2.2	Chargement thermomécanique de la gaine en phase PCMI.....	12
2.3	Conditions expérimentales nécessaires pour les essais de laboratoire.....	15
2.3.1	Essais sur Tôles	15
2.3.1.1	Essai en traction biaxiée.....	15
2.3.1.2	Essai d'emboutissage	16
2.3.2	Essais sur tubes.....	18
2.3.2.1	Essais uni-axiaux	18
2.3.2.2	Essai en déformation plane.....	19
2.3.2.3	Essai de pression interne.....	20
2.3.2.4	Essai de magnétoformage.....	22
2.3.2.5	Essai d'expansion de mandrin	22
2.3.2.6	Essai d'Expansion Due à la Compression (EDC) simple	23
2.3.2.7	Essai EDC bridé	24
2.3.2.8	Essai EDC avec traction	25
2.4	Résumé sur les essais disponibles	26
2.5	Effet de la biaxialité sur la déformation à la rupture	27
2.6	Critère de rupture.....	35
2.6.1	Paramètre de Lode	37
2.6.2	Modèle de rupture.....	39
2.6.3	Modèle des pionniers	39
2.6.4	Modèles micromécaniques	39
2.6.5	Modèles phénoménologiques.....	40

2.7	Conclusion	40
3	Développement d'un nouvel essai EDC à forte biaxialité	42
3.1	Introduction.....	42
3.2	Cahier des charges.....	42
3.3	Description du montage.....	43
3.3.1	Éprouvette.....	43
3.3.2	Composants du dispositif	44
3.3.3	Choix du matériau des tirants	46
3.3.4	Simulation par éléments finis.....	47
3.4	Mesures des déformations et de la biaxialité au cours de l'essai	50
3.5	Montage et mise en place de l'éprouvette	53
3.6	Essai EDC avec traction	53
3.7	Conclusion	57
4	Effet de la bixialité sur la rupture des gaines en Zircaloy-4	58
4.1	The effect of strain biaxiality on the fracture of zirconium alloy fuel cladding.....	58
4.1.1	Abstract	58
4.1.2	Introduction.....	58
4.1.3	Experimental procedures	60
4.1.3.1	Free-end and fixed-end EDC tests	61
4.1.3.2	EDC test with Tensile load (EDCT).....	61
4.1.4	Strain measurement technique.....	62
4.1.5	Experimental results	63
4.1.5.1	Mechanical tests	63
4.1.5.1	Observation of damage.....	65
4.1.6	Plastic behavior and modeling of the tests	66
4.1.6.1	Finite Element Analysis	66
4.1.6.2	Material behavior	67
4.1.7	Damage model.....	69
4.1.7.1	Model	69
4.1.7.2	Macroscopic failure point	71
4.1.8	Conclusions.....	74
4.2	Effet de l'amincissement de la gaine	75
4.2.1	Essais EDC sur les gaines standard.....	75
4.2.2	Essai EDC sur des éprouvettes amincies	78
4.2.2.1	Méthode d'amincissement	78
4.2.2.1	Effet d'amincissement sur la réduction d'épaisseur.....	79

4.2.3	Essai de pression interne.....	81
4.2.4	Mesures DRX	82
4.2.5	Conclusions.....	85
4.3	Effet de vitesse de déformation	86
4.3.1	Motivation de l'étude	86
4.3.2	Sensibilité du comportement de la gaine à la vitesse de déformation.....	86
4.3.3	Calcul de l'auto-échauffement	87
4.3.4	Préparation d'essais.....	89
4.3.5	Résultats d'essais	90
4.3.5.1	Effet de la biaxialité de déformation	90
4.3.5.2	Effet de la vitesse de déformation.....	91
4.3.6	Conclusion	94
4.4	Effet de frottement.....	96
5	Développement d'une méthode de chauffage rapide pour essais EDC et évaluation de l'effet de la température et de la biaxialité.....	99
5.1	Introduction.....	99
5.2	Effet de la température.....	100
5.3	Effet du temps passé à haute température et de la vitesse de chauffage	101
5.3.1	Restauration des défauts d'irradiation	101
5.3.2	Recristallisation et restauration de l'état écroui	103
5.3.3	Effet de l'hydrogène et des hydrides.....	103
5.3.4	Résumé sur l'effet de la température et de la vitesse de chauffage	105
5.4	Cahier des charges de la présente étude	105
5.5	Méthodes de chauffage étudiées	106
5.5.1	Chauffage par induction.....	107
5.5.2	Chauffage par effet Joule	107
5.6	Moyens de mesure de la température utilisés & corrélation d'image.....	108
5.7	Développement et qualification du dispositif de chauffage	109
5.7.1	Chauffage direct de la gaine.....	109
5.7.2	Chauffage à travers un média	109
5.7.2.1	Étude paramétrique.....	110
5.7.3	Média avec un élément chauffant.....	112
5.8	Modélisation par éléments finis	113
5.8.1	Modèle numérique	113
5.8.2	Modélisation du contact thermique.....	115
5.8.3	Modélisation du contact électrique.....	117

5.8.4	Calcul de pression de contact et des valeurs des conductivités électrique et thermique	
5.8.5	Résultats des simulations.....	119
5.9	Réalisation du système de chauffage	124
5.10	Essais biaxés à fortes vitesses de chauffage et de déformation	127
5.10.1	Présentation du montage expérimental	127
5.10.2	Résultats des essais.....	129
5.10.3	Interprétation de la différence entre les vitesses de chauffe expérimentales et simulées	
5.10.4	Résultats des essais mécaniques	135
5.10.4.1	EDC bridé.....	135
5.10.4.2	EDCT à déplacement contrôlé	140
5.10.5	Effet de la biaxialité et de la température	141
5.11	Conclusions et perspectives	142
6	Conclusion	144
7	Perspectives.....	146

Table des figures

Figure 1.1 : Assemblage combustible et grappe de commande d'un REP (IRSN).....	2
Figure 2.1 : Orientation des mailles hexagonales compactes dans le gainage [12].....	8
Figure 2.2 : Surface de charge du Zircaloy-4 déterminée à 20 °C. Comparaison avec les critères de von Mises (isotrope) et Hill (anisotrope) pour un matériau vierge et hydruré [18].....	9
Figure 2.3 : Evolution de la puissance et de l'énergie éjectée lors d'un accident de réactivité [21].....	10
Figure 2.4 : Déroulement d'un RIA et conséquences sur le comportement des crayons combustibles [15]	11
Figure 2.6 : Déformations circonférentielle et axiale appliquées par le combustible sur la gaine pendant un accident de réactivité.....	12
Figure 2.7 : Estimations du rapport de biaxialité de contrainte basées sur les mesures moyennes du rapport de biaxialité de déformation à partir des essais intégraux réalisés dans le réacteur CABRI et NSRR	14
Figure 2.8 : Éprouvette de traction biaxié : (a) champ de déformation dans le sens longitudinal et transversale, (b) champ de température dans l'éprouvette.....	16
Figure 2.9 : Un schéma représentatif de l'essai d'emboutissage [33].....	17
Figure 2.10 : Formes déformées des éprouvettes de DP780 obtenues à partir d'essais d'emboutissage [34].....	17
Figure 2.11 : Éprouvette de traction axiale [15]	18
Figure 2.12 : Éprouvette de traction circonférentielle [15].....	18
Figure 2.13 : Schéma de l'éprouvette utilisée pour les essais PST [39].....	19
Figure 2.14 : Distribution axiale du rapport de déformation $\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$ entre les encoches d'une éprouvette vierge testée à 25 °C [15].....	20
Figure 2.15: Éprouvette de pression interne [12].....	20
Figure 2.16 : Schéma de la coupe axiale de l'essai d'éclatement modifié [24].	21
Figure 2.17 : Montage expérimental de l'essai de magnétoformage [52]	22
Figure 2.18 : Illustration schématisée du principe du test du mandrin conique à différentes positions de chargement [53]	23
Figure 2.19 : Schéma de l'essai EDC.....	24
Figure 2.20 : Déformation diamétrale d'une gaine soumise à un essai de compression de média (coupe $r-\theta$) [12]	24
Figure 2.21 : Schéma du dispositif de retenue d'extrémité [61].....	25
Figure 2.22 : Dispositif EDC biaxié à double vérin [62].....	26
Figure 2.23 : Effet de la triaxialité sur la déformation équivalente à la rupture mesurée à partir des éprouvettes axisymétriques et des éprouvettes en déformation plane [68].....	28
Figure 2.24 : Diagramme de limite de formage (a) à la striction (b) à la rupture [72]	29
Figure 2.25 : Rupture avec ou sans localisation de déformation observée dans les essais de traction simple sur des tôles en aciers : vue de (a) éprouvettes et (b) faciès de rupture	30
Figure 2.26 : FLDN et FLDF pour des aciers (a), (b) à faible taux d'écroutissage et un acier (c) à forte taux d'écroutissage.....	30
Figure 2.27 : Effet de la biaxialité sur la déformation circonférentielle lors des essais de pression interne sur un alliage d'aluminium [77]	31
Figure 2.28 : Effet de la biaxialité sur les déformations circonférentielles à la striction FLC et à la rupture FFL lors des essais EDC avec blocage axial [78].....	31
Figure 2.29 : Déformation à rupture dans la direction de laminage (axial) et transverse (circonférentielle) lors d'essais de traction-emboutissage réalisés par Yunchang et Koss (1985).....	32
Figure 2.30 : Diagramme de limite de formage à la rupture pour des tôles en Zircaloy et en Zirlo	32
Figure 2.31 : Effet de la biaxialité de déformation sur la déformation circonférentielle à la rupture pour des gaines irradiées et non-irradiées à différents niveaux de température [46]	33
Figure 2.32 : Déformation circonférentielle à rupture du Zircaloy-4 hydruré de manière homogène, lors d'essais EDC, EDC bridé L=30 (HB-EDC) et EDC bridé L=10 (VHB-EDC) à 25 °C (bleu) et 350 °C (rouge) [80].....	34

Figure 2.33 : Déformation circonférentielle à rupture en fonction de la taille de pré-fissure [63].....	35
Figure 2.34 : Déformation à rupture en fonction de la profondeur de la fissure pour un échantillon non hydruré	35
Figure 2.35 : Faciès de rupture lors (a) d'un chargement en traction (b) lors d'un chargement en cisaillement [87].....	36
Figure 2.36 : Évolution du paramètre de Lode en fonction de la traxialité [88].....	38
Figure 2.37 : Formes des cavités pour différents valeurs de traxialité η et de Lode ω (Forme initiale d'une cavité sphérique (contour noir) comparée à sa forme finale après chargement (surface grise). Les chiffres correspondent aux trois contraintes principales normalisées)	38
Figure 3.1 : Éprouvette EDC utilisée pour les essais EDCT.....	43
Figure 3.2 : Vue de l'assemblage de l'éprouvette EDC avec traction	44
Figure 3.3 : Système inverseur de force pour les essais EDC.....	45
Figure 3.4 : Montage de l'EDCT	45
Figure 3.5 : Courbes de contrainte-déformation « vraies » des matériaux des tirants	47
Figure 3.6 : Géométrie et conditions limites utilisées pour la simulation par éléments finis de l'EDC avec traction	48
Figure 3.7 : Effet de la longueur des tirants en inox 304L (20 mm ² de section) sur l'évolution de la biaxialité au centre de la gaine au cours du chargement	49
Figure 3.8 : Effet de la nature du tirant (inox 304L et Inconel 600) sur l'évolution de la biaxialité au centre de la gaine en cours du chargement	49
Figure 3.9 : Dispositif de stéréo-corrélation mis en place pour l'instrumentation des essais EDC sur une machine de traction	50
Figure 3.10 : mire de calibrage	51
Figure 3.11 : Machine de traction et caméras de corrélation d'images utilisées pour l'essai EDC avec traction..	53
Figure 3.12 : Champs de déformation circonférentielle et axiale dans la gaine lors d'un essai EDC avec traction à 25 °C et à une vitesse de déformation de 10 – 4s – 1.....	54
Figure 3.13 : Évolution des déformations circonférentielle et axiale au point A en fonction du déplacement du vérin	55
Figure 3.14 : (a) Évolution de la flèche dans l'écarteur au cours de l'essai, (b) iso-valeurs des déplacements axiaux dans l'écarteur	56
Figure 3.15 : (a) Iso-valeurs des déplacements axiaux dans les tirants, (b) déformation des pieds des tirants....	56
Figure 3.16 : Champs de déformations circonférentielles lors des essais EDCT avec (a) l'ancienne configuration et (b) la nouvelle configuration.....	57
Figure 4.1 : EDC test configuration, (a) free-end EDC test, (b) fixed-end EDC test.....	59
Figure 4.2 : EDC test with a tensile load.....	61
Figure 4.3 : Schematic representation of the EDC test setup and the 3D DIC system	62
Figure 4.4 : Measured hoop and axial Green-Lagrange strain fields for an EDCT test.....	63
Figure 4.5 : Evolution of strain ratio for free-end, fixed-end, and EDCT tests.....	64
Figure 4.6 : Major (hoop) strain as a function of the minor (axial) strain.	65
Figure 4.7 : (a) Fracture surfaces observed for EDCT tests with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = 0.75$, $\varepsilon_{\theta\theta}(\text{rupture}) = 0.137$, (b) with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = 0.04$, $\varepsilon_{\theta\theta}(\text{rupture}) = 0.095$, (c) with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = -0.20$, $\varepsilon_{\theta\theta}(\text{rupture}) = 0.316$ and (d) Laves phase precipitates.	66
Figure 4.8 : Geometry and boundary conditions used for the finite element simulations of the EDCT tests	67
Figure 4.9 : True stress-strain curves for 304L steel and Zircaloy-4	68
Figure 4.10 : Comparison of the simulated loading paths (solid lines) and experimental data (points) at the mid-plane of the external surface of the sample	69
Figure 4.11 : Dependence between triaxiality and Lode parameter for a von Mises material (isotropic) and a Hill material (with the parameters used in this study).	71
Figure 4.12 : Numerical predictions and experimental results.....	73
Figure 4.13 : Damage distribution computed for the experimental failure for (a) biaxiality = 0.04 and (b) biaxiality = 0.75	74
Figure 4.14 : Évolution de la biaxialité de déformation avec une gaine non amincie pour un EDC-bridé et un EDC avec traction.....	75

Figure 4.15 : Rupture d'une éprouvette EDC lors des essais EDC avec traction, (a) fissure axiale au centre de l'échantillon, (b) rupture en guillotine à cause d'une localisation axiale.....	76
Figure 4.16 : champ de déformation axiale dans la gaine pour un échantillon cassé en guillotine	76
Figure 4.17 : Étude de l'anisotropie à 20°C. Coupe (σ_{zz} , $\sigma_{\theta\theta}$) de la surface de charge du Zircaloy-4. Comparaison avec les critères de Von Mises (isotrope) et de Hill (anisotrope).....	77
Figure 4.18 : Effet d'augmentation de biaxialité sur l'évolution de la déformation axiale dans la gaine dans la zone en contact avec le média (A) et dans la zone en traction selon z (B).	78
Figure 4.19 : Réduction de l'épaisseur de la gaine dans la zone utile par tournage	79
Figure 4.20 : Évolution de la déformation circonférentielle ($\epsilon_{\theta\theta}$) en fonction de la biaxialité de déformation ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) pour les essais EDC bridé et EDCT pour des gaines amincies de 18 % et non-amincies.....	80
Figure 4.21 : Rupture en guillotine en centre de la zone utile suite à un changement du mode de chargement .	80
Figure 4.22 : Epreuve de pression interne.....	82
Figure 4.23 : Courbe contrainte-déformation des essais de pression interne des gaines amincies et non amincies.	82
Figure 4.24 : Schéma d'un berceau d'Euler.....	83
Figure 4.25 : Variation des contraintes axiale et circonférentielle en fonction de l'amincissement	84
Figure 4.26 : Coefficient de sensibilité de la contrainte à la vitesse de déformation $m = \partial \ln \sigma / \partial \ln \dot{\epsilon}$, en fonction de la température pour le M5 et le Zircaloy-4 détendu et recristallisé testés en traction sens long (SL) et sens travers (ST) à 5.10 – 5s – 1 [113].....	86
Figure 4.27 : Évolution de la sensibilité à la vitesse de déformation en fonction de la température (Lee et al., 2001). [114].....	87
Figure 4.28 : Variation de la contrainte ultime en fonction de la température et de la vitesse de déformation pour les essais de traction sur anneaux effectués sur des éprouvettes en Zircaloy-4 détendu vierge [15].....	89
Figure 4.29 : Évolution de la biaxialité de déformation avec une gaine amincie pour un EDC simple, un EDC-bridé et différents EDC avec traction	91
Figure 4.30 : Résultats de l'essai EDC simple à 25°C et à une vitesse de déformation de 1.s – 1 : (a) évolutions de la force et de la température en fonction de la déformation circonférentielle, (b) champs de température...	92
Figure 4.31 : Profil diamétral de la température dans la zone la plus déformée de l'éprouvette	93
Figure 4.32 : Effet de la vitesse de déformation sur la rupture de la gaine pour plusieurs niveaux de biaxialité .	94
Figure 4.33 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC simple.....	97
Figure 4.34 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC bridé.....	97
Figure 4.35 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC avec traction avec une biaxialité de 0,4	98
Figure 5.1 : Calcul de la température de la gaine avec le code RANNS de l'essai NSRR FK-10 [1]	99
Figure 5.2: Températures calculées dans le combustible et dans la gaine par le code ALCYONE lors d'un essai réalisé dans le réacteur CABRI (REP-Na5) [80].....	100
Figure 5.3 : Limite d'élasticité (σ_y) en fonction de la température et la vitesse de déformation pour le Zircaloy-4 détendu non irradié [114].....	100
Figure 5.4: Contrainte ultime (S_u) en fonction de la température et la vitesse de déformation pour le Zircaloy-4 détendu non irradié [15]	101
Figure 5.5 : Évolution en fonction de la température et de la durée de recuit de la microdureté de (a) l'alliage Zr-1%Nb-O et (b) du Zircaloy-4	102
Figure 5.6 : Taux de durcissement d'irradiation résiduel pour des traitements thermiques à 500 °C, 600 °C et 700 °C [119] [22].....	102
Figure 5.7 : Évolution de la fraction non recristallisée du Zircaloy-4 en fonction de la température et de la vitesse de chauffage [6] [120]	103
Figure 5.8 : Effet de la teneur en hydrogène sur la ductilité des gaines en Zircaloy-4 [122].....	104
Figure 5.9 : Courbes contrainte-déformation plastique conventionnelles pour les essais de traction sur anneaux pour différentes températures et teneurs en hydrogène [15]	104
Figure 5.10 : Effet d'un chauffage rapide sur le comportement du Zircaloy-2 non irradié hydruré à 500 ppm [5]	105

Figure 5.11 : Chauffage par induction d'un cylindre.....	107
Figure 5.12 : Méthode de chauffage direct de la gaine.....	109
Figure 5.13 : Chauffage par effet Joule à travers le média.....	110
Figure 5.14 : Schéma d'essai de chauffage d'un média par effet Joule.....	112
Figure 5.15 : Configuration de la méthode de chauffage par effet Joule à travers un élément chauffant.....	113
Figure 5.16 : Géométrie et conditions limites utilisées pour la simulation par éléments finis de la méthode de chauffage.....	114
Figure 5.17 : Surface de contact entre deux solides (a) contact parfait, (b) contact réel.....	115
Figure 5.18 : Géométrie des pièces de l'assemblage par ajustement serré.....	118
Figure 5.19 : Potentiel électrique dans le montage EDC avec un média en aluminium.....	120
Figure 5.20 : Iso valeurs de flux de courant dans la structure.....	121
Figure 5.21 : Champ de température (en °C) dans l'élément chauffant, dans le média et dans la gaine obtenu par simulation numérique, (a) avec un média en aluminium et (b) avec un média en cuivre.....	122
Figure 5.22 : Profil axial de la température dans l'élément chauffant, le média et la gaine (média en aluminium).....	123
Figure 5.23 : Courbes force-déplacement des essais de compression des médias à 600 °C pour un média en Zircaloy-4, en cuivre ou en cupronickel et 400 °C pour un média en aluminium et à une vitesse de déformation de 1 s^{-1}	126
Figure 5.24 : Plan d'éprouvette utilisée lors des essais EDC avec chauffage rapide montrant les différentes pièces du montage.....	127
Figure 5.25 : Dispositifs mis en place pour l'instrumentation des essais EDC avec chauffage rapide.....	128
Figure 5.26 : Montage EDC bridé avec chauffage rapide, (a) branchement du courant, (b) thermocouples de mesure.....	128
Figure 5.27 : Mesures de l'évolution de la température sur la surface externe de la gaine au centre de la zone utile au cours des essais EDC bridé.....	129
Figure 5.28 : Profil axial de la température mesurée et calculée sur la surface externe de la gaine avec (a) un média en aluminium et (b) un média en cuivre.....	130
Figure 5.29 : Potentiel électrique dans le montage EDC avec un média en aluminium.....	132
Figure 5.30 : Iso valeurs de flux de courant dans la structure.....	132
Figure 5.31 : Évolution de la température mesurée par des TC et simulée pour des médias en cuivre et en aluminium.....	133
Figure 5.32 : Variation de la vitesse de chauffage en fonction de la valeur de η	134
Figure 5.33 : Profil axial de la température dans l'élément chauffant, le média et la gaine pour un média en aluminium.....	134
Figure 5.34 : Champ de température dans l'élément chauffant, dans le média et dans la gaine obtenu par simulation numérique, (a) avec un média en aluminium et (b) avec un média en cuivre avec la nouvelle valeur de conductivité électrique de contact.....	135
Figure 5.35 : Overshoot de la température lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium (en rouge) et un média en cuivre (en noir).....	136
Figure 5.36 : Champs de déformation avant rupture dans les directions circonférentielle et axiale au cours de l'essai EDC bridé avec un média en cuivre ($T = 110\text{ °C.s}^{-1}$).....	137
Figure 5.37 : Champs de déformation avant rupture dans les directions circonférentielle et axiale au cours de l'essai EDC bridé avec un média en aluminium ($T = 171\text{ °C.s}^{-1}$).....	137
Figure 5.38 : Évolution de la déformation circonférentielle lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium et un média en cuivre.....	138
Figure 5.39 : Trajet de biaxialité ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) pour les essais EDC bridé.....	139
Figure 5.40 : Éprouvettes rompues lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium.....	139
Figure 5.41 : Effet de la biaxialité ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) sur la déformation circonférentielle à la rupture du Zircaloy-4 testé à 400°C pour une vitesse de déformation de $0,5\text{ s}^{-1}$ et un média en aluminium.....	141
Figure 5.42 : Effet de la biaxialité sur la déformation circonférentielle à rupture des essais à forte vitesse de déformation à 400 °C (en bleu) et à 25 °C (en rouge).....	142

Liste des tables

<i>Table 2.1 : Valeurs expérimentales des déformations résiduelles moyennes de plusieurs essais RIA [27] [30] [31] [32].</i>	13
<i>Table 2.2 : Essais employés pour étudier le comportement des gaines lors d'un RIA</i>	27
<i>Table 3.1 : Paramètres des caméras de stéréo-corrélation</i>	52
<i>Table 4.1 : Measured hoop strain at fracture of Zircaloy-4 tubes for different strain biaxiality ratios</i>	63
<i>Table 4.2 : Parameters of the damage model</i>	71
<i>Table 4.3 : Propriétés du zirconium.</i>	83
<i>Table 4.4 : Bilan des contraintes calculées par les mesures DRX</i>	84
<i>Table 4.5 : Échauffement lors des essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction</i>	89
<i>Table 5.1 : Propriétés mécaniques, thermiques et électriques des matériaux présélectionnés</i>	111
<i>Table 5.2 : Interférence et pression de contact dans la structure</i>	119
<i>Table 5.3 : Conductances électrique et thermique de contact entre l'élément chauffant et les médias et entre les médias et la gaine.</i>	119
<i>Table 5.4 : Résumé des résultats obtenus pour les différentes configurations testées</i>	123
<i>Table 5.5 : Vitesses de chauffage obtenues sur la surface externe du média.</i>	125
<i>Table 5.6 : Campagne d'essai EDC avec chauffage rapide</i>	129
<i>Table 5.7 : Nouvelle valeur des conductivités électriques de contact.</i>	131
<i>Table 5.8 : Résultats des essais EDC avec chauffage rapide</i>	141

1 Introduction

1.1 Contexte industriel

La France compte 18 centrales nucléaires, dans lesquelles l'énergie est produite par 56 réacteurs à eau pressurisée (REP). Un réacteur nucléaire permet de produire une réaction de fission en chaîne et d'en contrôler l'intensité. Le cœur du réacteur est constitué d'assemblages combustibles (157 pour les réacteurs de puissance 900 MWe et 193 pour ceux de 1300 MWe). Un assemblage contient 264 crayons combustibles constitués chacun d'une gaine en alliage de zirconium, d'environ 4 m de long, 9,5 mm de diamètre et 0,57 mm d'épaisseur, le combustible est confiné dans la gaine sous forme d'un empilement de pastilles d'oxyde d'uranium d'environ 8,2 mm de diamètre et 13,5 mm de hauteur.

Pour assurer le fonctionnement des réacteurs dans des conditions optimales de sûreté, plusieurs barrières de confinement ont été mises en place sous forme de dispositifs étanches interposés entre les sources de rayonnement et le milieu extérieur afin d'isoler les radionucléides du combustible de l'environnement. La gaine en alliage de zirconium constitue la première barrière contre la dissémination de la matière radioactive. La deuxième barrière est le circuit primaire, qui comprend la cuve en acier abritant le cœur du réacteur et le réfrigérant. La troisième et dernière barrière est l'enceinte de confinement, c'est-à-dire le bâtiment étanche en béton armé à l'intérieur duquel se trouve la cuve, le cœur du réacteur, les générateurs de vapeur et le pressuriseur. Elle est destinée en cas d'accident à retenir les produits radioactifs qui seraient libérés lors d'une rupture du circuit primaire.

L'assemblage est par ailleurs constitué de 24 tubes guides, dont le rôle est de maintenir sa stabilité dimensionnelle ainsi que de permettre le déplacement axial des barres de contrôle, pilotées par une grappe de commande (Figure 1.1). Ces dernières ont pour fonction de contrôler la réaction en chaîne¹ et réguler la puissance délivrée par le réacteur en insérant plus ou moins les barres de contrôles dans le cœur.

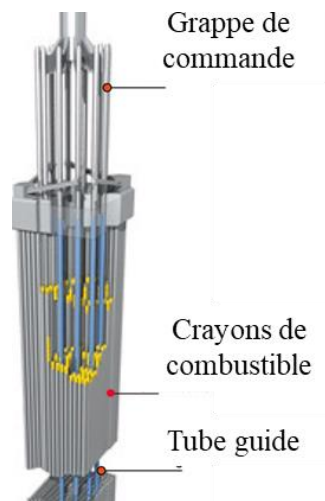


Figure 1.1 : Assemblage combustible et grappe de commande d'un REP (IRSN)

Pour assurer l'intégrité de la gaine des crayons combustibles, il est important d'étudier son comportement en situations accidentelles. Un de ces accidents hypothétiques, étudié dans ce mémoire, est l'Accident d'Injection de Réactivité, appelé dans la suite du manuscrit RIA (Reactivity Initiated

¹ La réaction en chaîne est maintenue dans le cœur de réacteur si le nombre de neutrons produits par les fissions des atomes lourds est égal au nombre des neutrons qui disparaissent. Le rapport de ces deux nombres (production divisée par disparition) est appelé coefficient de multiplication ou criticité et doit être égal à 1.

Accident). Cet accident, dont la probabilité est inférieure à 10^{-4} /tranche/an, est un accident de dimensionnement.

Parmi les différents scénarios RIA envisagés par l'ASN, le scénario le plus critique pour un REP est l'éjection d'une grappe de contrôle, élément d'importance primordiale pour contrôler la puissance du réacteur, suite à une défaillance mécanique.

À la suite de cette éjection, le taux de la fission augmente de manière exponentielle jusqu'à ce que l'effet Doppler permette de ralentir la réaction en chaîne. L'énergie déposée dans les pastilles de combustible engendre une augmentation quasi-instantanée de la température du combustible, qui peut augmenter jusqu'à 1400 °C à une vitesse de 10^5 °C/s. La pastille de combustible se dilate thermiquement dans les directions circonférentielle et axiale avec une vitesse de déformation très importante, entre 1 s^{-1} et 5 s^{-1} [1]. Les déformations de la pastille sont imposées sur la gaine, qui subit une charge mécanique qui se situe entre une déformation plane et une déformation equi-biaxée (déformation axiale / déformation circonférentielle) entre 0 et 1. En même temps, la température de la gaine augmente par conduction grâce à la forte interaction avec le combustible et peut atteindre 800 °C sur la paroi interne. Ces conditions engendrent un risque de rupture.

La rupture de la gaine pendant ce transitoire peut provoquer la dispersion de particules radioactives dans le circuit primaire. La température élevée du combustible entrant en contact avec le fluide caloporteur peut générer de la vapeur, induisant des pics de pression susceptibles d'endommager les crayons voisins ainsi que la cuve.

Plusieurs programmes expérimentaux internationaux d'essais ont été conduits avec l'objectif de caractériser le comportement des crayons irradiés soumis à un RIA dans des réacteurs expérimentaux comme CABRI au CEA Cadarache. Devant la complexité de cette activité, il est utile de disposer de bancs d'essais permettant la réalisation d'études à effets séparés. Afin d'améliorer la compréhension des phénomènes pouvant mener à la rupture de la gaine du combustible, différents paramètres qui interviennent lors d'un RIA ont été étudiés par des essais en laboratoire (transitoire thermique, vitesse de déformation, chargement biaxial, irradiation ...). L'objectif de ce travail est d'étudier la rupture de la gaine dans des conditions thermomécaniques représentatives d'un RIA.

À ce jour, les essais utilisés pour caractériser les gaines sont tous réalisés avec des états de chargement thermomécaniques non représentatifs du chargement subi par la gaine pendant un RIA. L'effet de la biaxialité a été étudié par Yunchang et al. [2] et Kim et al. [3] sur des tôles qui présentent un comportement différent de celui des tubes. Sur des tubes en Zircaloy-4 préfiessurés, l'effet de la biaxialité a été étudié par Li et al. [4]. L'effet de la vitesse de chauffage a été étudié par Yueh et al. [5] avec des essais uniaxiaux ou avec des essais biaxiaux sur des tôles par Chaieb [6]. Aucun de ces essais n'est parvenu à appliquer simultanément un chargement biaxial et un chargement thermique rapide sur un produit de gainage. Cela est principalement dû à la difficulté d'appliquer un chargement biaxial sur une géométrie tubulaire mais aussi de le combiner à un chargement thermique rapide.

1.2 Démarche de l'étude

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans une démarche de développement de moyens expérimentaux innovants capables de solliciter des gaines en conditions thermomécaniques de type RIA. Ces moyens fournissent des données permettant de mieux comprendre le comportement des gaines et d'alimenter les codes de calculs pour améliorer les critères de rupture.

Les essais de laboratoire exploités dans la littérature pour étudier la rupture des gaines en alliage de zirconium vierges ou irradiés ne permettent pas de couvrir l'ensemble du chargement

thermomécanique rencontré par la gaine lors d'un RIA. Notamment, la biaxialité des déformations, définie comme le rapport entre la déformation axiale et la déformation circonférentielle de la gaine, est un paramètre qui évolue de manière complexe et qui a une influence déterminante la tenue mécanique de la gaine. Malgré ce constat, il n'a été que très peu étudié. En effet, les essais réalisés par Seo et al. [7] et Kim et al. [3] sur des tôles en Zircaloy-4 et en Zirlo montrent une diminution importante de la ductilité induite par l'augmentation de la biaxialité de $-0,5$ à environ 0 mais cet effet reste limité pour des biaxialités entre 0 et 1 . Cependant la texture cristallographique et les propriétés mécaniques des tôles ne sont pas comparables à celles des tubes. Sur des gaines en Zircaloy-4, l'effet de la biaxialité a été étudié par Hellouin de Menibus [8] avec des rapports de déformations inférieurs à zéro. Bien que ces biaxialités ne soient pas représentatives des conditions de rupture des gaines lors des RIA, un effet significatif de la biaxialité a été remarqué. En revanche, les données concernant l'effet des fortes biaxialités de déformation sur le comportement des gaines en alliage de zirconium sont très rares.

Le premier objectif de la thèse est donc de développer un essai mécanique permettant de solliciter la gaine pour différentes biaxialités de déformations dans le domaine d'intérêt (déformation axiale / déformation circonférentielle entre 0 et 1). L'essai développé dans cette étude est basé sur le principe de l'essai EDC (Expansion Due à la Compression) qui consiste à comprimer un média placé à l'intérieur d'un tronçon de gaine [9].

Une fois ce dispositif développé, le deuxième objectif de la thèse consiste à utiliser cet essai pour étudier l'effet de la biaxialité des déformations et de la vitesse de déformation sur la rupture d'une gaine et à proposer un critère capable de simuler le comportement à la rupture.

L'effet du chargement thermique représentatif d'un RIA a été étudié mais indépendamment de la biaxialité des déformations. Aucun essai, dans la littérature ouverte, ne permet d'appliquer un chargement thermomécanique représentatif d'un RIA. Le second objectif de la thèse est donc de développer une méthode de chauffage adaptée à l'essai mécanique. On pourra ainsi disposer d'un essai permettant d'appliquer un chargement thermomécanique représentatif d'un RIA en termes de température et de vitesse de chauffe, ainsi qu'en termes de la biaxialité des déformations. Cet essai est ensuite utilisé pour étudier l'effet de ce chargement thermomécanique sur la rupture de la gaine.

L'ensemble des essais a été réalisé sur des gaines en Zircaloy-4 détendu. L'ensemble des développements réalisés a été fait dans une optique d'utilisation en cellules blindées pour caractériser, à terme, le comportement des gaines irradiés.

1.3 Plan du mémoire

Le premier chapitre présente un état de l'art. Les caractéristiques métallurgiques et mécaniques des gaines en alliage de zirconium sont présentées, en particulier celles du Zircaloy-4 détendu. Le déroulement d'un accident d'injection de réactivité et ses conséquences sur le chargement thermomécanique appliqué aux gaines des crayons combustibles sont ensuite décrites. Les essais mécaniques réalisés en laboratoire pour étudier les effets séparés de chacun des paramètres influençant le comportement de la gaine lors d'un RIA sont ensuite présentés et discutés au regard des objectifs de la thèse.

Le deuxième chapitre de ce manuscrit présente la démarche adoptée pour développer un montage mécanique, basé sur le principe de l'essai EDC (Expansion Due à la Compression), afin de charger des gaines en Zircaloy-4 avec de biaxialités des déformations correspondant à la plage d'intérêt. Les différentes étapes d'optimisation et de qualification du montage sont présentées. Nous discutons

également les champs mécaniques associés à ces essais et la technique de stéréo-corrélation d'images qui a été employée pour caractériser les champs de déformations locaux des éprouvettes.

Le chapitre 3 concerne la caractérisation du comportement, de l'endommagement et de la rupture des gaines en Zircaloy-4 détendu avec le dispositif développé. Pour faciliter la démarche expérimentale, les premiers essais avec le nouveau dispositif ont été conduits à 25 °C. L'influence de la biaxialité sur la déformation circonférentielle à la rupture a été étudiée à cette température. Des essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction ont été réalisés pour faire varier la biaxialité des déformations sur une large gamme et identifier le chargement le plus pénalisant pour une gaine en Zircaloy-4. Les mécanismes d'endommagement et les modes de rupture des éprouvettes sont identifiés d'après les surfaces de rupture en fonction des conditions de sollicitation. Enfin, nous proposons un critère de rupture basé sur l'analyse de ces résultats.

Le chapitre 4 est consacré au développement d'une méthode de chauffage rapide, adaptée aux essais de type EDC, pour reproduire les conditions thermiques d'un RIA. Les différentes solutions qui ont été testées avant de parvenir à la configuration finale sont discutées. Des simulations par éléments finis ont été mises en œuvre pour modéliser les différentes méthodes de chauffage testées et permettre d'optimiser la méthode retenue. Les résultats des simulations sont présentés et comparés aux résultats des essais de chauffage. Des essais EDC à biaxialité dans la plage d'intérêt avec chauffage rapide ont été réalisés avec cette nouvelle méthode de chauffage rapide. Les résultats sont présentés et discutés.

Enfin, le dernier chapitre synthétise les différents résultats obtenus dans le cadre de ce travail de thèse et rappelle brièvement les effets de la biaxialité sur le comportement des gaines en Zircaloy-4. Les points qui restent à éclaircir sont mentionnés et les perspectives susceptibles d'améliorer encore notre compréhension du comportement du matériau de gainage sont proposées à la fin de ce chapitre.

2 Synthèse bibliographique

Ce premier chapitre présente le matériau de gainage utilisé dans le cadre de la thèse, ainsi qu'une description du déroulement d'un accident d'injection de réactivité dans un REP et de ses conséquences. Un bilan des essais utilisés pour étudier le comportement thermomécanique des gaines lors de ce type d'accident est réalisé.

2.1 Matériau de l'étude

Du fait de leur transparence aux neutrons, de leurs bonnes propriétés mécaniques de leur résistance à la corrosion, les alliages de zirconium ont été retenues pour élaborer les principaux composants mécaniques des assemblages de combustible nucléaire. Un assemblage combustible est constitué de crayons, gaines métalliques en alliage de zirconium contenant un empilement de pastilles de combustible nucléaire. Les crayons sont eux-mêmes maintenus dans une structure métallique composée de grilles et de tubes guides réalisés en alliage de zirconium. Le zirconium est l'élément chimique de numéro atomique 40. Sa masse atomique est de 91,2 et sa masse volumique est de 6520 kg.m^{-3} à 20°C . A l'état pur le zirconium a deux formes allotropiques [10] [11]:

- la phase α , stable à basse température ($T < 863^\circ\text{C}$, c'est-à-dire dans le domaine de fonctionnement du réacteur) et de structure cristalline hexagonale compacte ($a = 0,323 \text{ nm}$ et $c/a = 1,594$ à température ambiante) ;
- la phase β , cubique centrée ($a = 0,361 \text{ nm}$), stable à haute température ($T > 863^\circ\text{C}$) jusqu'à la température de fusion ($T_f = 1855^\circ\text{C}$).

Les principaux alliages de zirconium actuellement utilisés dans les réacteurs à eau pressurisée français sont les alliages M5™ (alliage Zr-1%Nb développé par Framatome) et Zirlo™ (alliage Zr-1%Nb-1%Sn-0.1%Fe développé par Westinghouse Electric Company). Le Zircaloy-4 à l'état détendu a été le matériau de gainage le plus utilisé pendant des décennies avant d'être remplacé progressivement par les alliages cités précédemment (des assemblages avec des gaines de crayon en Zircaloy-4 ne sont plus introduits dans les réacteurs depuis fin 2016). Il se présente sous forme de tube de 9,5 mm de diamètre externe et 0,57 mm d'épaisseur. Les principaux éléments d'addition du Zircaloy-4 sont :

- L'étain : il améliore la limite d'élasticité, la résistance à la traction et la résistance au fluage mais diminue la résistance à la corrosion.
- Le fer et le chrome : ils améliorent la résistance à la corrosion. Ils limitent la croissance des grains lors des traitements de recristallisation et par conséquent améliorent la tenue mécanique.
- L'oxygène : il joue un rôle de renfort mécanique et améliore les propriétés en traction.

2.1.1 Microstructure

La mise en forme des gaines en Zircaloy-4 passe par des étapes de forgeage et extrusion à chaud puis par le laminage à froid au pas de pèlerin. Les tubes de gainage subissent par la suite un traitement de détentionnement qui consiste à porter le matériau vers 475°C pendant quelques heures afin de relaxer les contraintes internes. Ce traitement permet de conserver une densité de dislocation élevée, ce qui se traduit par une résistance mécanique élevée. La microstructure est donc très proche de celle obtenue après la mise en forme du matériau. La procédure de mise en forme produit des grains très allongés dans

la direction de laminage avec une taille de grains de 10 à 20 μm suivant la direction axiale, contre 2 à 5 μm dans les directions circonférentielle et radiale. La texture cristallographique des gaines de Zircaloy-4 se traduit par des axes $\langle c \rangle$ majoritairement orientés à $\pm 30^\circ$ vis-à-vis de la direction radiale du tube, dans le plan radial-circonférentiel (Figure 2.1).

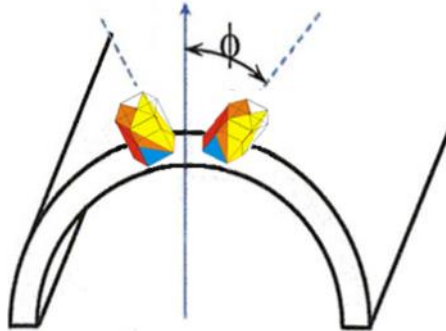


Figure 2.1 : Orientation des mailles hexagonales compactes dans le gainage [12]

2.1.2 Propriétés mécaniques

L'élasticité du Zircaloy-4 est généralement considérée comme isotrope. Le module de Young décroît linéairement en fonction de la température et peut être modélisé par l'expression :

$$E = 97,083 - 0,059 \times T(^{\circ}\text{C}) \quad [13] \quad 2.1$$

Le coefficient de Poisson ν est fixé à 0,342 indépendamment de la température, d'après l'étude de Limon et al. [14] portant sur des essais de traction et de pression interne sur tubes à des températures comprises entre 20 $^{\circ}\text{C}$ et 400 $^{\circ}\text{C}$.

Les alliages de zirconium présentent un comportement viscoplastique anisotrope. Cette anisotropie a pour origine le procédé de mise en forme du matériau (laminage à pas de pèlerin) qui implique une texture marquée ainsi que le nombre réduit des systèmes de glissement de la maille hexagonale du matériau [15]. L'anisotropie plastique se traduit par une résistance à la déformation supérieure dans la direction radiale du matériau et relativement proche dans les directions axiale et circonférentielle [16] [17]. La Figure 2.2 illustre l'anisotropie des surfaces de charge du Zircaloy-4 détendu [18]. Pour évaluer l'effet de l'écart de l'isotropie, la surface de charge obtenue à partir du critère de von Mises est représentée. Dans la même étude, la surface de charge des gaines hydrurées est comparée à celle d'une gaine vierge.

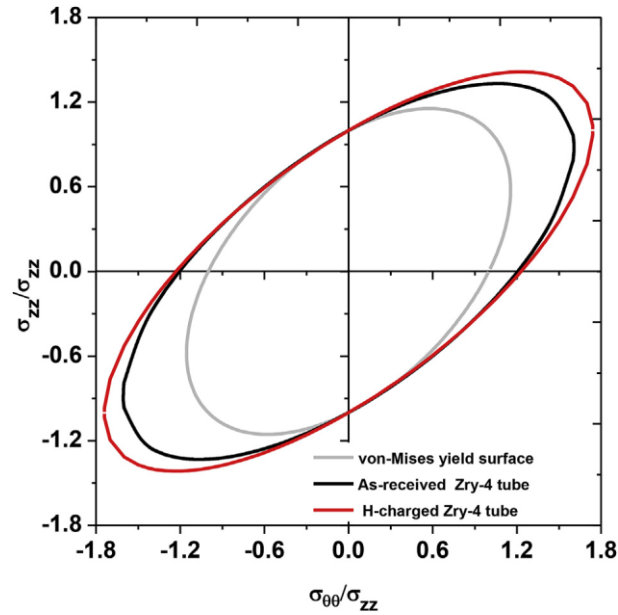


Figure 2.2 : Surface de charge du Zircaloy-4 déterminée à 20 °C. Comparaison avec les critères de von Mises (isotrope) et Hill (anisotrope) pour un matériau vierge et hydruré [18]

2.2 Scénario RIA

2.2.1 Description du scénario

Pour les REP, le scénario le plus sévère retenu pour de l'accident d'insertion de réactivité (RIA) postule une éjection d'une grappe de commande expulsée par la différence de pression existant entre le circuit primaire (155 bar) et l'enceinte de confinement, suite à une défaillance du mécanisme de grappe [1]. Une grappe de commande est composée de crayons qui absorbent des neutrons, qui en fonction de leur insertion dans le cœur du réacteur, permettent de contrôler la réaction nucléaire. Cette éjection de grappe conduit donc à une augmentation brutale et locale de la réactivité.

Les essais intégraux ont démontré que l'éjection des barres de commande engendre une augmentation brutale et locale de la réactivité. La Figure 2.3 montre l'évolution de la puissance et de l'énergie déposée lors d'un accident de réactivité en fonction du temps [19, 20]. La largeur du pic de puissance est généralement de quelques millisecondes et dépend des conditions de fonctionnement du réacteur notamment du taux de combustion. Lors de ce transitoire, la puissance nominale de fonctionnement peut être multipliée par un facteur de 200.

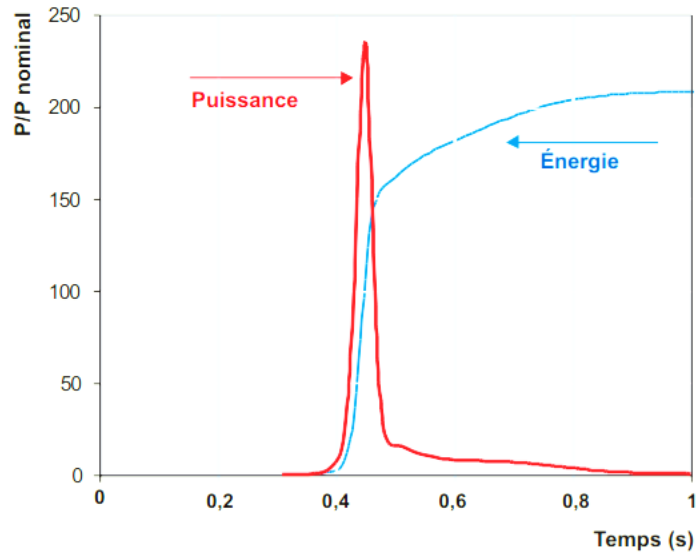


Figure 2.3 : Evolution de la puissance et de l'énergie éjectée lors d'un accident de réactivité [21]

Le transitoire de puissance est néanmoins intrinsèquement limité grâce à l'intervention de l'effet Doppler neutronique. L'effet de Doppler résulte de l'augmentation de l'absorption neutronique du combustible lorsque sa température augmente. L'accident RIA induit donc un pic (augmentation puis diminution) de puissance. Pour une conception de cœur donnée, il est caractérisé par la hauteur et la durée du pic de puissance. Pour une même énergie déposée dans la pastille (intégrale sous le pic de puissance), l'accident sera d'autant plus sévère pour le gainage que le pic est court [22].

Après l'éjection de cette grappe, plusieurs scénarios sont possibles (Figure 2.4). L'augmentation locale de la puissance provoque une augmentation de la température des pastilles, ce qui entraîne leur expansion. Ce phénomène peut être accéléré également par les gaz de fission cumulés dans les joints de grains (White, 2004), (Hastings et al., 1986). Cette dilatation thermique peut entraîner la fermeture du jeu entre la pastille et la gaine s'il n'est pas déjà fermé. Une fois fermé, une forte interaction mécanique pastille-gaine (IMPG) ou Pellet-Clad Mechanical Interaction (PCMI) va se produire qui aura pour conséquence un chargement thermomécanique sur la gaine. Ce chargement représente la première phase de l'accident. Pendant cette phase, la gaine s'échauffe par conduction grâce à la forte interaction avec le combustible et peut atteindre 800 °C sur la paroi interne et reste proche de la température du fluide caloporteur sur la paroi externe. Cette phase se caractérise par un fort gonflement des pastilles sous l'effet de leur dilatation thermique et du gonflement gazeux des produits de fissions qu'elles contiennent. La dilatation de la pastille dans les directions circonférentielle et axiale provoque une forte interaction pastille-gaine. [23, 1, 24, 25].

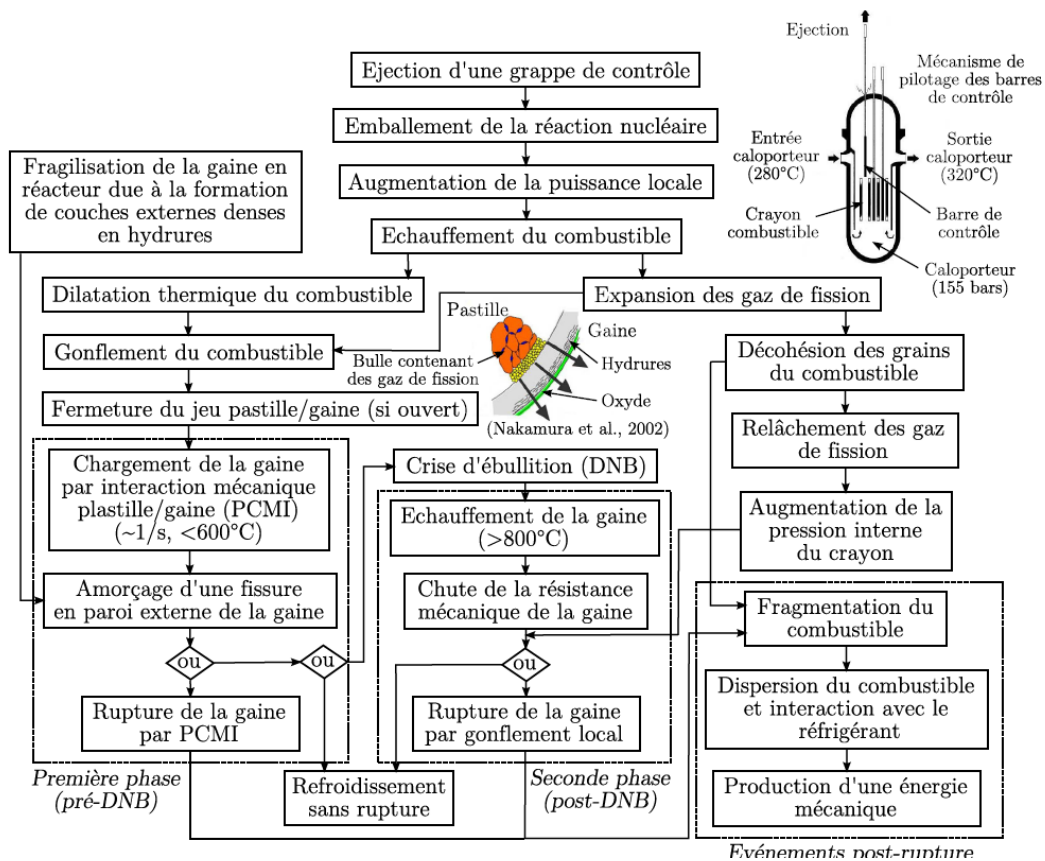


Figure 2.4 : Déroulement d'un RIA et conséquences sur le comportement des crayons combustibles [15]

Étant donné que l'hydrogène migre vers les zones froides et y précipite, durant leurs séjours dans le réacteur, les gaines peuvent être fragilisées par une couche externe dense en hydrure à cause de la présence d'un gradient thermique dans l'épaisseur. La présence de ces hydrures provoque des pré-fissures radiales sur la paroi externe de la gaine et mène à une rupture en PCMI, quand la gaine n'a pas eu le temps de beaucoup chauffer (rupture partiellement fragile). La rupture en phase de PCMI a généralement pour origine un amorçage de fissure dans ces défauts localisés en surface externe, suivi d'une propagation ductile dans l'épaisseur de la gaine, et enfin d'une propagation axiale le long de la gaine. En cas de rupture de gaine, lors de cette phase initiale, une éjection de petits fragments de combustible, peut conduire à la vaporisation brutale de l'eau entourant le crayon, avec risque d'explosion vapeur et dégradation des crayons combustibles voisins.

Si la gaine reste intacte après la phase de PCMI et que suffisamment d'énergie est injecté, la seconde phase du RIA est la phase de crise d'ébullition ou post-DNB (Departure from Nucleate Boiling). Cette seconde phase est caractérisée par l'ébullition du fluide caloporteur qui se traduit par la perte de refroidissement par le fluide caloporteur et une augmentation de la température du crayon combustible. La diminution de la limite d'élasticité du matériau facilite la prise de contrôle de chargement de la gaine par les gaz du remplissage. Il en résulte un risque de rupture de la gaine par ballonnement en pression interne.

Cette thèse va se focaliser sur la phase de PCMI et ne va pas traiter la phase de DNB.

Pendant la première phase, la gaine se déforme à grande vitesse sous des sollicitations multiaxiales caractérisées par une combinaison entre traction circonférentielle dans la direction $\vec{e}_\theta$ et axiale dans la direction $\vec{e}_z$ (Figure 2.5). Des mesures profilométriques moyennes effectuées post-mortem lors des essais CABRI ont montré que le rapport de biaxialité des déformations axiales et circonférentielles $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ s'étend entre un état de déformation plane $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}=0$ et un état d'équi-biaxialité $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 1$ et la vitesse de déformation peut varier entre 1 s^{-1} et 5 s^{-1} [1]. Cela correspond à un rapport de biaxialité en contrainte compris entre 0,5 et 1 (Figure 2.6). Ce chargement mécanique est accompagné par un chargement thermique où la gaine est chauffée par conduction grâce à la forte interaction avec le combustible. Durant ce chargement, la température de la paroi externe reste proche de la température du fluide caloporteur ($350 \text{ }^\circ\text{C}$) alors que la paroi interne peut atteindre des températures d'environ $800 \text{ }^\circ\text{C}$ avec une forte vitesse de chauffe supérieure à $1000 \text{ }^\circ\text{C.s}^{-1}$ [1].

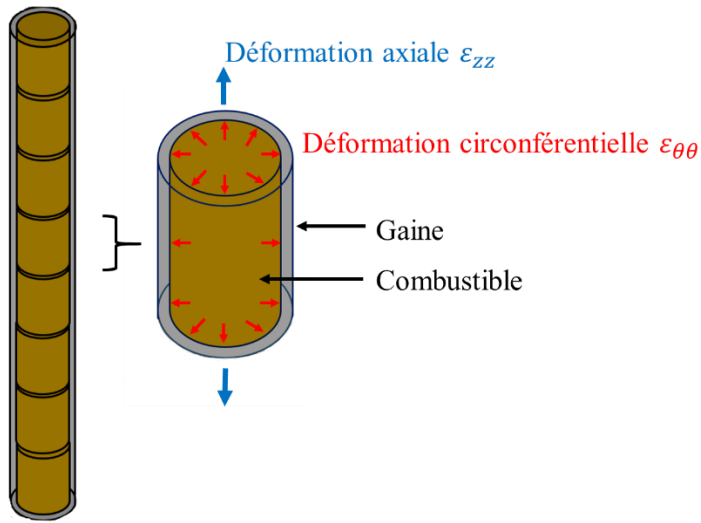


Figure 2.5 : Déformations circonférentielle et axiale appliquées par le combustible sur la gaine pendant un accident de réactivité

2.2.2 Chargement thermomécanique de la gaine en phase PCMI

Les conditions de sollicitation de la gaine pendant un RIA sont connues par l'analyse des essais intégraux. Ces essais réalisés en réacteurs de recherches permettant la production d'un transitoire de puissance rapide. Durant ces tests, des crayons combustibles extraits des réacteurs de production d'électricité après un certain nombre de cycles d'irradiation sont exposés à des conditions thermo-hydrauliques assimilables aux sollicitations rencontrées lors d'un potentiel accident de ce type en réacteur [26] [27] [28]. De ce fait, la gaine subit le même chargement mécanique de type déplacement imposé engendré par la dilation thermique de la pastille en contact avec la gaine.

Des essais intégraux ont été menés dans différentes installations comme CABRI en France [27] [28] et l'installation NSRR au Japon [29] afin de fournir des données permettant le dimensionnement des crayons combustibles en fonction des taux de combustions et de caractériser les condition de la rupture de la gaine pendant un accident de RIA. Dans le réacteur NSRR utilisant de l'eau stagnante comme fluide caloporteur, si la gaine n'a pas rompu en PCMI l'accident est susceptible de passer à la phase de post DNB pendant laquelle le chargement est dominé par une pression interne. Pour le réacteur CABRI, l'accident s'arrête à la phase de PCMI en raison de l'utilisation du sodium liquide comme fluide caloporteur. Étant donné que la phase DNB n'a jamais été atteinte pendant les tests REP-Na dans l'installation CABRI, la température de la gaine pendant les tests REP-Na est restée basse par rapport aux tests NSRR, réalisés avec de l'eau comme caloporteur.

Les données expérimentales sur la déformation de la gaine dans le cadre des essais intégraux se présentent principalement sous la forme de mesures post-test des changements dimensionnels de la gaine. En comparant les dimensions pré et post-test du tube de gainage, il est possible de déterminer les déformations irréversibles sous l'action combinée de la plasticité et du fluage. Une valeur moyenne de la déformation axiale est obtenue à travers l'allongement relatif de la gaine, tandis que les déformations circonférentielles locales sont calculées en comparant la différence des diamètres initial et final. La Table 2.1 résume les mesures de déformation moyennes déterminées expérimentalement à partir des essais RIA. Les déformations des tests CABRI ont été moyennées le long de la longueur axiale du tube qui a été soumis au chargement RIA alors que pour les tests NSRR le rapport de la déformation plastique $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ est uniforme le long de la longueur axiale du crayon combustible. Pour ces tests, les déformations plastiques dans le sens circonférentiel et dans le sens axial ont été obtenues par des mesures directes du diamètre et de la longueur axiale post-test [30]. Pour tous les tests CABRI et NSRR, les rapports des déformations $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ calculés à partir des déformations mesurées varient entre un état de déformation plane $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx 0$ et un état proche d'équibiaxialité $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx 1$.

Table 2.1 : Valeurs expérimentales des déformations résiduelles moyennes de plusieurs essais RIA [27] [30] [31] [32]

Réacteur	Référence du test	Déformation résiduelle moyenne		
		$\varepsilon_{\theta\theta}$	ε_{zz}	$\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$
CABRI	RepNa2	1,36	0,69	0,51
CABRI	RepNa3	1,19	0,79	0,67
CABRI	RepNa4	0,17	0,07	0,42
CABRI	RepNa5	0,74	0,35	0,48
CABRI	RepNa6	2,50	0,64	0,26
CABRI	RepNa9	4,70	0,89	0,19
NSRR	TK-1	10	0,92	0,09
NSRR	TK-6	11,50	0,92	0,08
NSRR	ATR-3	1,90	0,30	0,16
NSRR	HBO-3	1	0,40	0,40

Les mesures post-test des déformations de la gaine peuvent être utilisées pour estimer l'état de contrainte sous lequel la déformation a eu lieu. En utilisant la théorie de la membrane mince pour le tube de gainage et la théorie de Levy-Mises de la plasticité dans le matériau isotrope, on trouve la relation suivante entre le rapport de biaxialité des contraintes $\alpha = \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}}$ et le rapport de biaxialité des déformations mesurées $\beta = \frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$.

$$\frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}} = \frac{1+2\varepsilon_{zz}^p/\varepsilon_{\theta\theta}^p}{2+\varepsilon_{zz}^p/\varepsilon_{\theta\theta}^p} \quad 2.2$$

Pour un matériau anisotrope, plastique, ces deux rapports sont reliés en utilisant le critère de Hill, en négligeant les termes de cisaillement par :

$$\sigma_{eq}^2 = H_{rr}(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + H_{\theta\theta}(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 + H_{zz}(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 \quad 1.3$$

La théorie de la membrane appliquée à la gaine permet de négliger la contrainte radiale dans l'expression de la contrainte de Hill (2). En utilisant la loi de normalité et supposant un chargement monotone on obtient.

$$\dot{\varepsilon}^p = \lambda \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \bar{\sigma}} \rightarrow \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}} = \frac{H_{rr} + (H_{zz} + H_{rr}) \varepsilon_{zz}^p / \varepsilon_{\theta\theta}^p}{H_{rr} \varepsilon_{zz}^p / \varepsilon_{\theta\theta}^p + H_{rr} + H_{\theta\theta}} \quad 2.4$$

Les rapports des contraintes $\frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}}$ peuvent être calculés alors à partir des rapports des déformations mesurées lors des essais intégraux. La Figure 2.6 indique les rapports de biaxialité en déformation atteints lors des tests des crayons CABRI et des crayons NSRR à partir des mesures post-mortem, ainsi que les niveaux de biaxialité en contrainte correspondants calculés à partir de l'équation 2.4. Les rapports des contraintes $\frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}}$ atteints lors de ces essais sont compris entre $\frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}} \approx 0,6$ et $\frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}} \approx 1$.

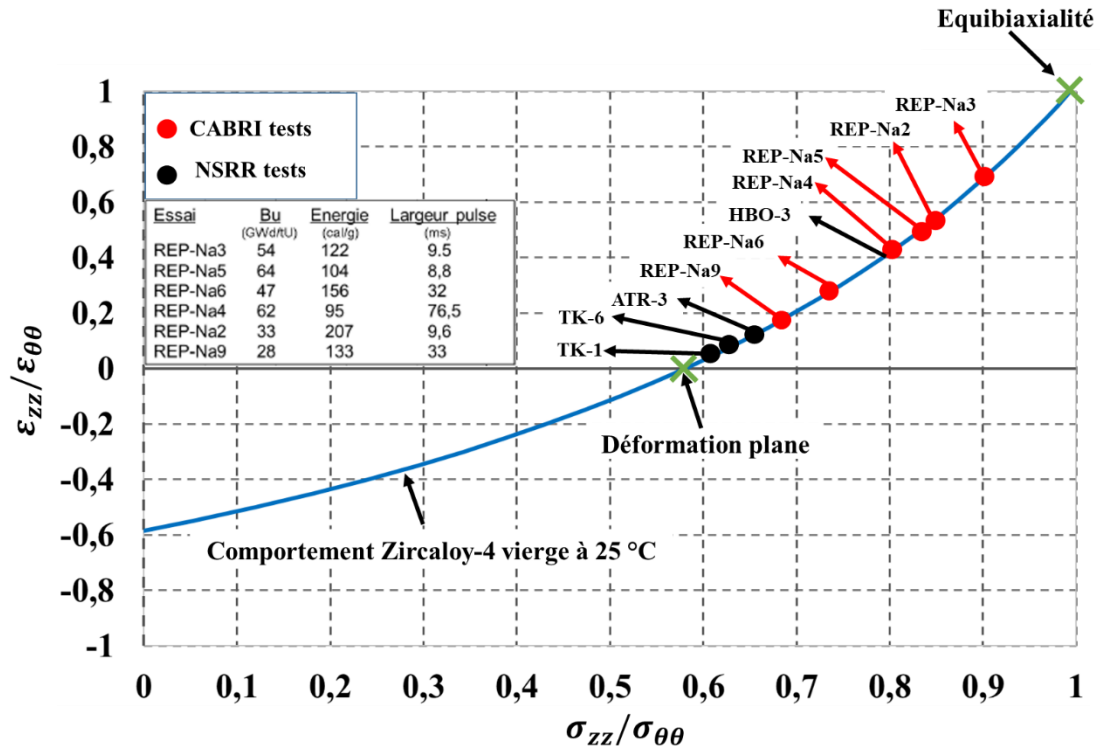


Figure 2.6 : Estimations du rapport de biaxialité de contrainte basées sur les mesures moyennes du rapport de biaxialité de déformation à partir des essais intégraux réalisés dans le réacteur CABRI et NSRR

Les essais intégraux fournissent des informations importantes sur les conditions de rupture de la gaine et permettent d'étudier le comportement de gaines irradiées en fonction des paramètres du pulse et de la nature du crayon. Ces essais ont permis, à partir des mesures post-mortem, de déterminer les rapports des déformations $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ (compris entre 0 et 1) subis par la gaine pendant un accident de réactivité.

Afin d'enrichir la connaissance du comportement de la gaine lors de la première phase d'un RIA, des essais en laboratoire permettant de découpler les chargements et comprendre l'influence de

chaque paramètre sur le comportement de la gaine lors d'un RIA (approche différente de celles des essais intégraux) sont requis. Les données de ces essais permettront par la suite d'établir des lois de comportement et des critères de rupture qui peuvent ensuite être utilisés dans les codes de calculs thermomécaniques utiles pour l'interprétation des essais intégraux et la transposition des résultats à des cas à évaluer en réacteur de puissance.

2.3 Conditions expérimentales nécessaires pour les essais de laboratoire

La sensibilité du comportement mécanique et la rupture des gaines aux conditions de sollicitations thermomécaniques lors de la phase de PCMI requiert la réalisation des essais en laboratoire sur des éprouvettes des gaines irradiées dans des domaines représentatifs de ceux rencontrés lors du transitoire RIA :

- une vitesse de déformation entre 1 et 5 s⁻¹
- une biaxialité des déformations $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ entre un état de déformation plane $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 0$ et un état d'équibiaxialité $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 1$
- un gradient de température radial (température estimée à 400 °C en paroi externe et à 800 °C en paroi interne)
- une vitesse de chauffage d'environ 100 °C/s
- un mode de rupture : propagation axiale d'une fissure traversante
- un mode de chargement en déplacement imposé

Plusieurs types d'essais en laboratoire ont été développés et sont décrits dans la littérature, mais aucun ne répond à tous ces critères. Dans la suite, les essais thermomécaniques réalisés pour étudier le comportement mécanique de la gaine seront décrits selon leurs niveaux de biaxialité et leurs pertinences vis-à-vis du mode de rupture et du chargement rencontrés lors de la phase d'interaction mécanique pastille gaine. Ces essais peuvent être divisés en deux catégories : essais sur tôles et essais sur tubes.

2.3.1 Essais sur Tôles

2.3.1.1 Essai en traction biaxiée

Les essais sur tôles sont considérés comme une référence pour mesurer le comportement d'un matériau en chargements biaxés. Le déplacement appliqué par une machine à deux axes sur les extrémités d'une éprouvette croix permet de balayer une large gamme de biaxialité en variant le déplacement de chaque axe. Cet essai offre l'avantage d'appliquer de fortes biaxialités qui peuvent aller jusqu'à l'équibiaxialité [6].

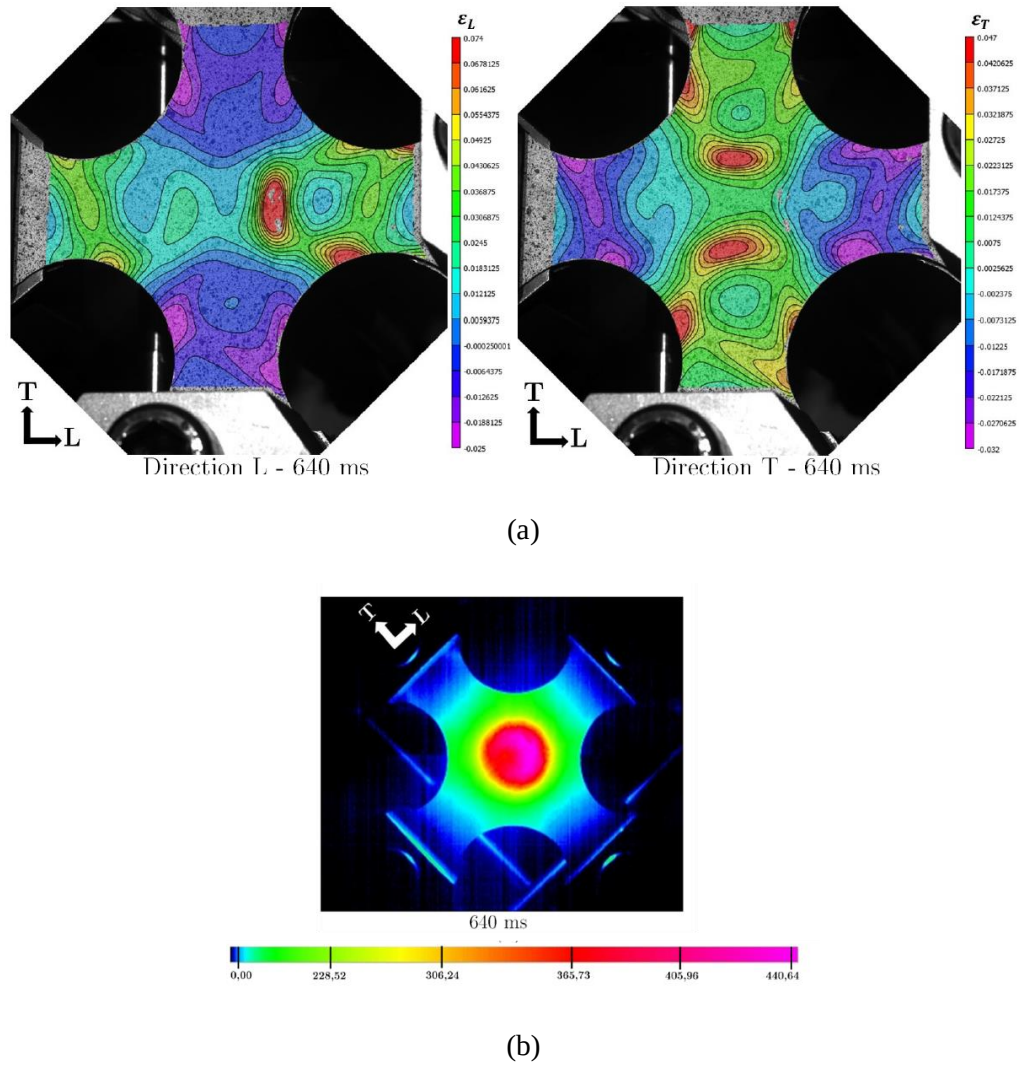


Figure 2.7 : Éprouvette de traction biaxiié : (a) champ de déformation dans le sens longitudinal et transversale, (b) champ de température dans l'éprouvette

Dans la thèse de Ahmed Chaeib [6], des essais en traction biaxiée ont été réalisés à des fortes vitesses de déformation 5 s^{-1} et avec des vitesses de chauffage supérieures à $500 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ pour caractériser le comportement des alliages de zirconium dans des conditions d'un accident de réactivité. La Figure 2.7 présente la forme de l'éprouvette ainsi qu'un exemple des champs de déformation mesurés par corrélation d'images et des champs thermiques des essais réalisés lors de cette étude.

2.3.1.2 Essai d'emboutissage

Plusieurs études ont utilisé la technique d'emboutissage comme un essai mécanique pour caractériser le comportement à rupture des tôles lors de leur mise en forme. Cet essai consiste à mettre en forme une tôle par l'action d'un poinçon qui s'enfonce dans une matrice. La tôle est maintenue contre la partie supérieure et inférieure de la matrice (Figure 2.8).

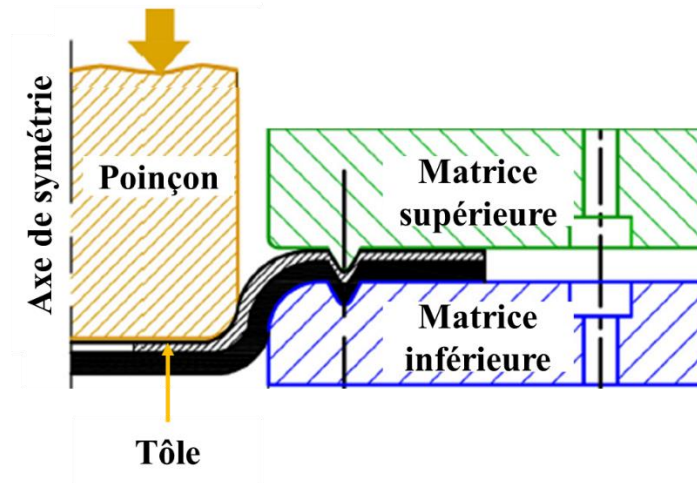


Figure 2.8 : Un schéma représentatif de l'essai d'emboutissage [33]

Cet essai est souvent réalisé avec des vitesses de déformation faibles utilisées lors de la mise en forme des tôles et à des températures entre 25 °C et 1500 °C. Une biaxialité entre $-0,5$ et 1 peut être atteinte avec cet essai. Pour varier la biaxialité, plusieurs largeurs d'éprouvette sont utilisées (Figure 2.9).

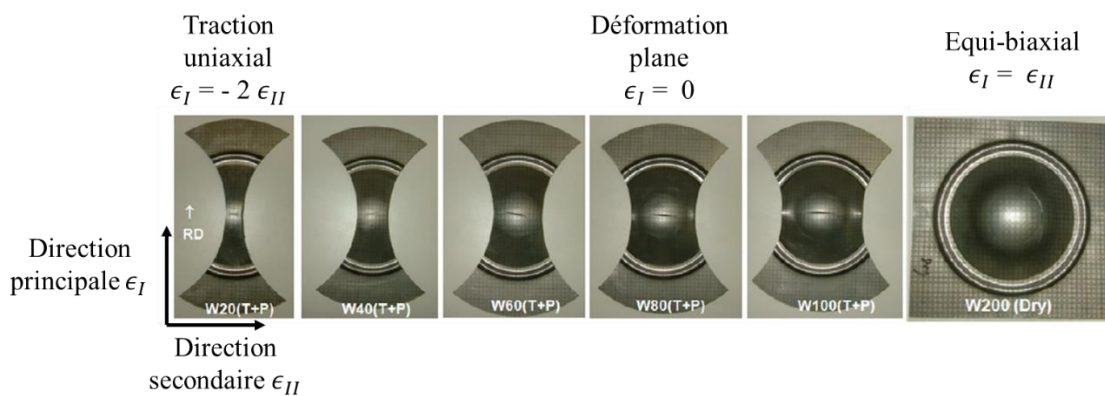


Figure 2.9 : Formes déformées des éprouvettes de DP780 obtenues à partir d'essais d'emboutissage [34]

Une tôle avec une faible largeur dans la direction secondaire de déformation ϵ_{II} (image à gauche de la Figure 2.9) permet d'obtenir un champ de déformation uniaxial lors de l'essai d'emboutissage tandis qu'une tôle de forme carrée (image à droite de la Figure 2.9) permet d'obtenir un champ de déformation équi-biaxial.

L'inconvénient de cet essai réside au niveau des champs des déformations et des contraintes qui sont hétérogènes dans la zone de rupture [35]. Le frottement entre le poinçon et la tôle peut également influencer la déformation et la rupture de l'éprouvette. En outre, la tôle montre un comportement différent de celui des tubes. La mise en forme différente de ces deux produits est certainement à l'origine de l'écart observé [6]. Ainsi, ces essais sont intéressants pour étudier le comportement d'une tôle en conditions biaxées, mais ils ne permettent pas d'étudier finement le comportement ni les conditions de rupture d'une gaine.

Dans la section suivante, les essais mécaniques réalisés pour caractériser le comportement des tubes sont présentés et discutés.

2.3.2 Essais sur tubes

2.3.2.1 Essais uni-axiaux

L'essai de la traction axiale a été développé dans le but d'évaluer les caractéristiques mécaniques de la gaine dans la direction axiale AT (Axial tensile). Des éprouvettes « bi-jambes » sont usinées à partir des tubes de gainage constituent les zones utiles de l'éprouvette. La géométrie utilisée permet d'appliquer une sollicitation uniaxiale dans la direction axiale ainsi que de définir une zone utile dans l'éprouvette pour confiner la zone de déformation (Figure 2.10) [36, 37]. Les essais dans le sens axial sont réalisés avec une machine de traction avec des vitesses de déformation entre 10^{-4} et 5 s^{-1} et ils génèrent une biaxialité de déformation $\beta = \frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx -2$. La rupture de l'éprouvette intervient après une forte striction dans la section de l'une des jambes.

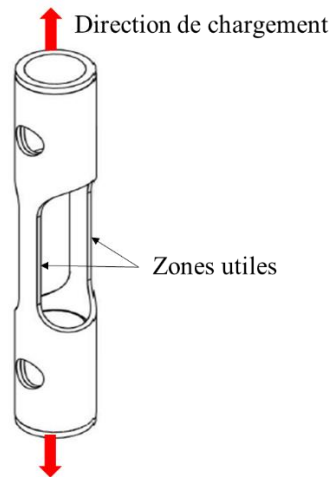


Figure 2.10 : Éprouvette de traction axiale [15]

Concernant les essais de traction selon la direction circonférentielle HT (Hoop tensile) [38], une éprouvette sous forme d'anneau présentant deux zones utiles sollicitées en traction est utilisée (Figure 2.11). L'éprouvette est chargée dans le sens circonférentielle en écartant deux mandrins semi-cylindriques autour desquels elle a été préalablement insérée. Cet essai génère une biaxialité de déformation $\beta = \frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx -0,5$. La rupture de l'éprouvette intervient après une forte striction dans la zone utile de l'éprouvette.

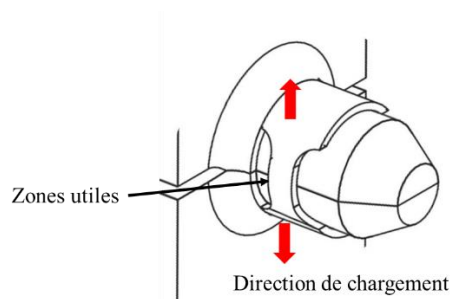


Figure 2.11 : Éprouvette de traction circonférentielle [15]

Les essais en traction axiale et en traction circonférentielle permettent de caractériser le comportement de la gaine dans ces directions à des vitesses de déformation entre 10^{-4} et 5 s^{-1} . Les

éprouvettes peuvent être chauffées dans un four pour des températures entre 280 et 350 °C pour étudier leurs comportements dans des conditions de fonctionnement normal de réacteur. Pour des températures plus élevées, les éprouvettes sont chauffées soit par effet Joule pour les éprouvettes « bi-jambes » soit par induction pour les éprouvettes anneaux afin d'appliquer des vitesses chauffage supérieures à 100 °C.s⁻¹. Ces essais peuvent être réalisés avec un matériau irradié dans une cellule blindée et nécessitent une faible quantité de matière (éprouvette anneau). Cependant, les biaxialités des déformations et les profils de rupture ne sont pas représentatifs de ceux vus par la gaine pendant la phase PCMI. En conséquence, ces essais ne permettent pas d'étudier la rupture de la gaine en conditions représentatives.

2.3.2.2 Essai en déformation plane

Le but de l'essai en déformation plane, appelé PST (Plane Strain Tensile) pour lequel $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 0$, est d'étudier les propriétés mécaniques de la gaine dans des conditions de chargement représentatives de la phase PCMI, puisque la déformation plane constitue la borne inférieure d'intérêt. L'éprouvette consiste en un tube court (longueur = 12,7 mm) dans lequel quatre entailles sont usinées selon deux diamètres opposés (Figure 2.12). La méthode de chargement avec des mandrins qui s'écartent pour charger l'éprouvette dans le sens circonférentiel est utilisée pour cet essai. L'état de déformation plane est bien établi entre les entailles et reste après un grand écartement des mandrins. La Figure 2.13 montre la distribution axiale du rapport de déformations $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ entre les encoches juste avant rupture d'une éprouvette PST non hydrurée testée à 25 °C. L'état de déformation plane est assuré au centre de l'éprouvette alors qu'un rapport de déformation de -0,4 est mesuré proche des encoches.

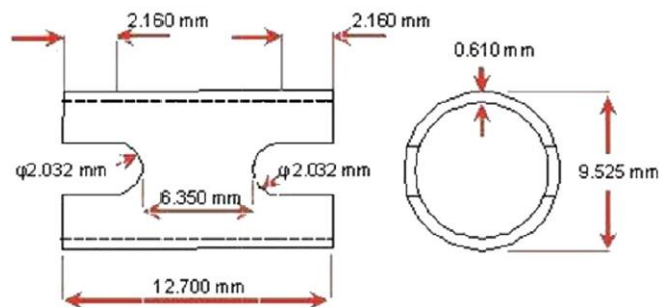


Figure 2.12 : Schéma de l'éprouvette utilisée pour les essais PST [39]

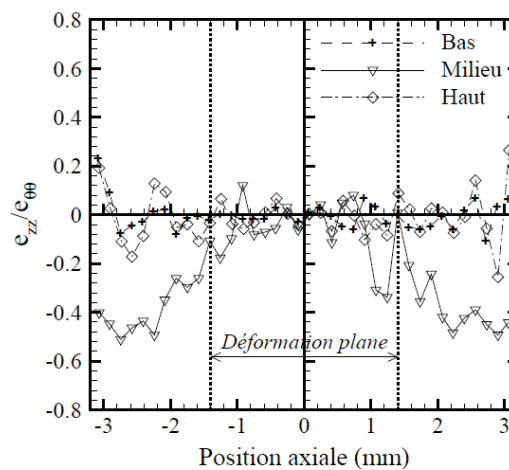


Figure 2.13 : Distribution axiale du rapport de déformation $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ entre les encoches d'une éprouvette vierge testée à 25 °C [15]

Cependant, les résultats de l'essai PST ne sont pleinement fiables que si les phénomènes observés sont entièrement localisés entre les deux encoches. Ce ne sera pas le cas lorsque, par exemple, une fissure s'amorce très proche de l'entaille. Deux modes de rupture ont été identifiés pendant les essais PST. Pour les éprouvettes non hydrurées et non irradiées, la rupture est induite par la plasticité de telle sorte que l'éprouvette s'étend uniformément jusqu'à une déformation limite et développe ensuite une instabilité plastique permettant à la déformation de se localiser dans une zone de striction [40] [41] [42]. Le deuxième mode de rupture se produit si l'éprouvette contient une couche d'hydrures sur la surface externe. Dans ce cas, le matériau se déforme d'une façon uniforme jusqu'à ce que des microfissures se forment sur la surface externe fragilisée et qu'une des fissures se propage par la suite dans l'épaisseur de l'éprouvette [42] [32].

L'essai PST permet de caractériser le comportement de la gaine avec une biaxialité de déformation $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx 0$ qui, pour rappel, représente la borne inférieure des biaxialités mesurées lors d'un RIA. L'inconvénient de cet essai est que les déformations produites par l'essai sont hétérogènes et difficile à interpréter. Les résultats ne sont fiables que si la fissure apparaît au centre où l'état de déformation plane est établi et se propage vers les extrémités.

2.3.2.3 Essai de pression interne

Pendant la phase post-DNB, la vitesse de chauffe de la gaine peut dépasser $1000\text{ }^{\circ}\text{C.s}^{-1}$ jusqu'à des températures supérieures à $900\text{ }^{\circ}\text{C}$. Au cours de cette étape, le dégagement de gaz de fission induit une augmentation de la pression à l'intérieur de la gaine. Une pression interne de plusieurs dizaines de bars est attendue, induisant un gonflement et enfin un éclatement potentiel de la gaine. Les essais d'éclatement sur tube visent à étudier le comportement mécanique de la gaine sous pression interne [43, 44, 45]. L'échantillon, constitué d'une section de tube dont la longueur est au minimum 90 mm, est monté sur la machine d'essai avec deux raccords Swagelok qui assurent le maintien mécanique et l'étanchéité à la pression pendant l'essai (Figure 2.14) [12].

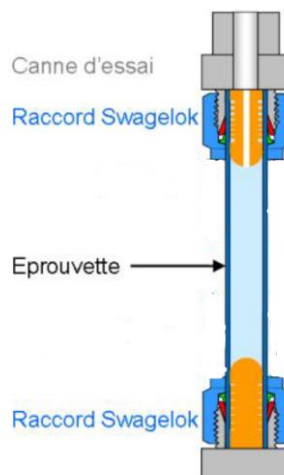


Figure 2.14: Éprouvette de pression interne [12]

Dans le cas des structures minces, le tenseur de contrainte d'une éprouvette soumise à un chargement de pression interne est présenté comme suit :

$$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} \approx 0 & & \\ & PR/e & \\ & & PR/2e \end{pmatrix}_{(r,\theta,z)}$$

avec P la pression interne appliquée sur un tube avec extrémités fermées et R le rayon interne de la gaine d'une épaisseur e .

Les essais peuvent être pilotés soit par une rampe de pression soit par une vitesse de déformation circonférentielle régulée pour être maintenue constante. Dans les deux cas, l'essai reste piloté par la contrainte et génère un état de chargement de déformation plane $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} \approx 0$. Des essais de pressurisation interne avec effort axial conduisant à une biaxialité supérieure à 0 ont par ailleurs été réalisés [46]. Ces essais consistent à ajouter avec un vérin axial une force axiale de traction sur les extrémités de l'éprouvette. Le niveau de biaxialité peut être contrôlé par la force axiale exercée sur l'éprouvette.

Les essais de pressurisation interne permettent de caractériser le comportement de la gaine dans la direction circonférentielles en appliquant un chargement unidirectionnel ou biaxial avec des vitesses de déformation entre 10^{-4} et $10^{-1} s^{-1}$. Cet essai permet également d'étudier le comportement sans être perturbé par des effets de structure comme le frottement lors des essais HT ou PST. Les éprouvettes peuvent être chauffées dans un four [12] pour caractériser la gaine à des températures de fonctionnement de réacteur et avec des faibles vitesses de chauffage ou à des fortes vitesses de chauffage par induction [47] ou par effet Joule [48] pour caractériser le comportement de la gaine pendant la deuxième phase d'un RIA. Ces essais peuvent être réalisés avec un matériau irradié dans une cellule blindée mais nécessitent une grande quantité de la matière. Cependant, l'instabilité plastique reste un inconvénient qui ne permette pas d'étudier la rupture de la gaine dans la première phase d'un RIA (à pression imposée la gaine rompt par instabilité plastique).

Pour réduire l'instabilité plastique produite lors des essais de pression interne, un essai de pression interne modifié MBT (Modified Burst Test) a été développé par Yueh *et al.* [24]. Lors de cet essai, un tube de guidage en inconel 718 contenant une zone utile est chargé en pression interne au lieu de pressuriser directement la gaine (Figure 2.15). L'alliage-718 a été choisi en raison de (i) sa haute limite d'élasticité pour minimiser l'épaisseur de la paroi du tube de guidage, (ii) sa grande ductilité qui permet de supporter une grande expansion et (iii) son écrouissage qui permet de réduire l'instabilité plastique au cours du chargement.

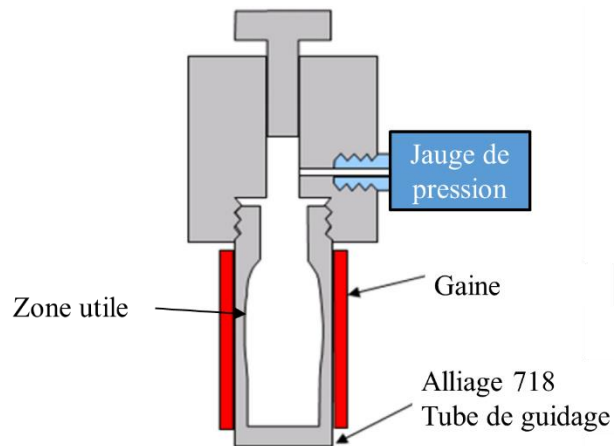


Figure 2.15 : Schéma de la coupe axiale de l'essai d'éclatement modifié [24].

L'expansion du tube de guidage qui est mis sous pression permet d'appliquer un chargement en mode déplacement imposé sur la paroi interne de la gaine et de simuler mécaniquement la phase PCMI d'un RIA. Les essais MBT sont réalisés avec des vitesses de déformation représentatives de celles rencontrées lors d'un RIA avec une biaxialité $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 0$ [24] [49] [50]. Cet essai représente une avancée majeure pour étudier le comportement de la gaine pendant la phase de PCMI. Pour représenter davantage cette phase, des améliorations supplémentaires doivent être apportées pour augmenter la biaxialité et installer une méthode de chauffage rapide.

2.3.2.4 Essai de magnétoformage

L'essai de magnétoformage est une procédure de formage basée sur une impulsion de courant à travers un solénoïde de cuivre qui provoque à son tour une dilatation du conducteur de cuivre cylindrique situé dans le tube [51]. Ce cylindre en cuivre est en contact direct avec un échantillon de tube de gainage qui est lui-même confiné dans une matrice comportant un évidement elliptique où la gaine peut se déformer (Figure 2.16). La dilatation du conducteur de cuivre cylindrique permet d'appliquer un mode de chargement en déplacement imposé. La biaxialité des déformations obtenue dans un essai de magnétoformage peut être modulée en fonction des dimensions de l'évidement elliptique. Pour toutes les formes de l'évidement, l'essai commence avec une biaxialité négative de $-0,3$ et se termine avec une biaxialité positive qui peut atteindre des valeurs élevées en fonction de la forme de l'évidement [52]. Des fortes vitesses de déformation peuvent être atteintes avec cet essai (supérieure à 5 s^{-1}).

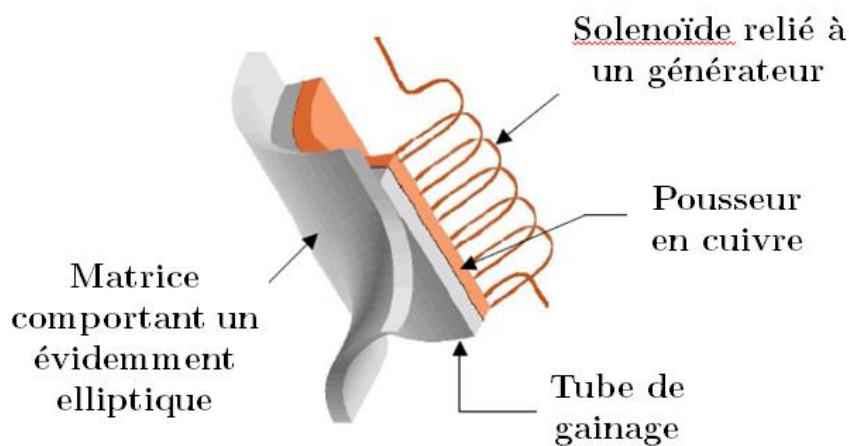


Figure 2.16 : Montage expérimental de l'essai de magnétoformage [52]

Le développement de ce montage a été arrêté après les essais de qualification réalisés par Leclercq *et al.* [51] [52] qui n'ont pas permis de conclure sur le profil de rupture et qui ont rencontré plusieurs difficultés expérimentales à cause d'un mauvais positionnement de la bobine conduisant à une déformation circonférentielle décentrée.

2.3.2.5 Essai d'expansion de mandrin

L'essai d'expansion de mandrin a été développé dans le but de simuler l'interaction pastille gaine [53]. Le chargement est induit par l'expansion radiale des segments, qui sont placés à l'intérieur d'un tube de gainage, pour simuler l'interaction mécanique entre les pastilles fragmentées qui se dilatent thermiquement et la gaine en alliage de zirconium comme illustré dans la Figure 2.17.

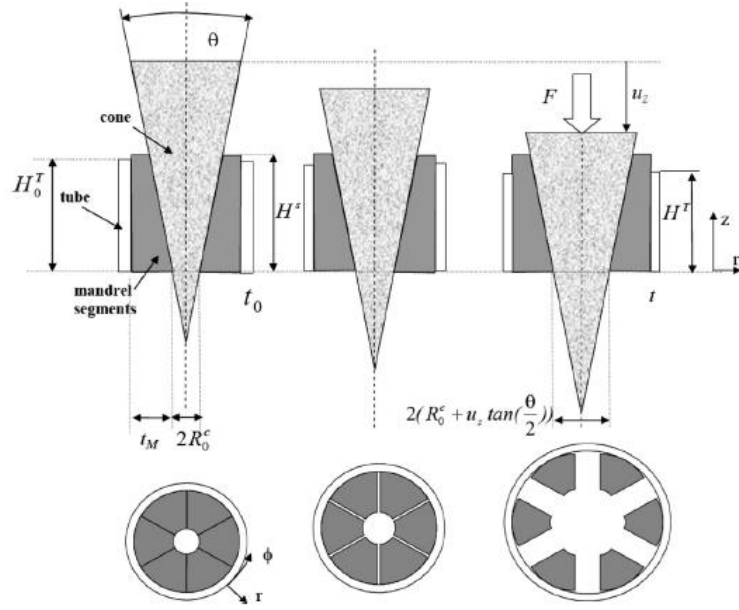


Figure 2.17 : Illustration schématique du principe du test du mandrin conique à différentes positions de chargement [53]

L'ensemble segments-cône est fabriqué à partir d'un échantillon cylindrique. Le diamètre extérieur du cylindre doit être égal au diamètre interne de la gaine. Le volume conique est enlevé de la partie centrale du cylindre afin d'avoir le même angle que les segments. Le cylindre est ensuite coupé en segments de même taille. Quand le cône est déplacé verticalement d'une distance u_z , un déplacement radial correspondant, $u_r = \tan(\theta/2) \times u_z$, est imposé sur les segments et sur la surface interne de la gaine. Les segments restent sollicités dans le domaine élastique pendant l'essai et leur déplacement est alors totalement transmis à la gaine. Le rapport de déformation pour cet essai est très proche de celui mesuré pendant un essai sur anneau. Par contre, le mode de chargement en déplacement imposé, et le mode de rupture (propagation de la fissure dans l'épaisseur de l'éprouvette) sont représentatifs de ceux observés lors de la phase PCMI.

Bien que cet essai permette de se rapprocher des conditions de chargement de la phase PCMI (mode de chargement, mode de rupture, vitesse de déformation), l'aspect uniaxial reste l'inconvénient majeur de cet essai. En outre, cette méthode montre que les contraintes se concentrent aux bords de chaque segment à cause du frottement avec le tube de gainage et à cause de l'espacement créé au cours de l'essai. Cela induit une hétérogénéité de contrainte et de déformation dans la circonférence de la gaine et rend l'essai difficile à interpréter.

2.3.2.6 Essai d'Expansion Due à la Compression (EDC) simple

L'essai d'expansion due à la compression (EDC) a été développé pour étudier la rupture des gaines dans des conditions d'interaction mécanique pastille gaine. Pendant cet essai, un tronçon de gaine est sollicité circonférentiellement en traction en raison de l'expansion d'un média ductile, comprimé axialement à l'intérieur de la gaine par deux pistons rigides (Figure 2.18). Cet essai a été proposé pour la première fois en 1966 par Mishima, Y. [54] pour étudier le comportement des gaines en béryllium chargées suite à l'interaction avec les pastilles en UO_2 pendant la mise en arrêt du réacteur à cause d'une différence de dilatation thermique. Cet essai a été utilisé par la suite pour caractériser la rupture de la gaine pendant la phase PCMI [55, 56, 57, 58, 59, 60].

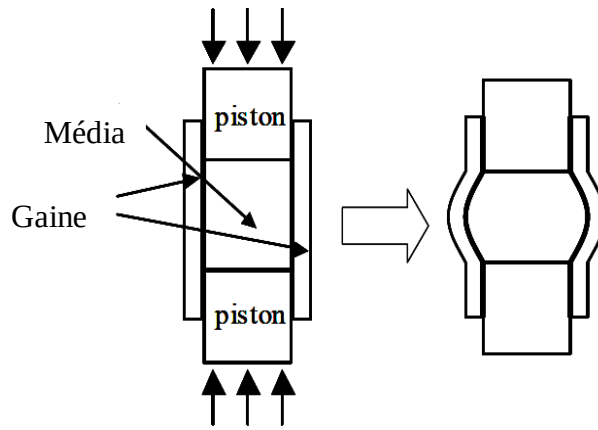


Figure 2.18 : Schéma de l'essai EDC

Bien que le rapport de biaxialité de déformation soit inférieur à zéro et soit proche de celui obtenu lors d'un essai de traction sur anneau, le type de chargement reste davantage représentatif à la phase de PCMI. Le déplacement imposé en paroi interne de gaine par la compression du média permet d'avoir une déformation circonférentielle uniforme et axisymétrique, ce qui autorise l'ensemble de la section circonférentielle de la gaine à participer au processus de déformation (Figure 2.19). La rupture de ce genre d'éprouvette est caractérisée par une fissure qui se propage à travers l'épaisseur de l'échantillon avec un angle d'environ 45° par rapport à la direction principale de chargement. La fissure se propage ensuite dans la direction axiale de l'échantillon. Ce mode de rupture est représentatif de celui observé lors de la phase PCMI d'un RIA. En outre cet essai permet de solliciter des éprouvettes tubulaires, donc de caractériser la gaine en finition industrielle applicable aux gaines irradiées en réacteur. La biaxialité reste toutefois proche de $-0,5$.

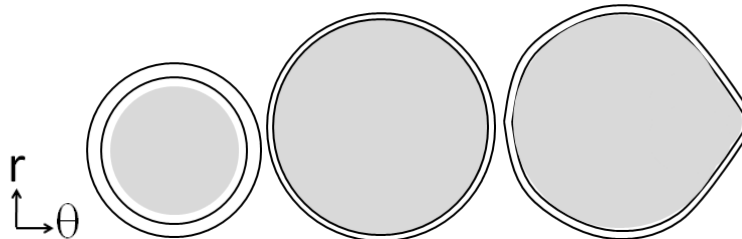


Figure 2.19 : Déformation diamétrale d'une gaine soumise à un essai de compression de média (coupe $r-\theta$) [12]

2.3.2.7 Essai EDC bridé

Afin de produire un état de biaxialité de déformation plus représentatif dans l'échantillon, Nobrega et al. [61] (1985) ont introduit deux dispositifs aux extrémités du tube pour l'empêcher de se contracter axialement. Ce dispositif a été utilisé par la suite dans la thèse de A. Hellouin de Menibus [22] pour évaluer l'effet de la biaxialité sur la rupture des gaines pendant la phase PCMI (Figure 2.20). Pour bloquer les mouvements des extrémités en contraction, des embouts filetés en Zircaloy-4 recristallisé sont soudés par laser de part et d'autre du tronçon. Avant de souder les embouts, un média ductile et deux pastilles en acier inoxydable sont insérés à l'intérieur de l'échantillon. Après avoir fait passer les extrémités de l'échantillon à travers les trous du dispositif de retenue, un écrou est vissé sur chaque embout fileté. Chaque embout fileté contient un trou central pour qu'un piston puisse le traverser afin de comprimer le média à l'intérieur de la gaine. L'éprouvette est bridée par deux colonnettes (columns) dont la section est suffisante pour reprendre l'effort axial sans plastifier. Deux tabliers (deck) assurent la liaison entre l'éprouvette et les colonnettes. La biaxialité produite par cet essai varie tout au

long de l'essai. Au début de l'essai, le rapport de biaxialité est de l'ordre de $-0,3$ à cause de la contraction de la partie de l'éprouvette entre les deux brides. L'augmentation de la déformation circonférentielle permet d'atteindre l'état de déformation plane après 20 % de déformation circonférentielle [22] (page 212).

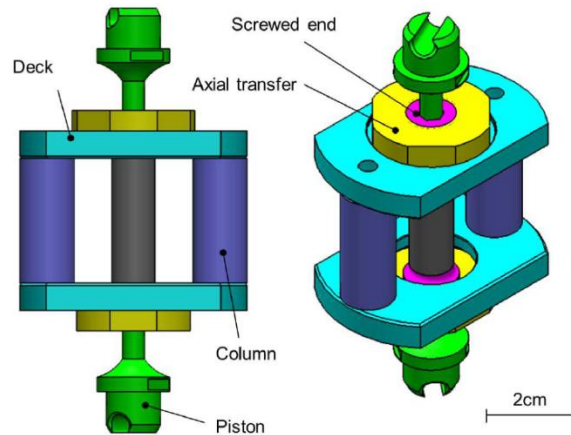


Figure 2.20 : Schéma du dispositif de retenue d'extrémité [61]

La biaxialité variable des essais EDC bridé tend vers 0, c'est-à-dire celle d'un essai en déformation plane. Cependant cet état n'est atteint que pour des déformations circonférentielles plus importantes que celles mesurées après la phase PCMI d'un RIA (Table 2.1). Par ailleurs, il n'est pas possible de changer le trajet de biaxialité d'un essai EDC bridé à l'autre : elle varie toujours de la même manière, or comme expliqué au paragraphe 2.2.2, il faudrait pouvoir couvrir une large gamme de biaxialité afin de couvrir tout le domaine d'intérêt.

2.3.2.8 Essai EDC avec traction

Shinozaki *et al.* [62] [63] ont mis au point un type d'essai EDC dans lequel l'échantillon subit une déformation axiale en traction ainsi qu'une déformation circonférentielle en traction. Par conséquent, le niveau de biaxialité est très similaire à celui de la gaine de combustible au cours de la phase PCMI. Lors de cet essai, deux actionneurs ont été utilisés. Le premier applique une charge de traction axiale aux extrémités de la gaine et le second comprime un média à l'intérieur de la gaine pour la charger diamétralement (Figure 2.21). La variation de la biaxialité pendant cet essai revient à faire varier les rapports des charges appliquées par les vérins. Les déformations axiales et circonférentielles sont mesurées avec des jauges de grandes déformations collées sur la face opposée à la pré-fissure (n.b.: les essais ont été menés sur des éprouvettes contenant une fissure). Trois niveaux de biaxialité ont été testés dans cette étude. Le premier niveau correspond à celui d'un EDC simple où une force de traction nulle a été appliquée sur l'extrémité de la gaine. Pour générer une biaxialité égale à 0 lors du deuxième essai, une force de 5 kN a été appliquée aux extrémités de l'éprouvette. Pour le troisième niveau, une force de traction de 10 kN a été appliquée pour produire une biaxialité de 0,7. Dans cette étude, seule la biaxialité au point final à la rupture a été présentée sans indiquer l'historique tout au long de l'essai. Ce dispositif a été utilisé pour le moment à température ambiante sur des éprouvettes non irradiées. L'utilisation de deux actionneurs empêche la mise en œuvre de montage ne peut pas être utilisé pour tester des éprouvettes irradiées au CEA.

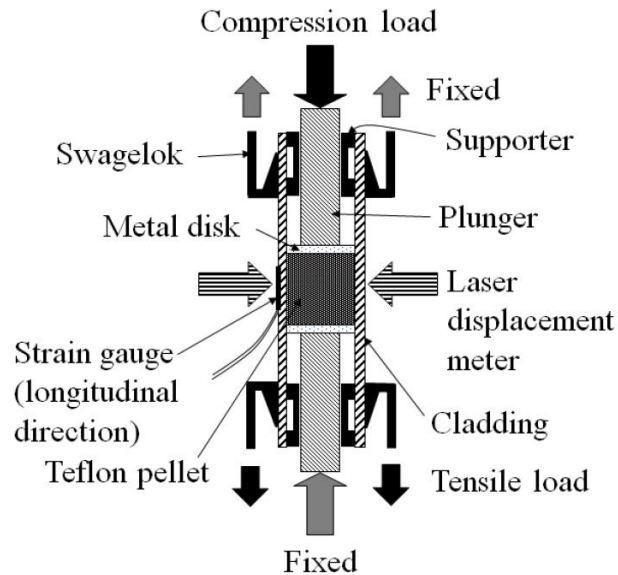


Figure 2.21 : Dispositif EDC biaxé à double vérin [62]

Les essais EDC peuvent être réalisés à de très fortes vitesses de déformation qui sont uniquement limitées par les capacités de la machine d'essai employée.

2.4 Résumé sur les essais disponibles

Plusieurs essais sont utilisés pour mieux comprendre le comportement à la rupture des gaines dans des conditions thermomécaniques représentatives de la phase de PCMI d'un RIA. Les essais sur tôles représentent un avantage majeur qui réside dans la facilité d'appliquer des chargements biaxiaux avec plusieurs rapports de biaxialités. Un inconvénient de cet essai est le manque de représentativité du comportement de la tôle vis-à-vis de celui du tube. La Table 2.2 cite les différents essais employés sur tube pour étudier le comportement des gaines lors d'un RIA avec les avantages et les inconvénients et l'avancement du développement de chaque essai. Les essais uniaxiaux dans le sens axial et circonférentiel sont simples à réaliser et permettent d'étudier le comportement viscoplastique de la gaine et d'identifier l'anisotropie du matériau. Bien que ces essais permettent de travailler sur les matériaux de gainage, les modes de rupture et les niveaux de biaxialité ne sont pas représentatifs de la phase PCMI. L'essai PST permet de reproduire le mode de rupture rencontré lors d'un RIA et d'atteindre un niveau de biaxialité proche de la déformation plane mais l'hétérogénéité des déformations rend cet essai difficile à interpréter. En revanche, les essais d'éclatement permettent d'atteindre un niveau de biaxialité d'intérêt et de reproduire le mode de rupture rencontré lors d'un RIA. Cet essai est limité par le mode de chargement qui provoque des instabilités plastiques et par conséquent des déformations à la rupture sous estimées par rapport à un chargement appliqué par les pastilles de combustible. L'essai de pression interne modifié MBT permet de résoudre le problème d'instabilité plastique en introduisant un tube de guidage en inconel 718 qui permet de contrôler le déplacement transmis à la gaine. Cet essai permet de reproduire les chargements mécaniques lors d'un RIA (mode de chargement et de rupture, vitesse de déformation et niveau de biaxialité $\beta = \frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 0$) mais des efforts supplémentaires sont requis pour augmenter la biaxialité et introduire un système permettant d'appliquer de fortes rampes de température. Les essais EDC semblent être les bons essais pour étudier la rupture en PCMI, mais des difficultés restent à surmonter. Soit ils ne permettent pas d'atteindre les biaxialités d'intérêt. Soit ils nécessitent une machine à double vérin, ce qui est incompatible avec une mise en œuvre en cellule blindée pour étudier à terme le comportement des gaines irradiées.

Table 2.2 : Essais employés pour étudier le comportement des gaines lors d'un RIA

Essai		Biaxialité $0 < \beta < 1$	Mode de chargement Déplacement imposé	Vitesse de chauffage $100\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	Mode de rupture Fissure radiale	Nucléarisés	Température d'essai Vitesse de chauffage	Vitesse de déformation
Essais uni-axiaux	Bi-jambe	X	✓	✓	X	✓	280 à 1100 °C $200\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	0,01 à 5 s^{-1}
	Anneau	X	✓	✓	X	✓	280 à 800 °C $200\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	0,01 à 5 s^{-1}
	EDC simple	X	✓	X	✓	✓	20 à 600 °C $0,5\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	10^{-4} à 1 s^{-1}
Déformation plane	PST	X	✓	✓	✓	✓	20 to 480 °C	10^{-4} s^{-1}
	EDC-bridé	X	✓	✓	✓	✓	20 à 600 °C $0,5\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	10^{-4} à 1 s^{-1}
	Pression interne	✓	X	✓	✓	✓	20 to 350 °C	$0,001\text{ s}^{-1}$
	MBT	X	✓ X	X	✓	X		
Pression interne avec traction		✓	X	X	X	X	20 to 350 °C	$0,001\text{ s}^{-1}$
Essai de magnétoformage		✓	✓	X	X	X	20 °C	1 s^{-1}
EDC biaxé (double vérins)		✓	✓	X	✓	X	20 °C	10^{-5} s^{-1}
Essai sur Tôle (emboutissage)		✓	X	X	X	X	20 °C	10^{-5} s^{-1}

Plusieurs essais ont été développés pour caractériser le comportement de la gaine dans des conditions de fonctionnement du réacteur et dans des situations accidentelles. Ces essais ont été rassemblés dans la Table 2.2. La section suivante présente un bilan détaillé des études montrant que la biaxialité des déformations est un paramètre important avec un fort impact sur la déformation à rupture, qui sera un point central de la thèse. Les essais présentés précédemment sont utilisés pour appliquer des chargement biaxiaux et évaluer l'effet de la biaxialité sur la rupture.

2.5 Effet de la biaxialité sur la déformation à la rupture

Généralement, l'augmentation de la triaxialité $T = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}$ d'un essai uni-axial à un essai équi-biaxial sur une éprouvette axisymétrique est accompagnée par l'accélération de la cinétique d'endommagement

ductile par croissance puis coalescence de cavités [64] et une baisse de la ductilité [65] [66] [67]. Cela a également été remarqué dans le cas des essais en déformation plane avec des éprouvettes plates entaillées. La diminution de la ductilité à cause de l'augmentation de la triaxialité a été remarquée par Bai et al. [68] sur un acier 1045 avec des éprouvettes axisymétriques et des éprouvettes entaillées en déformation plane. Durant ces essais, une ductilité plus faible pour les éprouvettes en déformation plane à celle d'une éprouvette axisymétrique a aussi été mesurée (Figure 2.22). Cela a également été remarqué par Clausing dès 1970 [69] en testant plusieurs aciers avec différentes limites d'élasticité. La chute de ductilité est aussi importante pour un acier avec une forte limite d'élasticité et un faible écrouissage que pour un acier avec un faible limite d'élasticité et un fort écrouissage.

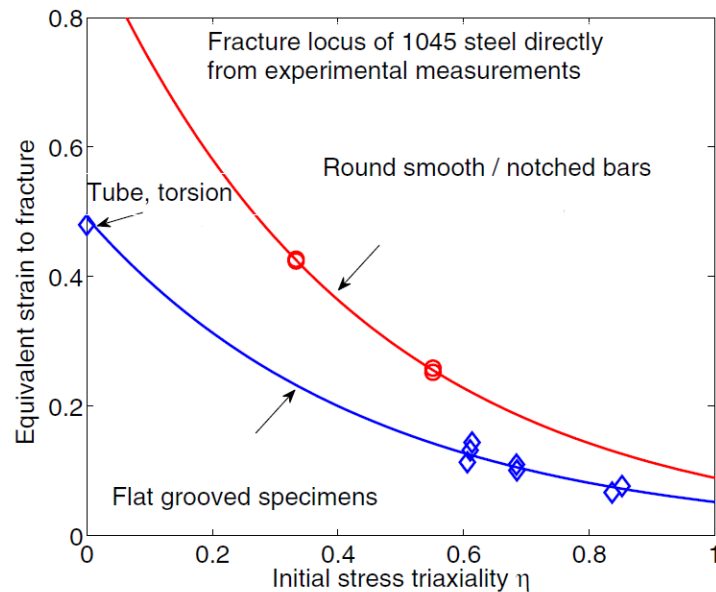


Figure 2.22 : Effet de la triaxialité sur la déformation équivalente à la rupture mesurée à partir des éprouvettes axisymétriques et des éprouvettes en déformation plane [68]

Dans le cas des essais en contrainte plane, l'effet de la biaxialité sur la déformation à la rupture a été étudié par plusieurs auteurs avec des essais d'emboutissage sur tôles minces afin de déterminer leur limite de formage. Durant ces essais, plusieurs largeurs de tôles ont été utilisées afin de varier la biaxialité (Figure 2.9). Lors des études réalisées sur des tôles en alliage d'aluminium [70] [71] [72], en acier [72] [73] [74] [75] ou en cuivre [76], les auteurs ont fait une distinction entre le diagramme de limite de formage à la striction, the Forming Limit Diagram at neck en anglais (FLDN) et le diagramme de limite de formage à la rupture ou Forming Limit Diagram at Fracture en anglais (FLDF). Un exemple des résultats obtenus lors de ces études est présenté par la Figure 2.23 avec des essais d'emboutissage réalisés sur un acier EDD sollicité à plusieurs taux de biaxialité. Le diagramme de limite de formage à la rupture présente une forme en V caractérisée par une ductilité fortement décroissante pour une biaxialité entre $\approx -0,5$ et 0 et une ductilité légèrement croissante pour une biaxialité entre 0 et 1 tandis que le FLDF indique une ductilité décroissante entre $-0,5$ et 1.

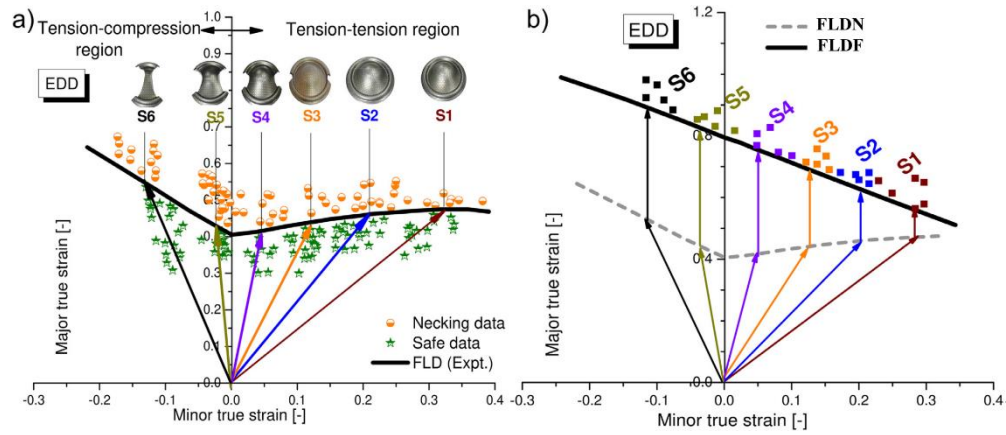
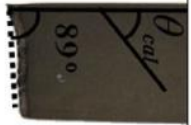
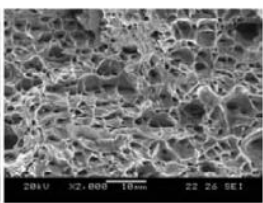
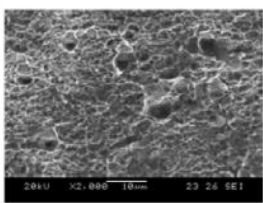


Figure 2.23 : Diagramme de limite de formage (a) à la striction (b) à la rupture [72]

La différence entre la déformation à la striction et la déformation à la rupture est d'autant plus importante que la biaxialité est faible. Généralement, la sensibilité à la localisation est plus remarquée pour les matériaux à faible taux d'écrouissage. Chung *et al.* [75] ont étudié l'effet de la biaxialité sur la rupture pour trois types d'acier grâce à des essais d'emboutissage sur des tôles fines. La rupture peut se produire avec ou sans localisation préalable de la déformation dans une bande fine comme indiqué dans la Figure 2.24 (a). Pour les tôles d'acier DP980 et 340R, une rupture avec une localisation de déformation sévère a été observée. L'acier TWIP (qui est caractérisé par une haute résistance et un fort écrouissage du fait du maillage) montre une rupture sans amincissement local. Les échantillons qui rompent avec une localisation de déformation présentent des cavités et des creux bien développés sur la surface de rupture tandis que ceux qui rompent sans localisation de la déformation présentent une surface de rupture beaucoup plus lisse comme le montre la Figure 2.24 (b). En outre, pour l'acier TWIP, le diagramme de limite de formage à la rupture se situe en dessous du diagramme de formage prédit par les modèles usuels. Au contraire, pour les deux autres aciers, le diagramme de limite de formage à la striction se situe au-dessous du diagramme de limite de formage à la rupture (Figure 2.25).

Material	340R*	DP980	TWIP940*
Fracture	Fracture with strain localization	Fracture with strain localization	Fracture without strain localization
Top view			
Side view			

(a)

Material	340R*	TWIP940*
Fractured surfaces		

(b)

Figure 2.24 : Rupture avec ou sans localisation de déformation observée dans les essais de traction simple sur des tôles en aciers : vue de (a) éprouvettes et (b) faciès de rupture

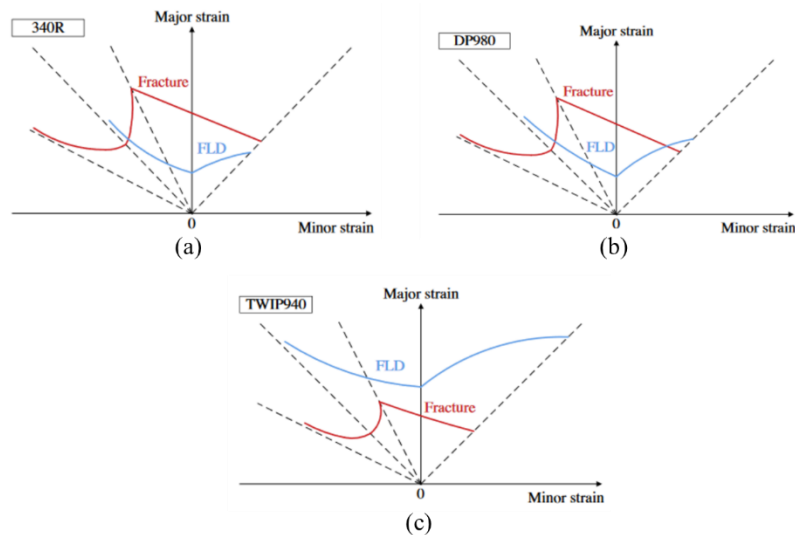


Figure 2.25 : FLDN et FLDF pour des aciers (a), (b) à faible taux d'écrouissage et un acier (c) à forte taux d'écrouissage

Des études de limite de formage ont également été réalisées sur des tubes en alliage d'aluminium par He et al. [77] et Magrinho et al. [78]. Dans l'étude de He et al. [77], des essais de pression interne avec traction ont été réalisés afin d'étudier l'effet de la biaxialité sur la ductilité des tubes sur une gamme de biaxialité de déformation entre 0,1 et 1. Des jauges de déformation ont été utilisées pour mesurer les déformations dans les sens axial et circonférentiel. Comme la déformation a tendance à se concentrer

dans la zone locale avec une faible épaisseur initiale, les jauges de déformation ont été collées sur la surface contenant l'épaisseur la plus mince du tube afin de capturer la déformation limite avant la rupture. Ces essais montrent que l'augmentation du rapport de déformation d'un état de déformations planes à un état équi-biaxé mène à une augmentation significative de la déformation circonférentielle à rupture (Figure 2.26).

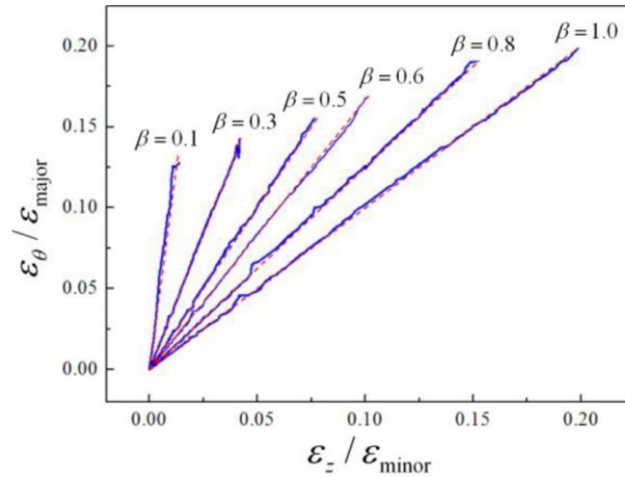


Figure 2.26 : Effet de la biaxialité sur la déformation circonférentielle lors des essais de pression interne sur un alliage d'aluminium [77]

Dans l'étude de Magrinho et al. [78], des essais de traction uniaxiaux dans le sens axial et circonférentiel ainsi que des essais EDC ont été réalisés pour faire varier la biaxialité entre $-0,5$ et 1 . Pour atteindre des fortes biaxialités, la déformation axiale a été augmentée à l'aide d'un système de serrage pour modifier la longueur libre des échantillons et diminuer la contraction axiale de l'éprouvette. La biaxialité augmente lorsque la longueur libre diminue. Comme les essais sur tôles, les résultats des essais ont été présentés sous deux formes : un FLDN caractérisé par une ductilité fortement décroissante pour une biaxialité entre $\approx -0,5$ et 0 et une ductilité légèrement croissante pour une biaxialité entre 0 et 1 et un FLDF caractérisé par une ductilité décroissante continue entre $-0,5$ et 1 (Figure 2.27).

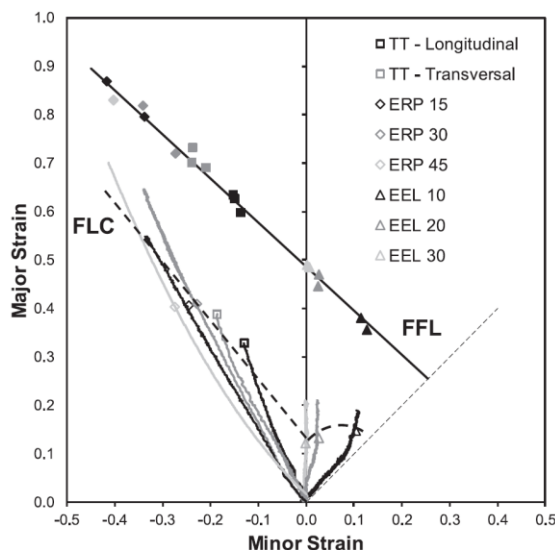


Figure 2.27 : Effet de la biaxialité sur les déformations circonférentielles à la striction FLC et à la rupture FFL lors des essais EDC avec blocage axial [78]

Pour les alliages de zirconium, les études réalisées n'ont pas considéré la localisation de la déformation avant la rupture dans l'étude de l'effet de la biaxialité. Cela pourrait s'expliquer par deux

choses : (i) le maintien de l'intégrité de la gaine est étudié par rapport à la rupture du crayon combustible, (ii) certains alliages de zirconium sont moins sensibles à la localisation de la déformation.

Sur des tôles, l'effet du rapport de biaxialité des déformations a été étudié par Yunchang et Koss [2], Seo et al. [3] et Kim et al. [4]. Yunchang et Koss [2] ont effectué des essais biaxiaux qui ont montré une diminution de la ductilité des feuilles de Zircaloy-2 hydruré lorsque la biaxialité de déformation augmente. La diminution de la ductilité est plus prononcée pour les concentrations élevées d'hydrures : la déformation à rupture est réduite d'un facteur 10 pour un matériau hydruré à 615 wppm lorsque la biaxialité en contrainte augmente de 0 à 1 (Figure 2.28). Cet effet des hydrures doit être considéré avec prudence car leur répartition n'est pas homogène sur les micrographies de l'article : il y a des hydrures circonférentiels et d'autres radiaux, ces derniers réduisant drastiquement la ductilité du matériau à 25 °C.

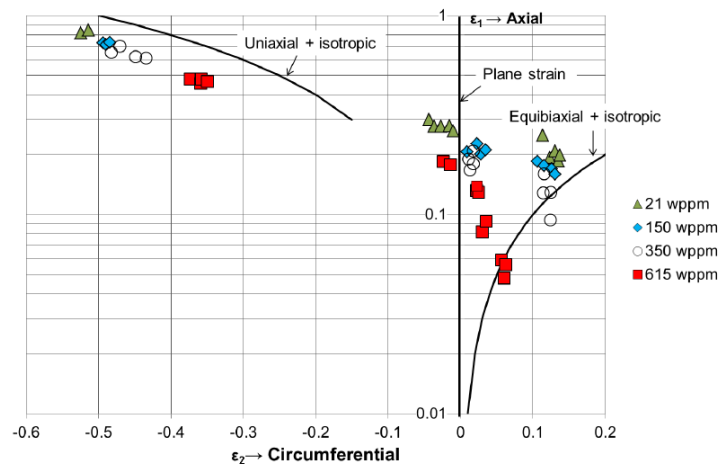


Figure 2.28 : Déformation à rupture dans la direction de laminage (axial) et transverse (circonférentielle) lors d'essais de traction-emboutissage réalisés par Yunchang et Koss (1985).

Seo et al. [3] et Kim et al. [4] ont mesuré avec les mêmes type d'essais soit aucune variation, soit une légère augmentation de la ductilité lorsque la biaxialité augmente de 0 à 1 pour les plaques de Zircaloy-4 et Zirlo, respectivement. Chacune de ces études a montré que la déformation de rupture des plaques est beaucoup plus élevée en traction pure (biaxialité de déformation $\approx -0,5$) qu'en déformation plane (biaxialité de déformation ≈ 0) (Figure 2.29).

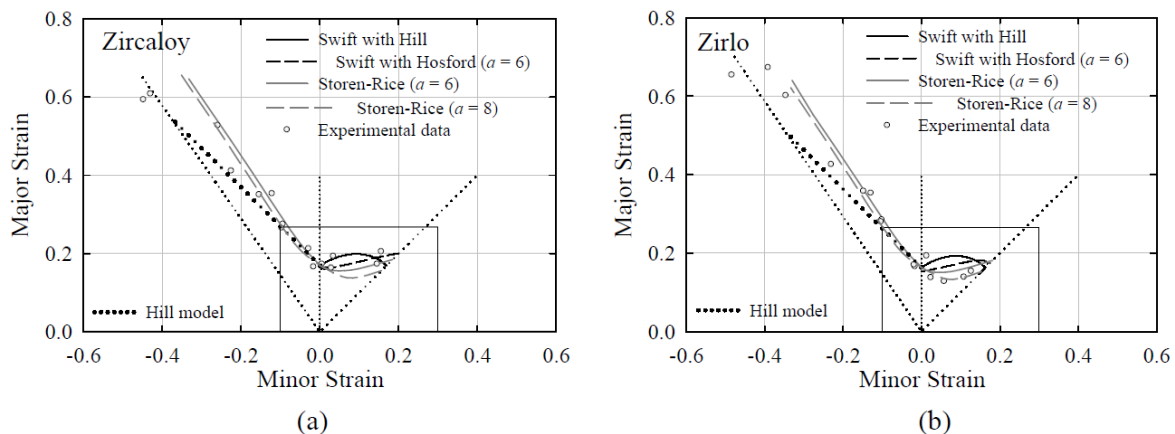


Figure 2.29 : Diagramme de limite de formage à la rupture pour des tôles en Zircaloy et en Zirlo

Cependant, à cause de la difficulté d'appliquer un chargement biaxial sur un tube, les données sur l'effet d'un chargement biaxial sur la rupture pour des niveaux de biaxialités entre 0 et 1 pour les

gaines en alliage de zirconium sont très rares. Les seules données qu'on peut traiter aujourd'hui pour cette gamme de biaxialité sont issues d'essais sur des tôles qu'on ne peut pas comparer directement aux résultats sur les gaines dont la transférabilité peut s'avérer délicate [79]. Sur des gaines, l'effet de la biaxialité a été étudié par Kaplar et al [46] avec des essais de pression interne sur l'alliage Zr-1% Nb permettant d'atteindre des biaxialités de déformation de 0 à 1. Les essais ont été réalisés sur une gamme de température entre 25 °C et 500°C à faible vitesse de déformation et les déformations ont été mesurées avec des extensomètres installés sur la surface extérieure des éprouvettes. Les déformations à la rupture mesurées lors de ces essais sur des gaines vierges et irradiées à différentes températures sont présentées dans la Figure 2.30.

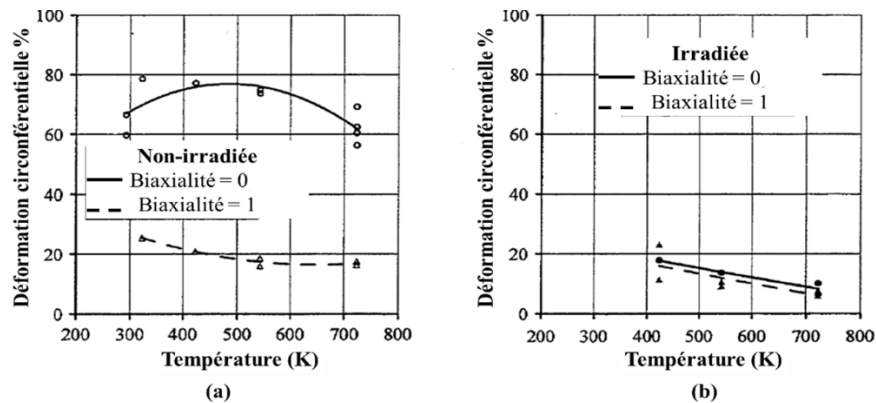


Figure 2.30 : Effet de la biaxialité de déformation sur la déformation circconférentielle à la rupture pour des gaines irradiées et non-irradiées à différents niveaux de température [46]

Un effet très important de la biaxialité a été montré pour les essais avec des gaines non-irradiées quelle que soit la température. En effet, la déformation à la rupture est trois fois plus faible pour un état de chargement équi-biaxé ($\beta = 1$) par rapport à un état en déformation plane ($\beta = 0$) (Figure 2.30 (a)). Cet effet n'a pas été observé pour les essais avec des gaines irradiées (Figure 2.30 (b)).

L'effet de la biaxialité a été étudié par Hellouin de Menibus *et al.* [80] en réalisant des essais EDC simple et EDC bridé à 25°C et 350°C et à une vitesse de déformation de 3.10^{-4} s^{-1} sur des gaines en Zircaloy-4 détendu non hydruré et hydruré. Dans cette gamme de biaxialité (β entre $-0,5$ et ≈ 0), un effet très important de la biaxialité a été remarqué. Pour les essais à 25 °C, une déformation trois fois plus importante a été enregistrée pour l'EDC simple à faible teneur en hydrogène. Pour les fortes teneurs en hydrogène (1100 ppm) un rapport de déformation inférieur à deux a été enregistré entre les deux essais (Figure 2.31).

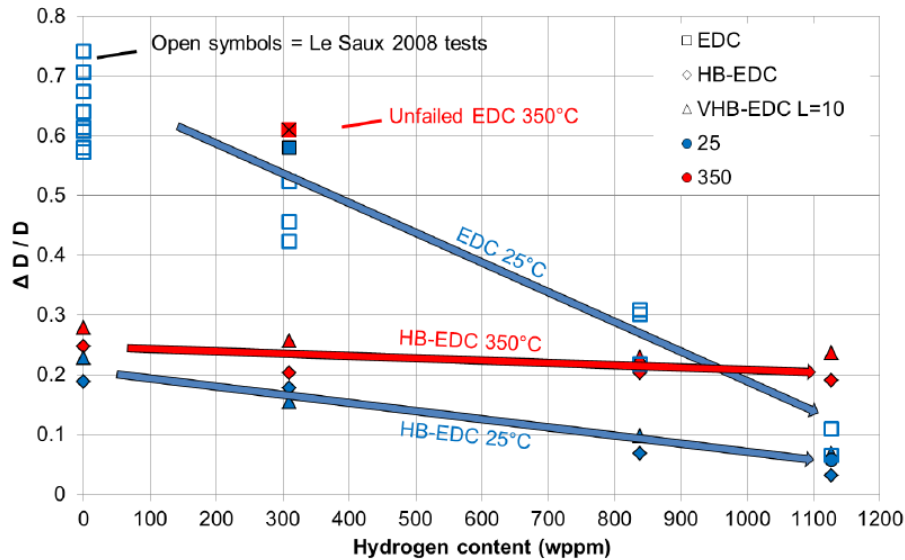


Figure 2.31 : Déformation circonférentielle à rupture du Zircaloy-4 hydruré de manière homogène, lors d'essais EDC, EDC bridé L=30 (HB-EDC) et EDC bridé L=10 (VHB-EDC) à 25 °C (bleu) et 350 °C (rouge) [80]

Les études de Shinozaki et al. [62] et Li et al. [4] portent sur l'effet de la profondeur d'une pré-fissure radiale et de la biaxialité des contraintes sur la déformation diamétrale à rupture à 25 °C de gaines en Zircaloy-4 détendu non hydruré à 25 °C et à faible vitesse de déformation. Le dispositif avec deux vérins présenté dans la section 2.3.7 a été utilisé dans les deux études. Les résultats de déformation circonférentielle à rupture en fonction de la biaxialité des contraintes et de la taille de défaut sont présentés sur la Figure 2.32 et la Figure 2.33. Dans l'étude de Shinozaki et al. [62], ils ont révélé que la déformation à rupture d'un tube de gaine pré-fissuré diminue avec l'augmentation de la biaxialité de la déformation. En effet, un tronçon contenant une pré-fissure de 115 μm a rompu à une déformation circonférentielle de 1,7 % lors d'un essai uniaxé, tandis qu'un tronçon contenant une pré-fissure de 116 μm a rompu à une déformation circonférentielle de 0,95 % lors d'un essai en déformation plane. Pour les fortes biaxialités, aucun effet de biaxialité n'a été remarqué. La même déformation circonférentielle à rupture a été mesurée pour deux éprouvettes contenant une pré-fissure de 130 μm avec un état de chargement en déformation plane et avec une pré-fissure de 131 μm pour un état de chargement équi-biaxé (Figure 2.32). Les biaxialités intermédiaires n'ont pas été étudiées. Dans l'étude de Li et al. [4], trois niveaux de biaxialité ont été testés ($\beta = 0$, $\beta = 0,25$ et $\beta = 0,5$). Les essais réalisés ont montré : (i) une diminution de la déformation circonférentielle à la rupture avec l'augmentation de la profondeur de la pré-fissure, (ii) une déformation circonférentielle à rupture deux fois plus faible pour une biaxialité $\beta = 0,5$ que pour une biaxialité $\beta = 0$ quelle que soit la profondeur de la pré-fissure (Figure 2.33).

Dans ces études, l'effet de la biaxialité de déformation sur la propagation d'une pré-fissure avec une étude de l'intégrale J a été analysé. Bien que les mécanismes de rupture obtenus avec ces essais ne soient pas les mêmes que dans le cas d'une gaine non pré-fissurée, les résultats de ces travaux mettent en évidence l'importance de la biaxialité de déformation sur la déformation à la rupture.

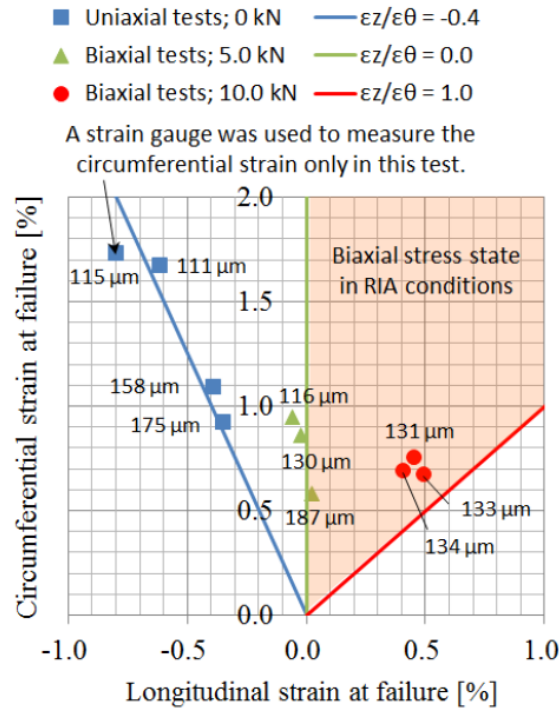


Figure 2.32 : Déformation circonférentielle à rupture en fonction de la taille de pré-fissure [63]

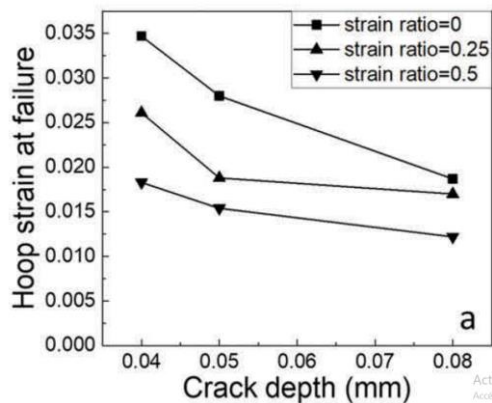


Figure 2.33 : Déformation à rupture en fonction de la profondeur de la fissure pour un échantillon non hydruré

Les études réalisées sur tôle et sur tubes ont révélé que le rapport de biaxialité des déformations est un paramètre important ayant un effet significatif sur la déformation à la rupture. Néanmoins, pour les alliages de zirconium, ce paramètre n'a pas été étudié d'une façon indépendante aux autres paramètres (pré-fissure [4], hydrure [80]). En outre, les méthodes expérimentales développées pour étudier ce paramètre soit (i) ne permettent pas systématiquement d'appliquer un type de chargement mécanique représentatif d'un accident RIA (essais sur tôle, essais de pression interne, essais uniaxiaux) soit (ii) nécessitent un équipement spécial (machine à deux vérins) pour appliquer un chargement biaxié (cela n'est pas disponible dans les cellules blindées du CEA).

2.6 Critère de rupture

La rupture ductile est souvent décrite par trois phases distinctes. La première phase est la germination des cavités sur des hétérogénéités qui peuvent être des inclusions (des phases de Laves dans le cas des alliages de zirconium) dont la structure cristallographique est différente de la matrice. Si la triaxialité des contraintes est élevée, les cavités continuent à croître et finissent par coalescer. La coalescence des cavités produit ainsi une fissure macroscopique précipitant la ruine finale de la structure.

Ce mode d'endommagement est bien observé en traction, Figure 2.34 (a), ainsi que pour des chargements à plus fort taux de triaxialité. Bridgman (1952) [81] montre que la déformation équivalente à rupture ϵ_R^{eq} qui représente la ductilité, est une fonction monotone décroissante de la triaxialité des contraintes T . Cette propriété a été décrite par les modèles de rupture de Gurson (1977) [82], Johnson et Cook (1985) [83], Lemaitre (1985) [84], Rice (1976) [85] qui font toujours référence aujourd'hui. Néanmoins, ces modèles ne sont pas très précis pour certaines situations dans lesquelles la triaxialité des contraintes est faible. Par exemple, pour un chargement de cisaillement pur $T = 0$, la déformation équivalente à rupture devrait être supérieure à la déformation équivalente à rupture d'un chargement de traction $T = 0,33$. Or, les chercheurs ont observé que la ductilité en cisaillement pur peut être inférieure à celle en traction pure [86] [83], malgré la faible triaxialité des contraintes. En outre, pour les faibles taux de triaxialité des modes différents d'endommagement sont observés. On assiste par exemple à une distorsion des cavités comme sur la Figure 2.34 (b) obtenue lors d'un essai de cisaillement sur un alliage de titane TA6V.

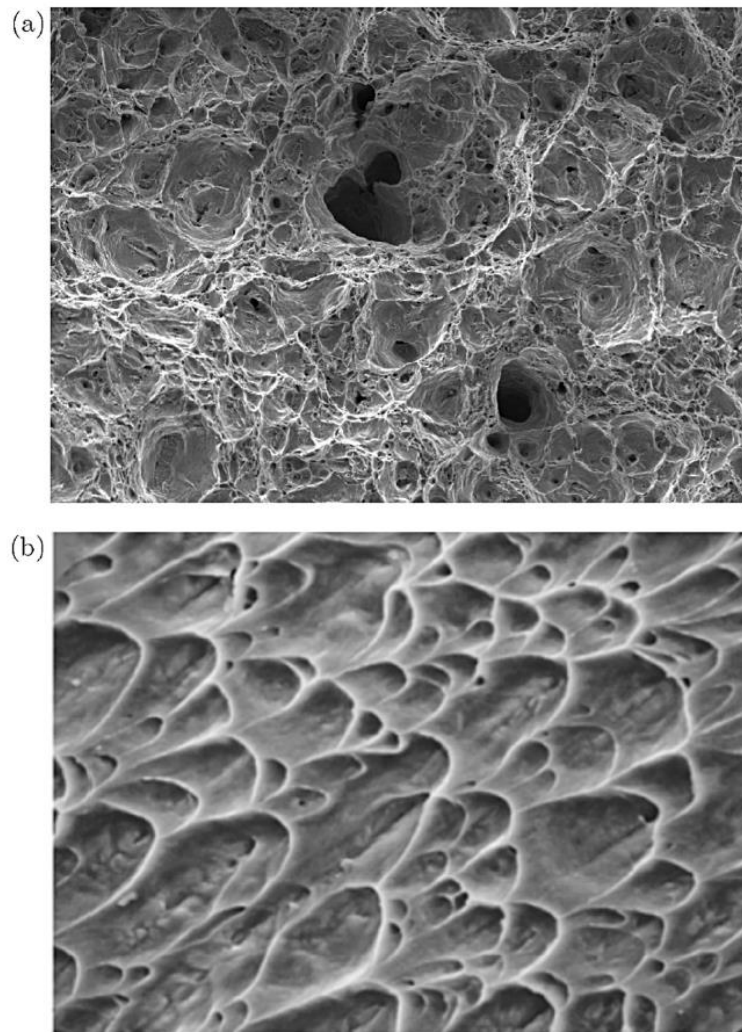


Figure 2.34 : Faciès de rupture lors (a) d'un chargement en traction (b) lors d'un chargement en cisaillement [87]

Pour des tubes minces, la triaxialité ne peut pas atteindre des niveaux élevés à cause de la faible contrainte radiale dans le tube ($\sigma_{rr} \approx 0$). Pour ce genre de structure, l'évolution de la déformation avec la triaxialité ainsi que les mécanismes physiques de l'endommagement restent méconnus et soulèvent des questions :

- La triaxialité des contraintes T est-elle le seul moteur de la rupture ductile ?
- La dépendance monotone entre T et la déformation équivalente à la rupture ϵ_R^{eq} est-elle toujours observée dans l'intervalle $T \in [0,33 ; 0,66]$?
- Le faciès et les modes de rupture des tubes sont-ils les mêmes que aux des éprouvettes axisymétriques pour une triaxialité égale ?

2.6.1 Paramètre de Lode

Depuis des années, plusieurs travaux ont introduit un paramètre supplémentaire pour décrire la rupture ductile qui est le paramètre de Lode [88] [89] [67]. Le paramètre de Lode est une seconde mesure de l'état de contrainte, complémentaire de la triaxialité des contraintes, permettant de détecter un état de déformations planes. Cette partie a pour objectif d'exposer l'intérêt d'un tel paramètre pour les modèles d'endommagement.

Plusieurs définitions du paramètre de Lode ont été utilisées dans la littérature. La formulation du paramètre de Lode en contrainte est la plus utilisée dans le cas d'un matériau isotrope.

$$L_s = \frac{3 s_{II}}{s_I - s_{III}} \text{ avec } s_I \geq s_{II} \geq s_{III} \text{ et } -1 < L_s < 1$$

où $s_{III} \leq s_{II} \leq s_I$ sont les valeurs principales du déviateur des contraintes. Dans le cas d'un matériau anisotrope, le paramètre de Lode peut être exprimé dans l'espace des vitesses de déformation afin de toujours détecter un état de déformations planes.

$$L_\epsilon = \frac{3 \dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_3} \text{ avec } \dot{\epsilon}_1 \geq \dot{\epsilon}_2 \geq \dot{\epsilon}_3 \text{ et } -1 < L_\epsilon < 1$$

Dans le cas d'un matériau de von Mises les deux paramètres sont égaux. L'intérêt du paramètre de Lode apparaît ainsi sur la Figure 2.35. Par exemple, les essais de déformation plane et les essais sur barre axisymétrique entaillée atteignent les mêmes niveaux de triaxialité mais pas pour le même paramètre de Lode.

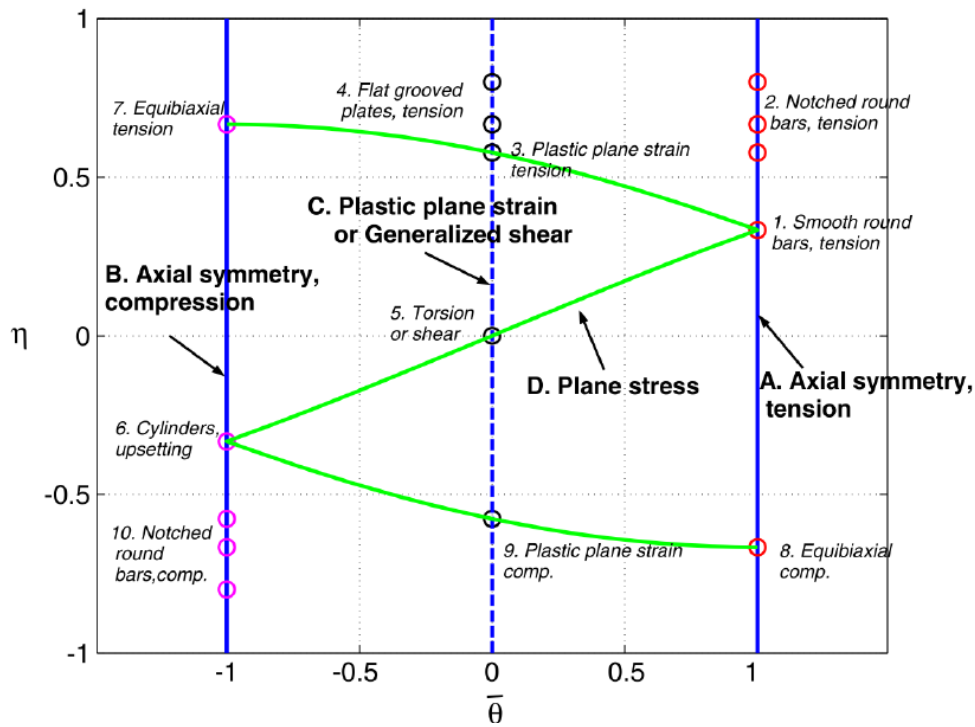


Figure 2.35 : Évolution du paramètre de Lode en fonction de la triaxialité [88]

Brunig et al. (2013) [90] a montré également que le paramètre de Lode peut impacter la croissance et la forme des cavités. A niveau de triaxialité constant, les cavités peuvent prendre une forme différente suivant la valeur de L (Figure 2.36)

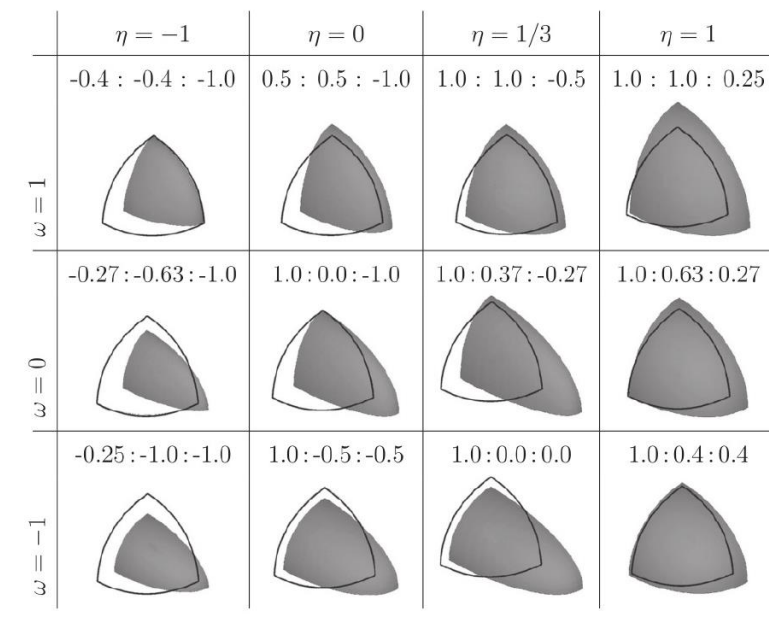


Figure 2.36 : Formes des cavités pour différents valeurs de triaxialité η et de Lode ω (Forme initiale d'une cavité sphérique (contour noir) comparée à sa forme finale après chargement (surface grise). Les chiffres correspondent aux trois contraintes principales normalisées)

2.6.2 Modèle de rupture

Les modèles de rupture peuvent être divisés en deux catégories : (i) couplé à la plasticité et (ii) découplé. Le couplage permet de représenter la capacité d'un matériau à supporter une diminution de charge liée à l'endommagement. Dans le cas des gaines en Zircaloy-4, les essais de traction uniaxiaux dans les sens axial et circonférentiel n'ont pas montré un tel adoucissement et les fissures ne se propagent pas d'une manière stable. Dans cette partie seuls les modèles découplés seront discutés.

Les modèles découplés appelés aussi modèles d'amorçage de rupture reposent sur l'hypothèse que l'adoucissement du comportement lié à l'endommagement est négligeable et permettent de séparer le modèle de rupture de la loi de comportement du matériau. Ces modèles sont basés sur la définition d'un indicateur d'endommagement, D , en intégrant le long du trajet de chargement une fonction d'endommagement w dépendante d'une ou plusieurs variables tirées de l'état de contrainte.

$$D(t) = \int_0^{p(t)} w(\text{stress state}) dp$$

La rupture est supposée intervenir lorsque D atteint une valeur critique que nous noterons D_* . La valeur critique doit être atteinte à l'instant physique de la rupture pour l'ensemble des cas de chargement envisagés.

Pour intégrer w , il est possible d'utiliser l'intégralité de la plage de déformation ou bien une partie seulement. La plupart des modèles d'amorçage considèrent que l'endommagement se développe dès que le matériau commence à se plastifier, l'intégration est donc réalisée sur l'intégralité de la déformation plastique équivalente. D'autres modèles considèrent que l'endommagement débute pour un niveau critique de la déformation plastique. Ce choix rajoute un paramètre de seuil et se justifie difficilement dans le cadre des modèles découplés où l'indicateur d'endommagement n'est pas directement mesurable.

2.6.3 Modèle des pionniers

Un des premiers modèles d'amorçage de rupture a été proposé par Freudenthal et Geiringer (1958) [91], il considère que la rupture intervient lorsque le travail plastique atteint une valeur critique.

$$D = \int_0^p w(\sigma) dp = \int_0^p \sigma dp$$

D'autres formulations sont utilisées par Cockcroft et Latham (1968) [92] qui proposent de remplacer la contrainte équivalente par la contrainte principale ou par Brozzo et Rendina (1972) [93], Oh et al. (1979) [94] qui proposent de normaliser la fonction d'endommagement.

2.6.4 Modèles micromécaniques

Les modèles micromécaniques permettent de formaliser avec une approche analytique les phénomènes d'endommagement observés à l'échelle de la microstructure. Ces modèles utilisent la triaxialité des contraintes comme force motrice de la croissance des cavités.

Rice et Tracey (1969) [64] proposent un modèle permettant de simuler la croissance d'une cavité sphérique de rayon moyen R , immergée dans un matériau de von Mises parfaitement plastique et soumise à un champ de contraintes triaxial.

$$w(T) = \frac{\dot{R}}{R_0} = 0,283 \exp\left(\frac{3}{2}T\right)$$

où R est le rayon actuel de la cavité, R_0 est le rayon initial de la cavité. La rupture se déclenche lorsque la taille de cavité atteint une valeur critique.

$$\frac{\dot{R}}{R_0} = \left(\frac{\dot{R}}{R_0} \right)_c$$

Le modèle a été ensuite généralisé par Hancock et Mackenzie (1976) [95] en un modèle d'amorçage de rupture adapté aux matériaux pour lesquels la rupture est directement liée à la croissance de cavités.

2.6.5 Modèles phénoménologiques

Bao et Wierzbicki, 2004 [65] ont montré que les modèles à un seul paramètre présentés précédemment ne permettent pas de définir un critère de rupture dans le cas d'un chargement à faible triaxialité comme celui en contrainte plane. Les auteurs proposent que la rupture pourrait également dépendre du paramètre de Lode.

$$w(T, L) = \left[\frac{1}{2} (ae^{-bT} + ce^{-dT}) - ee^{-fT} \right] L^2 + \frac{1}{2} (ae^{-bT} + ce^{-dT}) L + ee^{-fT}$$

La forme de cette surface a été choisie de manière à ce que la partie inférieure de la surface de rupture corresponde aux chargements en déformation plane et la partie supérieure aux chargements axisymétriques.

2.7 Conclusion

Ce premier chapitre a constitué un état de l'art pour les travaux de cette thèse. Plusieurs thématiques ont été présentées et discutées. L'étude a été introduite par la présentation du matériau de l'étude. Le Zircaloy-4 est marqué par sa forte anisotropie qui résulte de l'effet de sa mise en forme. Sa composition chimique a été donnée, le rôle de ses éléments d'addition et leurs influences sur le comportement du matériau ont été repérés.

L'accident d'injection de réactivité (RIA) a été par la suite présenté en donnant une idée des caractéristiques du transitoire ainsi que celles des deux phases de l'accident (PCMI et Post-DNB). Les essais intégraux réalisés pour identifier le chargement sur la gaine pendant la phase PCMI sont présentés. Durant cette phase, la gaine subit un chargement mécanique de type déplacement imposé. La dilatation thermique de la pastille en contact avec la gaine permet de la déformer dans les sens circonférentiel et axial. Ces essais ont permis d'identifier le chargement thermomécanique subit par la gaine lors du transitoire (un chargement mécanique en déplacement imposé à une vitesse entre 1 et 5 s⁻¹ avec une biaxialité des déformations entre 0 et 1 et une rampe en température entre 400 °C et 800 °C à une vitesse de 1000 °C.s⁻¹). Un effet de la biaxialité couplé avec d'autres paramètres a été identifié lors de ces essais. Plusieurs essais développés pour étudier l'effet de la biaxialité sur la rupture sont présentés. Cette étude bibliographique a mis en évidence une influence de la biaxialité de déformation sur le comportement de la gaine. L'impact principal de la biaxialité consiste en son influence sur la déformation circonférentielle à rupture. Une forte diminution de la déformation à rupture a été remarquée lorsque la biaxialité passe de $\beta = -0,5$ (essai uniaxial) à $\beta = 0$ (essai en déformation plane). Entre $\beta = 0$ et $\beta = 1$, les essais réalisés montrent soit une faible augmentation ou diminution de la déformation à rupture selon la nature d'essai, la géométrie de l'éprouvette et l'effet de couplage avec des autres paramètres.

Les résultats existants ne permettant pas de conclure sur l'effet de la biaxialité de déformation sur la rupture de la gaine, un nouvel essai doit être développé au laboratoire. Cet essai doit appliquer un chargement mécanique en déplacement imposé avec une biaxialité de déformation β entre 0 et 1 à une vitesse de déformation entre 1 et 5 s⁻¹ sur une éprouvette en gainage. En outre, pour réaliser des essais

sur des éprouvettes irradiées, le montage à développer doit appliquer un chargement biaxial à l'aide d'une seule machine de traction.

Pour la partie portant sur la modélisation de la rupture, quelques critères de rupture tirés de la littérature ont été présentés. Tous les modèles utilisent la variable de la triaxialité comme la force motrice de l'endommagement. Dans le cas d'un chargement en déformation plane, d'autres paramètres comme le paramètre de Lode sont utilisés afin de mieux décrire la cinétique d'endommagement.

3 Développement d'un nouvel essai EDC à forte biaxialité

Ce chapitre est consacré au premier volet de cette étude, à savoir le développement d'un essai EDC avec traction couvrant une gamme étendue de la biaxialité des déformations. Le dispositif et les moyens utilisés sont détaillés. Dans le but de modéliser et d'analyser les essais, des mesures cinématiques de champs sont adaptées au montage. La méthode de stéréo-corrélation d'images numériques est détaillée et qualifiée avec des essais dédiés. Le montage a ensuite été qualifié avec des essais mécaniques afin d'en garantir le bon fonctionnement.

3.1 Introduction

La caractérisation des matériaux avec des chargements thermomécaniques complexes est devenue possible aujourd'hui grâce à l'amélioration des machines d'essai, des technologies de mesures, mais aussi aux progrès du calcul numérique et de la modélisation. Les lois de comportement et les critères de rupture dits non couplés peuvent être identifiés par analyse inverse en modélisant les essais et en confrontant prédictions et mesures jusqu'à un ajustement optimal de la loi. Le couplage expérimental numérique permet par exemple l'optimisation de l'essai et de mieux comprendre la réponse de la structure.

Dans le chapitre précédent, les essais utilisés pour étudier le comportement à la rupture des gaines dans des conditions thermomécaniques représentatives de la phase de PCMI d'un RIA sont cités et évalués par rapport à leur représentativité. Parmi ces essais, seul l'essai EDC a montré une très bonne représentativité de la biaxialité des chargements rencontrés lors d'un RIA. En 2015, un montage dit EDC avec traction ou EDCT, qui a fait l'objet d'un brevet français n° FR3041097, a été développé. Un essai EDCT équi-biaxé a été réalisé avec ce montage sur une éprouvette en inox. Une charge de traction a été appliquée sur les extrémités de l'éprouvette en même temps que la charge de compression du média, ce qui a engendré des déformations axiale et circonférentielle positives et égales. Ce dispositif a constitué le point de départ pour concevoir les nouveaux essais. Son adaptation aux essais EDC avec traction sur les gaines en Zy-4 a nécessité :

- L'identification du matériau des tirants (qui sollicitent la gaine en Zy-4 dans le sens axial) et leur dimensionnement,
- Le dimensionnement de l'écarteur (qui guide le mouvement axial de la gaine) pour résister aux efforts axiaux,
- Le redimensionnement des plaques de l'inverseur pour répondre aux formes des tirants utilisés,
- Le redimensionnement des pistons (qui compriment le média à l'intérieur de la gaine) pour qu'ils résistent aux efforts de compression,
- L'identification des paramètres de soudage des embouts filetés pour résister à la force de traction.

3.2 Cahier des charges

Comme montré dans le chapitre précédent, la biaxialité des déformations peut avoir un effet significatif sur la déformation à rupture des gaines en alliage de zirconium. Dans ce chapitre, l'objectif est de développer un dispositif expérimental permettant d'appliquer un chargement biaxial sur une gaine en alliage de zirconium avec une machine de traction classique possédant un seul vérin et de réaliser des essais à différents niveaux de biaxialité. Nous pourrions ainsi étudier l'effet de la biaxialité des déformations sur le comportement mécanique à rupture de la gaine dans des conditions de chargement thermomécaniques représentatives de la phase PCMI d'un RIA.

Le nouveau montage mécanique sera utilisé pour étudier le comportement des gaines à température ambiante, ou alternativement dans un four à la température de fonctionnement du réacteur et aussi dans une enceinte blindée pour l'étude des gaines irradiées. Le four utilisé dans le laboratoire du CEA/DES/ISAS/DMN/SEMI/LCMI est équipé d'une enceinte intérieure de 114 mm de diamètre et 204 mm de longueur. Le diamètre et la longueur du dispositif doivent rester inférieurs à ces dimensions. En outre, pour pouvoir manipuler le montage mécanique dans une cellule blindée par des bras des télémanipulateurs, la mise en place de l'essai doit rester simple et facilement réalisable.

Les installations actuelles, en cellule blindée comme en laboratoire froid, sont toutes équipées d'une machine de traction avec un seul vérin. Par conséquent, le nouveau montage EDCT doit être adapté à ce type de machine.

Le montage à développer doit couvrir une large gamme de biaxialité des déformations. La modification de la biaxialité des déformations d'un essai à un autre sera accompagnée par le remplacement de certaines pièces. Les pièces à remplacer seront par la suite considérées comme un déchet nucléaire pour les essais réalisés en cellule blindée. Le montage doit donc assurer un minimum de pièces consommables pour des raisons écologiques.

Pour évaluer l'effet de la biaxialité sur la rupture de la gaine indépendamment des autres phénomènes, chaque essai EDCT doit fournir une biaxialité constante tout au long de l'essai.

Finalement, afin d'évaluer le niveau de la biaxialité des déformations dans l'éprouvette pendant l'essai, un dispositif de mesures capable de fournir des informations sur les déformations dans les différentes directions de sollicitation doit être mis en place. En outre, la méthode de mesure doit fournir des mesures locales des déformations afin de comparer ces résultats avec des simulations numériques. Ces mesures peuvent également permettre de vérifier que les déformations du montage restent négligeables.

3.3 Description du montage

3.3.1 Éprouvette

Le matériau d'intérêt dans cette étude est l'alliage Zircaloy-4 détendu dont la composition chimique est donnée dans le chapitre 2. Le schéma d'une éprouvette EDC utilisée pour réaliser des essais EDC avec traction est présentée en Figure 3.1.

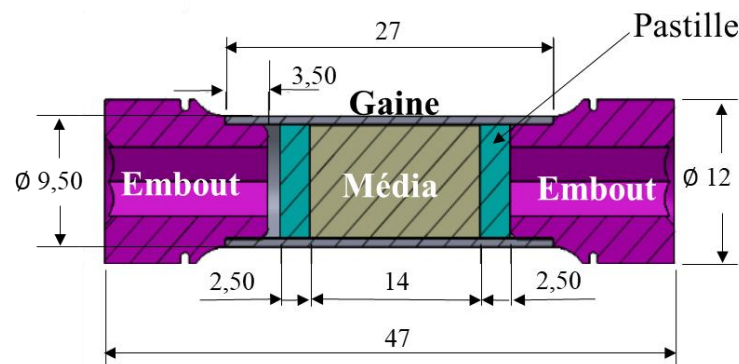


Figure 3.1 : Éprouvette EDC utilisée pour les essais EDCT

Les tubes, fabriqués par l'entreprise CEZUS, sont découpés en tronçons de 27 mm de long avant qu'ils soient dressés pour que les deux extrémités soient droites, nettes et ébavurées en préparation pour le soudage par laser.

Les pièces ont tout d'abord été nettoyées au bac à ultrasons avant qu'elles soient assemblées. Ensuite, le média et les deux pastilles sont insérés à l'intérieur du tube. Les matériaux du média et des pastilles dépendent de la température d'essai. Des médias et des pastilles sont dimensionnés afin d'obtenir un jeu respectivement de 70 et 60 microns par rapport au diamètre interne de l'éprouvette.

Les embouts filetés sont emmanchés dans l'éprouvette (Figure 3.1). Les embouts ont été dimensionnés sur la base des diamètres internes des gaines, afin d'obtenir un emmanchement en force. Les embouts filetés sont ensuite soudés par laser. L'éprouvette est montée sur un mandrin rotatif pour que la tête de soudage puisse effectuer un cordon de soudure entre l'embout et l'éprouvette. Le soudage est fait sans métal d'apport (Figure 3.2).

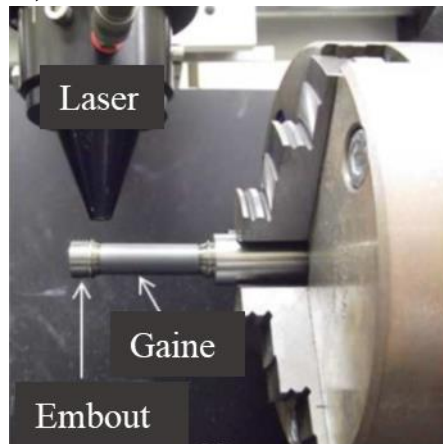


Figure 3.2 : Vue de l'assemblage de l'éprouvette EDC avec traction

La puissance appliquée par le laser permet de garantir une bonne pénétration de la zone de fusion. Afin d'obtenir un cordon de soudure continu, un recouvrement de 70 % a été appliqué avec une longueur d'impulsion de 4 ms et une puissance de 2,3 kW (qui correspond à 9,2 J par impulsion) et une fréquence de 8,5 Hz.

3.3.2 Composants du dispositif

Le montage développé est essentiellement composé d'un système inverseur de force avec deux cadres rigides couissant l'un par rapport à l'autre, comme illustré à la Figure 3.3. Chaque cadre est composé de deux plaques, une extérieure et une intérieure, reliées par deux barres rigides. Les deux plaques extérieures sont reliées à la ligne de charge et au vérin de la machine de traction. Lorsque le vérin tire sur le dispositif, les deux plaques intérieures se rapprochent l'une de l'autre, ce qui permet d'effectuer un essai de compression entre elles.

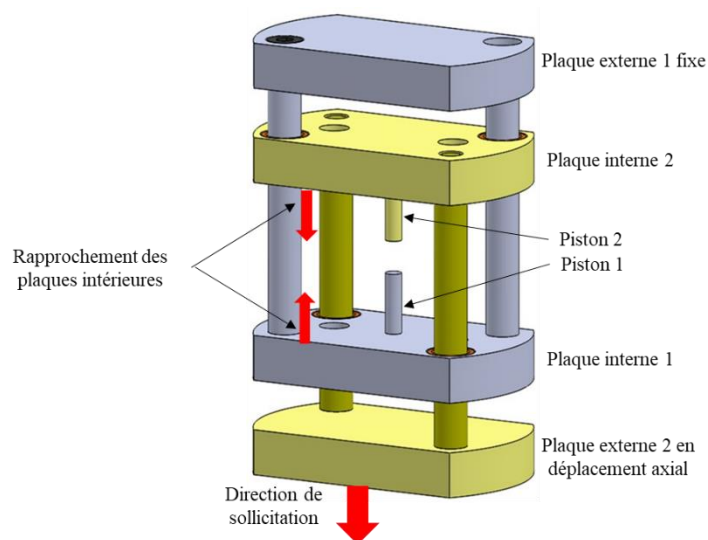


Figure 3.3 : Système inverseur de force pour les essais EDC

Pendant l'essai, un média est comprimé à l'intérieur de l'éprouvette par deux pistons rigides, en liaison avec les plaques internes. La compression du média engendre son expansion permettant de charger l'éprouvette dans le sens circonférentiel. Afin d'ajouter le chargement axial, les extrémités de la gaine sont soumises à une sollicitation axiale en traction. Les embouts soudés aux extrémités de la gaine sont donc vissés à un « écarteur » qui consiste en un guide dont les éléments peuvent coulisser de manière télescopique pour s'ouvrir ou se fermer. L'écarteur est manipulé par des tirants et assure que la force exercée sur l'éprouvette est une force axiale pure. L'écarteur et les tirants sont illustrés à la Figure 3.4.

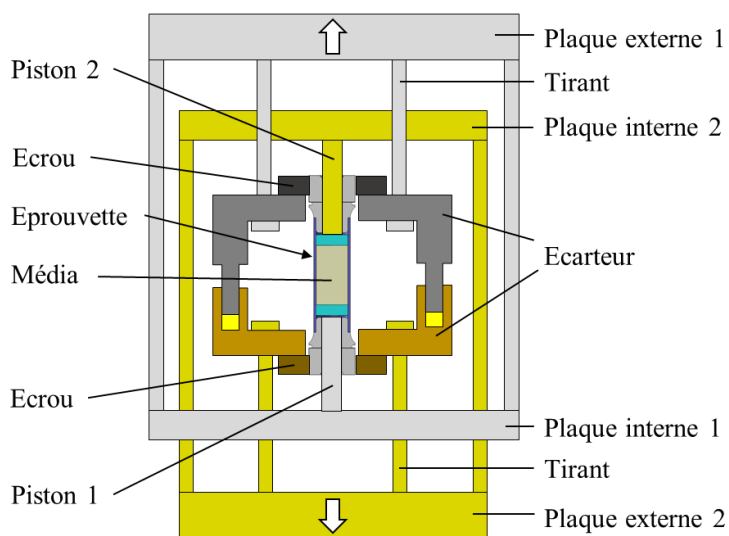


Figure 3.4 : Montage de l'EDCT

Une extrémité de chaque tirant est reliée à l'écarteur pour appliquer une charge axiale sur la gaine. L'autre extrémité de chaque tirant est reliée à l'une des plaques extérieures de l'inverseur, qui sont reliées à leur tour à la machine de traction. Les composants jaunes de la Figure 3.4 en liaison avec le vérin de la machine de traction se déplacent vers le bas et les composants gris se déplacent vers le haut. Les plaques extérieures appliquent une force de traction aux extrémités de l'éprouvette via les tirants et l'écarteur et les plaques internes se déplacent l'une vers l'autre et compriment le média à l'intérieur de la gaine via les pistons.

Les tirants se déforment plastiquement au cours de l'essai pour contrôler la force axiale transmise à la gaine et par conséquent pour contrôler la déformation axiale. Pour augmenter ou diminuer la biaxialité d'un essai à un autre, le seul paramètre à modifier dans le montage est la force axiale appliquée à l'éprouvette et par conséquent la section des tirants. La force axiale appliquée à l'éprouvette varie au cours de l'essai et est fonction de la limite d'élasticité et la courbe d'écrouissage du matériau des tirants. Pour cette raison, le matériau et la géométrie des tirants doivent être choisis avec soin afin d'obtenir la force de traction souhaitée sur l'éprouvette.

3.3.3 Choix du matériau des tirants

Le choix du matériau des tirants a été l'étape la plus compliquée durant le développement du dispositif. Les tirants doivent répondre à des critères géométriques et mécaniques pour pouvoir réaliser des essais EDC avec traction.

Comme mentionné dans le cahier des charges, le montage EDCT sera utilisé pour réaliser des essais à température ambiante ainsi qu'à la température du fonctionnement du réacteur (320 – 350 °C). Pour cette raison, les dimensionnements de l'inverseur et de l'écarteur ont été réalisés en tenant compte d'une utilisation potentielle dans un four. Les dimensions du four imposent des limites sur le reste du dispositif, et la place disponible ne permet pas une section des tirants supérieure à environ 27 mm². Ce résultat conduit à plusieurs critères sur le choix du matériau du tirant. Premièrement, les tirants doivent se plastifier à peu près en même temps que la gaine. La force nécessaire pour plastifier la gaine axialement est donnée par l'équation 3.1.

$$F_{gaine} = \sigma_{y_gaine} S_{gaine} = \sigma_{y_gaine} \pi (r_{ext}^2 - r_{int}^2) = 8648 \text{ N} \quad Eq3.1$$

σ_{y_gaine} est la limite d'élasticité de la gaine dans le sens axial et égale à 530 MPa à température ambiante. r_{ext} et r_{int} sont respectivement les rayons externe et interne de la gaine. La limite d'élasticité des tirants multipliée par la section des tirants doit être égale à la force nécessaire pour plastifier la gaine :

$$\sigma_{y_tirant} S_{tirant} \approx F_{gaine} \quad Eq3.2$$

S_{tirant} est la section totale des deux tirants, et σ_{y_tirant} la limite d'élasticité du tirant.

On a fixé comme objectif un diamètre de chaque tirant d'environ 4 mm, ce qui laisse une marge entre la section maximale permise et la section minimale qui peut être usinée. Ainsi, on cherche une valeur de σ_{y_tirant} d'environ :

$$\sigma_{y_tirant} \approx \frac{F_{gaine}}{S_{tirant}} = \frac{8648 \text{ N}}{2[\pi (2 \text{ mm})^2]} = 344 \text{ MPa} \quad Eq3.3$$

Le matériau des tirants doit en outre être ductile, facile à usiner et inoxydable. Les aciers inoxydables austénitiques et les Inconels remplissent ces conditions. L'Inconel 600 est disponible en forme de barres avec une limite d'élasticité proche de la valeur souhaitée. Les aciers austénitiques sont généralement disponibles sous forme de barre recuite (pour laquelle la limite d'élasticité est trop faible) ou étirée à froid (pour laquelle la limite d'élasticité est trop élevée). Un traitement thermique des barres étirées n'a pas été considéré comme pratique à cause des problèmes de reproductibilité. Cependant, une tôle d'épaisseur 4 mm en inox 304L avec la bonne limite d'élasticité a été identifiée. Ainsi, les deux candidats identifiés pour le matériau des tirants étaient :

- Des barres rondes en Inconel 600, pour la fabrication de tirants cylindriques,

- Une tôle en inox 304L, pour la fabrication de tirants plats d'épaisseur 4 mm.

Des échantillons pour essais de traction ont été usinés à partir de ces deux matériaux afin de mesurer leur comportement à température ambiante. Les résultats sont présentés en Figure 3.5.

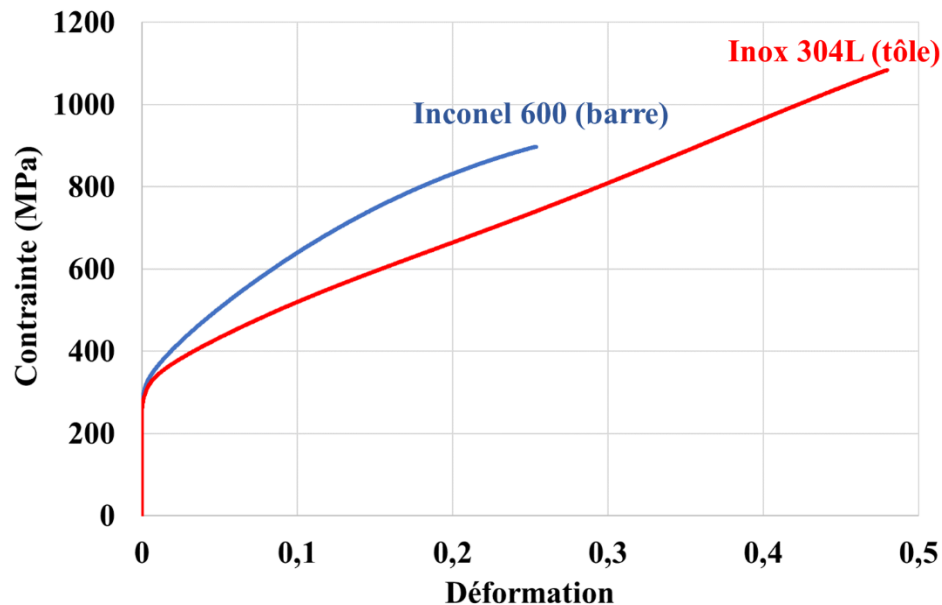


Figure 3.5 : Courbes de contrainte-déformation « vraies » des matériaux des tirants

Les comportements mesurés sont ensuite utilisés pour réaliser des simulations par éléments finis. Pendant l'essai EDCT, pour obtenir le rapport de biaxialité de déformation souhaité au centre de l'échantillon, la force de traction doit augmenter d'une manière appropriée au fur et à mesure de l'avancement de l'essai, en fonction de la courbe d'écrouissage du matériau des tirants. Plusieurs simulations ont été réalisées avec les deux matériaux, et avec plusieurs géométries de tirant, pour déterminer si un des matériaux est satisfaisant.

3.3.4 Simulation par éléments finis

Des simulations par éléments finis de l'essai EDCT ont été réalisées afin d'identifier le comportement des tirants permettant d'atteindre les biaxialités recherchées. Les conditions limites et le chargement appliqué sont représentés sur la Figure 3.6. Les tirants sont modélisés comme une seule structure cylindrique avec une section égale à deux fois la section d'un seul tirant. La surface inférieure du tirant est accrochée à la surface supérieure de la gaine. Pendant la simulation, un déplacement axial (vertical) est appliqué à la surface supérieure du tirant. Ce déplacement est de même amplitude, mais de sens opposé, que le déplacement appliqué à la surface supérieure du piston qui comprime le média. De ce chargement résulte une déformation plastique en traction axiale dans les tirants et dans la gaine. En même temps, le média se comprime pour appliquer une déformation circonférentielle à la gaine. Les coefficients de frottement et les modèles utilisés pour la gaine, le média et les tirants sont détaillés dans le chapitre suivant.

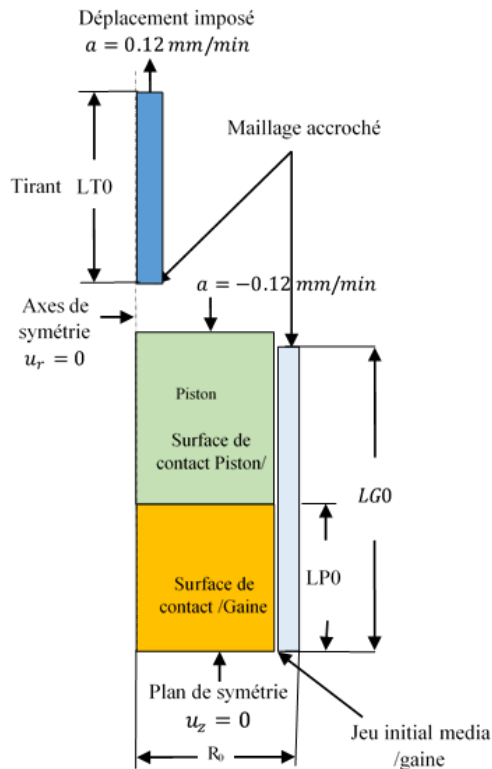


Figure 3.6 : Géométrie et conditions limites utilisées pour la simulation par éléments finis de l'EDC avec traction

Ainsi, à partir des comportements identifiés lors des essais de traction, des simulations ont été menées sur l'effet de la longueur utile des tirants sur la variation de biaxialité au cours du chargement. En effet, la longueur de la section utile des tirants affectera la courbe charge-déplacement. Des tirants courts subiront une plus grande déformation pour un déplacement donné et par conséquent, la charge axiale augmentera plus rapidement. En revanche, des tirants longs entraîneront une augmentation plus lente de la force axiale. Des exemples de calculs sur la structure sont présentés dans la Figure 3.7 pour des tirants en inox 304L avec une section de 20 mm² et avec plusieurs longueurs utiles. La Figure 3.7 montre que l'augmentation de la longueur utile permet de diminuer la variation de la biaxialité pour une déformation circonférentielle supérieure à 6 %. Des simulations des tirants en Inconel conduisent à des tendances similaires. La place disponible dans le dispositif expérimental ne permet pas une longueur utile supérieure à 60 mm.

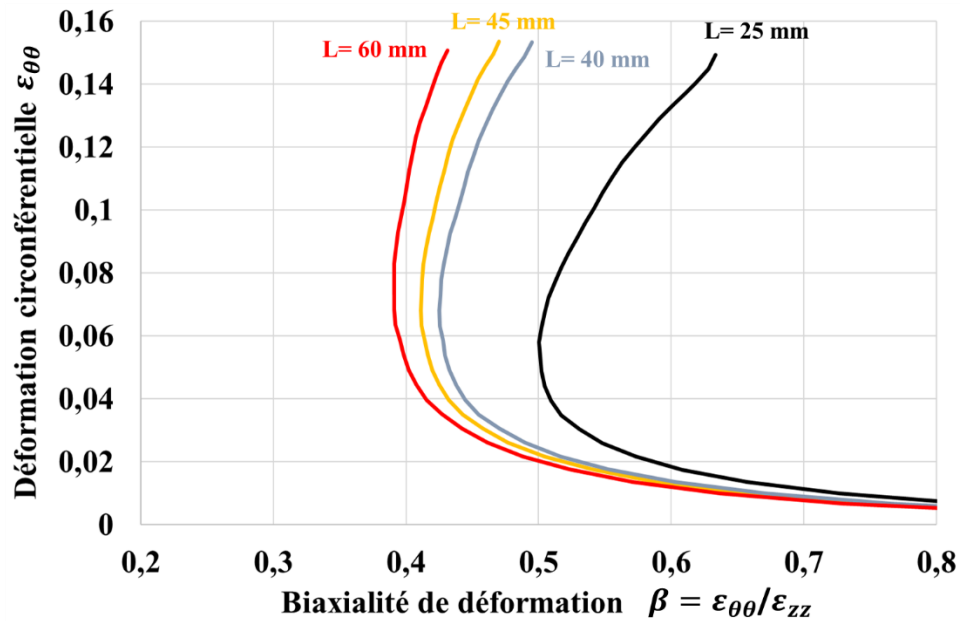


Figure 3.7 : Effet de la longueur des tirants en inox 304L (20 mm² de section) sur l'évolution de la biaxialité au centre de la gaine au cours du chargement

La Figure 3.8 montre la biaxialité simulée pour des tirants de longueur utile 60 mm et de section 20 mm² en inox 304L et en Inconel 600.

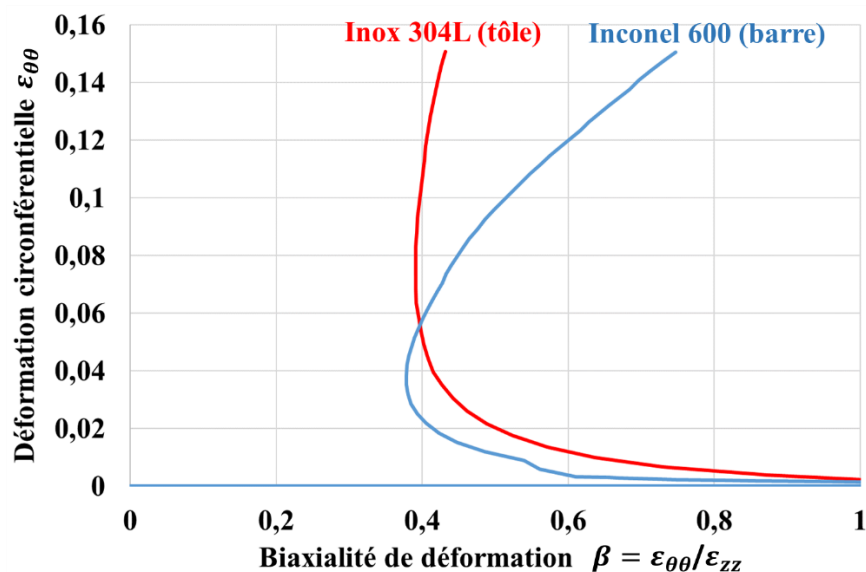


Figure 3.8 : Effet de la nature du tirant (inox 304L et Inconel 600) sur l'évolution de la biaxialité au centre de la gaine en cours du chargement

Selon les simulations, la biaxialité atteint une valeur de 0,4 au centre de la gaine (pour la section des tirants de 20 mm² considérée). Elle reste quasiment constante à partir d'une déformation circonférentielle d'environ 4 % pour des tirants en inox 304L alors qu'elle varie fortement pour des tirants en Inconel 600. Elle passe de 0,4, pour une déformation circonférentielle de 2 % à 0,75, pour une déformation circonférentielle de 15 %. Cela est principalement dû au fort écrouissage de l'Inconel 600 par rapport à l'inox 304L. En se basant sur ces résultats, l'inox 304L a été retenu pour les tirants.

3.4 Mesures des déformations et de la biaxialité au cours de l'essai

Le défi de ces travaux ne consistait pas seulement à développer un dispositif mécanique capable d'appliquer des chargements biaxiaux sur un produit tubulaire, mais aussi à mettre en place des dispositifs de suivi de l'essai fiables (des champs cinématiques) capables de nous fournir suffisamment de données pour assurer le bon fonctionnement du montage et une analyse complète des résultats. Le système de stéréo-corrélation mis en place (Figure 3.9) permet de faire des acquisitions d'images à une fréquence satisfaisante (jusqu'à 28,6 Hz à pleine résolution).

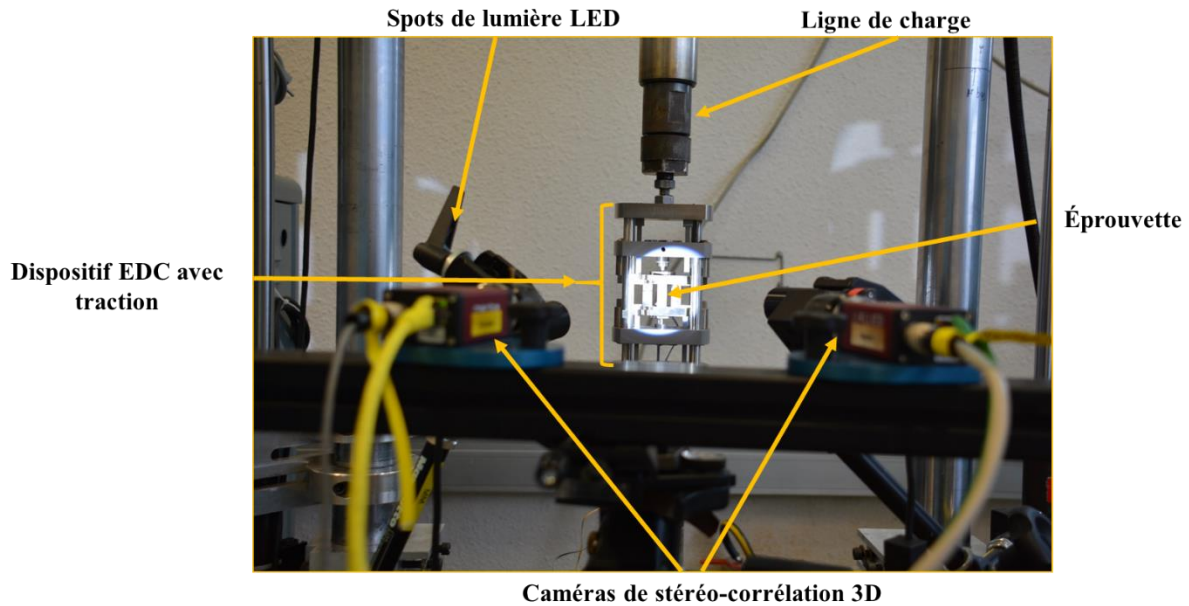


Figure 3.9 : Dispositif de stéréo-corrélation mis en place pour l'instrumentation des essais EDC sur une machine de traction

La méthode de corrélation d'images repose sur la comparaison d'une image présentant une configuration déformée à une image de référence prise à l'état initial. La comparaison entre l'état initial et l'état déformé se fait à l'aide d'un mouchetis pulvérisé auparavant sur la surface de l'éprouvette. La méthode de corrélation d'images appliquée dans cette étude est celle du logiciel VIC 3D® de Correlated Solutions (www.correlatedsolutions.com). Des caméras de modèle Manta R G-419B ont été employées. Un objectif avec une distance focale de 50 mm a été utilisé sur chaque caméra. Les caméras sont équipées d'un capteur de type CMOS et elles ont une résolution de 2048 x 2048 pixels. La surface de l'échantillon est illuminée par des spots en LED tout le long de l'essai. La comparaison de la configuration déformée à la configuration initiale se fait grâce aux mouchetis appliqués sur la surface de l'échantillon.

Pour obtenir un champ de déformation, quatre étapes sont nécessaires :

- Application des mouchetis : il faut projeter une peinture blanche, puis pulvériser un léger voile de peinture noire sur la surface étudiée. On obtient ainsi un mouchetis composé de points plus ou moins gros répartis de manière aléatoire (on parle de répartition stochastique). Le contraste et la texture ainsi créés influent directement sur la qualité de la mesure. La peinture est appliquée par des bombes.
- Calibrage du système de caméras : le calibrage est une phase initiale essentielle du procédé, qui permet de transformer des informations de position de pixels en informations

métriques. Une caméra est définie par ses paramètres intrinsèques (point principal (C), distance focale (f) et coefficients de distorsion (k)). Ces paramètres sont déterminés en utilisant une mire dont les caractéristiques sont connues (Figure 3.10). Cette mire est placée dans différentes positions et différentes orientations devant l'éprouvette. Chaque image ainsi recueillie permet de faire la correspondance entre les positions réelles des intersections de la mire dans l'espace et leurs coordonnées en pixels dans le plan des caméras.

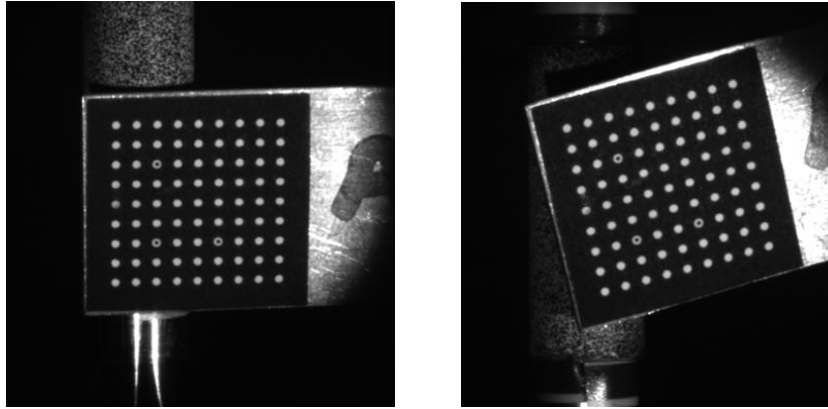


Figure 3.10 : mire de calibrage

- La troisième étape consiste à stocker les images enregistrées pendant l'essai afin de les traiter et calculer le champ de déformation. Cette étape s'appelle 'acquisition d'images'. Elle a été réalisée via le logiciel Vic-Snap ®. Le logiciel Vic-Snap ® est connecté à une carte d'acquisition. Des connexions analogiques peuvent alors être réalisées entre le logiciel et les différents paramètres enregistrés en temps réel sur les dispositifs d'essais. Cela permet une synchronisation entre les paramètres d'essai comme les efforts ou les déplacements vérins et les champs de déplacements et de déformations mesurés par corrélation d'images

- La dernière étape est la reconstruction de la surface en 3D à partir d'une paire d'images (prise par chaque caméra). La première étape pour la reconstruction 3D de la surface est la procédure d'appariement. Celle-ci consiste à rechercher pour chaque pixel de la caméra de droite son correspondant sur la caméra de gauche. Cette correspondance est obtenue par corrélation entre l'image de droite et l'image de gauche. Le point 3D correspondant à chaque paire de pixels peut être calculé par triangulation en connaissant les paramètres des deux caméras et les paramètres obtenus lors du calibrage du système. En balayant la totalité de l'image de la caméra principale, on reconstruit ainsi une succession de points 3D situés sur la surface de l'objet.

Les différents paramètres utilisés pendant l'essai et lors du dépouillement sont détaillés dans le tableau suivant.

Table 3.1 : Paramètres des caméras de stéréo-corrélation

Essai	EDC avec traction
Vitesse de déformation diamétrale	10^{-4} s^{-1}
Zone d'intérêt (pixel x pixel)	500x900
Fréquence d'acquisition (Hz)	2
Taille du pixel sur l'image (μm)	34,5
Subset (pixel x pixel)	27x27
Pas (Pixel)	7
Taille du subset sur l'image (mm)	0,931
Distance focale de l'objectif	50 mm
Distance d'objet	800 mm
Ouverture du diaphragme	f22

L'utilisation d'un système de stéréo-corrélation permet de construire la forme de l'éprouvette dans un espace tridimensionnel et de mesurer le déplacement dans les trois directions par la comparaison de l'état initial et l'état déformé.

Le déplacement de la surface à différents instants par rapport à la surface initiale de la gaine permet de calculer le champ de déformations. Afin de comparer les déformations mesurées à celles simulées, le champ de déformation de Green-Lagrange calculé par VIC-3D est transformé en déformation logarithmique.

Les déformations de Green-Lagrange calculées par VIC sont exprimées par les équations 3.4 à 3.6 :

$$E_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right] \quad 3.4$$

$$E_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right] \quad 3.5$$

$$E_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \quad 3.6$$

Les déformations logarithmiques (déformation de Hencky) sont par la suite déduites :

$$\mathbf{H} = \frac{1}{2} \log(\mathbf{1} + 2\mathbf{E}) \quad 3.7$$

De cette manière, les déformations mesurées expérimentalement par stéréo-corrélation d'images peuvent être comparées aux déformations issues des simulations par éléments finis.

3.5 Montage et mise en place de l'éprouvette

La mise en place de l'essai passe par plusieurs étapes primordiales qui doivent être réalisées dans l'ordre. Les différentes étapes effectuées avant de lancer l'essai sont les suivantes :

- Dans un premier temps, l'éprouvette est insérée dans l'écarteur et attachée par des écrous,
- L'écarteur est ensuite attaché aux 4 tirants (deux de chaque côté) qui sont eux-mêmes attachés à l'une des plaques extérieures de l'inverseur qui sont attachées à leur tour à la machine de traction,
- Une pré-charge de traction axiale de 0,5 kN est ensuite appliquée sur l'éprouvette via l'écarteur et les tirants afin de fermer tous les jeux dans le montage,
- La dernière étape consiste à mettre en contact les pistons avec le média à l'intérieur de l'éprouvette.

Une fois le montage en place, un suivi par stéréo-corrélation d'images a lieu afin de mesurer le champ de déformation sur la surface extérieure de l'éprouvette.

3.6 Essai EDC avec traction

Cette partie du manuscrit est dédiée à la présentation des résultats des premiers essais EDC avec traction sur tube. La Figure 3.11 montre la plateforme d'essai avec la machine de traction, les caméras de stéréo-corrélation et les ordinateurs de pilotage.



Figure 3.11 : Machine de traction et caméras de corrélation d'images utilisées pour l'essai EDC avec traction

Des premiers essais EDC avec traction ont été réalisés avec des tirants plats fabriqués à partir d'une tôle d'inox 304L, avec une section de 20 mm² (4 mm x 5 mm) et une longueur utile de 60 mm. Les essais ont été réalisés à température ambiante avec une vitesse du vérin de 4 µm par seconde afin d'obtenir une vitesse de déformation circonférentielle d'environ 10^{-4} s^{-1} au centre de la gaine (point A en Figure 3.12). La Figure 3.12 illustre les champs de déformations axiale et circonférentielle du premier essai mesurés par stéréo-corrélation. Les évolutions des déformations mesurées au point A, au centre de la gaine, sont données en fonction du déplacement du vérin à la Figure 3.13.

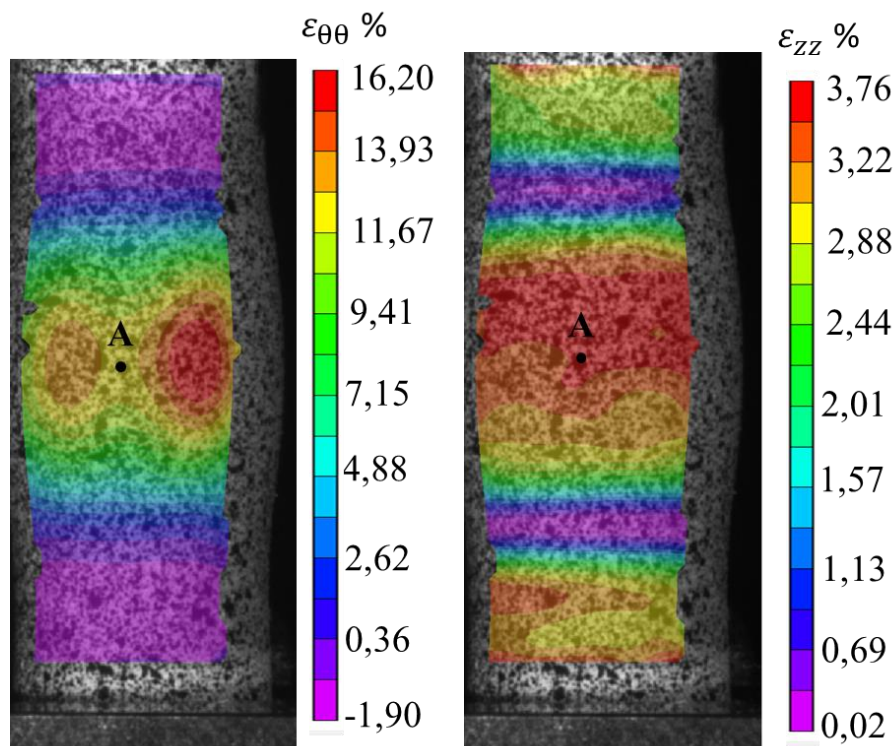


Figure 3.12 : Champs de déformation circonférentielle et axiale dans la gaine lors d'un essai EDC avec traction à 25 °C et à une vitesse de déformation de 10^{-4} s^{-1}

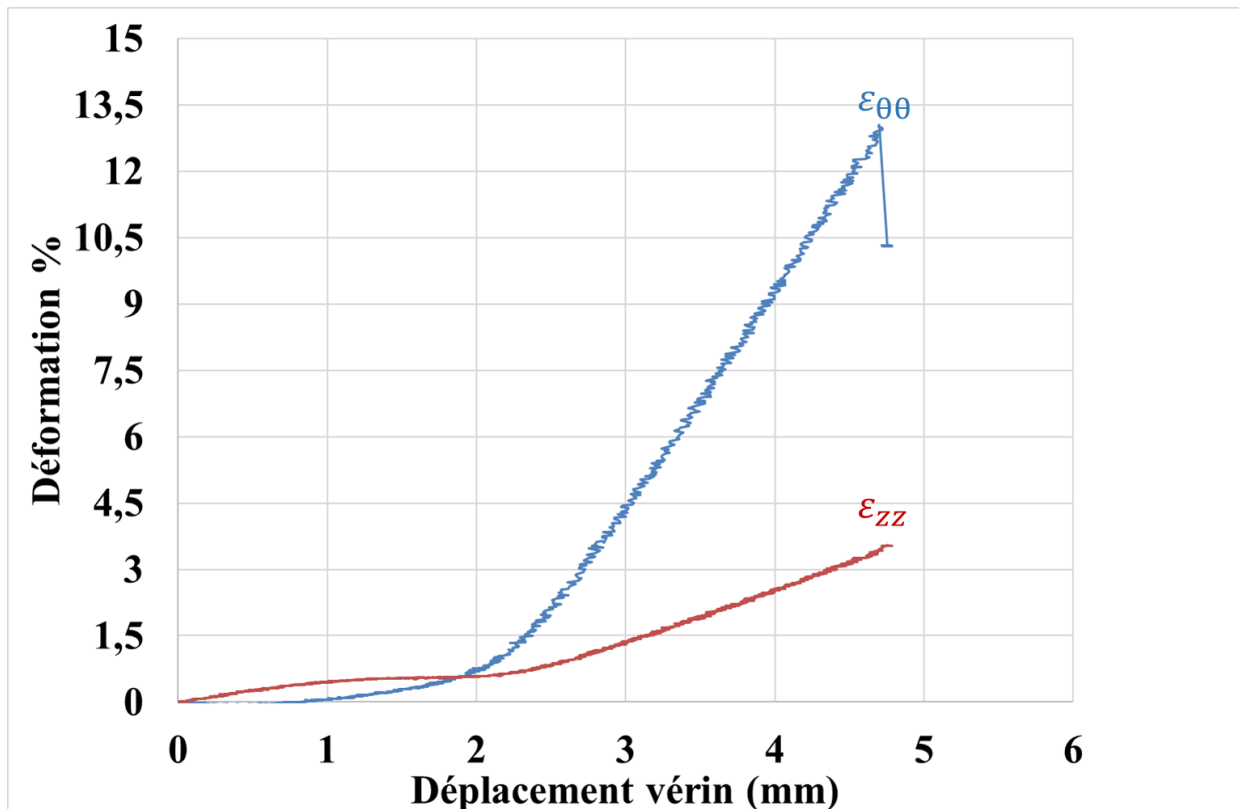


Figure 3.13 : Évolution des déformations circonférentielle et axiale au point A en fonction du déplacement du vérin

Les mesures des champs réalisées ont montré que dès le début de l'essai et dans la zone utile de l'éprouvette, la déformation circonférentielle n'est pas homogène azimuthalement. À la fin de l'essai, la déformation circonférentielle mesurée est de 13% au centre et de 16% près du bord droit.

En outre, la gaine ne commence à se déformer dans le sens circonférentiel qu'après un grand déplacement des pistons (1,5 mm). Afin d'étudier l'origine de la dissymétrie, un deuxième essai a été réalisé avec des mouchetis sur les surfaces de l'éprouvette, de l'écarteur et des tirants. Le déplacement axial des plaques de l'écarteur est présenté par la Figure 3.14. Les analyses ont révélé un fléchissement des deux plaques de l'écarteur pendant le chargement. Il n'est pas sûr que cela puisse être une cause de la dissymétrie de la déformation de l'éprouvette, mais une déformation des plaques n'est pas souhaitable. Pour résoudre ce problème, un deuxième écarteur a été conçu avec des plaques plus épaisses afin de résister à la flexion. La flexion de l'écarteur peut être expliquée par les efforts appliqués par les tirants aux extrémités de chaque partie de l'écarteur ainsi que la résistance opposée de la gaine au centre.

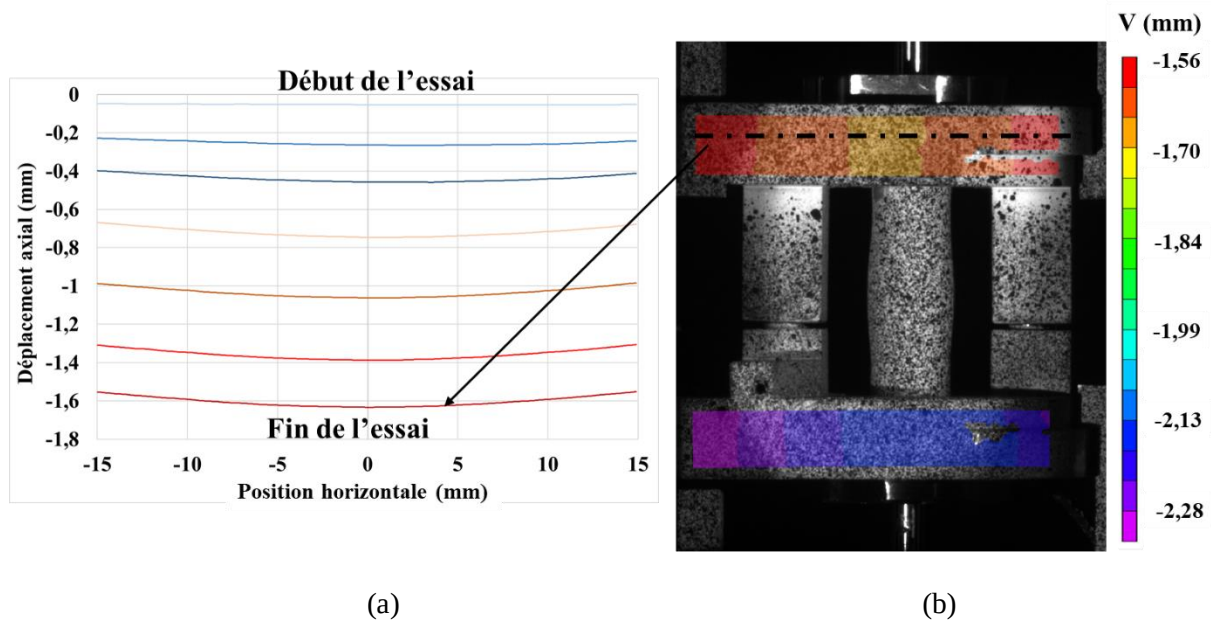


Figure 3.14 : (a) Évolution de la flèche dans l'écarteur au cours de l'essai, (b) iso-valeurs des déplacements axiaux dans l'écarteur

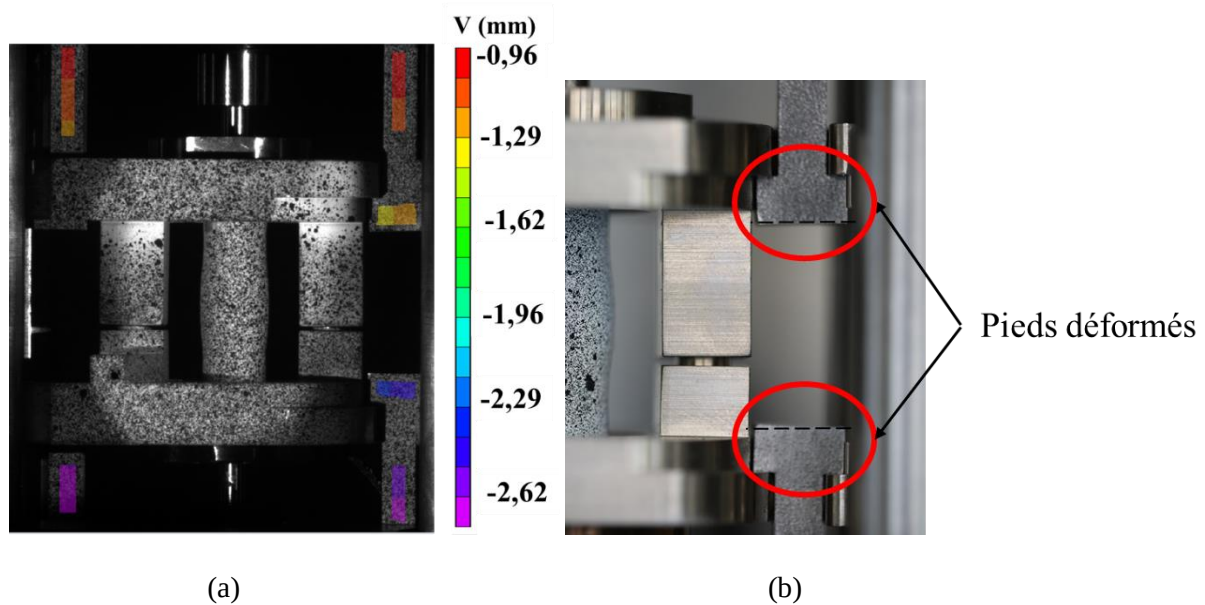


Figure 3.15 : (a) Iso-valeurs des déplacements axiaux dans les tirants, (b) déformation des pieds des tirants

En outre, les pieds des tirants ont subi une déformation plastique au cours du chargement (Figure 3.15). La déformation des têtes des tirants est principalement due à la faible surface de contact entre la tête des tirants plats et l'écarteur. Pour augmenter cette surface de contact, les essais suivants ont été conduits avec des tirants de forme cylindrique au lieu de plat. Une plaque épaisse du même matériau (inox 304L) a été identifiée et caractérisée avant de fabriquer des nouveaux tirants de forme cylindrique pour les essais suivants.

Enfin, la Figure 3.13 montre un petit retard de la déformation circonférentielle par rapport à la déformation axiale et. Pour diminuer ce retard, le jeu diamétral entre le média et la gaine a été modifié passant de 70 μm à 20 μm .

Les champs de déformations circonférentielles obtenus avec l'ancienne et la nouvelle configuration du montage, pour une déformation circonférentielle au point A de 12,3 %, sont présentés sur la Figure 3.16 . Les mesures réalisées par stéréo-corrélation montrent, lors d'un essai EDC avec traction, un champ de déformation circonférentielle homogène dans la zone utile de l'éprouvette avec la nouvelle configuration du montage tandis qu'il n'est pas homogène azimuthalement avec l'ancienne configuration.

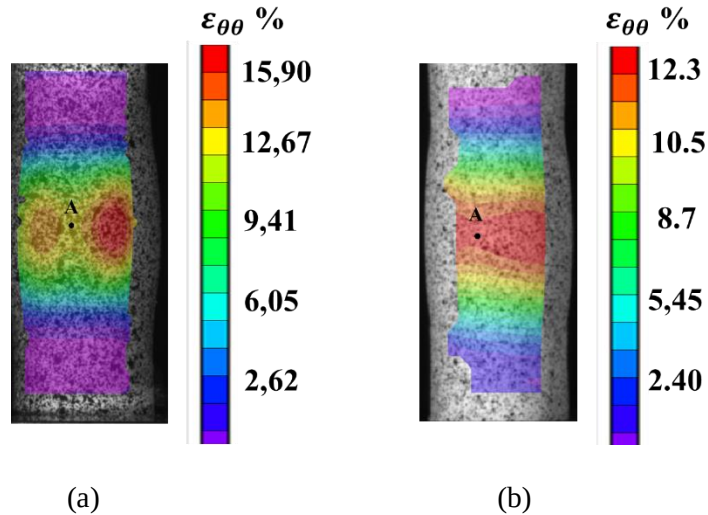


Figure 3.16 : Champs de déformations circonférentielles lors des essais EDCT avec (a) l'ancienne configuration et (b) la nouvelle configuration

3.7 Conclusion

Dans ce chapitre, un dispositif EDC avec traction a été développé pour tester des gaines en Zircaloy-4 dans des conditions de biaxialité des déformations représentatives du RIA. Le dispositif permet d'appliquer un chargement biaxial ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$ entre 0 et 1) sur un tronçon de gainage avec une unique machine de traction, ce qui constitue une avancée majeure par rapport aux moyens expérimentaux disponibles dans la littérature. L'emploi d'un système de stéréo-corrélation d'images pour le suivi de la déformation synchronisé avec l'application du chargement mécanique permet une comparaison avec les simulations numériques. Des simulations par éléments finis ont été utilisées pour identifier le matériau et la géométrie des tirants qui exercent la force axiale sur l'échantillon via un écarteur. La conception retenue comprend deux tirants sur chaque côté de l'écarteur. Chaque tirant est en inox 304L avec une section de 20 mm² et une longueur utile de 60 mm. Les premiers essais avec le dispositif ont produit une biaxialité ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) d'environ 0,3. Ces essais préliminaires ont permis d'identifier des points d'amélioration du montage, notamment la conception d'un écarteur plus rigide, le remplacement des tirants plats par des tirants de forme cylindrique et la réduction du jeu diamétral entre le média et la gaine de 70 à 20 μ m.

Le dispositif développé est utilisé par la suite pour réaliser des essais EDC avec traction à différents niveaux de biaxialité et étudier l'effet de ce paramètre sur la déformation à rupture des éprouvettes.

4 Effet de la bixialité sur la rupture des gaines en Zircaloy-4

4.1 The effect of strain biaxiality on the fracture of zirconium alloy fuel cladding

A. Zouari^{1, 2}, M. Bono¹, D. Le Boulch¹, T. Le Jolu¹, J. Crépin², J. Besson²

¹Université Paris-Saclay, CEA, Service d'Etude des Matériaux Irradiés, 91191, Gif-sur-Yvette, France

²Mines ParisTech – PSL Research University, UMR CNRS 7633, Centre des Matériaux, 91003 Evry, France

4.1.1 Abstract

During a Reactivity Initiated Accident (RIA), nuclear fuel cladding experiences a multiaxial loading state in which the Pellet-Cladding Mechanical Interaction (PCMI) produces a strain biaxiality ratio ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) of between 0 and 1. This study examines the effect of strain state and loading path on the fracture of Zircaloy-4 fuel cladding. A new mechanical test has been developed in order to apply several levels of strain biaxiality. Digital Image Correlation (DIC) is used to measure the strain field, to identify the onset of cladding failure, and to obtain the corresponding critical loading state. Results show that the strain biaxiality has a significant effect on the hoop strain at failure, and the smallest fracture strain is obtained for nearly plane strain conditions. A model is proposed for the accumulation of damage due to plastic deformation, based on the Lode parameter of the plastic strain rate tensor. The model is used to predict the failure hoop strain as a function of the strain biaxiality ratio ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$), and good agreement is found between the experimentally measured and predicted failure strains.

4.1.2 Introduction

A Reactivity Initiated Accident (RIA) caused by the ejection of a control rod is a design basis accident that can potentially occur in a Pressurized Water Reactor (PWR). During the first phase of a RIA, the zirconium alloy fuel cladding tubes may be subjected to Pellet-Cladding Mechanical Interaction (PCMI) due to the thermal expansion of the pellet. In this scenario, the expanding pellet imposes a hoop strain and a tensile axial strain on the fuel cladding. Data from previous experiments in research reactor programs simulating the PCMI phase of RIAs show that, at high burnup of the fuel, the cladding undergoes a multiaxial loading state characterized by a strain biaxiality ratio ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) between plane-strain (no axial strain in the cladding) and equi-biaxial tension (equal tensile strains in the hoop and axial directions). These values were obtained from measurements of the residual axial and hoop strains on cladding tubes [96].

Additional experiments are necessary to characterize the failure conditions of fuel cladding in accidental scenarios. However, due to the high cost and complexity of tests in experimental reactors, it would be preferable to obtain the necessary information from laboratory tests that allow the effects of various parameters to be studied individually. To understand the effect of the strain biaxiality ratio ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) on the hoop strain at fracture of the cladding, laboratory tests should accurately reproduce reactor conditions that affect this parameter. The objective of this study is to develop a laboratory test that reproduces the strain biaxiality imposed on the cladding in the reactor, and to analyze its effect on the hoop strain at failure of non-irradiated Cold-Worked Stress-Relieved (CWSR) Zircaloy-4 cladding. Tests using different strain ratios were coupled with a ductile failure model to examine how the failure strain and failure mechanism are affected by the strain biaxiality ratio.

Previous researchers have used various testing methods to evaluate the effect of strain biaxiality on the fracture behavior of zirconium alloys. The effect of the strain biaxiality ratio for sheet metals has been studied by Yunchang and Koss [2], Seo et al. [7] and Kim et al. [3]. Yunchang and Koss [2] performed biaxial tests that showed a decrease in the ductility of hydrided Zircaloy-2 sheets as the strain biaxiality increases. The ductility decrease is more pronounced for high hydride concentrations. However, Seo et al. [7] and Kim et al. [3] found either no variation or a slight increase of the ductility when the biaxiality increases from 0 to 1 for Zircaloy-4 and Zirlo sheets, respectively. Each of these studies [2-4] found that the failure strain of sheets is much higher in pure tension (strain biaxiality ≈ -0.5) than in plain strain (strain biaxiality ≈ 0). These studies have revealed that the strain biaxiality ratio is an important parameter with a significant effect on the strain at failure. However, these results were obtained for sheet materials and cannot be directly applied to cladding tubes, which have different crystallographic texture and mechanical properties.

The effect of biaxiality on the failure of cladding specimens has been studied by many authors with different loading modes. Kaplar et al [97] examined the impact of biaxiality in plane strain and equibiaxial conditions for Zr-1%Nb alloy. In their tests, fuel cladding tubes were loaded with a combination of internal pressure and axial tensile force to obtain different strain biaxialities. Their study shows that an increase of the strain ratio ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) from 0 to 1 leads to a 50% reduction of the hoop strain at failure. In these tests, the tube fails by the onset of plastic instabilities in the form of ballooning followed by localized necking [98]. This type of loading does not accurately reproduce the displacement-controlled strain imposed on the cladding by the expanding fuel pellet, and thus the test does not reproduce PCMI conditions.

Very few mechanical tests can load tubular samples with a high-biaxiality displacement-controlled load. One of the tests that best represents PCMI involves placing a pellet-shaped cylindrical device inside a sample of fuel cladding. The device is compressed axially, causing it to expand in diameter, thereby creating a hoop strain in the cladding sample (Figure 4.1a). Mishima [54] developed a test in which a ductile, pellet-shaped lead cylinder was compressed by two pistons to measure the failure hoop strain of beryllium cladding tubes. Researchers have also used a segmented expanding mandrel with an axial core of ductile material [99]. Compression of the ductile core causes the segmented mandrel to expand, thereby imposing a hoop strain on the sample. Expansion Due to Compression (EDC) tests have been the subject of various recent numerical and experimental studies [9-14] due to their ability to characterize the loading and the failure mode encountered during the PCMI stage of RIAs.

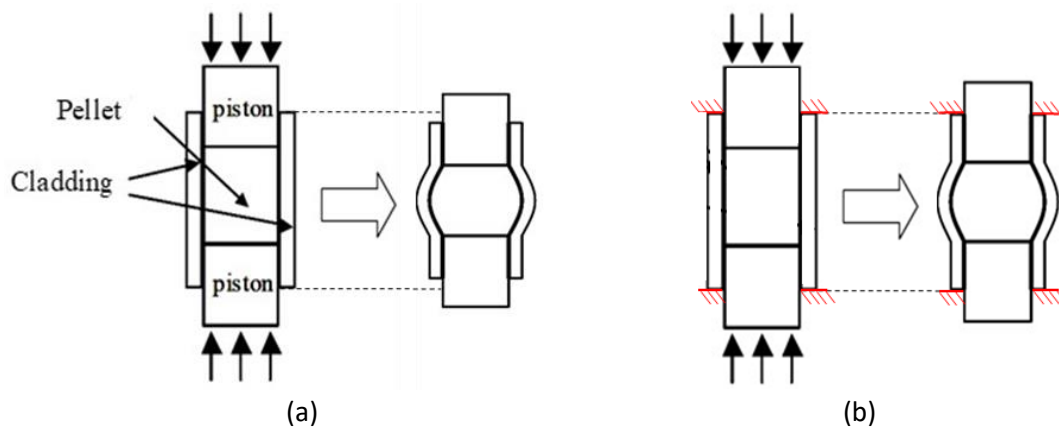


Figure 4.1 : EDC test configuration, (a) free-end EDC test, (b) fixed-end EDC test

In the original version of the EDC test, the ends of the tubular sample are free and unconstrained. During this type of free-end EDC test, the sample shrinks axially as it expands in diameter (Figure 4.1a). Therefore, the strain biaxiality in the sample, ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$), is not representative of that experienced by fuel cladding during PCMI. In order to produce a more representative biaxial strain state in the sample,

Nobrega [61] introduced two axial retainers at the ends of the tube to restrain it from axial shrinkage (Figure 4.1b). The end restraining fixture prevents any change in length of the sample, so the strain biaxiality is much more representative than that of a free-end test. Hellouin de Menibus et al [8] used this type of fixed-end EDC test on Zircaloy-4 cladding at 25°C and found that the fracture strain is half of that obtained in free-end EDC tests.

Shinozaki et al. [62-63] and Li et al. [4] developed a type of EDC test in which the sample experiences tensile axial strain as well as tensile hoop strain. Therefore, the strain biaxiality is very similar to that experienced by fuel cladding during PCMI. This test uses two actuators to load the sample. The first applies an axial tensile load to the ends of the tube, and the second compresses a media inside the tube to impose a hoop strain. They performed tests on pre-cracked cladding samples with an outer hydride rim, and they measured the strains using strain gauges mounted on the side of the tube opposite the pre-crack. Their research revealed that the rupture strain of a pre-cracked cladding tube decreases as strain biaxiality increases. In their case, the rupture is governed by the propagation of an existing crack, which they analyzed by calculating the J integral.

In order to be able to test the rupture strain of irradiated cladding tubes in conditions representative of the PCMI phase of an RIA, a research program has been ongoing at the CEA. An experimental device that can apply a displacement-controlled biaxial load is being developed for application in a hot cell. This Expansion Due to Compression with Tension (EDCT) device is used in the current study to determine the effect of the biaxiality on the fracture strain, and the results are coupled with a numerical procedure to analyze the ductile damage. The EDCT device was used in this study to perform tests on CWSR fuel cladding samples. The initial tests were performed on non-irradiated samples at room temperature with a slow strain rate. The current paper describes the results and analysis of these tests. Based on the results, future efforts will be directed at adapting the device to allow testing at higher temperatures, greater strain rates, and implementation in a hot cell.

The new EDCT device is described in Section 2. In Section 3, the strain measurement technique and the results of the mechanical tests are presented. The influence of biaxiality on the fracture strain is studied using free-end and fixed-end EDC tests in addition to EDCT tests. Scanning electron microscopy (SEM) observations of the fracture surfaces are also presented. In Section 4, the tests are simulated using the finite element method (FEM). Section 5 presents a fracture initiation model that reproduces the experimental results by post-processing elastoplastic finite element simulations.

4.1.3 Experimental procedures

The material used in this study was non-irradiated CWSR Zircaloy-4 fuel cladding, which is commonly used in PWRs. The tubes have an outer diameter of 9.5 mm, an inner diameter of 8.36 mm, a wall thickness of 0.57 mm, and a length of 27 mm. In order to ensure that fracture occurred in the central part of the sample, some samples were prepared with a wall thickness that was reduced to 0.52 mm in this region. The pellet inside the sample is made of polytetrafluoroethylene (PTFE) and has a length of 14 mm and a diameter of 8.34 mm.

Three types of EDC tests were used to obtain different strain biaxialities, which consequently affects the stress state. The tests were designed to obtain a mean hoop strain rate of approximately 10^{-4} s^{-1} in the area of interest. All tests were conducted up to failure, except the free-end EDC test, which did not rupture. The tests were carried out at room temperature on an electro-mechanical tensile testing machine equipped with a 100 kN load cell and displacement sensors.

4.1.3.1 Free-end and fixed-end EDC tests

In this study, EDC tests were performed using a compression cage on a tensile testing machine. The free-end EDC test consists of axially compressing, between two pistons, a ductile PTFE pellet inside a sample of cladding tube with free ends, as shown in Figure 4.1a. The axial compression causes the pellet to expand in diameter, thereby imposing a hoop strain on the cladding in the area in contact with the pellet, the area of interest. The test reproduces the displacement-controlled loading mode of PCMI, in which the expanding fuel pellet imposes a strain on the fuel cladding. However, at the beginning of the test, the sample shrinks axially as it expands in diameter, such that $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} \approx -0.6$ and $\sigma_{zz}/\sigma_{\theta\theta} \approx 0$. Thus, the biaxiality created in this test is not representative of the PCMI phase.

The fixed-end EDC test (Figure 4.1b) is an improved version of the free-end EDC test. The tubular sample passes through the plates of an end restraining fixture, and the ends are fixed in place. The samples used in the current study are similar to those used by Hellouin de Menibus et al. [8]. Each sample consists of a tube with a threaded cap welded to each end. Prior to welding the caps in place, a ductile pellet and two stainless steel disks are inserted inside the sample. After passing the ends of the sample through the holes in the restraining fixture, a nut is screwed onto each threaded cap. Each threaded cap contains a central hole so that a piston can pass through it in order to compress the pellet. At the beginning of the test, the strain state resembles that of a free-end EDC test. However, as the test progresses, the strain biaxiality approaches plane-strain ($\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} \approx 0$). Thus, the biaxiality is more representative than that of a free-end test, and it approaches the lower limit of the PCMI phase near the end of the test.

4.1.3.2 EDC test with Tensile load (EDCT)

In order to reach higher biaxiality levels, a type of EDC test with an axial tensile load on the sample was developed at the CEA. Figure 4.2 presents a schematic illustration of the test.

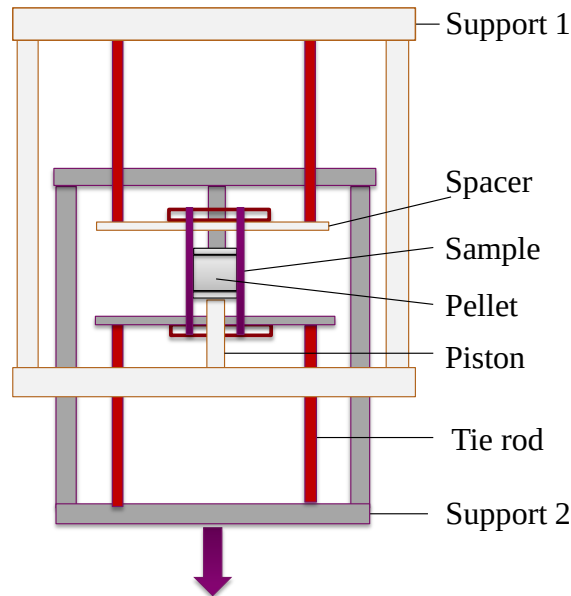


Figure 4.2 : EDC test with a tensile load

During this test, in addition to the compression of the pellet, four deformable tie rods (two on each side), which are attached to the outer plates of the compression cage, apply a tensile load to the ends of the sample. Therefore, the sample is subjected to simultaneous tensile hoop and axial loads during the test. The strain biaxiality, $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$, in this test is controlled by the mechanical behavior of the tie rods. These tie rods are made of stainless steel and are designed to deform plastically during the test. The force that

they apply to the sample varies throughout the test and is a function of their geometry and the mechanical tensile behavior of the stainless steel, namely the yield strength and the strain hardening characteristics. Finite element modeling was used to identify a suitable material and geometry for the tie rods in order to obtain a strain biaxiality close to 0. Thereafter, the cross section of the ties rods was altered slightly to either increase or decrease the biaxiality.

4.1.4 Strain measurement technique

Strain measurements on the outer surface of the tube were performed with a digital image correlation (DIC) system (Figure 4.3). The surfaces of the specimens were spray-painted with a random black speckle pattern on a uniform white background, and the samples were illuminated with two spotlights. The DIC system is equipped with 2 cameras with 4 megapixel resolution, a focal length of 50 mm, and an aperture of $f/22$. The specimen diameter corresponds to about 300 pixels. The frequency of image acquisition was set to 2 frames per second, and the correlation algorithm was performed with the VIC 3D® commercial software. A Gaussian filter was applied to reduce noise. A facet size of 27 pixels with a grid spacing of 7 pixels was used. The 3-D DIC technique can calculate out-of-plane and in-plane full-field displacements of the cladding throughout the test.

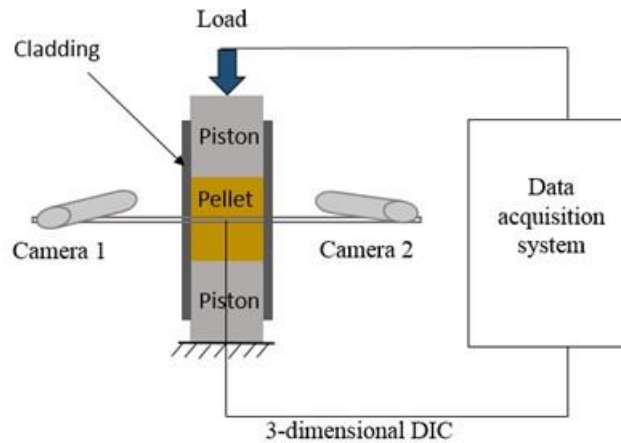


Figure 4.3 : Schematic representation of the EDC test setup and the 3D DIC system

Figure 4.4 shows the hoop and axial Green-Lagrange strain components in the tube measured by the 3D DIC system. The strain at failure is recorded in the area of interest of the specimen, at point A in Figure 4.4, where the axial and hoop strains reach their maximum absolute values. The axial strain gradient is high due to bulging, but the hoop strain gradient is relatively small, which allows the failure hoop strain to be determined reliably. The Green-Lagrange strains calculated by VIC-3D are transformed into logarithmic strains, which will be used throughout the remainder of this paper.

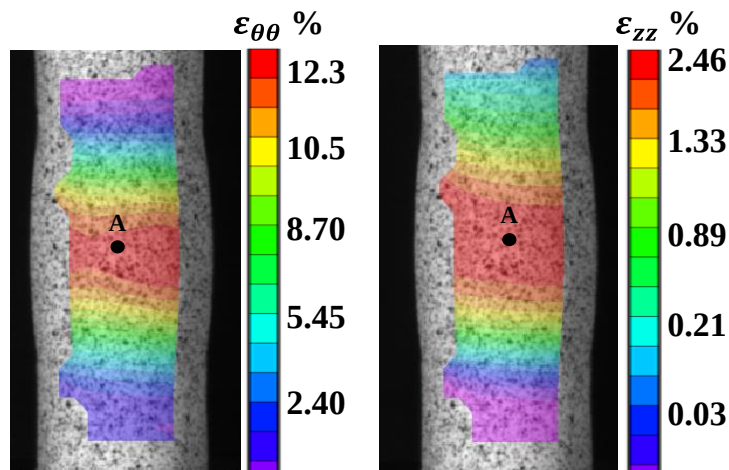


Figure 4.4 : Measured hoop and axial Green-Lagrange strain fields for an EDCT test

4.1.5 Experimental results

4.1.5.1 Mechanical tests

Two specimen shapes were used in this study. The first one has the thickness of industrial fuel cladding (0.57 mm). With this configuration, a strain ratio of 0.4 was achieved. Beyond this value, the excessive axial force causes the sample to rupture in tension outside of the area of interest. To reach higher biaxiality values, the thickness of the tube was reduced using a lathe to 0.52 mm (91% of the initial thickness) over the central 14 mm of the sample. This solution leads to rupture in the area of interest at greater biaxiality values. It was verified that for a fixed-end EDC test and an EDCT test with a biaxiality equal to 0.21, machining to this thickness did not affect the failure strain. The various EDCT tests performed with a wall thickness of 0.52 mm are listed in Table 4.1.

Table 4.1 : Measured hoop strain at fracture of Zircaloy-4 tubes for different strain biaxiality ratios

Biaxiality $\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$	-0.20	-0.17	-0.13	0.01	0.04	0.08	0.15	0.21	0.38	0.44	0.61	0.75
$\epsilon_{\theta\theta}$ (rupture)	0.316	0.274	0.222	0.123	0.095	0.102	0.113	0.115	0.116	0.120	0.127	0.137

Figure 4.5 presents the evolution of the hoop strain obtained from free-end, fixed-end, and EDCT tests as a function of strain biaxiality. The last point of each curve corresponds to the rupture of the specimen, with the exception of the free-end EDC test, which reached a hoop strain of 0.53 without rupturing. The loading path of the free-end EDC test (black curve) is close to pure tension. Due to plastic anisotropy, the theoretical biaxiality in pure tension is not equal to -0.5. At the beginning of this test, the strain ratio is close to -0.6, and it increases to -0.3 at a hoop strain of 0.53. For the fixed-end EDC test (green curve), the strain ratio is initially -0.3, and it increases to -0.07 at a hoop strain of 0.17. Although the ends of this specimen were fixed, an axial shrinking was measured in the area of interest, and a positive axial strain was measured close to the ends of the sample.

In order to characterize the material ductility at low biaxiality, several EDCT tests (red curves) were performed at strain ratios less than zero. During these tests, the tie rods had a small cross section and allowed the specimen to shrink in the axial direction, but not as much as in the free-end EDC test. Using this design, rupture was observed at a hoop strain of 0.316 for a biaxiality of -0.20. It was not possible to obtain a lower biaxiality in this study, because the tie rods would need to be thinner than could be machined with a uniform diameter. The minimum observed failure strain was 0.095 for a biaxiality of 0.04, which is close to plane strain. As the biaxiality increased from 0.04 to 0.75, the failure strain increased from 0.095 to 0.137.

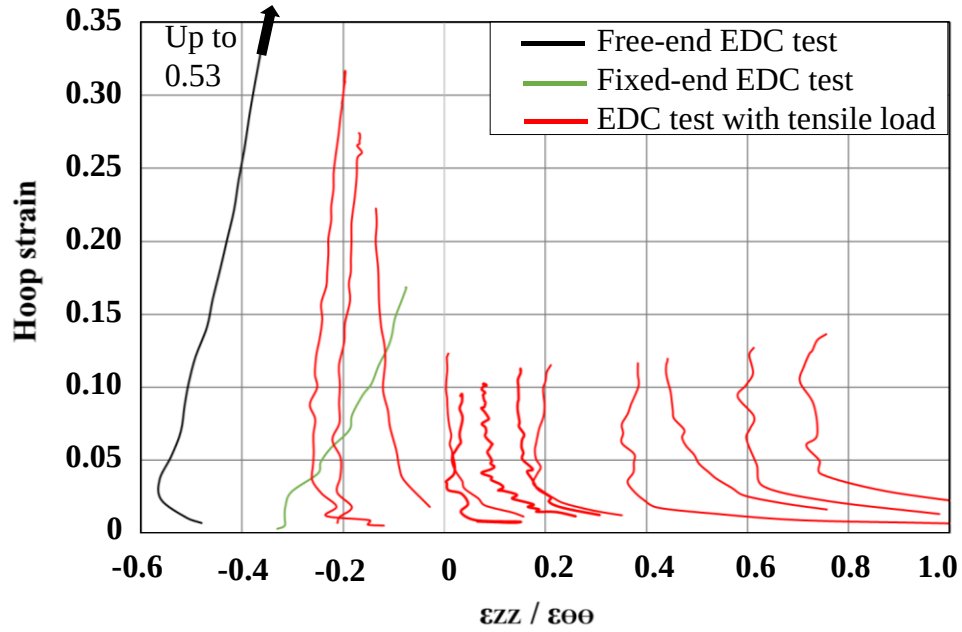


Figure 4.5 : Evolution of strain ratio for free-end, fixed-end, and EDC tests

These same data are presented in a different manner in Figure 4.6 in which the hoop strain is plotted versus the axial strain. Using this format, the data can be compared to Forming Limit Diagrams (FLD) that have been reported in the literature. The figure exhibits a characteristic V-shape with a strongly decreasing ductility for biaxialities less than 0 and a slightly increasing ductility for biaxialities between 0 and 0.75. This type of curve was found by [70] for AA6111-T4 aluminum sheets, and by [71] for aluminum 2008-T4 sheets using the hemispherical punch stretching method. FLDs were obtained for aluminum tubes in [77] and [78]. In [77], the tubes were loaded using a combination of internal pressure and axial force to vary the biaxiality. The authors observed a marked increase in ductility as the biaxiality increased from 0.1 to 1. In [78], EDC tests were performed using rubber as the compression medium. The biaxiality was varied using a clamping system to decrease the effective free length of the specimen, which leads to an increase in biaxiality. The FLD at necking obtained by the authors exhibits the characteristic V-shape. The authors also measured the local strain at fracture by measuring the thickness of the specimen at the crack. It is interesting to note that this local strain at fracture decreases as the biaxiality increases up to 0.35, but this trend should not be directly compared to the macroscopic behavior represented in Figure 4.6. In the case of zirconium alloys, Yunchang and Koss [2] measured a decrease in the principal strain at failure when biaxiality increases from plain strain to equi-biaxial strain for hydrided Zircaloy-2 sheets using hemispherical punch tests, and they noted that void nucleation is strongly influenced by the presence of the hydrides. FLDs obtained from punch tests on Zirloy and Zircaloy-4 sheets [3-4] exhibit a V-shape similar to that of Figure 4.6. Thus, the dependence of the failure strain on the biaxiality observed in this study is similar to trends exhibited by FLDs reported by several previous researchers.

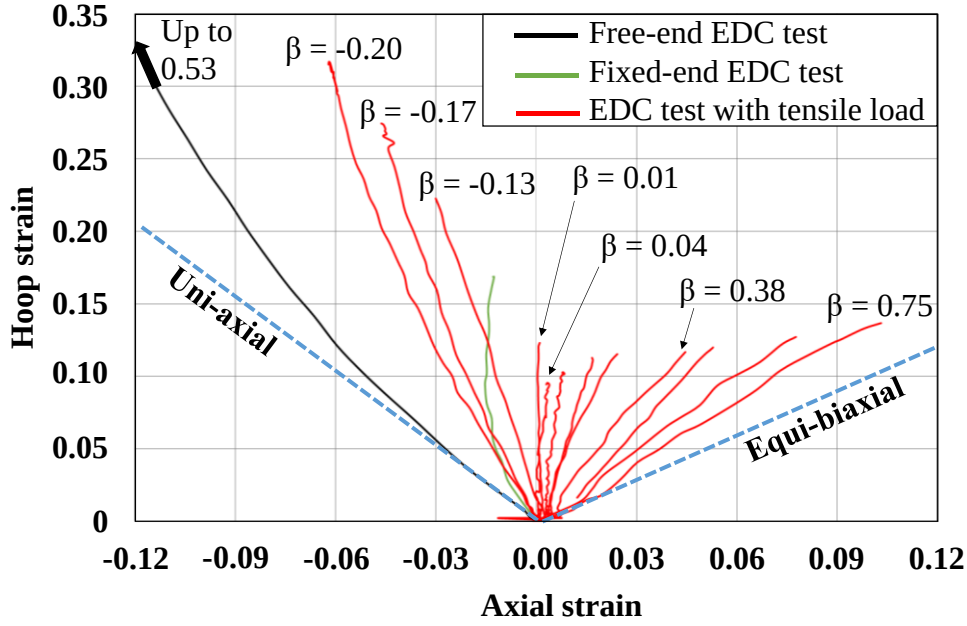


Figure 4.6 : Major (hoop) strain as a function of the minor (axial) strain.

4.1.5.1 Observation of damage

In the EDCT tests, failure occurs by axial propagation of a through-thickness crack, whose axial length at the end of the test is equal to the height of the media. The through-thickness crack initiates in the middle of the specimen, where the hoop strain is greatest, and propagates through the thickness of the sample at an angle close to 45° to the principal direction of loading (the hoop direction). This failure scenario closely resembles the macroscopic failure mechanism observed during RIA experimental reactor tests [24-25].

The fracture surfaces of three of the EDCT tests were observed with a Scanning Electron Microscope (SEM). The samples were subjected to biaxialities, $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$, of 0.75 (Figure 4.7a), 0.04 (Figure 4.7b) and -0.20 (Figure 4.7c). The fracture surfaces consist of very fine dimples (between 0.5 and 3 μm) that initiated at $\text{Zr}(\text{Fe},\text{Cr})_2$ strengthening particles (Laves phase) [100], some of which are circled in Figure 4.7d. The dimples have approximately the same size for all biaxialities. However, the dimples for tests in which the absolute value of the biaxiality is large (-0.20 and 0.75) appear deeper, whereas they appear to be sheared for a biaxiality close to 0. It therefore can be concluded that failure of Zircaloy-4 cladding is essentially controlled by void nucleation at fine strengthening particles followed by rapid coalescence by internal necking at high biaxiality [101] and possible coalescence by void shearing at low biaxiality [102].

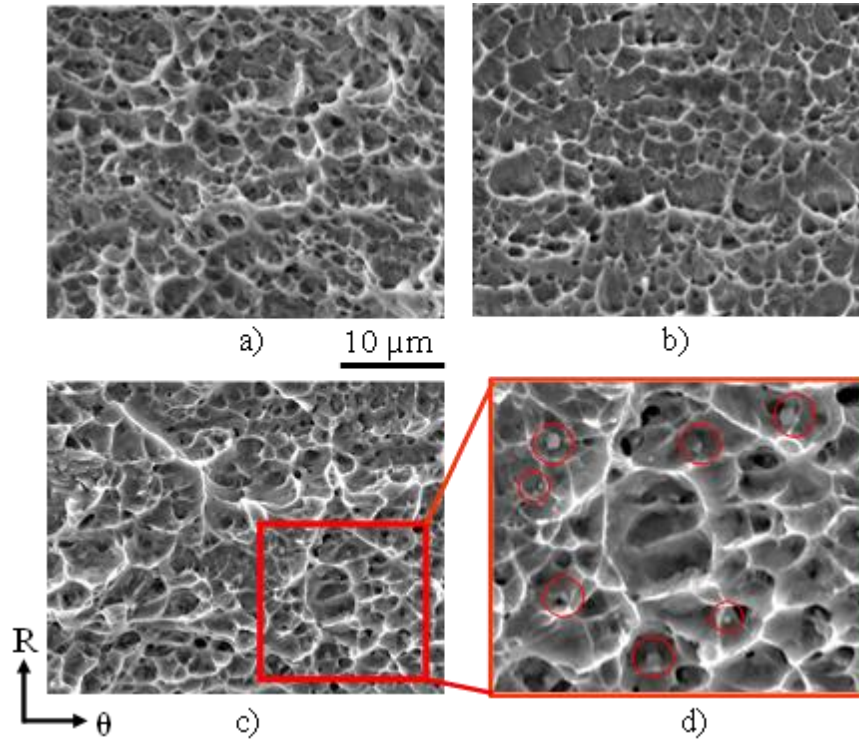


Figure 4.7 : (a) Fracture surfaces observed for EDCT tests with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = 0.75$, $\varepsilon_{\theta\theta}(rupture) = 0.137$, (b) with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = 0.04$, $\varepsilon_{\theta\theta}(rupture) = 0.095$, (c) with biaxiality $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta} = -0.20$, $\varepsilon_{\theta\theta}(rupture) = 0.316$ and (d) Laves phase precipitates.

4.1.6 Plastic behavior and modeling of the tests

4.1.6.1 Finite Element Analysis

Finite element simulations were carried out to provide insight into the deformation and the failure modes observed during the tests. The simulations were performed using the Cast3M software, which was developed by the CEA [103]. Quadrangular quadratic finite elements with 8 nodes and 4 Gauss points are used for the calculations, which are based on a large displacement and large rotation formulation. The geometry used for the finite element simulations of the EDCT tests is shown in Figure 4.8, along with the boundary conditions. In order to simplify the calculations, only a half of the pellet and the cladding was modeled, as was done by previous researchers [9-11]. The left edge of the model is the axis of symmetry and is constrained in the radial (horizontal) direction. The bottom edge of the model is a plane of symmetry at the mid-plane of the sample and is constrained in the axial (vertical) direction. The tie rods are modeled as a single cylindrical structure with an appropriate cross-sectional area. The bottom surface of the tie rod is fixed to the upper surface of the fuel cladding. During the simulation, an axial (vertical) displacement is applied to the upper surface of the tie rod. A displacement of equal magnitude but opposite direction is applied to the upper surface of the piston that compresses the pellet. Both the tie rod and the fuel cladding experience axial tensile stress as a result of this load, and at the same time, the pellet expands as it is compressed to apply a tensile hoop strain to the cladding.

The simulations of the fixed-end and free-end EDC tests use this same geometry, but without the tie rods. For the free-end EDC simulations, the top surface of the cladding tube is free and unconstrained. For the fixed-end EDC simulations, the top surface of the cladding tube is constrained in the axial (vertical) direction.

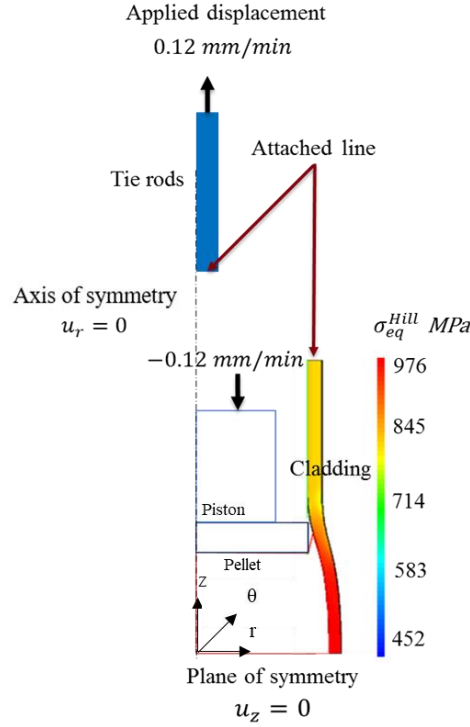


Figure 4.8 : Geometry and boundary conditions used for the finite element simulations of the EDCT tests

During the tests, frictional contact occurs between the piston and the pellet, and between the pellet and the cladding. The friction is modeled by Coulomb's friction law in the Cast3m software. It is not possible to experimentally measure the coefficients of friction between the different components. Therefore, simulations were used to identify suitable values.

A series of simulations revealed that the coefficient of friction between the pistons and the pellet has negligible influence on the simulated force-displacement response and on the local deformation of the specimen. Therefore, to facilitate the simulations, a coefficient of 0 was used for this interface. However, the coefficient of friction between the pellet and the cladding has a significant effect on the simulated strain field, strain biaxiality, and force-displacement response. Values of 0.1, 0.2, and 0.4 were used in the simulations for this interface. A coefficient of friction of 0.4 leads to the closest agreement between the simulations and the experimental results for all types of EDC tests considered. Therefore, this value was used for all of the simulations in this study. It is interesting to note that Desquines et al [30] also used a value of 0.4 for the coefficient of friction between the pellet and the cladding in their simulations.

4.1.6.2 Material behavior

To simplify the model describing the behavior of the polymer pellet, the effect of the strain rate is not accounted for. Because polymers exhibit a strong strain rate dependence, the model parameters given below should only be used for the strain rate used in this study (10^{-4} s^{-1}). In the simulations, the flow stress of the polymer pellet, $\bar{\sigma}_{\text{pel}}$ (based on von Mises plasticity), is expressed as:

$$\bar{\sigma}_{\text{pel}} = \sigma_y + K \bar{\epsilon}_p^n \quad (1)$$

$\bar{\epsilon}_p$ is the equivalent plastic strain, σ_y is the yield strength equal to 8 MPa, K is the strength coefficient equal to 30 MPa, and n is the strain hardening exponent equal to 0.5. Young's modulus is 0.6 GPa and Poisson's ratio is 0.47.

A unified anisotropic viscoplastic model for the cladding tube, which was specifically identified in RIA-PCMI conditions by Le Saux et al. [104], was used in this work. The complete model accounts for strain

hardening, temperature, strain rate and irradiation conditions. A simplified version is used in this work. The plastic orthotropy of the material is described by a Hill quadratic yield criterion [105] with isotropic hardening. The equivalent stress σ_H is given in the orthotropic radial-circumferential-axial (r, θ, z) coordinate system of the tube as:

$$\sigma_H = [H_{rr}(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + H_{\theta\theta}(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 + H_{zz}(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 2 H_{r\theta} \cdot \sigma_{r\theta}^2 + 2 H_{rz} \cdot \sigma_{rz}^2 + 2 H_{\theta z} \cdot \sigma_{\theta z}^2]^{1/2} \quad (2)$$

The following coefficients are used following Le Saux et al. [104] :

$$H_{rr} = 0.58 \quad H_{\theta\theta} = 0.42 \quad H_{zz} = 0.41 \quad H_{r\theta} = H_{rz} = H_{\theta z} = 1.5$$

The yield surface is expressed as: $\phi = \sigma_H - \bar{\sigma}_{zir} = 0$ where $\bar{\sigma}_{zir}$ is the flow stress of the cladding material. The plastic strain rate tensor is calculated by the normality rule and is given by:

$$\dot{\epsilon}_p = \dot{p} \frac{\partial \sigma_H}{\partial \sigma} \quad (3)$$

p is the equivalent strain associated with the Hill criterion. $\bar{\sigma}_{zir}$ is plotted as a function of p in Figure 4.9. Young's modulus and Poisson's ratio for zirconium are $E = 95$ GPa and $\nu = 0.34$. Tensile tests were performed to identify the behavior of the 304L steel used for the tie rods, as shown in Figure 4.9. Von Mises plasticity is used to describe its behavior. Young's modulus and Poisson's ratio for 304L steel are taken as: $E = 200$ GPa and $\nu = 0.3$. Finite element simulations were then used to select the cross section and the length of the tie rods to obtain the desired strain biaxiality in the sample during the EDCT tests.

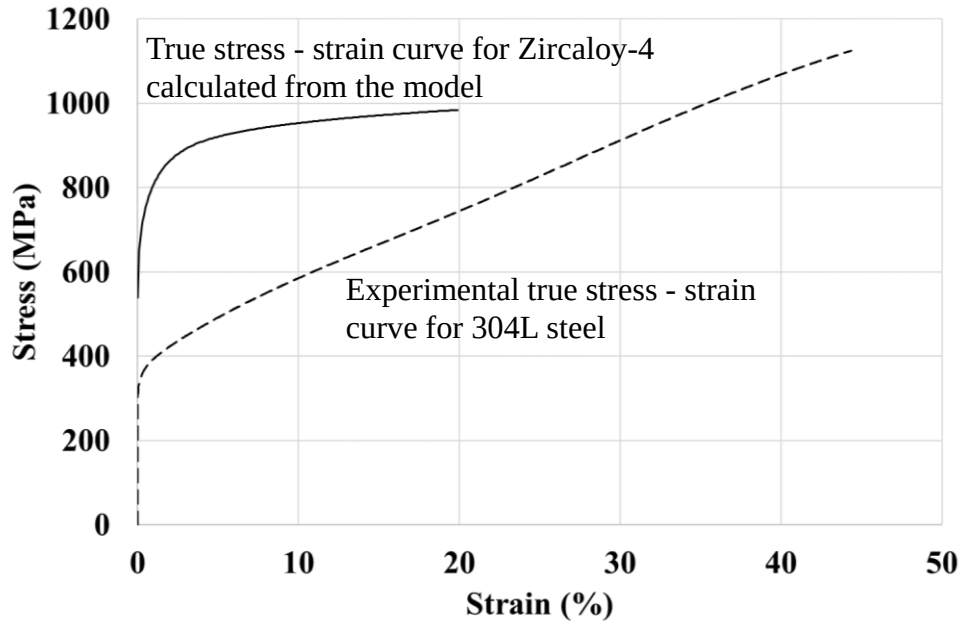


Figure 4.9 : True stress-strain curves for 304L steel and Zircaloy-4

The simulated hoop strain versus biaxiality curves are compared with the experimental data in Figure 4.10. The simulations are in good agreement with the tests, and the different levels of biaxiality are well reproduced. At the beginning of each of the EDCT tests, the biaxiality is very high due to the fact that the tie rods start pulling on the cladding before the media begins to impose a hoop strain. The biaxiality then settles to its final value at a hoop strain of a few percent. The fixed-end EDC test (dark green symbols and curve) is also well reproduced by the simulation. For the cases where the biaxiality is less than 0, the pellet becomes severely deformed and tends to flow between the piston and the cladding.

This large distortion leads to convergence difficulties, and the simulations terminate before reaching the rupture point. These simulations are indicated with a star marking the last computed step before the simulation diverged. Each of the simulations can then be post-processed to create a rupture initiation criterion, as discussed in the following section.

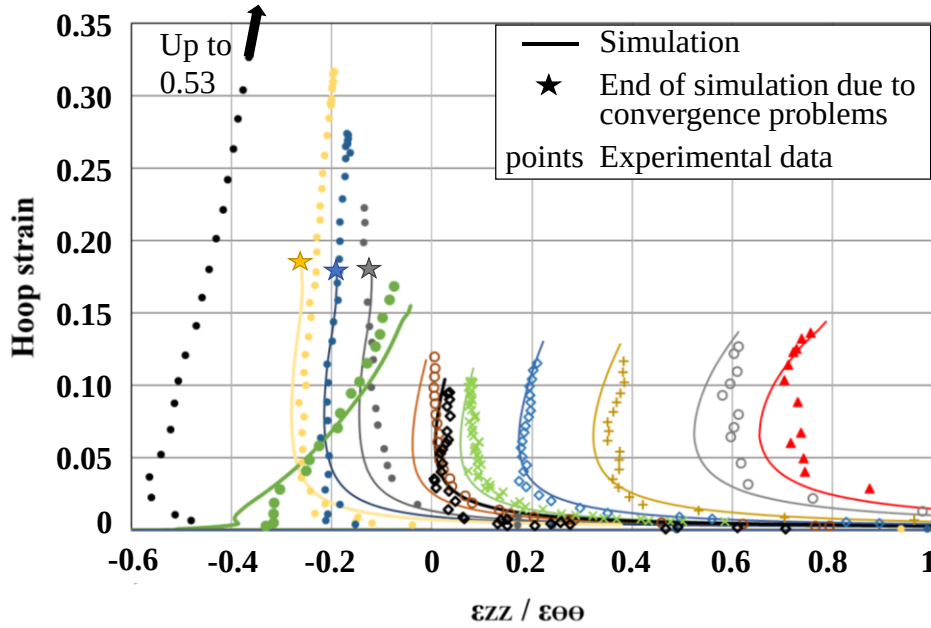


Figure 4.10 : Comparison of the simulated loading paths (solid lines) and experimental data (points) at the mid-plane of the external surface of the sample

4.1.7 Damage model

4.1.7.1 Model

Ductile fracture is often described by three distinct phases [106]. In the first phase, cavities nucleate on defects (Laves phase in the case of Zircaloy-4). If the stress triaxiality is high, the cavities can then grow and eventually coalesce to form a macroscopic crack (Figure 4.7a and Figure 4.7c). Therefore, many micromechanical models of void growth and coalescence [34-35] consider stress triaxiality as the driving force for damage and rupture. Unfortunately, these models are not very accurate for certain situations in which the stress triaxiality is low. For example, they predict that for shear loading, cavities do not increase in size and do not coalesce, which leads to unrealistically high predictions of the ductility. In shear loading, damage and void coalescence may occur via fine localization bands within the material, via changes in the shape and orientation of the cavities that can lead to coalescence [102], or via coalescence triggered by void sheeting [36-38] or void shearing [39-41], similar to that seen in Figure 4.7b. In fact, researchers have observed that ductility in pure shear can be less than that in pure tension [42-43], despite the lower stress triaxiality. To be able to represent these experimental trends, shear effects can be considered by including the Lode parameter in the fracture model [42, 44, 45].

In this work, a macroscopic fracture initiation model is proposed to describe failure for all levels of biaxiality. The proposed model is “uncoupled” so that the effect of damage on the elasto-plastic behavior is neglected. Uncoupled models for ductile fracture are based on the definition of a damage indicator, D , which is computed by post-processing elasto-plastic finite element simulations. For each material point (Gauss points in the finite element simulations) D is computed for each time step, t , as:

$$D(t) = \int_0^{p(t)} W(\text{stress state}) dp \quad (4)$$

Fracture is assumed to initiate when D reaches 1. The fracture strain p_f is the value of the cumulated plastic strain at the fracture initiation point. However, due to the stress state dependence of the damage evolution law, the fracture strain p_f does not necessarily correspond to the maximum value of cumulated strain in the entire structure. Note that for a constant stress state, $p_f = 1/W$.

Several forms for the W function have been proposed in the literature. For high stress triaxialities, W can take the form of the Rice & Tracey model, in which void growth rate is affected only by the triaxiality, $W = f(T) = \alpha \exp(\beta T)$ [64] where α and β are model parameters, and T is the stress triaxiality ratio defined as:

$$T = \frac{1}{3} \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_{eq}} \quad (5)$$

σ_{eq} is the von Mises equivalent stress. In the case of plastically anisotropic materials, the use of “isotropic” quantities such as stress triaxiality or Lode parameter might not be relevant to describe failure [107]. In this case, it was recently proposed (based on unit cell simulations) to use a modified triaxiality ratio (T^*) to describe damage growth [108]. It is defined as:

$$T^* = \frac{1}{3} \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_H} \quad (6)$$

σ_H is the Hill equivalent stress defined in eq. (2). In the case of moderate stress triaxiality, the W damage function can be written as a function of both the stress triaxiality and the Lode parameter using an additive form, $W = f(T) + g(L)$ as proposed in [109] to represent failure of an ultra-high strength steel, or using a multiplicative form $W = f(T) \times g(L)$ proposed in [110] and [111] to represent failure of pipeline steels. More complex forms for W have been proposed in the literature. Most of them are reviewed in [88]. In this work, the following definition of the Lode parameter will be used for any second order tensor $\underline{t}$. Let $\underline{t}'$ be the deviator of $\underline{t}$ and $t'_1 \geq t'_2 \geq t'_3$ its eigenvalues. The Lode parameter of tensor $\underline{t}$ is then defined as [24], [52]:

$$L^* = -3 \frac{t'_2}{t'_1 - t'_3} \quad (7)$$

Note that the value of $\text{Lode}(\underline{t})$ is between -1 and 1. To define the W function, the Lode parameter of the stress tensor is often used [88]. The Lode parameter is, however, used to describe the fact that ductility is minimum under generalized plane strain conditions, which can lead to easy band localization [85]. Based on this consideration, it is proposed in this work to express the failure criterion as a function of the Lode parameter of the plastic strain rate tensor $\dot{\underline{\epsilon}}_p$. Note that in the case of von Mises plasticity, the Lode parameter of the stress tensor (L in the following) is equal to that of the plastic strain rate tensor (referred to as L^* in the following).

In this work, the thickness of the tube is such that a plane stress state is almost achieved. In this case, the Lode parameter and the triaxiality are linked. In the case of von Mises plasticity with a strain biaxiality between -0.5 and 1, this relation is expressed as:

$$T = \frac{(3 - L)}{3\sqrt{3 + L^2}} \quad (8)$$

In the case of Hill plasticity, the relation between T^* and L^* cannot be explicitly expressed. This relation is plotted in Figure 4.11 for the investigated strain biaxiality range and the indicated Hill parameters.

In this study, the damage W is expressed as a function of the Lode parameter L^* as:

$$W = a(1 - |L^*|^b) + c(1 - \text{sign}(L^*)|L^*|^d) + W_0 \quad (9)$$

a , b , c , d and W_0 are parameters to be adjusted. $\text{sign}(L^*)$ is equal to -1 if $L^* < 0$ and to $+1$ if $L^* > 0$. Note that the function has an even part ($\propto |L^*|^b$) and an odd part ($\propto \text{sign}(L^*)|L^*|^d$) to distinguish equibiaxial tension ($L = -1$) and pure tension ($L = 1$).

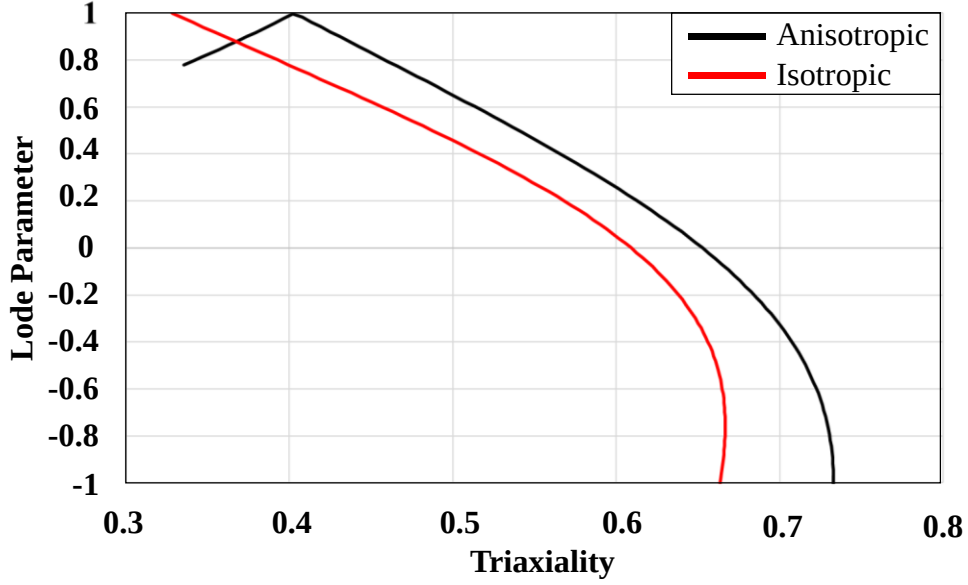


Figure 4.11 : Dependence between triaxiality and Lode parameter for a von Mises material (isotropic) and a Hill material (with the parameters used in this study).

An optimization software is used to tune the model parameters (a , b , c , d , W_0) using the Levenberg–Marquardt algorithm [112]. Elasto-plastic simulations for several biaxiality levels were post-processed up to the experimental failure point (hoop strain at failure) as recorded by stereo-correlation. The maximum value of damage over specimen i , $D_i^{\max}$, is computed for this time step. The cost function is then defined as:

$$\delta = \sum_{i=1}^N (D_i^{\max} - 1)^2 \quad (10)$$

$D^{\max} = 1$ corresponds to failure of the specimen. The N specimens considered in the fit are only those for which $\beta > -0.1$. The optimized damage parameters are listed in Table 4.2.

Table 4.2 : Parameters of the damage model

a	b	c	d	W_0
10.576	0.232	0.456	0.641	0.7

4.1.7.2 Macroscopic failure point

The predicted and experimental macroscopic failure points are compared in Figure 4.12. For strain biaxialities between 0 and 0.75, the failure point can be evaluated by post-processing finite element simulations. The agreement for these tests is very good. In particular, strain to failure is minimum for a biaxiality equal to 0 and slowly increases as biaxiality increases. Below 0, it was not possible to carry out finite element simulations up to the experimental failure point, because the simulations encountered

convergence problems at a hoop strain of approximately 0.18. In these cases, the failure strain was calculated assuming a fixed strain biaxiality (red symbols). In practice, the simulations were carried out using a single element with a prescribed deformation gradient corresponding to the desired biaxiality. Nonetheless, a very good agreement is found when comparing the experimental and simulated strains to failure.

Contour plots of the damage indicator are presented in Figure 4.13 for levels of biaxiality at failure equal to 0.04 and 0.75. For both levels of strain biaxiality, damage was localized near the mid-plane of the cladding. For plane strain conditions (biaxiality of 0.04), fracture is predicted to initiate at the external wall of the cladding. At higher biaxiality, it initiates at the inner wall. As failure occurs very rapidly, these trends could not be verified experimentally. This result is the outcome of a complex load history. Regardless of the biaxiality, the maximum cumulated plastic strain is reached at the inner diameter, mainly because the maximum hoop strain is reached at this location. Friction and bending generate a Lode parameter gradient, which causes the initiation point to move from the outer diameter (at low biaxiality) to the inner diameter (at high biaxiality).

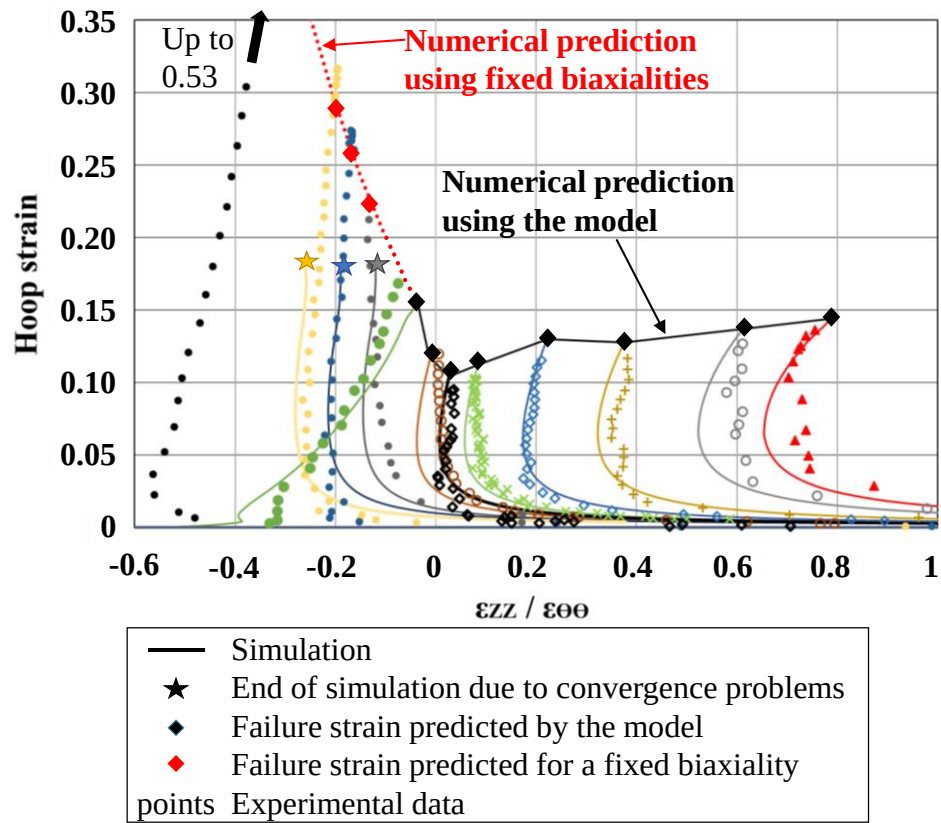


Figure 4.12 : Numerical predictions and experimental results

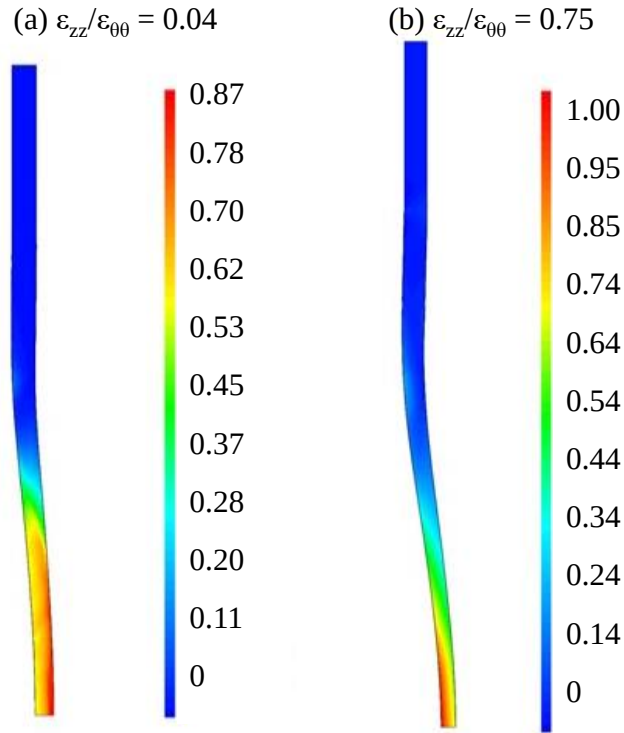


Figure 4.13 : Damage distribution computed for the experimental failure for (a) biaxiality = 0.04 and (b) biaxiality = 0.75

4.1.8 Conclusions

During a Reactivity Initiated Accident (RIA), nuclear fuel cladding experiences a multiaxial loading state in which the Pellet-Cladding Mechanical Interaction (PCMI) produces a strain biaxiality ratio $\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$ of between 0 and 1. The effect of loading path on the onset of ductile fracture of non-irradiated Cold-Worked Stress Relieved (CWSR) Zircaloy-4 fuel cladding is studied by submitting tubular specimens to strain states with biaxiality ratios between -0.20 and 0.75. The results show that as the biaxiality ratio increases from -0.20 to 0.04, the hoop strain at fracture decreases sharply from 0.316 to 0.095. However, for biaxiality ratios between 0.04 and 0.75, the hoop strain at fracture increases from 0.095 to 0.137. Examination of fracture surfaces shows that failure is essentially controlled by the coalescence of very small voids that nucleate at strengthening particles. Rupture appears to occur by coalescence via void shearing at low biaxialities, and by coalescence via internal necking at high biaxialities. Simulations using elasto-plastic behaviors of the cladding, pellets and tie rods are used to determine the loading path to fracture for all biaxiality levels. A ductile failure initiation model is proposed, based on the Lode parameter of the plastic strain rate tensor to account for the changes in failure mechanisms and strains to failure for the different levels of biaxiality. The model shows very good agreement between experimental and simulated strains at failure.

Acknowledgements

The authors would like to thank the *Institut Tripartite CEA-EDF-FRAMATOME* for supporting this study.

4.2 Effet de l'amincissement de la gaine

Cette partie décrit l'effet de l'amincissement de la gaine sur son comportement. En amincissant la gaine il est possible d'atteindre des biaxialités élevées dans la zone utile en contact avec le média tout en préservant une rupture dans le sens longitudinal. Plusieurs taux d'amincissement ont été testés. Des essais de pression interne complémentaires et les mesures par diffraction de rayons X réalisées sur des éprouvettes usinées afin d'évaluer les contraintes résiduelles induites par l'usinage sont présentés.

4.2.1 Essais EDC sur les gaines standard

Les résultats des essais présentés dans la section précédente ont été obtenus avec des gaines en Zy-4 amincies de 9 %. La réduction de l'épaisseur de la gaine a été réalisée dans le but de localiser la déformation axiale dans la zone utile et étudier le comportement de la gaine sur une large gamme de biaxialité.

Seuls quelques essais ont été réalisés avec des gaines standard non amincies à 25 °C et à faible vitesse de déformation. La Figure 4.14 présente les résultats des essais EDC-bridé et EDC avec traction obtenus avec cette géométrie de gainage.

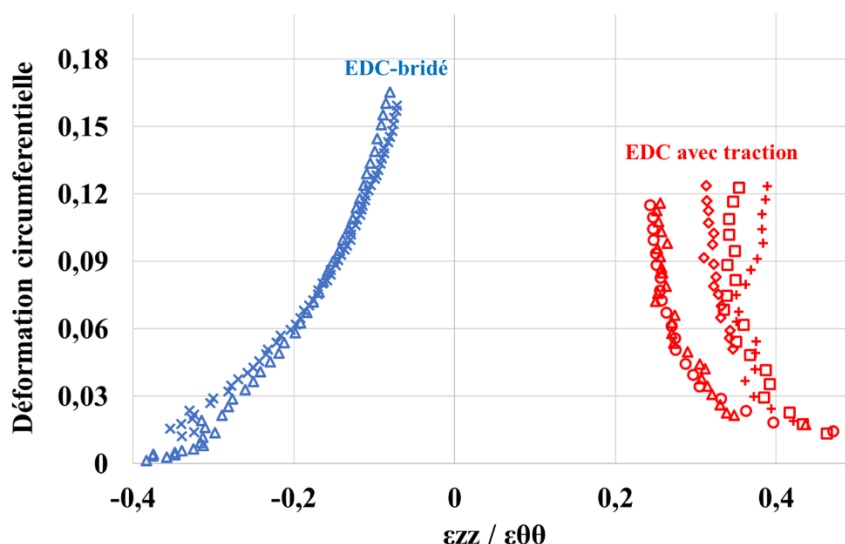
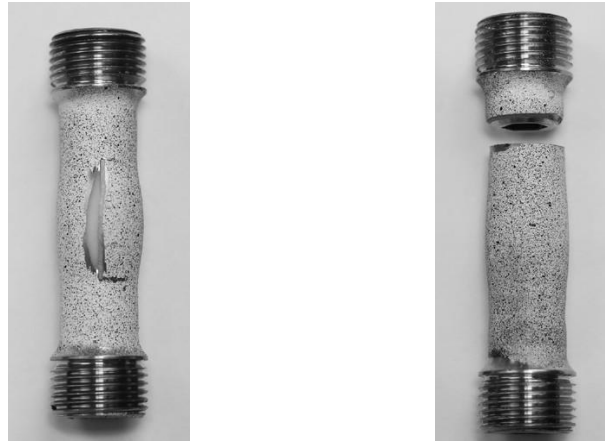


Figure 4.14 : Évolution de la biaxialité de déformation avec une gaine non amincie pour un EDC-bridé et un EDC avec traction

Comme pour les gaines amincies, le passage d'un EDC bridé à un EDC avec traction a été accompagné par une diminution de la déformation circonferentielle à la rupture du fait de la variation de la biaxialité de déformation. Pour les essais EDC avec traction, augmenter la biaxialité d'un essai à un autre consiste à augmenter le diamètre des tirants avec un pas de 0,1 mm. Les niveaux de biaxialité testés, entre 0,25 et 0,4 réalisés avec des tirants de diamètres 4,5 mm jusqu'à 4,9 mm avec un pas de 0,1 mm, n'ont pas montré un effet notable sur la déformation circonferentielle à rupture. Pendant ces essais, la fissure s'est amorcée au centre de l'échantillon, où la déformation circonferentielle est la plus importante et elle est orientée parallèlement à l'axe du tube. Une photo d'un échantillon rompu normalement est présentée dans la Figure 4.15 (a). La pastille de PTFE est visible à l'intérieur de l'échantillon fissuré.



(a)

(b)

Figure 4.15 : Rupture d'une éprouvette EDC lors des essai EDC avec traction, (a) fissure axiale au centre de l'échantillon, (b) rupture en guillotine à cause d'une localisation axiale.

Afin d'augmenter davantage la biaxialité, un essai avec des tirants de diamètre 5 mm a été réalisé. Durant cet essai, la gaine a rompu en « guillotine » en dehors de la zone d'intérêt à cause d'une forte localisation de la déformation axiale (Figure 4.15 (b)). Le champ de déformation calculé par corrélation d'images présenté dans la Figure 4.16, montre clairement la localisation de la déformation axiale en dehors de la zone d'intérêt en contact avec le média. Lorsque le diamètre des tirants a été augmenté dans le but d'obtenir une biaxialité de déformation encore plus grande, la force de traction axiale est devenue trop importante et l'échantillon a rompu en traction près de l'embout soudé supérieur. La raison de cette rupture est liée aux rapports de biaxialité dans les différentes zones de l'échantillon. Les extrémités de l'échantillon sont chargées en traction pure, de sorte que la contrainte est purement en traction dans l'espace entre les embouts soudés et le média. En revanche, le centre de l'échantillon subit une charge biaxiale dans le sens circonférentiel et axial. Si la contrainte axiale dépasse la résistance à la traction ultime du matériau, une striction localisée et une rupture en traction se produiront près des embouts. Cette limite sur la contrainte axiale limite le niveau de biaxialité de déformation réalisable au centre de l'échantillon. La biaxialité de déformation réalisable peut être examinée, en termes phénoménologiques simplifiés, en examinant le lieu d'écoulement d'un matériau « théorique ».

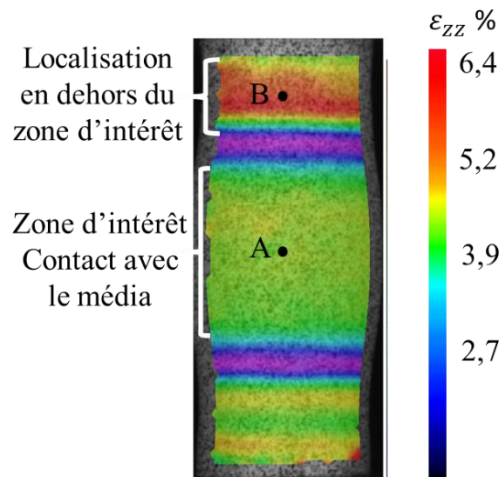


Figure 4.16 : champ de déformation axiale dans la gaine pour un échantillon cassé en guillotine

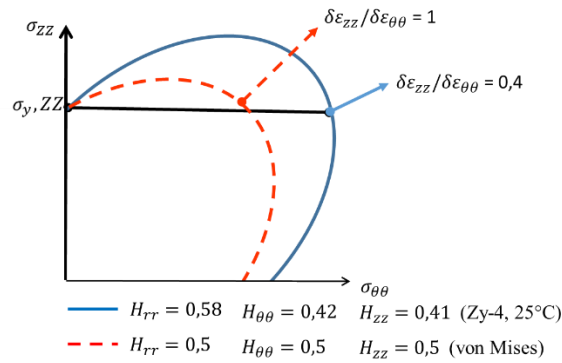


Figure 4.17 : Étude de l'anisotropie à 20°C. Coupe (σ_{zz} , $\sigma_{\theta\theta}$) de la surface de charge du Zircaloy-4. Comparaison avec les critères de Von Mises (isotrope) et de Hill (anisotrope).

La forme de la surface de charge a un effet significatif sur la valeur limite du rapport de biaxialité de déformation qui peut être atteint lors d'un essai EDC avec traction. Dans le cas d'une surface de charge de von Mises avec une charge équi-biaxiale $\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{zz}$, les deux contraintes sont égales à la limite d'écoulement en traction ($\sigma_{y,ZZ}$ sur la Figure 4.17). La normale à la surface d'écoulement a une pente de 1 dans le plan $\sigma_{\theta\theta}$ – σ_{zz} comme le montre la droite en pointillés de la Figure 4.17. Jusqu'à une biaxialité de 1, la contrainte axiale dans la partie du tube n'étant pas en contact avec le media reste donc inférieure à la limite d'écoulement $\sigma_{y,ZZ}$ de sorte que la rupture en « guillotine » est évitée. De la même façon, pour un matériau anisotrope comme le Zy-4, il est nécessaire que la contrainte axiale ne dépasse pas $\sigma_{y,ZZ}$. Compte tenu de l'anisotropie de la surface de charge celle-ci est atteinte pour une biaxialité de 0,4 comme indiqué dans la Figure 4.17. Au-delà de cette valeur, la gaine rompra en « guillotine » dans la zone chargée en traction pure. Cette analyse bien que simple (en particulier le passage de la zone en contact à la zone libre n'est pas pris en compte ; on suppose un matériau parfaitement plastique) permet d'expliquer la limite observée expérimentalement à la Figure 4.18.

Afin de bien comprendre le déroulement d'un essai rompu en guillotine, cet essai a été comparé avec l'essai avec une biaxialité de 0,4. L'évolution de la déformation circonférentielle au point A ainsi que les déformations axiales aux points A et B en fonction du déplacement du vérin dans les deux essais sont présentés dans la Figure 4.18.

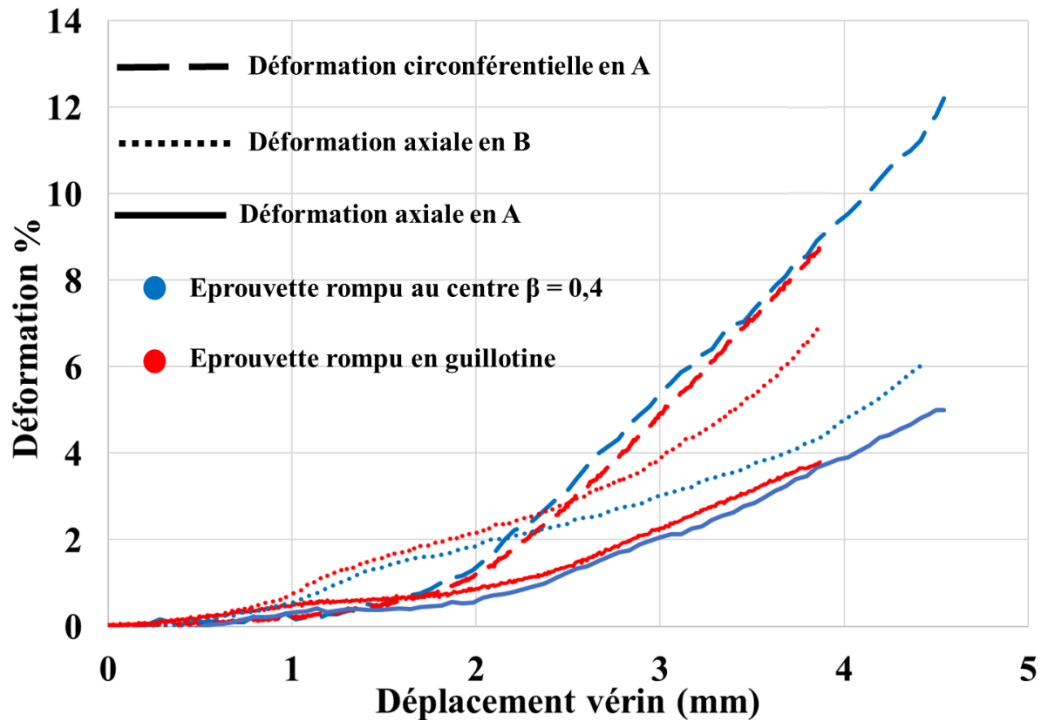


Figure 4.18 : Effet d'augmentation de biaxialité sur l'évolution de la déformation axiale dans la gaine dans la zone en contact avec le média (A) et dans la zone en traction selon z (B).

Concernant l'essai en bleu où l'éprouvette a rompu à 12 % de déformation circonférentielle dans la zone utile, la déformation axiale au point B a été légèrement supérieure à la déformation axiale au centre (point A) tout au long de l'essai. Cela n'a pas empêché la gaine de rompre dans la zone utile comme dans la Figure 4.15 (a). En effet, la contrainte circonférentielle ultime a été atteinte avant l'apparition de la striction dans la zone chargée en traction pure. Ce n'est pas le cas pour l'essai en rouge où l'éprouvette a rompu en traction pure en dehors de la zone d'intérêt (point B). Pour cet essai, l'augmentation de la taille des tirants a permis d'atteindre la contrainte ultime selon z au point B avant que la rupture ne se produise dans la zone pour laquelle le chargement est biaxial.

Comme discuté au-dessus, la gamme de biaxialité atteinte par cet essai et cette géométrie n'a pas permis d'atteindre les fortes valeurs de biaxialité et de conclure sur l'effet de la biaxialité sur la rupture de la gaine. Pour augmenter davantage la biaxialité, une zone utile au centre de la gaine en contact avec le média a été usinée en réduisant l'épaisseur de la gaine afin de localiser la déformation axiale dans la zone pour laquelle le chargement est biaxial.

4.2.2 Essai EDC sur des éprouvettes amincies

4.2.2.1 Méthode d'amincissement

Plusieurs méthodes d'usinage ont été examinées pour réduire l'épaisseur sans modifier le comportement de la gaine. La première méthode consiste à rectifier la surface de la gaine dans la zone utile jusqu'à atteindre l'épaisseur souhaitée. Cette méthode de rectification par une meule permet d'appliquer des petites passes d'usinage et de ne pas engendrer de fortes contraintes résiduelles dues à la déformation plastique de la surface. Par contre, au cours du processus d'usinage, des températures élevées sont générées. Le changement de température ainsi que les cycles de chauffage et de refroidissement conduisent à des phases de dilatation et de contraction. Ces mécanismes génèrent ainsi des contraintes de traction dans la matière dues à d'importants gradients thermiques (Hamdi 2000; Chen et al 2000). Ces contraintes sont en général nuisibles à la tenue mécanique des pièces puisqu'elles

favorisent la formation et la propagation de fissures. En outre, les fortes températures peuvent entraîner une modification de la microstructure induisant un changement sur le comportement mécanique.

La réduction de l'épaisseur de la gaine peut être également réalisée par usinage en utilisant un outil de coupe en nitrure de bore cubique (CBN) ou en diamant ; ce qui constitue une deuxième méthode d'usinage. Ces outils très utilisés pour le tournage de finition, permettent d'appliquer des passes d'usinage de 5 microns. Une faible passe d'usinage permet de réduire les forces appliquées par l'outil sur l'éprouvette et par conséquent de diminuer les contraintes résiduelles d'usinage qui peuvent être créées sur la surface usinée de la gaine.

La dernière méthode qui peut être utilisée pour réduire l'épaisseur de la gaine est l'usinage par attaque électro-chimique. Cette méthode est caractérisée par un enlèvement de matière sans contrainte résiduelle, sans contact et sans apport de chaleur. Le problème de cette méthode est la complexité à usiner des pièces cylindriques. Deux fournisseurs ont été contactés mais ont refusé le projet.

Parmi les trois méthodes citées précédemment, la réduction de l'épaisseur a été réalisée par tournage avec un outil en CBN. Afin d'éviter la flexion de l'éprouvette pendant l'usinage, un mandrin cylindrique peut être inséré à l'intérieur de l'échantillon (Figure 4.19).

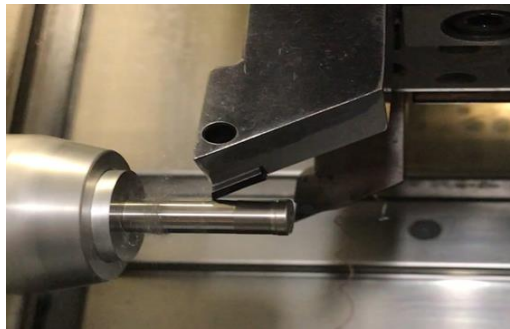


Figure 4.19 : Réduction de l'épaisseur de la gaine dans la zone utile par tournage

4.2.2.1 Effet d'amincissement sur la réduction d'épaisseur

Plusieurs taux d'amincissement ont été testés afin de localiser la déformation axiale dans la zone utile de la gaine et atteindre de fortes biaxialités. La première réduction qui a été testée a été de 18 %, soit 100 micromètres d'épaisseur de la gaine enlevés. Les résultats des essais EDC réalisés avec cette géométrie sont présentés dans la Figure 4.20.

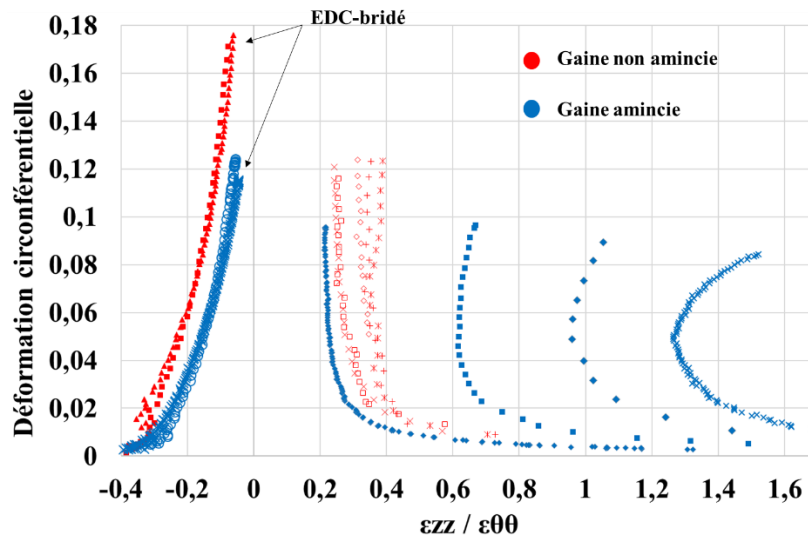


Figure 4.20 : Évolution de la déformation circonférentielle ($\varepsilon_{\theta\theta}$) en fonction de la biaxialité de déformation ($\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$) pour les essais EDC bridé et EDCT pour des gaines amincies de 18 % et non-amincies.

Les essais réalisés avec des gaines amincies, en bleu dans la Figure 4.20, permettent d'atteindre une large gamme de biaxialités et supérieures à celles obtenues avec les gaines non amincies. Pour l'EDC bridé et les EDC avec traction réalisés entre une biaxialité entre 0 et 1, la rupture a été obtenue suite à l'épuisement de la ductilité dans le sens circonférentiel. Pour le dernier essai EDC avec traction à droite qui a rompu avec une biaxialité de 1,5, une rupture en guillotine a été obtenue (Figure 4.21) au centre de la gaine suite à un épuisement de la ductilité dans le sens axial. Les essais montrent toujours une baisse de ductilité entre un EDC bridé et un EDC avec traction à cause de l'augmentation de la biaxialité. Par contre, aucun effet de biaxialité sur la déformation circonférentielle à la rupture n'a été remarqué pour les biaxialités testées entre 0 et 1.

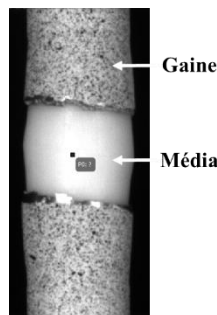


Figure 4.21 : Rupture en guillotine en centre de la zone utile suite à un changement du mode de chargement

Ces essais ont montré également une diminution de la déformation finale à la rupture par rapport à une gaine non amincie pour le même niveau de biaxialité. Cela a été remarqué pour les essais EDC bridé qui ont rompu pour une déformation 30% plus faible qu'une gaine non amincie et 20 % plus faible pour l'essai EDC avec traction avec une biaxialité de 0,2. Cette différence de comportement entre les deux géométries ne permet pas de conclure sur l'effet de la biaxialité sur la rupture d'une gaine vierge. La baisse de ductilité pour une valeur de biaxialité donnée peut être due au fait que l'usinage a engendré des fortes contraintes résiduelles sur la surface de la gaine. Alternativement, il est possible que l'usinage a enlevé une couche avec des contraintes résiduelles protectrices.

Les essais menés avec des gaines amincies avec des taux d'amincissement de 9 % et de 4 % ont fourni un comportement similaire à celui observé avec une gaine standard non amincie. Cela a été vérifié avec des essais EDC bridé et des essais EDC avec traction. Les essais réalisés avec l'amincissement de 4% n'ont pas permis d'atteindre une biaxialité supérieure à 0,5. Cependant, une biaxialité de déformation maximale de 0,75 a été atteinte avec la réduction d'épaisseur de 9 %. Les résultats des essais réalisés avec cette géométrie ont été présentés dans l'article.

4.2.3 Essai de pression interne

Pour évaluer l'effet de l'usinage, et des contraintes résiduelles induites, sur le comportement mécanique de la gaine, des essais de pression interne ont été réalisés. Les essais ont été réalisés avec une gaine standard et des gaines amincies à 18 % et 9 % avec même la vitesse de déformation et à la même température que les essais EDC.

Des essais mécaniques ont été réalisés sur la machine de pression interne d'huile TEMA Concept® du CEA/DEN/DANS/DMN/SRMA. Cette machine de pression interne sur tube comporte un multiplicateur de pression d'huile de ± 35 mm de course dont la pression maxi est de 2500 bars. L'échantillon est constitué d'un tube de longueur 90 mm monté sur l'appareil d'essai avec deux raccords Swagetok qui assurent le maintien mécanique et l'étanchéité à la pression pendant l'essai (Figure 4.22). Pour les tubes amincis, l'amincissement est appliqué sur une longueur de 70 mm. Deux extensomètres ont été placés avec un angle de 90 ° au centre de la gaine afin de mesurer la variation de diamètre de la gaine au cours de l'essai.

La contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ est calculée à partir de la relation suivante :

$$\sigma_{\theta\theta} = (p_i - p_e) \frac{D_{m0}}{2e}$$

où p_i est la pression interne, p_e est la pression externe valant 0,1 MPa, $D_{m0} = D_{e0} - e_0$ est le diamètre moyen initial du tube avec D_{e0} le diamètre externe initial et e_0 l'épaisseur initiale du tube, mesurés avant essai.

La déformation circonférentielle conventionnelle en surface externe est définie par :

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{\Delta D_e}{D_{e0}}$$

avec ΔD_e est la variation du diamètre externe du tube

Les résultats des essais réalisés sur une gaine non amincie et deux gaines amincies à 9% et 18 % sont présentés dans la Figure 4.23.

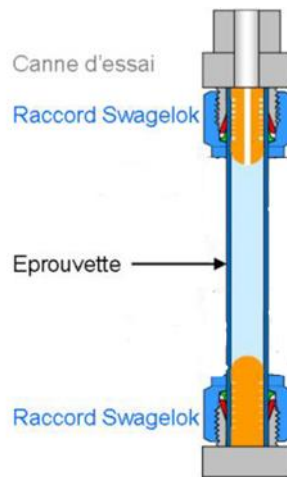


Figure 4.22 : Epreuve de pression interne

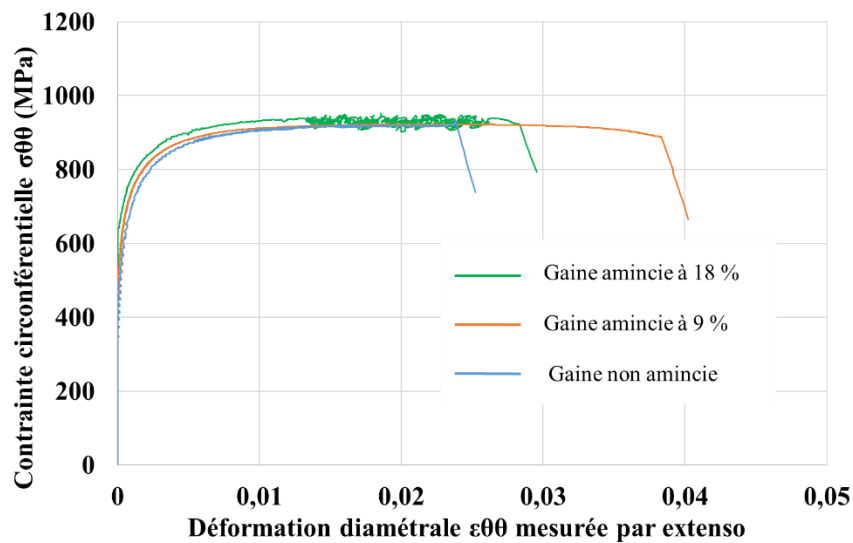


Figure 4.23 : Courbe contrainte-déformation des essais de pression interne des gaines amincies et non amincies.

Les essais montrent une légère augmentation de la limite d'élasticité et de la résistance à la traction des gaines amincies. L'augmentation de la contrainte est notable pour les gaines amincies de 18 % et reste très limitée pour un amincissement de 9 %. La déformation à rupture la plus faible enregistrée lors de ces essais l'a été pour la gaine non amincie qui a rompu à une déformation de 2,5 %. Pour les gaines amincies, les déformations à la rupture mesurées ont été 2,8 % et 3,8 % pour les taux d'amincissement de 18 % et de 9 %, respectivement. Cependant, la déformation à rupture mesurée dépend fortement du positionnement de l'extensomètre par rapport à la zone de rupture, qui est la plus déformée, de sorte que les valeurs reportées n'ont pas de réelle signification vis-à-vis de la rupture. Ces essais permettent de montrer que le comportement de la gaine est très peu affecté par un amincissement de 9 %.

4.2.4 Mesures DRX

Afin de mieux comprendre la contribution des contraintes ajoutées par usinage sur le comportement et la rupture de la gaine, des mesures par rayons X ont été réalisées sur les mêmes géométries testées en pression interne. Cela va permettre d'effectuer des analyses superficielles sur les surfaces usinées et d'évaluer le niveau des contraintes internes dû à l'usinage sur une profondeur dans le matériau entre 7 et 10 micromètres (ce qui correspond à la pénétration des rayons X). Les mesures

de DRX ont été effectuées avec le diffractomètre D8 Discover du CEA/DEN/DANS/DMN/SRMA/LA2M.

La méthode de mesure des contraintes par DRX consiste à réaliser des mesures selon plusieurs angles afin de calculer par la suite la distance interréticulaire d_{hkl} d'une famille de plans cristallins (hkl) du matériau. La Figure 4.24 présente l'emplacement de l'éprouvette ainsi que les angles de rotation utilisés pour faire varier l'orientation de l'éprouvette.

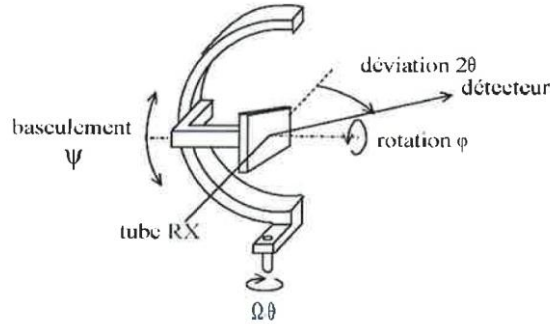


Figure 4.24 : Schéma d'un berceau d'Euler

La distance interréticulaire d_{hkl} permet par la suite de calculer la déformation résiduelle :

$$\varepsilon = -\frac{d_{\varphi\psi} - d_0}{d_0}$$

La relation entre les déformations et les contraintes est obtenue par la loi de $\sin^2\psi$:

$$\varepsilon_{\varphi\psi} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\varphi} \sin^2\psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_{\varphi=0} + \sigma_{\varphi=90})$$

La déformation $\varepsilon_{\varphi\psi}$ peut être tracée en fonction de $\sin^2\psi$ et la pente de cette courbe permet de calculer la contrainte :

$$\sigma_{\varphi} = f'(\sin^2\psi) * \frac{E}{1+\nu}$$

avec

$\varepsilon_{\varphi\psi}$: déformation dans la direction définie par les angles ψ et φ pour la famille de plan (hkl)

$d_{\varphi\psi}$: distance interréticulaire de la famille de plan (hkl) dans la direction définie par ψ et φ

d_0 : distance interréticulaire du matériau non contraint

E : module d'Young

ν : coefficient de Poisson

$\sigma_{\varphi=0}$: contrainte dans la direction longitudinale

$\sigma_{\varphi=90}$: contrainte dans la direction transverse

Les propriétés du zirconium sont présentées dans le tableau suivant :

Table 4.3 : Propriétés du zirconium

d_0 (Angström)	E (GPa)	ν
1,0063	97	0.342

Les contraintes axiales et circonférentielles calculées pour les 3 géométries sont données dans la Table 4.4.

Table 4.4 : Bilan des contraintes calculées par les mesures DRX

Echantillon	σ_{zz}	$\sigma_{\theta\theta}$
Tube brut	-170 ± 20 MPa	-214 ± 20 MPa
Tube aminci 50 μm (9%)	-202 ± 20 MPa	-334 ± 20 MPa
Tube aminci 100 μm (18%)	-300 ± 20 MPa	-554 ± 20 MPa

Des contraintes résiduelles existent donc dans la gaine vierge. Ces contraintes résiduelles proviennent de la mise en forme du matériau (étirage à pas de pèlerin). L'amincissement tend à les augmenter en valeur absolue en particulier dans le cas d'un amincissement de 100 μm .

Les tubes (brut, aminci à 50 μm , et aminci à 100 μm) présentent tous les trois des contraintes résiduelles en compression dans les deux directions. Les contraintes tangentielles sont plus importantes, en valeur absolue, que les contraintes axiales. La Figure 4.25 montre la variation des contraintes tangentielles et axiales pour les états amincis par rapport à l'état brut. Dans le sens axial, la contrainte σ_{zz} varie de -32 MPa alors que la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ varie de -120 MPa pour l'amincissement de 50 μm . Ces variations sont multipliées par 4 dans le sens axial et par 3 dans le sens circonférentiel en augmentant l'amincissement de 50 μm à 100 μm .

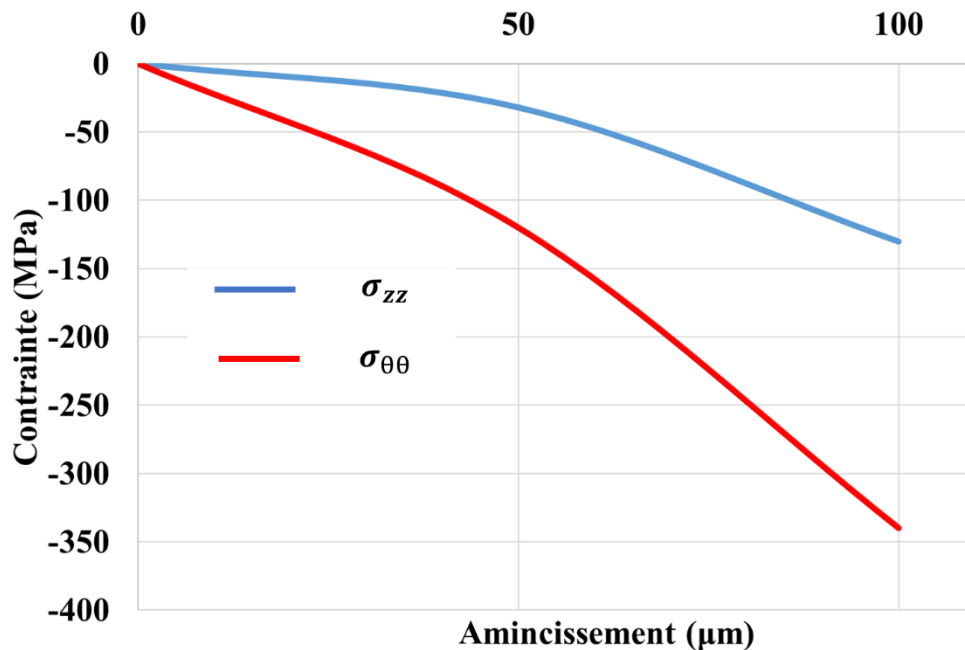


Figure 4.25 : Variation des contraintes axiale et circonférentielle en fonction de l'amincissement

La différence de comportement entre une gaine vierge et amincie de 9 % et une gaine amincie de 18 % peut être expliquée par le fait que les contraintes résiduelles surfaciques externes sont beaucoup plus importantes pour l'amincissement le plus important. Pour l'amincissement faible, les contraintes rajoutées ne provoquent *a priori* pas un durcissement important sur la surface de la gaine. Cela peut engendrer une forte hétérogénéité de contrainte dans le cas où la surface usinée montre un comportement plus dur que le reste de la matière. Cet effet dépend également de la profondeur affectée par l'usinage.

Les mesures locales effectuées par DRX qui montrent un durcissement de la surface de la gaine à cause des contraintes d'usinage sont à corrélérer à la faible augmentation de la contrainte d'écoulement observée lors des essais de pression.

4.2.5 Conclusions

Pour atteindre des fortes biaxialités de déformation avec le montage EDC avec traction, une zone utile a été usinée au centre de la gaine par usinage mécanique. Cela a permis de réaliser des essais à des biaxialité élevées et d'étudier la rupture de la gaine sur une large gamme de biaxialité. Pour l'amincissement de 18 %, une différence de comportement au niveau de la déformation à la rupture a été remarquée. Pour savoir l'origine de cette différence, des essais de pression interne et des mesures DRX ont été réalisés. Les résultats montrent que la réduction d'épaisseur peut affecter les contraintes résiduelles de compression mesurées directement par DRX et conduisant à une augmentation de la limite d'élasticité lors des essais de pression interne. Ces contraintes augmentent avec l'augmentation du taux d'amincissement. Les analyses réalisées ont permis d'évaluer l'effet sur la limite d'élasticité mais elles n'ont pas été suffisantes pour comprendre l'effet sur la rupture. On a par ailleurs montré expérimentalement qu'un amincissement de 9% ($50\text{ }\mu\text{m}$) n'a pas d'influence sur la rupture des gaines (observation à corrélérer avec le très faible effet sur la limite d'élasticité). Ces observations permettent donc de valider la campagne d'essais à haute biaxialité.

4.3 Effet de vitesse de déformation

4.3.1 Motivation de l'étude

Les essais réalisés dans la section précédente permettent de comprendre l'effet de la biaxialité de déformation sur la déformation à rupture de la gaine avec un mode de chargement et de rupture représentatif de ceux subis par la gaine dans un réacteur lors d'un RIA. L'effet de la biaxialité a été étudié indépendamment de celui de la vitesse de déformation et du chargement thermique. Les montages EDC utilisés lors de cette campagne d'essais permettent également de réaliser des essais à des fortes vitesses de déformation. Afin de mieux s'approcher des sollicitations mécaniques rencontrées lors d'un RIA, des essais EDC ont été réalisés à une vitesse de déformation de $1.s^{-1}$, qui représente la borne inférieure des vitesses que les gaines peuvent subir au cours de l'accident [1]. Les essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction réalisés lors de la campagne d'essais à faible vitesse de déformation servent dans cette section de comparaison avec les essais à haute vitesse afin d'évaluer l'effet de la vitesse de déformation sur le comportement et la rupture de la gaine à différentes biaxialités.

4.3.2 Sensibilité du comportement de la gaine à la vitesse de déformation

La vitesse de sollicitation n'affecte pas l'anisotropie plastique entre $3.10^{-4}s^{-1}$ et $5.s^{-1}$ pour le Zy4-détendu entre 20 °C et 800 °C [15]. Néanmoins, pour une vitesse de déformation donnée, la sensibilité à la vitesse de déformation décroît légèrement jusqu'à une température d'environ 300 °C, puis augmente fortement (Figure 4.26). En outre, quelle que soit la température, la sensibilité à la vitesse de déformation du Zircaloy-4 est positive (Figure 4.27), cela veut dire que la contrainte d'écoulement augmente toujours avec la vitesse de déformation du fait du comportement viscoplastique de la gaine.

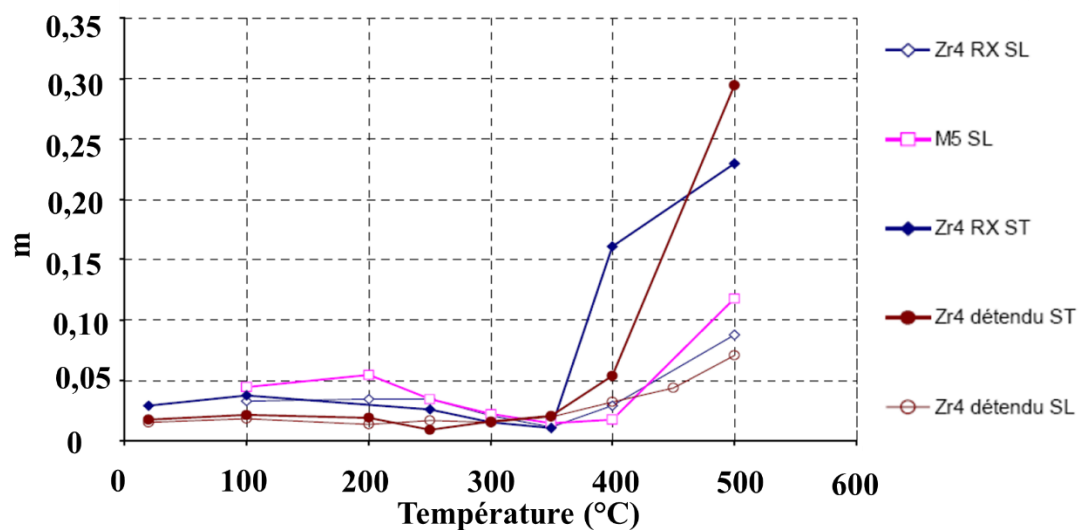


Figure 4.26 : Coefficient de sensibilité de la contrainte à la vitesse de déformation $m = \partial \ln \sigma / \partial \ln \dot{\epsilon}$, en fonction de la température pour le M5 et le Zircaloy-4 détendu et recristallisé testés en traction sens long (SL) et sens travers (ST) à $5.10^{-5}s^{-1}$ [113].

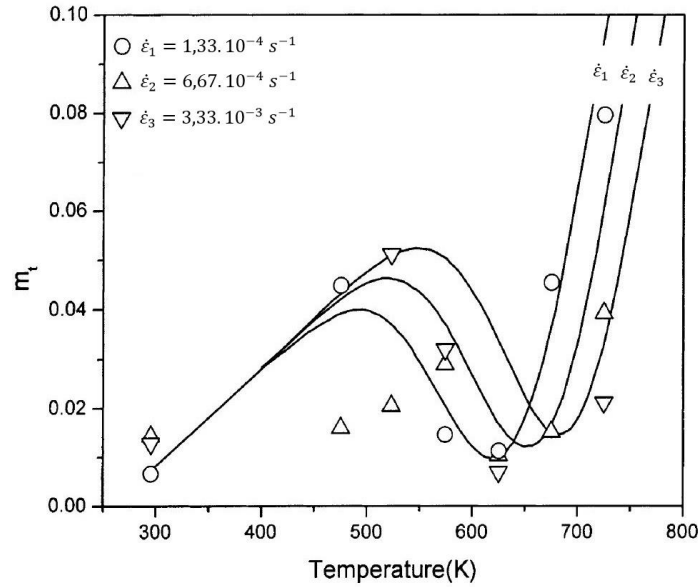


Figure 4.27 : Évolution de la sensibilité à la vitesse de déformation en fonction de la température (Lee et al., 2001). [114]

Un minimum de sensibilité à la vitesse de déformation attribué au phénomène de vieillissement dynamique, lié aux interactions entre les dislocations mobiles et les atomes d'oxygène est observé pour chaque vitesse de déformation. Toutefois, la sensibilité à la vitesse varie très peu entre 25 et 300 °C (m entre 0,02 et 0,04). La sensibilité à la vitesse de déformation peut engendrer une diminution ou une augmentation de la ductilité du matériau. En effet, une faible sensibilité favorise la concentration de la déformation dans la zone de striction entraînant ainsi une diminution de la ductilité. Pour une grande sensibilité, une augmentation de la vitesse de déformation dans la zone de striction conduit à une augmentation de la résistance du matériau à l'écoulement de telle sorte que la déformation peut se poursuivre en dehors de la zone de striction ce qui augmente la ductilité du matériau.

En plus du durcissement du matériau, l'augmentation de la vitesse de déformation a un effet antagoniste consistant en un adoucissement par échauffement localisé induit par la dissipation du travail plastique. L'échauffement est moins important à haute température qu'à 25 °C, les contraintes d'écoulement étant plus faibles à haute température. On montre dans la suite que l'échauffement est inférieur à 300 °C. Entre 20 et 300 °C la sensibilité à la vitesse de déformation est très faible. L'augmentation de la température pendant l'essai à cause de la dissipation du travail plastique ne rend pas donc la gaine plus sensible à la vitesse de déformation. Le paragraphe suivant présente la méthode utilisée pour calculer la température que peut atteindre la gaine durant un essai EDC à une vitesse de déformation de $1. s^{-1}$.

4.3.3 Calcul de l'auto-échauffement

La longueur de diffusion thermique l est définie par l'équation 3.14. Sur la durée d'un essai EDC simple (environ 500 ms) à 25 °C et à une vitesse de déformation de $1. s^{-1}$, la longueur de diffusion est de l'ordre de 2,4 mm, ce qui représente 5 fois l'épaisseur de la gaine. Par contre la diffusion thermique est limitée dans le sens axial de la gaine. En outre, le gradient de déformation dans la gaine est faible. Cela indique que la gaine est chauffée d'une façon quasi-adiabatique et que la température est homogène dans l'épaisseur.

$$l = \sqrt{D \times t} \quad eq3.14$$

t est le temps caractéristique de l'essai. $D = \lambda / \rho c_p$ est la diffusivité thermique du matériau en m^2/s , où λ est la conductivité thermique en $W/m/K$, c_p est la capacité thermique en $J/kg/K$ et ρ est la masse volumique en kg/m^3 . D'après l'International Nuclear Safety Center Material Properties Database², la chaleur spécifique, la densité et la conductivité thermique du Zircaloy à 25 °C valent respectivement :

$$c_p = 285 \text{ (en J/kg/K)}$$

$$\rho = 6595 \text{ (en kg/m}^3\text{)}$$

$$\lambda = 12,9 \text{ (en W/m/K)}$$

$$D = 1,14 \times 10^{-5} \text{ (en m}^2\text{/s)}.$$

En conditions d'échauffement adiabatique l'équation donnant l'évolution de la température s'écrit :

$$\rho c_p \dot{T} = \beta \underline{\sigma} : \underline{\dot{\epsilon}}^p \quad eq3.15$$

où β est le coefficient de Taylor et Quinney [115]. On suppose souvent que 90% de la puissance plastique est transformée en chaleur ; ce qui conduit à : $\beta = 0,9$. L'augmentation de température au moment de la striction des éprouvettes peut être approchée par :

$$\Delta T = \frac{\beta S_u e_u}{\rho c_p} \quad eq3.16$$

S_u est la contrainte équivalente maximale exprimée en Pa et e_u l'allongement réparti.

Dans le cas de l'EDC simple, la contrainte équivalente peut être remplacée par la contrainte ultime tangentielle d'un essai uniaxial dans le sens circonférentiel (essai sur anneau par exemple) car les états de contrainte sont très proches (traction orthoradiale) bien que les dispositifs soient très différents. La contrainte ultime mesurée pendant des essais de traction sur anneau à une vitesse de déformation de $1.s^{-1}$ réalisés dans la thèse de Le Saux [15] est de l'ordre de 850 MPa à 25 °C (Figure 4.28). En utilisant cette valeur, l'augmentation de la température ΔT lors d'un essai EDC simple est de l'ordre de 150 °C. Comme on ne tient pas compte de l'adoucissement lié à l'augmentation de la température, cette valeur constitue une borne supérieure.

² <http://www.insc.anl.gov/matprop/zircaloy/index.php>

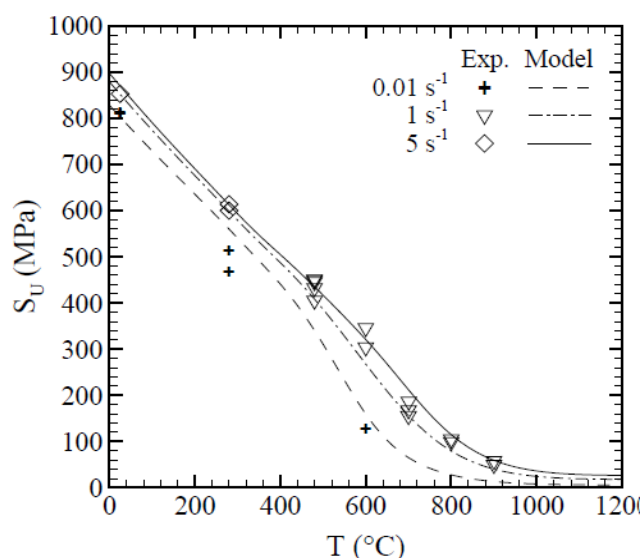


Figure 4.28 : Variation de la contrainte ultime en fonction de la température et de la vitesse de déformation pour les essais de traction sur anneaux effectués sur des éprouvettes en Zircaloy-4 détendu vierge [15]

Dans le cas des essais EDC bridé et EDC avec traction, les états de contrainte sont différents de ceux d'un essai uniaxial. Toutefois, compte tenu du faible écrouissage du matériau, la variation de la contrainte d'écoulement de Hill à rupture reste très faible. Par contre, la déformation à rupture est fortement modifiée de sorte que les élévations de température prévisibles varient fortement. La Table 4.5 montre les valeurs des contraintes tangentielles et des allongements à rupture utilisés pour estimer l'augmentation de la température lors des essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction.

Table 4.5 : Échauffement lors des essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction

Essai	S_u	e_u	Échauffements ΔT
EDC simple	850 MPa	43 %	173 °C
EDC bridé	850 MPa	15 %	61 °C
EDC avec traction	850 MPa	10 %	41 °C

4.3.4 Préparation d'essais

Pour caractériser le champ cinématique, les caméras utilisées pour les essais à faible vitesse de déformation ont été remplacées par des caméras rapides de modèle VEO 710 de la marque Phantom. Un objectif de distance focale 75 mm a été utilisé. La fréquence maximale de la caméra est de 7400 Hz pour une résolution de 1280 x 800 pixel². Une caméra infrarouge a été également employée pour mesurer et caractériser l'augmentation de la température due à l'auto-échauffement. La fréquence de cette caméra est limitée à 50 Hz.

Seul l'essai EDC simple a été réalisé avec une caméra thermique. Pour les EDC bridé et EDC avec traction un thermocouple de type K a été clipsé au centre de la zone utile de la gaine afin de mesurer l'augmentation de la température.

La même peinture que celle déposée sur la surface de l'éprouvette pour réaliser des mesures par stéréo-corrélation lors des essais à faible vitesse de déformation a été utilisée dans cette étude. Face à la caméra thermique, une couche de peinture noire a été déposée afin de ne pas faire varier l'émissivité pendant l'essai.

Les caméras de stéréo-corrélation ont été synchronisées avec les sorties analogiques de la machine de traction. Cela n'a pas été possible avec la caméra thermique. La synchronisation des images thermiques avec celles issues de la corrélation d'images a été appliquée en post-traitement en synchronisant la rupture de la gaine sur les dernières images des deux caméras. Cela peut provoquer un faible décalage à cause de la faible fréquence d'acquisition de la caméra thermique par rapport aux caméras rapides de corrélation d'images ; entre la dernière image enregistrée par la caméra thermique et l'image de la rupture, l'éprouvette peut encore se déformer dans le sens circonférentiel avant de casser.

Afin d'atteindre une vitesse de déformation circonférentielle de $1. s^{-1}$ dans la zone utile de l'éprouvette, la vitesse de déplacement du vérin a été fixée à $28 mm. s^{-1}$. La vitesse du vérin a été estimée par analyse géométrique en supposant que le volume du média est conservé lors de sa déformation et que le déplacement radial du média est intégralement transmis à la gaine. Il en résulte :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_0 - V = 0 \\ S_0 L_0 - (L_0 + \Delta L)(S_0 + \Delta S) = 0 \\ \frac{\Delta L}{L_0} \approx -2 \frac{\Delta D}{D_0} \end{array} \right.$$

Tous les essais ont été réalisés avec le même taux d'amincissement que pour les éprouvettes testées à faible vitesse de déformation. L'amincissement va encore ici permettre d'atteindre des fortes valeurs de biaxialité afin d'évaluer son effet sur la rupture pour une large gamme. Pour étudier l'effet de la vitesse de déformation, les tirants ont été conçus pour atteindre les mêmes niveaux de biaxialité de déformation obtenus lors des essais à faible vitesse de déformation. Les tirants ont été dimensionnés avec la même stratégie présentée dans l'article (section 4.1). Pour les essais EDC simple et bridé, le trajet de chargement est imposé par le montage et est le même pour toutes les conditions d'essais.

4.3.5 Résultats d'essais

Les résultats obtenus lors de cette campagne d'essais sont présentés dans cette section. Seul le champ thermique de l'essai EDC simple a été présenté; les autres essais n'ont pas été filmés par la caméra thermique du fait de l'indisponibilité des équipements lors de la réalisation des essais. L'effet de la vitesse de déformation a été évalué en comparant les essais rapides aux essais lents à différents niveaux de biaxialité de déformation.

4.3.5.1 Effet de la biaxialité de déformation

La variation de la déformation circonférentielle à la rupture en fonction de la biaxialité des essais EDC simple, EDC bridé et EDC avec traction est présentée dans la Figure 4.29. Le dernier point des courbes présente la dernière valeur mesurée avant la rupture de l'éprouvette. Le même trajet de chargement mesuré que lors des essais à faible vitesse a été retrouvé lors de ces essais. L'EDC simple a rompu à 43 % de déformation circonférentielle à une biaxialité de $-0,3$. Pour l'essai EDC bridé (courbe verte), la biaxialité de déformation est initialement de $-0,3$ et elle augmente à $-0,07$ pour une

déformation circonférentielle de 15 %. Afin de caractériser la ductilité du matériau à faible biaxialité, un EDC avec traction (courbe rouge Figure 4.29) a été effectué à une biaxialité de déformation inférieure à zéro. Pour cet essai, les tirants ont été dimensionnés pour se déformer largement, permettant ainsi à l'échantillon de rétrécir dans le sens axial. La contraction axiale de la gaine est inférieure, en valeur absolue, à celui de l'essai EDC simple. Pour cet essai, la gaine a rompu à une déformation circonférentielle de 19 % pour une biaxialité de déformation de $-0,1$. L'augmentation de la biaxialité vers les domaines d'intérêt provoque une diminution de la déformation à rupture jusqu'à atteindre un minimum de 8,5 % pour une biaxialité proche de la déformation plane. Pour les essais effectués à une biaxialité entre 0,02 et 0,5, une augmentation de la déformation à rupture a été notée. Cette dernière passe de 8,5 % à 10,5 % pour une biaxialité de déformation comprise entre 0,02 et 0,5, respectivement.

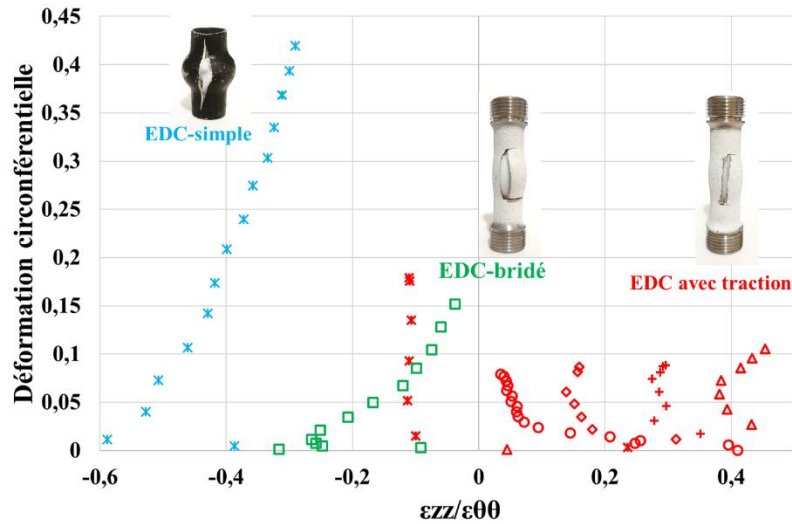


Figure 4.29 : Évolution de la biaxialité de déformation avec une gaine amincie pour un EDC simple, un EDC-bridé et différents EDC avec traction

La forme de la courbe en V trouvée lors des essais à une vitesse de déformation $\dot{\epsilon}_{\theta\theta} = 10^{-4} \cdot s^{-1}$ a été retrouvée lors des essais à une vitesse de déformation 10^4 plus élevée. Cela signifie que l'effet de la biaxialité de déformation reste le même pour une gamme de vitesse de déformation entre $10^{-4} \cdot s^{-1}$ et $1 \cdot s^{-1}$. En outre, le même mode macroscopique de rupture que celui observé lors des essais EDC à faible vitesse de déformation est obtenu.

4.3.5.2 Effet de la vitesse de déformation

Contrairement à l'essai EDC simple réalisé à une vitesse de déformation de $10^{-4} s^{-1}$ où l'éprouvette n'a pas rompu après 53 % de déformation circonférentielle, l'essai EDC simple à $1 \cdot s^{-1}$ a conduit à une déformation circonférentielle à rupture de 43 %. La Figure 4.30 (a) montre l'évolution de la force en fonction de la déformation circonférentielle jusqu'à rupture ainsi que la température mesurée par le thermocouple. La température mesurée par la caméra thermique au centre de la gaine et les champs de température de la zone utile pendant plusieurs phases de l'essai sont présentés dans la Figure 4.30 (b).

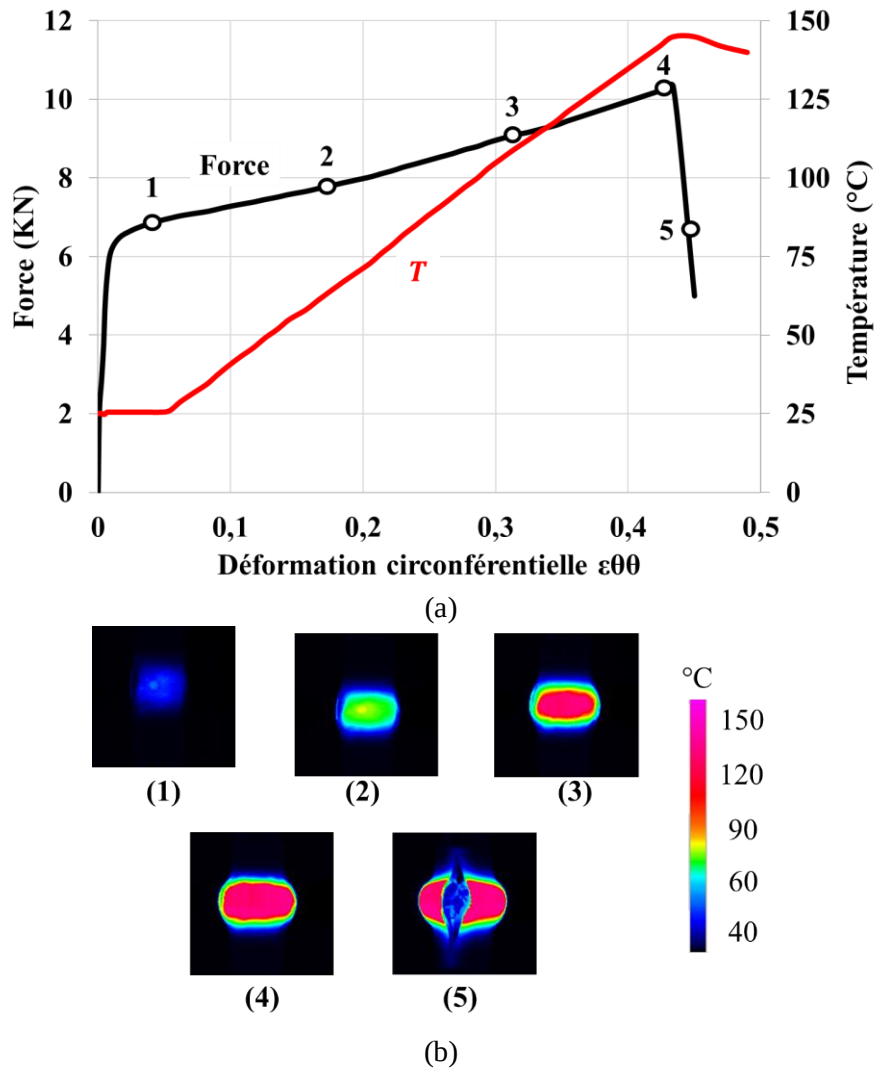


Figure 4.30 : Résultats de l'essai EDC simple à 25°C et à une vitesse de déformation de $1.s^{-1}$: (a) évolutions de la force et de la température en fonction de la déformation circonférentielle, (b) champs de température

Pendant cet essai, une température égale à 143 °C a été mesurée dans une zone homogène au centre de la gaine où la déformation circonférentielle est maximale. La Figure 4.31 montre le profil transversal de la température de l'image 4 de la Figure 4.30 (b) avant la rupture. La température la plus élevée sur cette ligne horizontale représente une localisation de la déformation où la fissure est apparue par la suite sur l'image 5 de la Figure 4.30 (b). La chute de la température sur les extrémités est expliquée par le fait que la caméra thermique capte moins de photons émis par des surfaces non perpendiculaires au capteur de la caméra. Le gradient pour une position diamétrale entre 2 et 12 mm reste toutefois très faible. En outre, on notera que le diamètre est plus important que le diamètre initial du fait de la forte déformation du tube.

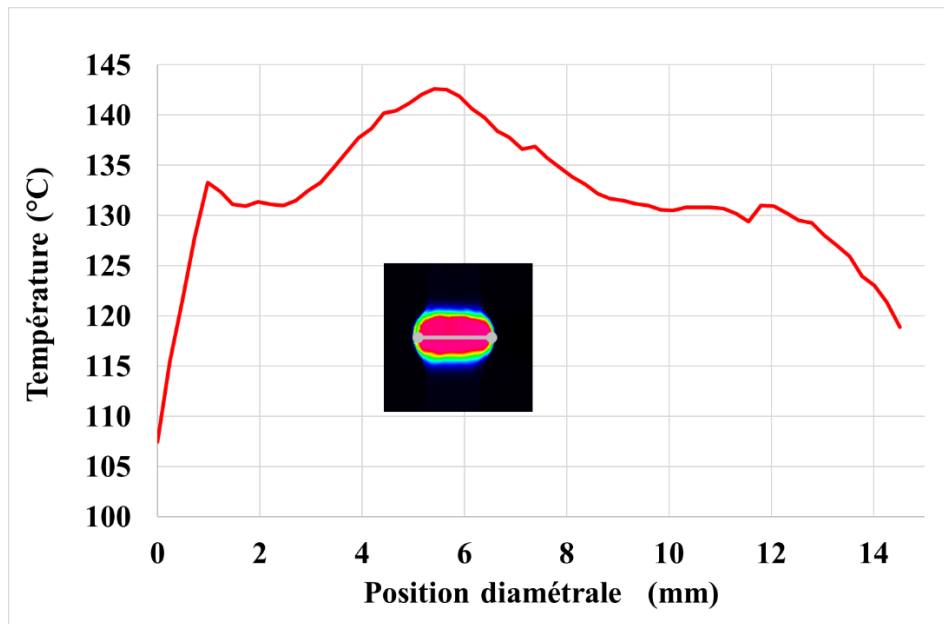


Figure 4.31 : Profil diamétral de la température dans la zone la plus déformée de l'éprouvette

En ce qui concerne les éprouvettes EDC bridé et EDC avec traction, les températures à rupture mesurées avec les thermocouples sont 78 °C et 70 °C, respectivement.

On constate donc que le modèle simplifié présenté plus haut surestime l'échauffement en traction simple et le sous-estime dans les autres cas. Il conviendrait donc de mener des analyses intégrant les effets d'anisotropie et de variation de la contrainte d'écoulement en fonction de la température et de prendre en compte l'échange de la chaleur entre le média et l'éprouvette.

Les déformations circonférentielles à la rupture obtenues lors des essais rapides sont présentées dans la Figure 4.32 et comparées à celles obtenues lors des essais lents.

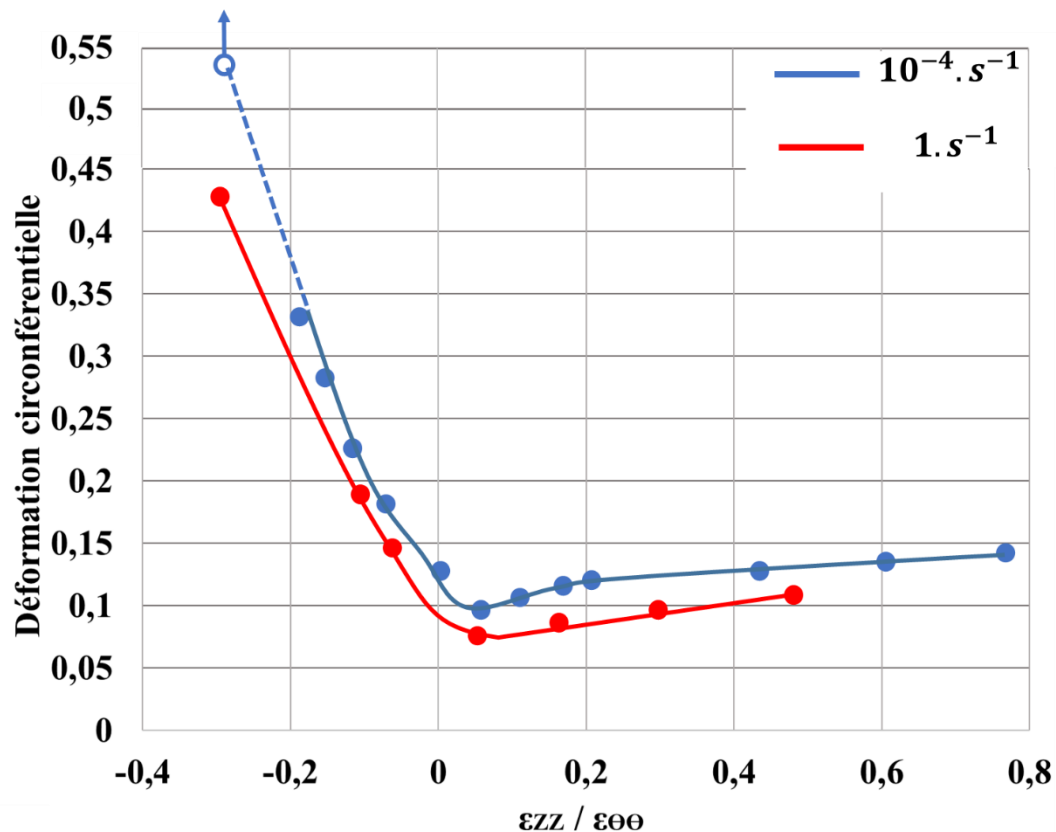


Figure 4.32 : Effet de la vitesse de déformation sur la rupture de la gaine pour plusieurs niveaux de biaxialité

La courbe rouge qui représente les essais rapides reste toujours en dessous de la courbe bleue qui représente les essais lents. Cela signifie une déformation circonférentielle à rupture toujours plus importante pour les essais réalisés à faible vitesse de déformation. L'effet de la vitesse de déformation est beaucoup plus clair pour l'essai EDC simple où l'éprouvette n'a pas rompu après 53 % de déformation circonférentielle avec une faible vitesse de déformation alors qu'elle a rompu à 43 % de déformation circonférentielle avec une forte vitesse de déformation. Cette différence de comportement peut être expliquée par le fait que la chaleur produite durant l'EDC simple a été au moins deux fois plus importante que celles générées lors des essais biaxés. Cela provoque un adoucissement plus important lors de l'EDC simple et peut permettre la localisation de la déformation dans la zone la plus chaude.

4.3.6 Conclusion

Des essais EDC avec plusieurs niveaux de biaxialité ont été réalisés à 25 °C et avec une vitesse de déformation de $1 \cdot s^{-1}$ qui est représentative d'un RIA. Des gaines amincies avec le même taux d'amincissement utilisé lors des essais lents ont été testées. Cette campagne d'essais a permis de mettre en évidence deux phénomènes très importants. (i) La biaxialité a un effet similaire à faible et à forte vitesse de déformation. Le minimum de déformation à la rupture a été enregistré pour des états de déformation proches de l'état de déformation plane. L'augmentation de la biaxialité vers des valeurs proches de 1 provoque une légère augmentation de la déformation à la rupture pour les deux vitesses de déformation. (ii) Le deuxième phénomène a été montré par les mesures infrarouges qui ont permis de mettre en lumière un échauffement local du matériau ce qui peut provoquer une localisation de la déformation dans la zone la plus chaude ainsi qu'une diminution de la déformation macroscopique. La résolution limitée des images acquises par les caméras de corrélation d'images ne permet pas de confirmer la formation d'une zone de localisation de la déformation. Par contre, la sensibilité à la vitesse

de déformation reste assez faible de sorte qu'elle ne peut empêcher la localisation provoquée par l'échauffement.

4.4 Effet de frottement

Afin de reproduire les données expérimentales, les coefficients de frottement entre les différents composants dans l'éprouvette EDC ont été ajustés. Le contact piston/média et le contact média/gaine sont modélisés par un modèle de contact dur (interpénétration des surfaces en contact non autorisée). Le frottement est pris en compte par le modèle de Coulomb :

$$k = \mu \cdot p$$

où k est la composante tangentielle de l'effort de contact, p la pression de contact, et μ le coefficient de frottement. Le coefficient de frottement entre le piston et le média, μ_{pm} , a peu d'influence sur la réponse force-déplacement simulée ou sur la déformation locale de l'éprouvette. Cependant, le coefficient de frottement entre le média et la gaine, μ_{pc} , a un effet important sur le champ de déformation simulé, la biaxialité de déformation et la réponse force-déplacement. La caractérisation expérimentale de ce paramètre nécessite un montage permettant de prendre en compte la rugosité de la surface des pièces et la variation de la pression de contact durant l'essai. À défaut de pouvoir caractériser le frottement entre le média et la gaine, une étude paramétrique sur l'effet de frottement a été réalisée. Un large éventail de valeurs pour les coefficients de frottement statiques et dynamiques entre le PTFE et l'acier ont été rapportés dans la littérature. L'étude actuelle suppose que le coefficient de frottement entre le PTFE et le Zircaloy-4 est similaire à celui entre le PTFE et l'acier. Des valeurs comprises entre 0,1 et 0,4 sont utilisées par Le Saux et al [15], Hellouin de Menibus et al. [22], Dostál et al. [55] et Desquines et al. [30] pour simuler le frottement entre le média et la gaine pendant un EDC simple à 25 °C et à faible vitesse de déformation ($10^{-4} s^{-1}$). Dans la présente étude, des simulations ont été effectuées en utilisant des valeurs de 0,1, 0,2 et 0,4. Les valeurs des déformations ont été prises au plan médian de l'échantillon (Figure 4.4). Les résultats des simulations ont montré que le coefficient de frottement entre le média et la gaine n'a pas d'influence sur la déformation circonférentielle pour tous les types d'essais considérés. En effet la déformation circonférentielle est égale à u_r/r . Dans le cas présent u_r est imposé par la déformation du média. Néanmoins, le coefficient de frottement entre le média et la gaine a un effet important sur la déformation axiale.

La Figure 4.33 indique que pour l'EDC simple, l'augmentation du coefficient de frottement entraîne une augmentation de la contraction axiale de l'échantillon. Un coefficient de frottement de 0,1 permet de s'approcher au mieux des résultats expérimentaux. Les simulations ont été arrêtées après 0,25 de déformation circonférentielle en raison d'un problème de convergence. De la même façon, lors d'un essai EDC bridé (Figure 4.34), un coefficient de frottement plus élevé conduit à une plus grande contraction axiale de l'échantillon. Par contre, pour ce type d'essai, un frottement de 0,4 amène à un meilleur accord expérience/simulation.

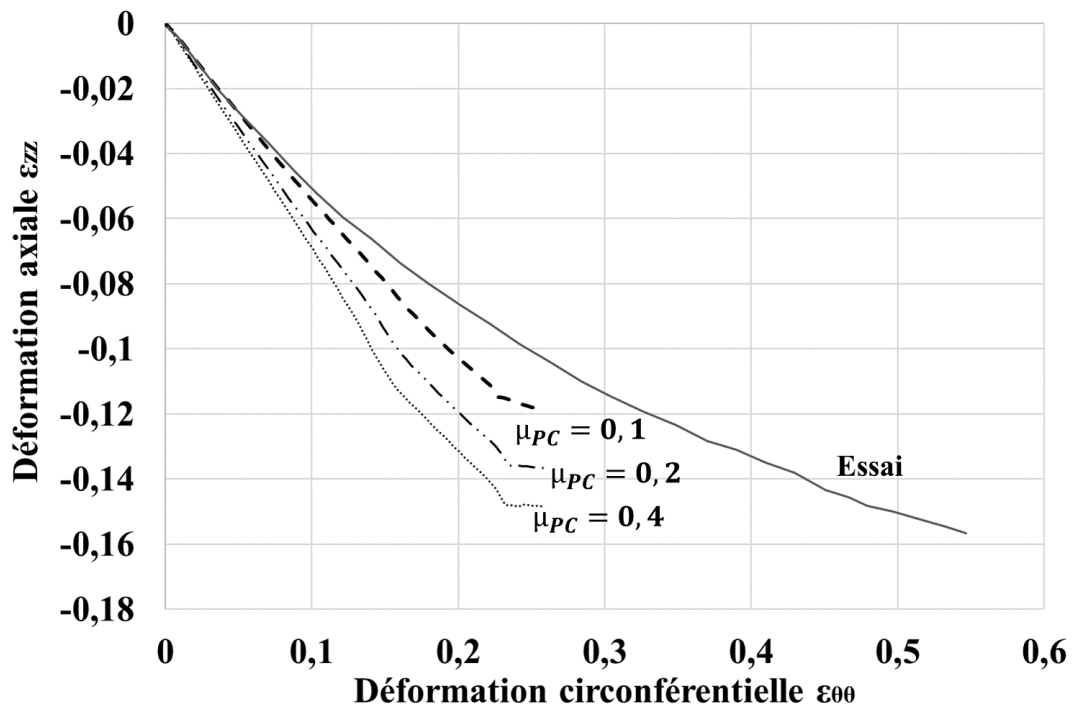


Figure 4.33 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC simple

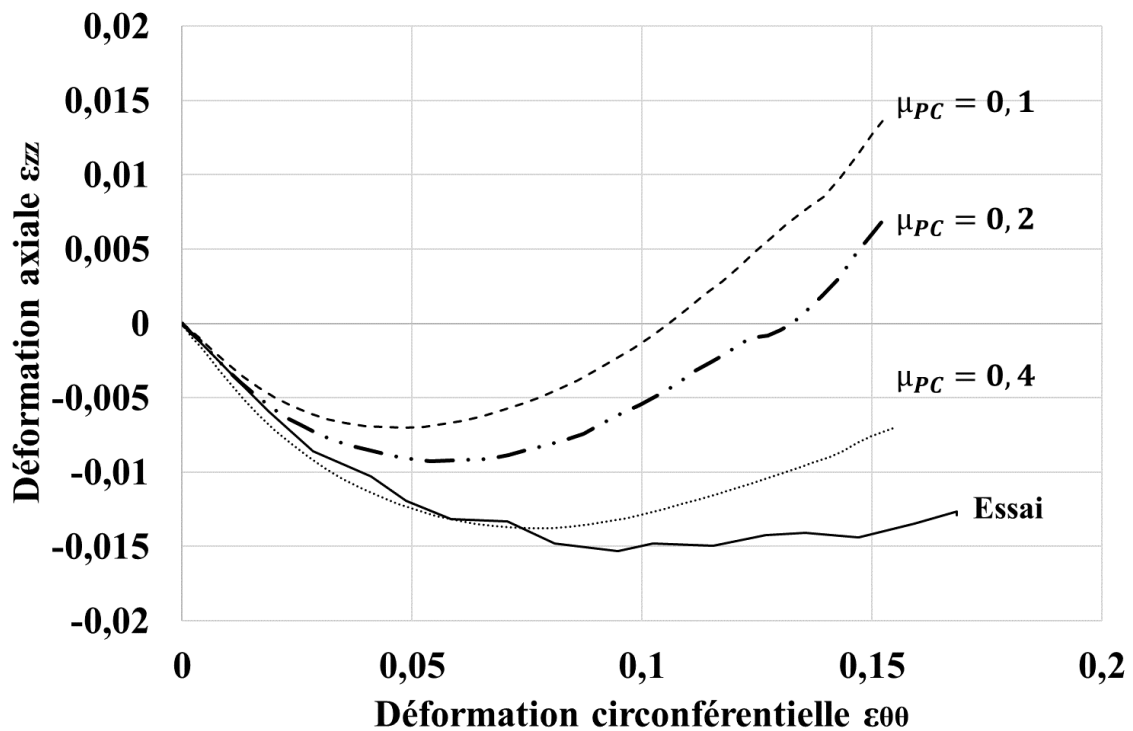


Figure 4.34 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC bridé

Pour l'EDC avec traction, la déformation axiale diminue également avec l'augmentation du coefficient de frottement, un coefficient de frottement de 0,4 conduit à l'accord le plus étroit entre les simulations et les résultats expérimentaux (Figure 4.35).

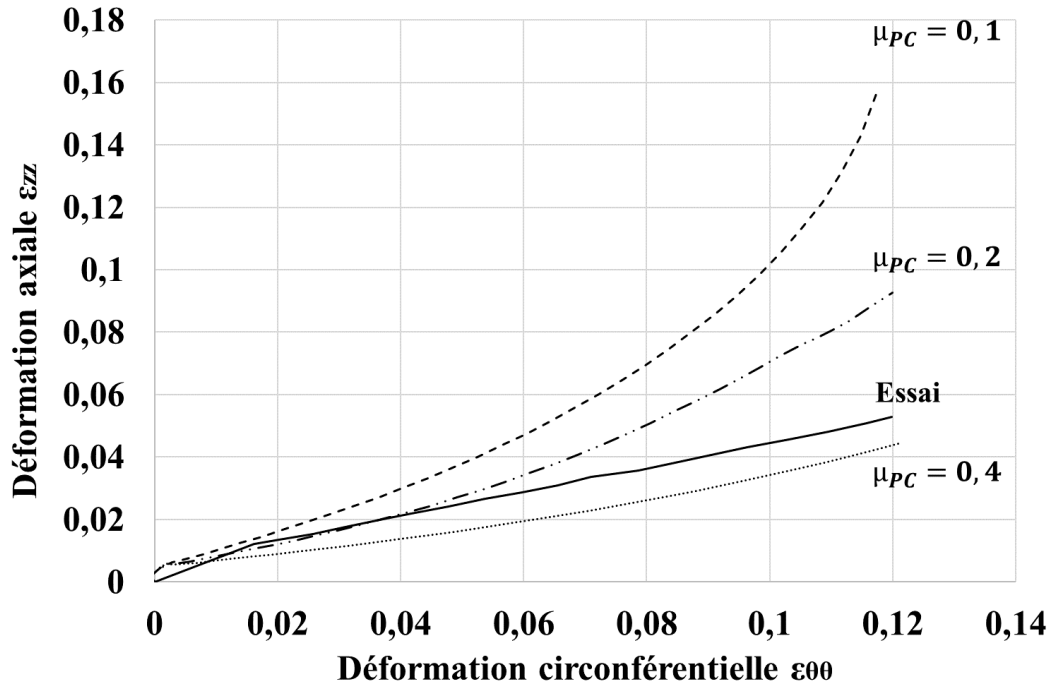


Figure 4.35 : Effet du coefficient de frottement sur la simulation de l'évolution de la déformation axiale lors de l'EDC avec traction avec une biaxialité de 0,4

Le frottement entre le média et la gaine nécessite une étude plus approfondie avec des essais spécifiques permettant d'étudier ce paramètre avec plus de précision et d'identifier le bon coefficient de frottement et sa variation en fonction des conditions d'essais.

Étant donné qu'un coefficient de frottement média/gaine de 0,4 permet de bien reproduire les essais EDC bridé et EDC avec traction qui sont au cœur de cette étude, cette valeur de coefficient a été retenue pour l'ensemble des simulations.

5 Développement d'une méthode de chauffage rapide pour essais EDC et évaluation de l'effet de la température et de la biaxialité

Ce chapitre présente le développement d'une méthode de chauffage rapide adaptée à l'essai d'Expansion Due à la Compression utilisé dans le deuxième chapitre.

5.1 Introduction

Au cours de la première phase de transitoire, la gaine subit un chargement thermique complexe résultant de l'augmentation de la température du combustible. La quantité de chaleur transmise à la gaine via le combustible ainsi que le gradient de la température dans l'épaisseur de la gaine dépendent notamment de la largeur et de l'énergie injectée et de la cinétique de l'accident, généralement caractérisée par la largeur à mi-hauteur du puissance neutronique [1]. Des calculs réalisés avec le logiciel RANNS utilisé pour post-traiter l'essai NSRR FK-10 (gaine en Zircaloy-2, taux de combustion de 61 MWj/kgU, enthalpie déposée de 430 J/g, pic de 5,1 ms à mi-hauteur, température initiale de 80 °C) sur deux largeurs de pic différentes (5,2 et 40 ms) et pour la même enthalpie montrent que : (i) la température de la surface interne de la gaine est presque la même pour les deux largeurs de pic, (ii) la différence entre la température de la surface interne et celle de la surface externe est de l'ordre de 500 °C et de 350 °C, respectivement et (iii) la vitesse de montée en température est 8 fois plus importante pour le pic de largeur 5,2 ms (le rapport des vitesses de chauffe correspond au rapport des largeurs de pic) (Figure 5.1) [116].

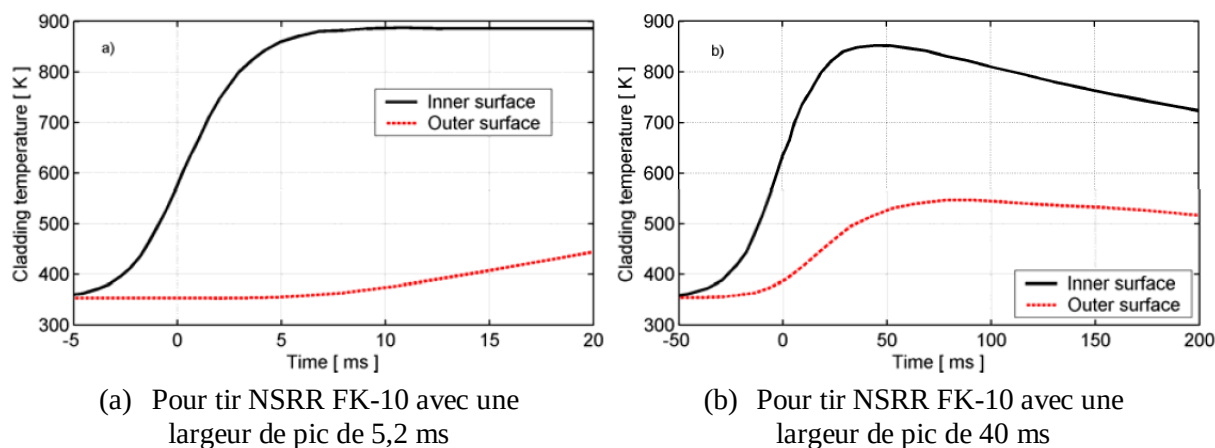


Figure 5.1 : Calcul de la température de la gaine avec le code RANNS de l'essai NSRR FK-10 [1]

Ces niveaux de température sont en accord avec ceux calculés par le code ALCYONE utilisé pour simuler l'essai CABRI REP-Na5 (gaine en Zircaloy-4, taux de combustion de 64 GWj/tU, enthalpie déposée de 435 J/g, pic de 8,8 ms à mi-hauteur, température initiale de 280 °C) (Figure 5.2). Cet essai a été réalisé avec la même enthalpie que celle de l'essai NSRR FK-10 (voir ci-dessus).

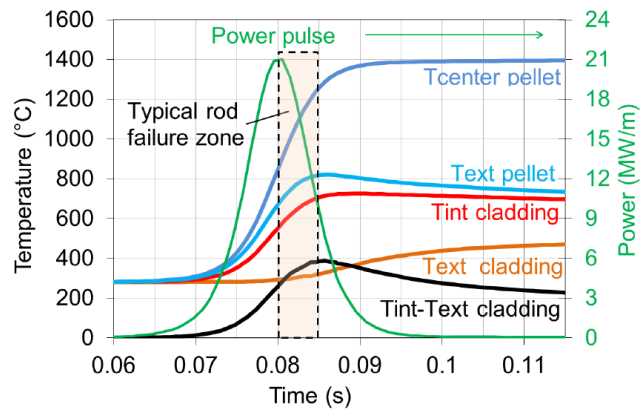


Figure 5.2: Températures calculées dans le combustible et dans la gaine par le code ALCYONE lors d'un essai réalisé dans le réacteur CABRI (REP-Na5) [80]

La vitesse de montée en température lors d'un RIA est estimée à $1000 - 50000 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ [1]. La Figure 5.2 montre que malgré les fortes vitesses de chauffage, la température reste inférieure à $800 \text{ } ^\circ\text{C}$ sur la peau interne et inférieure à $400 \text{ } ^\circ\text{C}$ sur la peau externe de la gaine. Ce faible écart résulte probablement de l'utilisation de sodium liquide comme caloporteur dans le réacteur CABRI à cette époque. Le gradient de température dans l'épaisseur est principalement dû à la chaleur récupérée par le fluide caloporteur en contact avec la paroi externe de la gaine. Ce gradient induit des contraintes circonférentielles de compression dans la peau interne et des contraintes en traction dans la peau externe.

5.2 Effet de la température

La température atteinte pendant le pic de puissance conduit à une réduction de la résistance mécanique de la gaine. Les Figure 5.3 et Figure 5.4 montrent, respectivement, l'effet de la température sur la limite d'élasticité et sur la contrainte ultime du Zircaloy-4 à différentes vitesses de déformation. Les figures montrent que la résistance mécanique de la gaine diminue de façon significative lorsque la température augmente, et elle augmente légèrement avec la vitesse de déformation.

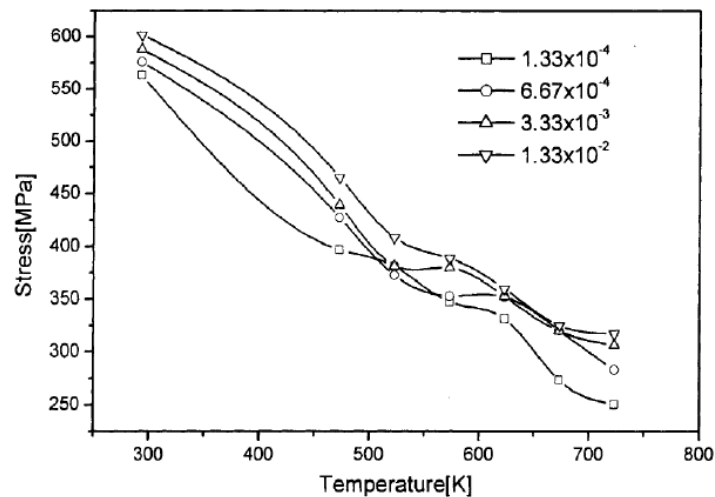


Figure 5.3 : Limite d'élasticité (σ_y) en fonction de la température et la vitesse de déformation pour le Zircaloy-4 détendu non irradié [114]

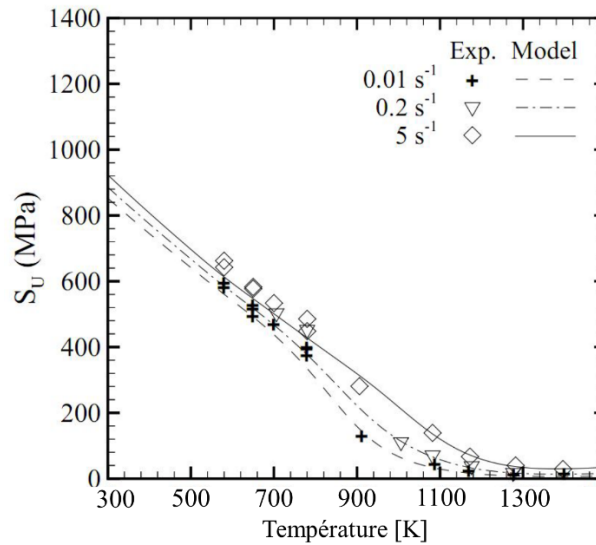


Figure 5.4: Contrainte ultime (S_u) en fonction de la température et la vitesse de déformation pour le Zircaloy-4 détendu non irradié [15]

5.3 Effet du temps passé à haute température et de la vitesse de chauffage

En plus de l'effet direct de la température sur le comportement mécanique, le temps passé à haute température a également un effet important. Ce paramètre a été traité par plusieurs études indépendamment des autres chargements rencontrés lors d'un RIA afin de comprendre son effet sur la restauration des défauts d'irradiation, sur la recristallisation et la restauration de l'état d'écrouissage, sur la mise en solution de l'hydrogène et sur le changement de phase.

5.3.1 Restauration des défauts d'irradiation

Généralement, les défauts d'irradiation durcissent le matériau (augmentation de σ_y et S_u) et induisent une baisse de la ductilité macroscopique [117]. Des essais réalisés par Ribis et al. [118] sur des gaines en Zr-1%Nb-O et en Zircaloy-4 irradiées aux neutrons dans un réacteur à eau pressurisée à 350 °C à des fluences entre 9×10^{25} et $11 \times 10^{25} \text{ n.m}^{-2}$ montrent l'effet du temps d'exposition à une température de 350 °C, 400 °C et 450 °C sur la cinétique de restauration des défauts d'irradiation. La restauration des défauts d'irradiation est révélée généralement par une baisse de la dureté du matériau. Des mesures de microdureté ont été réalisées afin d'explorer finement la variation de la dureté liée au temps du traitement thermique (Figure 5.5) [118]. Les résultats montrent que la cinétique de restauration des défauts d'irradiation est relativement lente. A ces températures, plusieurs heures sont nécessaires pour constater une diminution de la microdureté du matériau et donc la restauration des défauts d'irradiation.

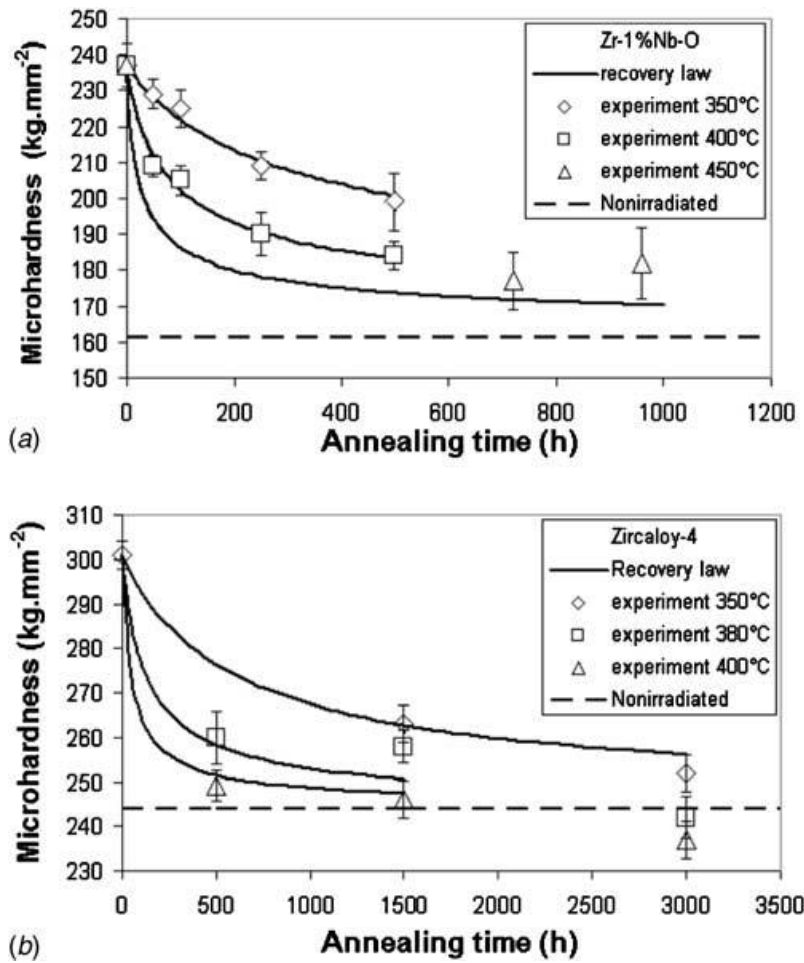


Figure 5.5 : Évolution en fonction de la température et de la durée de recuit de la microdureté de (a) l'alliage Zr-1%Nb-O et (b) du Zircaloy-4

Par contre, pour des températures comprises entre 500 et 700 °C, la cinétique de restauration du durcissement d'irradiation mesurée sur des éprouvettes en Zircaloy-2 irradié à $2.7 \times 10^{25} \text{ n.m}^{-2}$ est beaucoup plus rapide (Figure 5.6) [119]. Ces chercheurs ont utilisé un four à lampe qui permet de chauffer à une vitesse de 40 °C/s. Les éprouvettes ont été refroidies à une vitesse de 30 °C/s. Après une seconde à 500 °C, 600 °C et 700 °C, la restauration de la dureté atteint respectivement 4%, 23%, 69%.

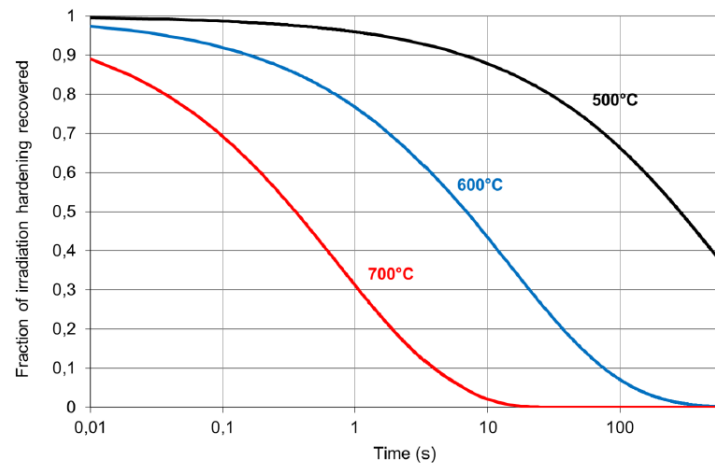


Figure 5.6 : Taux de durcissement d'irradiation résiduel pour des traitements thermiques à 500 °C, 600 °C et 700 °C [119] [22]

5.3.2 Recristallisation et restauration de l'état écroui

La recristallisation (traitement thermique de quelques heures à haute température) conduit à la formation de grains plus gros que dans l'état détendu avec l'élimination de dislocations et donc une annulation de l'écrouissage. Cela provoque une baisse des propriétés mécaniques du matériau (σ_y et R_m). Dans les travaux de thèse de Ahmed Chaieb [6], la recristallisation du matériau a été étudiée à plusieurs niveaux de température et avec plusieurs vitesses de chauffage sur des éprouvettes tubulaires en Zircaloy-4 détendu non irradié. Ces résultats sont comparés avec ceux obtenus par Hunt et al. [120] à de plus faibles vitesses de chauffage (Figure 5.7). Pour chaque essai, le tube a subi une rampe de température à une vitesse contrôlée. Une fois la température cible atteinte (axe horizontal), le tube a été trempé, et sa microdureté a été mesurée pour calculer la fraction de recristallisation (axe vertical).

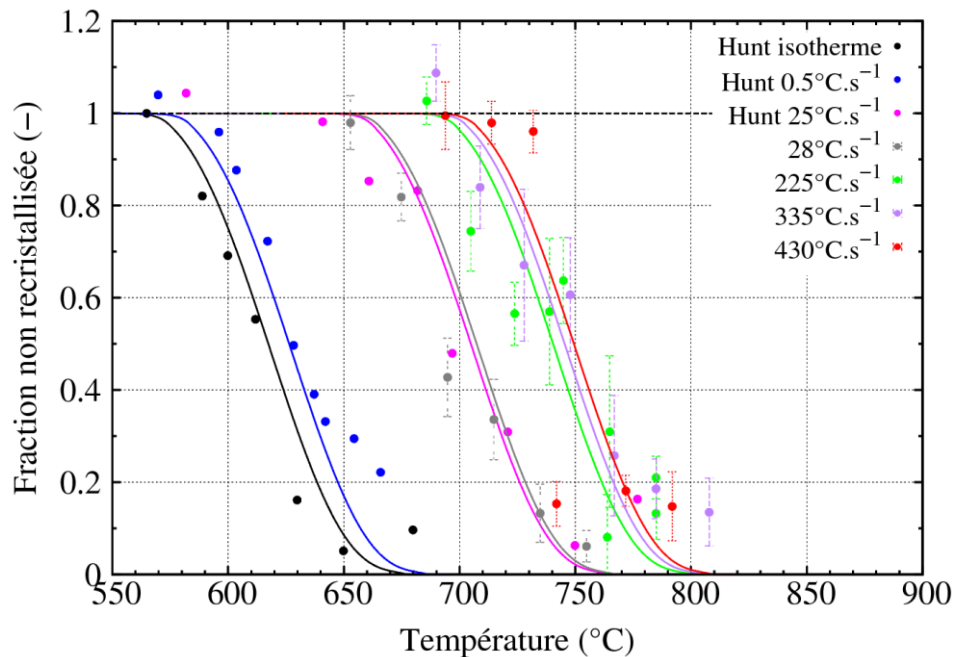


Figure 5.7 : Évolution de la fraction non recristallisée du Zircaloy-4 en fonction de la température et de la vitesse de chauffage [6] [120]

La recristallisation dépend du temps d'exposition à une certaine température, et sa cinétique augmente avec la température et devient très rapide à haute température. De ce fait, la vitesse de chauffage est également très importante car elle affecte le temps passé aux températures élevées intermédiaires. C'est pourquoi, pour une température donnée, plus la vitesse de chauffe augmente, plus la fraction non recristallisée est importante.

5.3.3 Effet de l'hydrogène et des hydrures

La solubilité de l'hydrogène dans les alliages de zirconium est très faible à température ambiante mais elle augmente rapidement avec la température (elle est quasiment nulle à température ambiante et vaut environ 125 ppm à 350 °C) [121]. Au-delà de la limite de solubilité de l'hydrogène, l'hydrogène précipite sous forme de plaquettes d'hydrures. L'effet de l'hydrogène sur le comportement mécanique de la gaine a été étudié par Kim et al. [122] avec des essais à température ambiante sur des éprouvettes en Zircaloy-4 sous forme d'anneaux sollicités à différentes vitesses de déformation. Ces essais ont montré que l'augmentation de la vitesse de déformation et de la teneur en hydrogène mène à une augmentation des caractéristiques mécaniques (σ_y et S_u) et une baisse de la ductilité (Figure 5.8). La diminution de la déformation à la rupture est de plus en plus importante pour les fortes teneurs en hydrogène. Le même type d'essai a été réalisé par Le Saux [15] à 350 °C (chauffage par un four), sur le

même matériau et avec une vitesse de déformation de $0,1 \text{ s}^{-1}$. Il a montré qu'une variation de la teneur en hydrogène entre 0 et 1200 ppm n'affecte pas la ductilité des éprouvettes. Aux températures testées, la concentration de l'hydrogène dépasse la limite de solubilité en dissolution qui est de 394 wppm à 480 °C et 125 wppm à 350 °C, sont pour les essais à 1200 wppm. Les éprouvettes contiennent donc des hydrures sur forme de précipités. À cette température, les hydrures ne participent pas à la fragilisation du matériau et les éprouvettes ont rompu à une contrainte quasi-nulle (Figure 5.9). Ce phénomène est d'autant plus marqué à 480 °C.

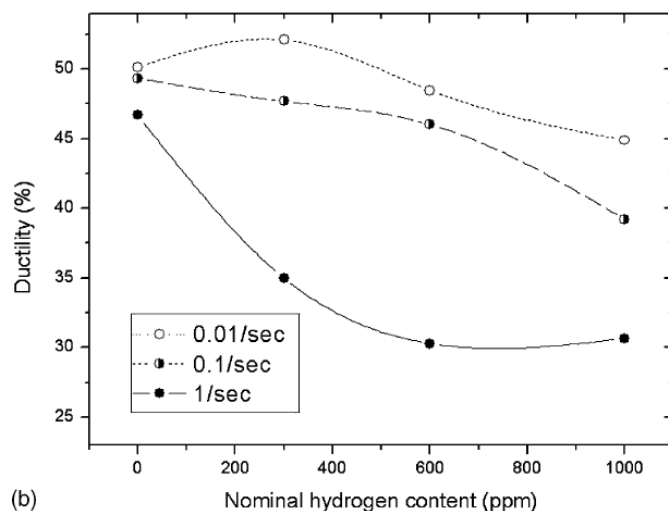


Figure 5.8 : Effet de la teneur en hydrogène sur la ductilité des gaines en Zircaloy-4 [122]

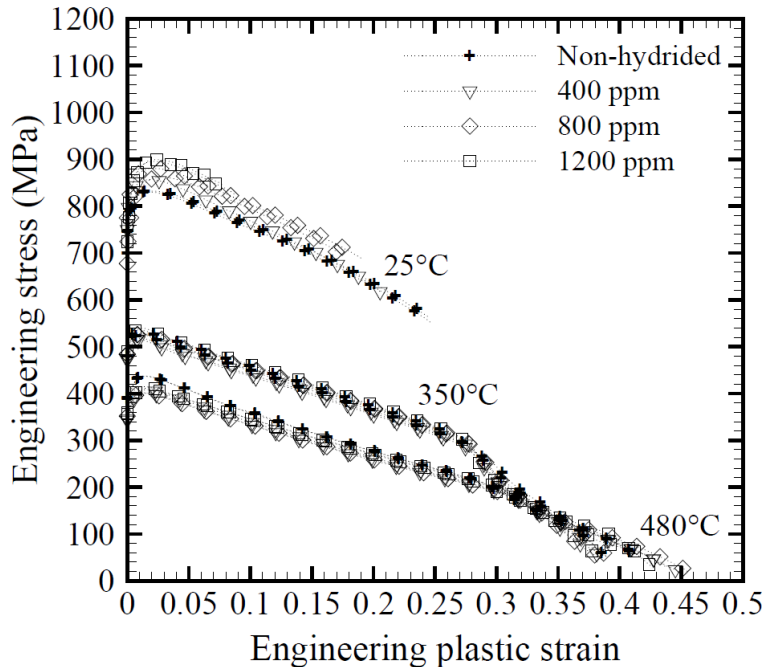


Figure 5.9 : Courbes contrainte-déformation plastique conventionnelles pour les essais de traction sur anneaux pour différentes températures et teneurs en hydrogène [15]

L'effet de la vitesse de chauffage sur le comportement du Zircaloy-2 hydruré a été étudié par Yueh et al, [5] en utilisant des éprouvettes anneaux 'mono-jambe' différentes de celles utilisées par Le

Saux [15] et Kim et al. [122]. Ces essais ont été réalisés sur du Zircaloy-2 non irradié et hydruré jusqu'à 500 ppm à une vitesse de déformation de 10 s^{-1} . Les éprouvettes ont été chauffées lentement ou par effet Joule à des vitesses de l'ordre de $2500 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ jusqu'à 250°C ou 350°C . Les températures ont été mesurées par un pyromètre infrarouge et un thermocouple soudé sur la surface de l'éprouvette. Pour les essais en chauffe rapide, l'essai de traction est lancé au même instant que le chauffage par effet Joule à une température de 80°C . Le chauffage est coupé lorsque la température cible est atteinte mais l'inertie thermique du dispositif et l'échauffement adiabatique de l'échantillon font que la température continue d'augmenter. Pour les deux températures testées de 250°C et 350°C , les éprouvettes chauffées rapidement présentent une ductilité macroscopique plus faible que les éprouvettes testées en isotherme. En outre, leur contrainte maximale est légèrement plus élevée et est atteinte pour une déformation un peu plus élevée (Figure 5.10). Les auteurs attribuent ces différences de comportement au fait que la forte vitesse de montée en température ne laisse pas le temps nécessaire pour une remise en solution partielle de l'hydrogène. Au contraire, pour les essais isothermes, l'éprouvette passe un certain temps à des températures élevées, ce qui permet une dissolution partielle des hydrures.

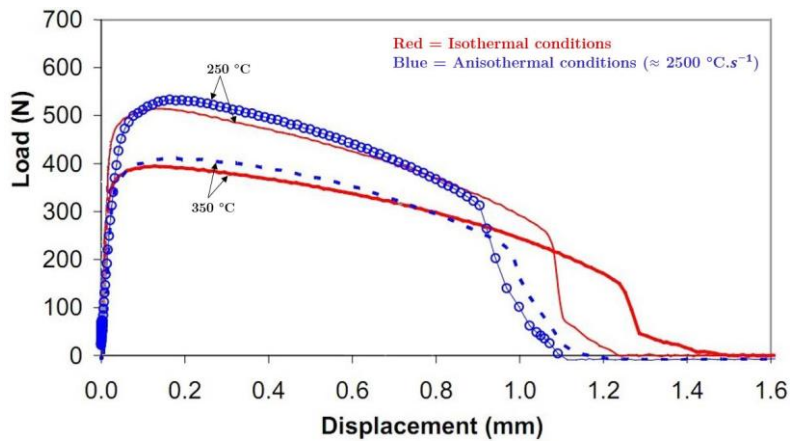


Figure 5.10 : Effet d'un chauffage rapide sur le comportement du Zircaloy-2 non irradié hydruré à 500 ppm [5]

5.3.4 Résumé sur l'effet de la température et de la vitesse de chauffage

Les essais intégraux réalisés dans les réacteurs de recherche ont montré que les températures enregistrées lors de la première phase de l'accident sont comprises entre 400 et 800°C avec des vitesses de chauffe estimées à plusieurs milliers de degrés par seconde. Différentes études ont été réalisées pour étudier l'effet de la vitesse de chauffe sur le comportement des gaines. Le chauffage peut causer la recristallisation et la restauration de l'état écroui. Dans les gaines irradiées et/ou hydrurées, les défauts d'irradiation peuvent être restaurés et les hydrures mis en solution. Les études indiquent que pour des vitesses de chauffe et de chargement mécanique élevées, la microstructure (restauration des défauts d'irradiation, dissolution d'hydrures et recristallisation) n'évolue pas (ou peu) avant la rupture. En outre, aucune de ces études n'a étudié le couplage entre vitesse de chauffe élevée et chargement biaxial.

5.4 Cahier des charges de la présente étude

Comme montré dans le paragraphe précédent, la vitesse de chauffage peut avoir un effet significatif sur la microstructure des gaines : (i) restauration des défauts d'irradiation, (ii) dissolution des hydrures, (iii) recristallisation et restauration de l'état d'écroui. Ces études soulignent l'importance

de tenir compte de la vitesse de chauffe dans l'analyse du comportement des gaines lors d'un accident de réactivité.

Dans ce chapitre, l'objectif est de développer un dispositif expérimental permettant d'appliquer un chargement thermique caractérisé par une température d'au moins 400°C, tout en appliquant un chargement mécanique biaxial sur un tronçon de gaine. Nous pourrions ainsi étudier l'effet de la température et de la vitesse de montée en température sur le comportement mécanique de la gaine dans des conditions de chargement thermomécaniques représentatives de la phase PCMI d'un RIA.

Dans le deuxième et le troisième chapitre, nous avons présenté le dispositif EDCT développé pour appliquer un chargement biaxial sur une gaine en Zircaloy-4 avec un mode de chargement en déplacement imposé. Le dispositif utilise des tirants déformables pour charger la gaine axialement et deux pistons rigides pour comprimer un média à l'intérieur de la gaine et la charger dans le sens circonférentiel.

Le développement thermique présenté dans ce chapitre a été réalisé dans le but d'être intégré dans ce type de montage. De ce fait, le montage EDC a été utilisé comme la structure de base pour le développement thermique. Le montage EDCT tire axialement via les embouts soudés sur les extrémités de la gaine afin d'appliquer des déformations axiales au centre de l'éprouvette. La méthode de chauffage rapide doit prendre alors en compte la présence de soudures aux extrémités de la gaine (les soudures devront rester relativement froides) et préserver un chauffage plutôt localisé dans la zone centrale de la gaine en contact avec le média. Le montage thermique doit garantir en plus une homogénéité thermique circonférentielle et axiale dans la zone d'intérêt afin d'éviter une localisation de la déformation dans une zone chaude de taille réduite.

Concernant le gradient thermique dans l'épaisseur de la gaine, généré lors de la phase PCMI d'un RIA, et comme expliqué au début du chapitre, ce gradient est compliqué à reproduire expérimentalement. Pour reproduire le gradient thermique radial avec un essai en laboratoire, il faut installer un milieu convectif assez efficace pour récupérer la chaleur sur la surface extérieure de la gaine. À ce jour, seul un essai d'éclatement par pression interne sur un dispositif tel que celui utilisé dans [123] permet d'effectuer des essais mécaniques avec un gradient thermique radial contrôlé. Par contre, le dispositif est limité à une différence de 65 °C entre les surfaces interne et externe de la gaine.

À défaut de pouvoir appliquer un gradient thermique expérimental, le développement thermique se contentera d'engendrer des fortes vitesses de chauffage proches à celles calculées lors d'un RIA et avec des températures homogènes au centre de la gaine et moins élevées aux extrémités. En outre, le montage thermique doit permettre de faire varier la vitesse de chauffage afin de pouvoir étudier son effet sur les phénomènes présentés dans la section précédente.

Pour cette phase de développement, le défi ne consistait pas seulement à appliquer une rampe de température sur un montage de type EDC, mais aussi à mettre en place des dispositifs de suivi des champs cinématiques et thermique fiables et à fournir suffisamment de données pour une analyse complète des résultats.

Dans la suite, les méthodes qui peuvent être utilisées pour chauffer un montage EDC avec des fortes vitesses de chauffe seront présentées et discutées selon leurs faisabilités et leurs représentativités ainsi que les moyens de caractérisation des champs cinématiques et thermiques.

5.5 Méthodes de chauffage étudiées

Les techniques utilisées pour chauffer rapidement une éprouvette et envisagées dans cette étude sont : (i) chauffage par effet Joule, (ii) chauffage par induction, (iii) chauffage dans un four à lampe. Le chauffage par effet Joule consiste à faire passer le courant directement à travers l'éprouvette pour

produire un échauffement du fait de sa résistance électrique. Dans le cas de l'induction, le courant passe dans un inducteur en forme de spire pour créer un champ électromagnétique qui va exercer une force sur les électrons libres présents dans le matériau générant ainsi un courant électrique. Les méthodes de chauffage par induction et par effet Joule ont été utilisées par [32] pour chauffer des éprouvettes bi-jambes ou des anneaux et atteindre des vitesses de chauffage $200\text{ }^{\circ}\text{C}.\text{s}^{-1}$. Ces méthodes seront détaillées dans la suite du manuscrit. Concernant le chauffage avec un four à lampe, la vitesse maximale atteignable est d'environ $50\text{ }^{\circ}\text{C}.\text{s}^{-1}$. Cette vitesse reste très faible par rapport à la rampe de température lors d'un RIA et elle n'est pas suffisante pour la présente étude.

5.5.1 Chauffage par induction

La technique de chauffage par induction repose sur l'électromagnétisme. L'éprouvette à chauffer est placée à l'intérieur des spires en forme de solénoïde. Le courant passant dans le solénoïde engendre un champ électromagnétique qui va exercer une force sur les électrons libres présents dans l'éprouvette générant ainsi un courant électrique. L'énergie se dissipe alors à l'intérieur de l'éprouvette sous forme de chaleur (Figure 5.11)

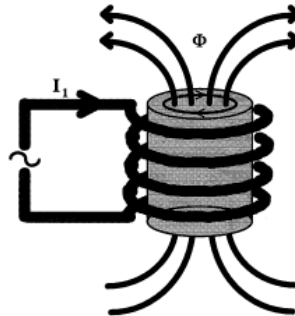


Figure 5.11 : Chauffage par induction d'un cylindre

L'avantage de cette méthode est le contrôle de la profondeur de pénétration du courant induit ; plus la fréquence d'alimentation augmente, plus les courants induits se concentrent en surface. La répartition exacte de la densité du courant dans la pièce dépend des caractéristiques physiques du matériau chauffé, de sa forme, de la forme et de la position de l'inducteur et de la fréquence du courant dans l'inducteur.

Ce dispositif permet de créer un champ de température localisé dans la zone centrale de l'éprouvette couverte par les spires. Pour avoir un champ homogène, le dimensionnement de l'inducteur doit respecter une distance minimale entre les spires. L'inconvénient de cette méthode réside dans la difficulté à effectuer des mesures de champs thermique ou cinématique à cause de la présence des spires autour de l'éprouvette.

5.5.2 Chauffage par effet Joule

Dans la plupart des conducteurs, le passage du courant électrique est toujours accompagné par une augmentation de la température, ce qu'on appelle l'effet Joule. L'effet Joule résulte de l'interaction des électrons libres avec le réseau atomique. Dans certains cas, ce phénomène peut causer des problèmes, par exemple lorsqu'il s'agit de transporter de l'électricité (perte en ligne) ou l'échauffement des composants électroniques. Par contre, en cas de chauffage par effet Joule, et lorsqu'il s'agit de l'évaluation du comportement mécanique à haute température et avec des fortes vitesses de montée en température, les pertes sont voulues.

La puissance produite par effet Joule par le passage d'un courant électrique I soumis à une tension U s'écrit :

$$P_{elec} = U \cdot I = R \cdot I^2 \quad 4.1$$

avec R (Ohm) la résistance du matériau, I (A) l'intensité du courant qui circule dans le matériau, et U (V) la tension du courant. La résistance R dépend de la géométrie de la pièce chauffée et de la résistivité électrique du matériau r (Ohm.m). Pour une pièce de longueur L et de section S, la résistance est égale à :

$$R = \frac{r \cdot L}{S} \quad 4.2$$

La puissance électrique générée lors du passage du courant est transformée en chaleur et permet de chauffer un matériau conducteur avec une vitesse de chauffage qui dépend de l'intensité du courant et de la résistance électrique de l'éprouvette.

Passer le courant directement dans une éprouvette pour la chauffer est la solution la plus simple et la plus facile à appliquer pour atteindre des fortes vitesses de chauffage. La méthode semble efficace lorsqu'il s'agit de chauffer une seule pièce avec un chemin du courant simple. Les solutions proposées pour adapter la méthode de chauffage par effet Joule afin de chauffer la gaine dans un montage EDC sont présentées dans la section 5.7.

5.6 Moyens de mesure de la température utilisés & corrélation d'image

Afin de caractériser le champ thermique pendant la phase de chauffage et pendant le chargement mécanique, une caméra infrarouge est installée et plusieurs thermocouples de type K sont placés sur l'éprouvette. Ces thermocouples ne peuvent être soudés directement sur la gaine. Les deux fils du thermocouple en Chromel et Alumel de diamètre 0,25 mm sont alors tout d'abord soudés sur une pastille en inox de diamètre 1 mm et d'épaisseur 0,7 mm, puis cette pastille est soudée par point sur la surface de l'éprouvette de tel sorte que les fils soient placés entre la pastille et la gaine. La masse de la pastille peut engendrer un point froid lors du chauffage de la gaine. Plusieurs thermocouples ont été répartis axialement sur l'éprouvette. Un thermocouple a été soudé au centre de l'éprouvette et dont la mesure permet de déclencher l'essai mécanique une fois la température cible atteinte. Deux autres thermocouples ont été répartis proches des extrémités afin de caractériser le gradient axial de la température dans l'éprouvette.

La caméra thermique permet de caractériser l'homogénéité du champ thermique dans les directions axiale et circonférentielle à la surface de l'éprouvette. La température d'essai visée est supérieure à 400°C. À ce niveau de température, la gaine commence à s'oxyder et à changer de couleur. Cela peut perturber la mesure de la caméra thermique à cause de l'évolution de l'émissivité en fonction de l'épaisseur de la couche d'oxyde. Pour résoudre ce problème, une peinture noire a été déposée sur la paroi externe de la gaine en face de la caméra thermique afin de garder une émissivité constante tout au long de l'essai. La deuxième contrainte qu'on peut rencontrer lors de l'utilisation d'une caméra thermographique infrarouge pour le suivi du champ de température sur une géométrie tubulaire réside principalement dans la définition de la zone d'intérêt. En effet, le principe de fonctionnement de ce type de caméra consiste à capter des photons émis de la surface de l'échantillon et à faire un traitement par la suite pour remonter à la température de l'éprouvette. Si ces photons n'arrivent pas perpendiculairement au capteur de la caméra, les mesures de température sont biaisées. Seule la bande en face de la caméra est donc considérée pour caractériser le champ de température sur la surface externe de la gaine. La caméra thermique utilisée peut garantir une fréquence d'acquisition maximale de 100 Hz.

Pour caractériser les champs cinématiques par stéréo-corrélation d'images, nous avons utilisé les mêmes caméras que celles ayant servi lors des essais à température ambiante.

5.7 Développement et qualification du dispositif de chauffage

Dans cette partie, les deux méthodes de chauffage rapide par effet Joule qui ont été testées sont présentées. La première méthode consiste à chauffer la gaine directement par le passage d'un courant électrique aux extrémités de celle-ci. Pour la deuxième méthode, le courant passe via le média pour chauffer la gaine par conduction thermique.

5.7.1 Chauffage direct de la gaine

La solution la plus simple pour atteindre des fortes vitesses de chauffage par effet Joule est de faire passer le courant directement par l'éprouvette. Dans l'étude de Yueh et al [5], une éprouvette sous forme d'anneau 'mono-jambe' a été chauffée par effet Joule pour étudier l'effet de la vitesse de chauffage sur la cinétique de mise en solution des hydrures. Une vitesse de chauffage de $2500\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ a été appliquée. Pour chauffer une éprouvette EDC avec cette méthode, l'entrée et la sortie du courant doivent être branchées en dehors de la zone d'intérêt et proche des extrémités (Figure 5.12). Dans ce cas, la présence du média va ralentir la chauffe de la partie centrale de l'éprouvette. De ce fait, les extrémités seront plus chaudes et moins résistantes, et la déformation axiale va se localiser aux extrémités de la gaine lors de l'application du chargement mécanique. En outre, le contact entre la gaine et le média peut chauffer ce dernier par conduction et provoquer une hétérogénéité dans son comportement.

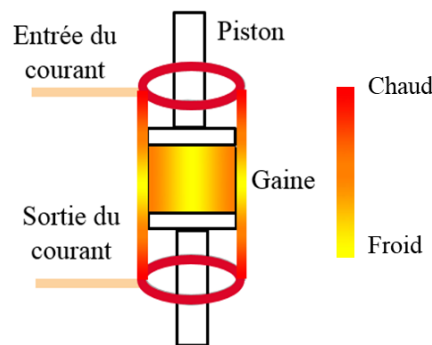


Figure 5.12 : Méthode de chauffage direct de la gaine

Cette technique de chauffage peut être utilisée dans le cas où la gaine n'est pas chargée axialement et/ou l'éprouvette n'a pas de soudure. Elle ne semble donc pas être un bon candidat pour un essai avec une charge mécanique axiale sur l'éprouvette.

5.7.2 Chauffage à travers un média

La deuxième solution consiste à chauffer, par passage de courant, un média à l'intérieur de la gaine. Une partie du courant arrivée au média via les pistons est transformée par effet Joule en chaleur, qui est transférée par la suite vers la gaine par conduction (Figure 5.13). De plus, le contact avec le média permet à une partie du courant électrique de passer dans la gaine et de la chauffer directement par effet Joule. La quantité de courant qui passe du média à la gaine dépend à la fois de la résistivité électrique du média, de l'état de surface et de la pression de contact entre les deux pièces. Cette technique de chauffage permet de créer un gradient thermique vertical dans la gaine avec une zone centrale en contact avec le média beaucoup plus chaude que les extrémités.

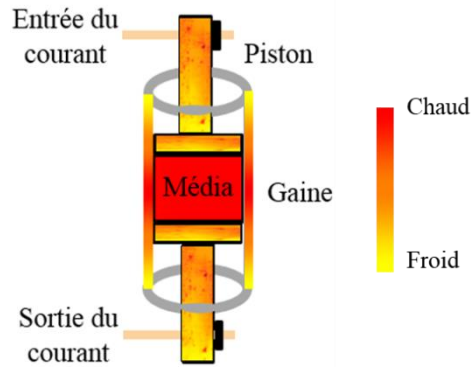


Figure 5.13 : Chauffage par effet Joule à travers le média

Contrairement à la première méthode, pour atteindre des fortes vitesses de chauffage avec cette solution, des matériaux spécifiques pour les pistons, les pastilles et le média doivent être utilisés. En effet, pour que le maximum de courant arrive au niveau du média qui va se comporter comme une résistance électrique, ce composant doit avoir des caractéristiques électrothermiques adéquates. En outre, cette méthode exige une bonne maîtrise du chemin de circulation du courant afin d'éviter un court-circuit.

Dans la suite, les différents candidats choisis pour jouer le rôle du média, des pistons et des pastilles sont présentés et discutés.

5.7.2.1 Étude paramétrique

La partie chauffage par effet Joule est assurée par un système de la société AET. Le chauffage par effet Joule a une capacité de 600 A. La fréquence d'échantillonnage du système de contrôle commande du moyen de chauffage est de 50 Hz. Concernant les capacités mécaniques, la machine de traction possède une capacité de 25 kN avec une course de vérin de ± 50 mm, et la vitesse de déplacement du vérin peut aller jusqu'à 500 mm/s.

Le passage du courant induit l'échauffement des **pistons** par effet Joule tout en modifiant leurs propriétés mécaniques. Cela nécessite un matériau qui possède de bonnes caractéristiques mécaniques à haute température. Les matériaux réfractaires peuvent accomplir cette mission du fait de leur capacité à garder leurs caractéristiques mécaniques à haute température. Les alliages de molybdène et de tungstène disposent d'une limite d'élasticité importante à haute température. La limite d'élasticité de l'alliage de molybdène TZM (0,5% de titane et 0,05% de Zirconium) détendu est de 900 MPa à 600 °C. En plus des bonnes caractéristiques mécaniques à haute température, le matériau des pistons doit être un bon conducteur électrique (faible résistivité électrique ρ) et avoir une forte capacité thermique c_p afin que la vitesse de chauffage reste largement inférieure à celle du média et de la gaine. Le TZM remplit encore ces critères ($c_p = 900 \text{ J/kg/K}$ et $\rho = 2,60 \cdot 10^{-8} \Omega m$).

Dès l'instant où le courant électrique arrive au niveau du **média**, il doit rencontrer un matériau caractérisé par une forte résistivité électrique et par une faible capacité thermique. La forte résistivité assure la production de chaleur. La faible capacité assure un chauffage rapide. Une fois l'énergie électrique transformée en chaleur, elle va être transférée par la suite vers la gaine par conduction thermique. En général, un matériau qui possède une forte résistivité électrique ne bénéficie pas d'une forte conductibilité thermique. Cela peut être pénalisant pour transférer la chaleur au niveau de l'interface média-gaine. Le dernier critère thermique pour le média est d'avoir une température de fusion suffisamment élevée. Comme il n'est pas possible de mesurer la température du média dans la gaine au cours de l'essai, une simulation par éléments finis est nécessaire pour estimer la température dans le média lorsque la température cible est atteinte sur la surface externe de la gaine.

En plus des caractéristiques électrothermiques décrites ci-dessus, le média doit remplir encore un critère mécanique. À la fin de la phase de chauffage, les deux pistons en TZM compriment le média. La force maximale appliquée pour comprimer le média doit rester inférieure à la limite d'élasticité du piston multipliée par sa section. D'autre part, la somme des forces appliquées pour la compression du média et pour le chargement axial de la gaine doit rester inférieure à 25 kN qui représente la capacité de la machine de traction.

Trouver des matériaux capables de remplir tous ces critères nécessite une recherche bibliographique approfondie sur les caractéristiques électrique, thermique et mécanique à haute température des matériaux métalliques. Malheureusement, les données nécessaires pour certains matériaux sont difficiles à trouver. Pour simplifier la recherche dans un premier temps, le choix des matériaux a été basé uniquement sur leurs caractéristiques électriques afin d'estimer les vitesses de chauffage.

Table 5.1 : Propriétés mécaniques, thermiques et électriques des matériaux présélectionnés

Matériau du média	Résistivité électrique (r) $\Omega.m$	Capacité thermique (c_p) $J.kg^{-1}.K^{-1}$	Conductivité thermique $W/m.K$	Dureté MPa (Valeur indicative)	Masse volumique ($kg.m^3$)	Coefficient de Poisson	Module de Young (GPa)	Coefficient Dilatation thermique (k^{-1}) (10^{-5})
Argent	1,630E-08	237	429	-	10500	0,37	150	1,45
Cuivre	1,690E-08	385	390	290	8960	0,33	124	1,66
Cupro-nickel	3,400E-08	377	29	300	8940	0,33	152	1,62
Aluminium	2,670E-08	897	237	167	2700	0,34	67	2,36
Tungstène	5,650E-08	134	-	-	19300	-	406	-
Chrome	1,320E-07	518	-	-	7100	0,21	289	-
Inox	7,400E-07	500	50	-	8000	0,30	210	1.73
Zy-4	7,400E-07	285	21,9	1765	6560	0,35	97	0,59
Nichrome	1,080E-06	450	-	-	8400	-	220	-
Ti90-Al6-V4 (TA6V)	1,680E-06	526	6,7	2800	4420	0,34	105	0,86
Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo	1,900E-06	502	502	-	4640	0,34	-	-

En général, la plupart des métaux et leurs alliages possède une résistivité électrique entre 10^{-8} et $3.10^{-6} \Omega.m$. La Table 5.1 rassemble plusieurs métaux purs et des alliages métalliques qui disposent de résistivités électriques comprises entre ces deux valeurs. Les résistivités électriques des alliages de titane ainsi que du Nichrome sont les plus importantes dans la liste des matériaux. Néanmoins, leurs limites d'élasticité sont très élevées à haute température. Avant de tester expérimentalement ces matériaux, un simple calcul théorique en appliquant le premier principe de la thermodynamique pour la variation d'énergie interne d'un système fermé a été réalisé afin d'estimer les vitesses de chauffage qui peuvent être atteintes. À partir de la capacité thermique, de la masse du média et de la puissance électrique, on a estimé la vitesse de chauffage en appliquant l'équation 4.3.

$$\dot{T} = \frac{P}{c_p \times m} = \frac{I^2 r L}{S c_p \rho S L} = \frac{I^2 r}{S^2 c_p \rho} \quad 4.3$$

avec m la masse du média donné par $\rho S L$ et c_p la capacité thermique et P est la puissance donné par $I^2 r \frac{L}{S}$

La puissance générée lors du passage du courant électrique dépend de la résistance électrique de chaque matériau comme montré dans l'équation 4.1. Le calcul de la vitesse de chauffage montre que

la vitesse maximale qu'on puisse atteindre avec le Zy-4 est de $28\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ pour une section de $70,80\text{ mm}^2$ et un courant électrique de 600 A. Le Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo possède la plus forte résistivité électrique de la liste est capable de générer une vitesse de chauffage de $58\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$.

Afin de vérifier la justesse de ce calcul, un essai de chauffage avec un média en Zy-4 a été réalisé. La Figure 5.14 montre la technique utilisée pour chauffer le média par effet Joule. Le média est maintenu entre deux plaques métalliques en inox dans lesquelles les entrée et sortie de courant sont branchées. Un thermocouple a été soudé sur le média afin de mesurer l'évolution de la température en fonction du temps. Avant d'envoyer le courant électrique, une charge de compression de 0,6 kN a été appliquée pour assurer un bon contact électrique entre les plaques et le média. Finalement, un courant électrique de 600 A est envoyé dans les plaques. Le courant passe ensuite dans le média pendant plusieurs secondes.

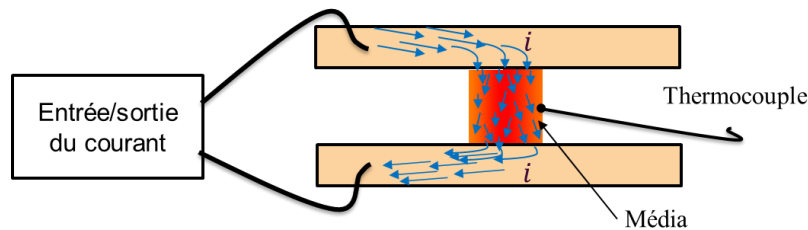


Figure 5.14 : Schéma d'essai de chauffage d'un média par effet Joule

Une vitesse de chauffage de $25\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ a été enregistrée. Ce résultat est en accord avec le calcul qui a été réalisé ($28\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$) et la faible différence peut être expliquée par les pertes de chaleur par conduction avec les plaques en inox ou par convection avec l'air.

La vitesse de chauffage atteinte avec cette méthode et avec le courant électrique maximum que peut fournir la machine reste trop faible par rapport aux objectifs. Pour augmenter davantage cette vitesse avec les équipements disponibles, des améliorations à cette méthode ont été effectuées. Le paragraphe suivant présente les améliorations de la méthode de chauffage qui peuvent être utilisées pour atteindre des vitesses de chauffage plus élevées.

5.7.3 Média avec un élément chauffant

L'intérêt majeur de chauffer la gaine à travers le média réside dans la possibilité de restreindre le chargement thermique dans la zone d'intérêt où la gaine sera sollicitée mécaniquement par la suite. Le tableau présenté auparavant (Table 5.1), contient des matériaux qui possèdent des fortes résistivités électriques. D'après l'équation 4.3, la solution pour augmenter la vitesse de chauffage est d'utiliser un matériau à haute résistance électrique et de faible section. Il est bien sûr impossible de modifier les dimensions de la gaine. La méthode retenue consiste alors à utiliser un matériau qui possède une très forte résistivité électrique, et à fabriquer un élément chauffant de faible diamètre. Cet élément chauffant est emmanché à l'intérieur du média qui à son tour est inséré à l'intérieur de la gaine (Figure 5.15). Le courant passant par l'élément chauffant est transformé par effet Joule en chaleur, puis transféré par la suite vers le média et vers la gaine par conduction.

Le choix du diamètre de l'élément chauffant est donc basé sur l'idée qu'il soit suffisamment faible pour augmenter la résistance électrique. En même temps, cette pièce doit être suffisamment rigide afin de pouvoir être emmanchée à l'intérieur du média sans qu'elle soit tordue.

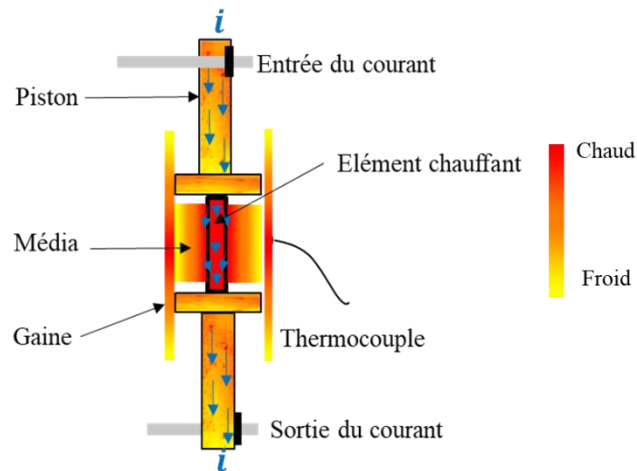


Figure 5.15 : Configuration de la méthode de chauffage par effet Joule à travers un élément chauffant

Avec cette méthode de chauffage, le choix du matériau du média n'est plus basé sur la résistivité électrique puisqu'il va jouer principalement le rôle de transporteur de chaleur entre l'élément chauffant et la gaine. En effet, une grande partie de la puissance électrique, arrivée à travers les pistons, va être dissipée par effet Joule grâce à la forte résistivité de l'élément chauffant. Un peu de courant électrique va passer vers le média et la gaine et va participer légèrement à l'action de chauffage. Le choix du matériau du média est limité alors à une faible limite d'élasticité à haute température, une bonne conductivité thermique, et une faible capacité thermique.

Le calcul basé sur le premier principe de la thermodynamique réalisé pour calculer la vitesse de chauffage avec la première méthode (média sans élément chauffant) ne permet pas d'identifier les matériaux d'élément chauffant et du média et d'estimer la valeur de la vitesse de chauffage sur la paroi externe de la gaine avec la méthode actuelle. En effet, la température sur la surface externe de la gaine dépend de plusieurs paramètres dont l'interface solide-solide entre l'élément chauffant et le média et entre le média et la gaine. En outre, la quantité de courant électrique ainsi que la chaleur générée par effet Joule qui vont passer de l'élément chauffant au média et à la gaine dépendent principalement de la nature du contact entre ces pièces. En utilisant ce principe, la valeur de vitesse de chauffage sera surestimée parce que cette valeur sera calculée avec l'hypothèse que le contact entre les pièces est parfait et n'introduit aucune résistivité thermique.

Afin d'identifier la bonne combinaison des matériaux pour le média et l'élément chauffant, des simulations par éléments finis avec Cast3m ont été réalisées.

5.8 Modélisation par éléments finis

5.8.1 Modèle numérique

La méthode de chauffage a été modélisée à l'aide du code Cast3M. Ces simulations donnent un aperçu de la circulation du courant électrique et de la chaleur dans la structure. Un maillage axisymétrique a été utilisé, constitué d'éléments carrés quadratiques (8 nœuds) et à intégration réduite (4 points de Gauss). Les maillages, les conditions limites et le chargement appliqué sont représentés sur la Figure 5.16. Dans les calculs, la conduction électrique a été traitée de manière analogue à la conduction thermique. Le flux de courant $\vec{j}$ est analogue au flux de chaleur $\vec{q}$. Il en résulte une analogie entre la température T et le potentiel électrique V dans l'équation 4.4 des lois de Fourier et d'Ohm.

Loi de Fourier



Loi d'Ohm

$$\vec{q} = -K * \overrightarrow{Grad(T)}$$

K : conductivité thermique

$$\vec{j} = -\sigma * \overrightarrow{Grad(V)}$$

σ : conductivité électrique

4.4

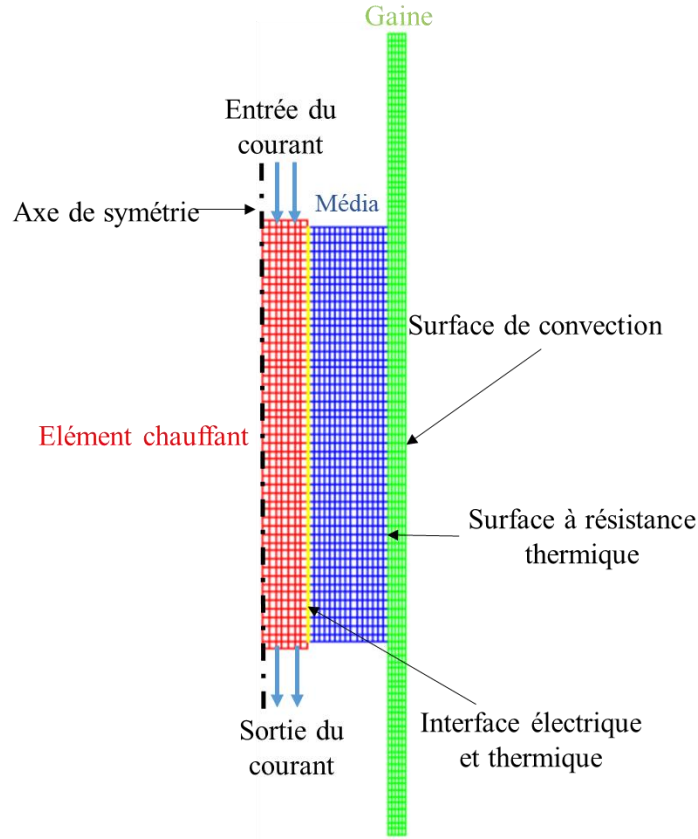


Figure 5.16 : Géométrie et conditions limites utilisées pour la simulation par éléments finis de la méthode de chauffage

Pour simuler le courant électrique dans la structure, un flux de courant $\vec{j}$ a été imposé comme un chargement sur la surface supérieure de l'élément chauffant:

$$\vec{j} = \frac{\vec{I}}{S}$$

4.5

avec S la section d'entrée du courant et I le courant imposé lors des essais expérimentaux.

Un flux de courant sortant (de signe opposé) est imposé sur la surface inférieure de l'élément chauffant. On considère que la conduction électrique atteint son régime permanent de manière instantanée, ce qui revient à négliger les aspects transitoires de la conduction électrique.

Grâce au flux de courant entrant et sortant, Cast3M calcule le potentiel électrique par la résolution de l'équation de conservation de charge $div \vec{j} = 0$. $\vec{j}$ est utilisé par la suite pour calculer la puissance électrique à travers les équations suivantes:

$$P_{elec} = \vec{j} \cdot \vec{E}$$

4.6

avec $\vec{j} = -\sigma \overrightarrow{Grad(V)}$ et $\vec{E} = -\overrightarrow{Grad(V)}$

$$\text{Donc } P_{elec} = \vec{j} * \vec{E} = \sigma * \overrightarrow{Grad(V)} * \overrightarrow{Grad(V)}$$

4.7

La puissance électrique a été calculée dans chaque élément et est utilisée par la suite pour résoudre l'équation thermique transitoire linéaire.

$$\rho \cdot C_p \cdot \dot{T} - K \cdot \Delta T = P_{elec} \quad 4.8$$

avec ρ la masse volumique des matériaux et K la conductivité thermique.

Dans la configuration utilisée (Figure 5.16), la chaleur est dissipée par l'élément chauffant, l'interface entre l'élément chauffant et le média et par le média. L'interface entre l'élément chauffant et le média a été maillée avec des éléments volumiques afin de calculer la dissipation de chaleur dans cette partie de la structure. Le jeu entre le média et la gaine ne permet pas au courant de passer vers la gaine et une interface résistive thermiquement a été employée.

Il faut noter que pour la plupart des paramètres donnés dans la Table 5.1 (les conductivités électrique et thermique, la capacité thermique, la dilation thermique, la masse volumique) dépendent de la température. L'évolution de ces paramètres en fonction de la température pour des larges plages n'est pas disponible pour tous les matériaux. Dans la suite, afin de simplifier le problème, toutes les valeurs sont utilisées à 297 K.

5.8.2 Modélisation du contact thermique

Le transfert de chaleur à travers une interface entre deux solides est généralement accompagné par une différence de température notable, qui peut être attribuée au contact ou à la résistance thermique R_c de l'interface. Pour les solides parfaitement adhérents, la conduction sera le mode prépondérant de transfert thermique. Dans cette condition, on peut faire l'hypothèse de contact parfait ($R_c = 0$) où la température est continue à travers l'interface (Figure 5.17 (a)). Dans le cas réel, la liaison entre les surfaces de contact n'est pas uniforme, en raison de la rugosité des surfaces. Elles contiennent des pics et des vallées, appelés aspérités, avec le fluide environnant (c'est-à-dire l'air) emprisonné entre les deux. Cette non-uniformité de surface doit être prise en compte lors du calcul de la conductance de contact thermique et électrique parce que la véritable zone de contact est plus petite que la zone de contact apparente (Figure 5.17 (b)).

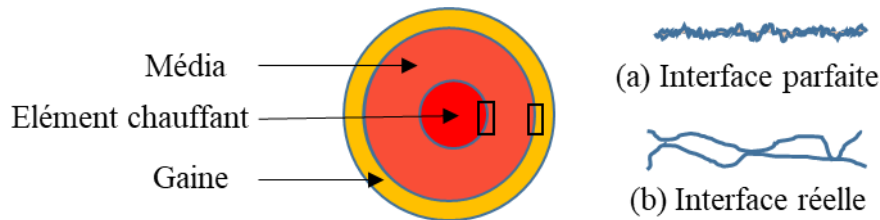


Figure 5.17 : Surface de contact entre deux solides (a) contact parfait, (b) contact réel

Cette résistance conduit à une discontinuité apparente en température entre les deux corps. Par définition, la résistance de contact thermique R_c relie le saut de température à la densité de flux thermique q qui traverse le contact.

$$T_{c1} - T_{c2} = R_{c_th} q \quad 4.9$$

avec R_c la résistance thermique de contact qu'est l'inverse du coefficient d'échange thermique.

$$R_{c_th} = \frac{1}{h_j} \quad 4.10$$

Une résistance thermique de contact dépend d'un grand nombre de paramètres (nature des solides et du fluide interstitiel, défauts géométriques et rugosité des surfaces, pression de contact, etc.). Il est très difficile de mesurer sa valeur dans une situation réelle. L'ordre de grandeur pour des pièces métalliques sous pression modérée vaut typiquement de 10^{-3} à 10^{-6} K.m².W⁻¹.

Le flux thermique peut passer à travers l'espace de deux solides en contact par l'interface solide-solide et aussi par le fluide interstitiel (l'air) dans l'espace disponible entre les points de contact. Le rayonnement à travers les espaces ouverts peut être important dans l'environnement sous vide ou pour des températures élevées. La chaleur transférée à travers une interface réelle est la somme des chaleurs passant par le contact solide-solide caractérisé par une conductivité thermique d'interface h_c , à travers le fluide dans les espaces caractérisés par une conductivité thermique par convection h_g et par rayonnement h_r .

$$h_j = h_c + h_g + h_f \quad (\text{W/m}^2\text{K}) \quad 4.11$$

En général, la chaleur transférée par convection et par rayonnement est négligeable par rapport à la chaleur transférée par le contact solide-solide, pour cette raison elle ne sera pas prise en compte dans ce calcul.

Plusieurs équations de la conductance thermique de contact entre deux surfaces h_c ont été publiées. La première fois par Cooper et al [124] en 1969, puis révisée par Mikic en 1974 [125] et par Yovanovich et Antonetti [126] en 1988. L'équation originale de Cooper de 1969 [124] était définie comme suit:

$$h_c = 1,45 k_s \frac{m_e}{\sigma_e} \left(\frac{P}{H}\right)^{0,985} \quad 4.12$$

où P représente la pression de contact entre les métaux, H la dureté du matériau le plus doux, σ_e la rugosité de la surface et m_e la pente des rugosités par rapport à la surface moyenne et k_s la moyenne harmonique de la conductivité thermique pour les pièces en contact définie par Cooper et al [124] :

$$k_s = \frac{2k_1k_2}{k_1+k_2} \quad (\text{W/m.K}) \quad 4.13$$

Il existe différentes équations pour définir la pente des rugosités:

$$\begin{aligned} m_e &= 0,208 \sigma_e^{0,4} \quad \text{Tanner et Fahoum [127]} \\ m_e &= 0,124 \sigma_e^{0,743} \quad \text{pour des } \sigma \leq 1,6 \mu\text{m} \quad \text{Antonetti et al [128]} \\ m_e &= 0,076 \sigma_e^{0,52} \quad \text{Lambert et Fletcher [129]} \end{aligned} \quad 4.14$$

Où σ_e est exprimé en μm et m_e en radian.

La rugosité de surface effective a été définie par Cooper et al [124] comme une combinaison des valeurs de rugosité de surface des deux matériaux en contact :

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2} \quad 4.15$$

La valeur de la rugosité pour toutes les surfaces est de $0,1 \mu\text{m}$. Les trois équations donnant la pente des aspérités ont été testées dans les simulations, et bien que leurs résultats varient de plus d'un facteur 4, leur impact final sur la conductivité de contact est négligeable. Par conséquent, comme la mesure de ce facteur n'a pas été réalisée pour nos matériaux, la valeur la plus élevée, qui correspond à l'équation de Tanner et Fahoum [127], a été utilisée pour tous les modèles.

Dans cette étude, pour calculer la conductance thermique de contact, on utilise l'équation de Yovanovich et Antonetti [126] de 1988.

$$h_c = 1,25 k_s \frac{m_e}{\sigma_e} \left(\frac{P}{H}\right)^{0,95} \quad 4.16$$

5.8.3 Modélisation du contact électrique

Comme la résistance thermique de contact, la résistance de contact électrique entre deux corps conducteurs dépend de nombreux facteurs tels que la rugosité de la surface, le comportement mécanique de la surface, la pression de contact et les contaminants comme les matières isolantes qui se forment à cause des phénomènes comme l'oxydation ou la corrosion.

Pour modéliser le contact électrique, la même approche d'analogie thermique électrique utilisée par l'équation 4.4 est appliquée. Par définition, la résistance de contact l'électrique R_{c_elec} relie le saut de potentiel électrique à la densité de flux électrique J qui traverse le contact.

$$V_{c1} - V_{c2} = \rho_{c_elec} J \quad 4.17$$

avec ρ_{c_elec} la résistance électrique de contact qui est l'inverse de la conductivité électrique de contact h_{c_elec} .

$$\rho_{c_elec} = \frac{1}{h_{c_elec}} \quad 4.18$$

Contrairement au flux thermique, le flux électrique ne peut passer qu'à travers l'espace de deux solides en contact par l'interface solide-solide représentée par la conductance électrique de contact h_{c_elec} . Pour calculer h_{c_elec} , l'analogie avec l'équation 4.16 a été utilisée.

$$h_{c_elec} = 1.25 \sigma_s \frac{m_e}{\sigma_e} \left(\frac{\eta P}{H}\right)^{0,95} (\Omega^{-1} \cdot m^{-2}) \quad 4.19$$

Où σ_s est la moyenne harmonique de la conductivité électrique pour les pièces en contact :

$$\sigma_s = \frac{2\sigma_1\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2} (\Omega^{-1} \cdot m^{-1}) \text{ ou } (S \cdot m^{-1}) \quad 4.20$$

η est un coefficient empirique sans unité pour des interfaces propres, H est la dureté du matériau le plus doux, P est la pression de contact entre les pièces calculée par l'équation 4.21.

Dans cette analyse, on a supposé que les interfaces entre l'élément chauffant, le média et la gaine sont propres et ne possèdent pas de films électriquement isolants à cause de l'oxydation ou la corrosion, et donc $\eta = 1$.

5.8.4 Calcul de pression de contact et des valeurs des conductivités électrique et thermique

Pour modéliser le passage de courant et le passage du flux thermique dans la structure, les pressions de contact entre l'élément chauffant et le média et entre le média et la gaine ont été étudiées. Elles sont considérées comme des contacts solide-solide à travers lesquels le courant électrique et la chaleur sont respectivement transférés par conduction électrique et thermique. La résistance électrique et thermique de contact dépend dans les deux cas de la pression de contact entre les différentes interfaces.

Pour calculer la pression de contact entre les pièces dans la structure, les matériaux de l'élément chauffant et du média ont été présélectionnés à partir de la Table 5.1. Les matériaux avec des fortes résistivités électriques ont été testés pour l'élément chauffant. Étant donné qu'un élément chauffant de diamètre 3 mm a été utilisé pendant les essais pour des raisons qui seront discutées dans la paragraphe suivant, seuls les résultats avec un diamètre de 3 mm sont présentés. Le choix du matériau du média est limité à une faible limite d'élasticité à haute température, une bonne conductivité thermique, et une

faible capacité thermique. Plusieurs matériaux ont été simulés avant qu'ils soient testés expérimentalement. Des médias en cuivre pur, en aluminium pur sont simulés.

Lors de l'assemblage du montage, une interférence positive de 0,02 mm (c'est à dire que le diamètre extérieur de l'élément chauffant est supérieur au diamètre intérieur du média) a été choisie entre l'élément chauffant et le média afin de garantir un bon passage de la chaleur et entre les deux éléments. L'emmanchement serré entraîne une pression de contact élevée entre les deux surfaces en contact (Figure 5.18). Selon [130] [131], on peut utiliser la formule de Lamé pour calculer la pression de contact:

$$P = \frac{1}{2} \left(\frac{\delta}{b} \right) E_e \quad 4.21$$

avec

$$E_e = \frac{2}{\frac{1}{E_0} \left(\frac{a^2 + b^2}{a^2 - b^2} \vartheta_0 \right) + \frac{1}{E_1} (1 - \vartheta_1)} \quad 4.22$$

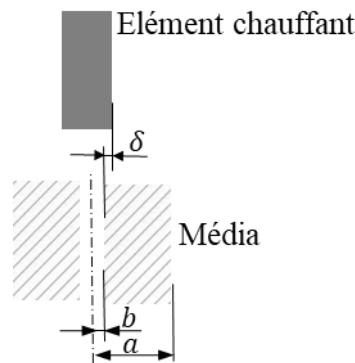


Figure 5.18 : Géométrie des pièces de l'assemblage par ajustement serré

avec :

δ – valeur d'interférence radiale entre l'élément chauffant et le média

a – rayon extérieur du média

b – rayon intérieur du média

E_0 – module de Young du média

E_1 – module de Young de l'élément chauffant

ϑ_0 – coefficient de poisson du matériau du média

ϑ_1 – coefficient de poisson du matériau de l'élément chauffant

Il s'agit bien sûr d'une analyse simple qui suppose que les deux matériaux restent élastiques durant l'emmanchement.

Concernant l'insertion du média dans la gaine, une interférence négative de 0,01 mm a été choisie afin de ne pas déformer la gaine. La dilatation thermique du média au cours de la chauffe permet d'augmenter l'interférence et d'améliorer le contact thermique entre les deux pièces.

Pour calculer la pression de contact lors du passage du courant électrique, nous avons choisi d'appliquer les interférences mécaniques initiales d'usinage qui varient très peu avec l'augmentation de la température. En effet, les médias en aluminium et en cuivre ont un coefficient de dilatation thermique plus élevé que l'élément chauffant en TA6V. Toutefois, la température de l'élément chauffant est plus importante que celle des médias, ce qui lui permet de garder une interférence à peu près constante.

Concernant la pression de contact entre le média et la gaine, les médias en cuivre et en aluminium possèdent un coefficient de dilatation thermique beaucoup plus élevé que le Zircaloy-4. Cela

va permettre d'augmenter la pression de contact entre le média et la gaine. Les valeurs des interférences utilisées pour le calcul des pressions de contact électrique et thermique et les valeurs des pressions de contact pour chaque interface résultante sont données dans la Table 5.2. Afin de simplifier le calcul, la pression de contact électrique a été calculée avec les interférences d'usinage sans dilatation thermique et la pression de contact thermique a été calculée avec la dilatation thermique à la fin de la phase de chauffe. Pour faire le calcul, on a supposé que la température de l'élément chauffant est à 1100 °C pour un média en cuivre et à 900 °C pour un média en aluminium (400 °C).

Table 5.2 : Interférence et pression de contact dans la structure

Structure	Média	Interférence (mm)		Pression de contact MPa	
		Électrique	Thermique	Électrique	Thermique
Élément chauffant-média	Cuivre (600°C)	0,02	0,019	243	236
	Aluminium (400°C)	0,02	0,018	150	133
Média-gaine	Cuivre (600 °C)	10^{-5}	0,026	0	63
	Aluminium (400 °C)	10^{-5}	0,028	0	64

Les valeurs des pressions de contact sont utilisées par la suite pour modéliser les contacts électrique et thermique. Les valeurs des résistances de contact électrique et thermique ont été calculées et appliquées sur les interfaces entre les pièces. La Table 5.3 rassemble les valeurs des conductivités thermiques et électriques de contact calculées avec des médias en aluminium et en cuivre et des éprouvettes en Zircaloy-4.

Table 5.3 : Conductances électrique et thermique de contact entre l'élément chauffant et les médias et entre les médias et la gaine

Structure	Média	Conductivité électrique de contact ($\Omega^{-1} m^{-2}$)	Conductivité thermique de contact (W/m ² K)
Élément chauffant-média	Cuivre	1,21E+12	7,43E+6
	Aluminium	1,28E+12	8,92E+6
Média-gaine	Cuivre	0	6,62E+6
	Aluminium	0	13,84E+6

Les conductivités électriques et thermiques de contact entre l'élément chauffant et le média ont ensuite été multipliées par l'épaisseur des éléments de l'interface afin de fournir des valeurs de conductivité électrique et thermique aux éléments d'interface. La capacité calorifique et la masse volumique de l'interface sont caractérisées par la moyenne des capacités calorifiques et des masses volumiques de l'élément chauffant et du média. Le contact entre le média et la gaine a été modélisé par des zones cohésives caractérisées par les valeurs de conductivité thermique de contact.

5.8.5 Résultats des simulations

Afin de faire un cas-test de la méthode de simulation utilisée pour estimer la vitesse de chauffage dans le montage EDC, l'élément chauffant a été simulé sans qu'il soit en contact avec les autres pièces. Les simulations montrent que le passage d'un courant de 600 A par un élément chauffant de diamètre 3 mm en alliage de titane TA6V lui permet d'atteindre des vitesses de chauffage de l'ordre de 5200 °C/s. Cette vitesse est en accord avec le calcul théorique effectué avec l'équation 4.3. Cette valeur donne un

majorant de la vitesse de chauffe de l'élément chauffant. On peut également calculer la résistance de l'élément chauffant :

$$\frac{\rho h}{\pi r^2} = 1,68 \cdot 10^{-6} \times \frac{0,014}{\pi \times 0,0015^2} = 3,3 \cdot 10^{-3} \Omega \quad 4.23$$

Ce qui correspond à une différence de potentiel de 2 V pour le courant de 600 A.

La Figure 5.19 montre le champ de potentiel électrique dans le montage avec un média en aluminium. La forte conductivité électrique de contact entre l'élément chauffant et le média impose une différence de potentiel de 0,31 V avec un média en aluminium et 0,27 avec un média en cuivre. On constate donc que le potentiel électrique du système avec un média en contact est beaucoup plus faible qu'un élément chauffant tout seul.

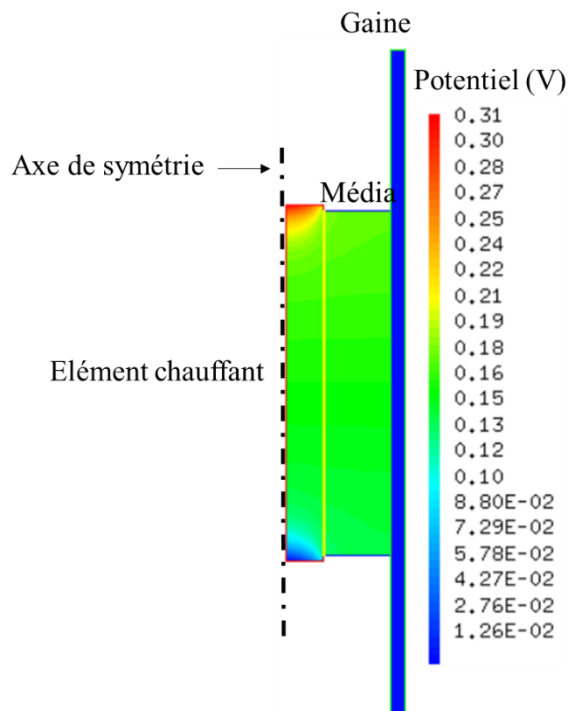


Figure 5.19 : Potentiel électrique dans le montage EDC avec un média en aluminium

En plus, une grande partie du courant électrique passe vers le média à cause de la forte conductivité électrique de l'interface (Figure 5.20). Cela ne permet pas de générer assez de chaleur dans l'élément chauffant.

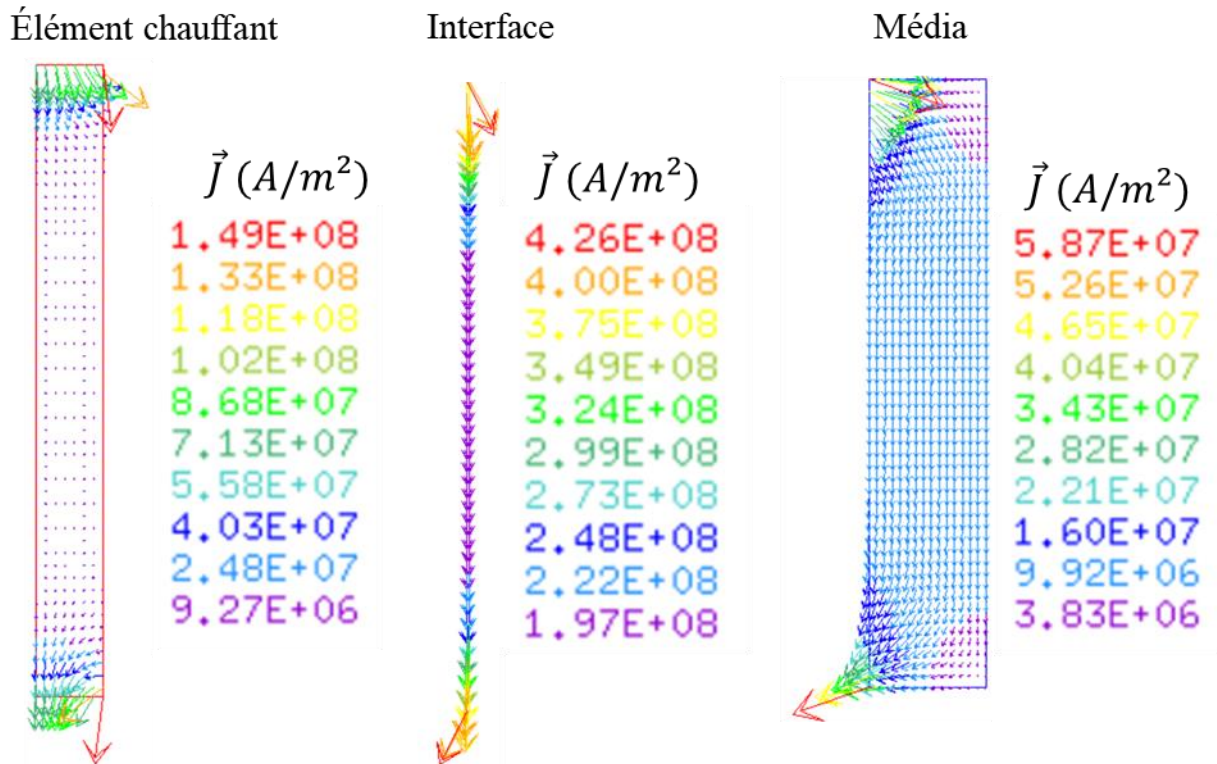


Figure 5.20 : Iso valeurs de flux de courant dans la structure

Afin d'estimer la vitesse de chauffage atteinte avec le potentiel électrique calculé, l'équation 4.3 a été utilisée. Ce calcul est fait sans tenir compte de la différence des capacités thermiques et des masses volumiques entre le média et l'élément chauffant et en supposant que l'ensemble élément chauffant média est une seule pièce. On peut alors estimer la vitesse de chauffe avec un média en aluminium à partir de l'équation 4.3 :

$$\dot{T} = I \frac{\Delta V}{\rho C_p h \pi r^2} = 600 \times \frac{0,33}{2700 \times 897 \times 0,014 \times \pi \times 0,00417^2} = 103 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1} \quad 4.24$$

Pour un média en cuivre la vitesse de chauffage calculée à partir de l'équation précédente est de $74 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$.

Afin de calculer le champ thermique et la vitesse de chauffe dans la structure en tenant compte des conductivités électriques et thermiques de contact et des propriétés de chaque matériau, le courant électrique dans chaque élément (élément chauffant, interface et média) de la structure a été utilisé par la suite pour calculer la dissipation par effet Joule locale et pour résoudre l'équation 4.8 de la chaleur. La Figure 5.21 montre le champ de température dans l'élément chauffant, le média et la gaine lorsque la température cible (600 °C avec un média en cuivre et de 400 °C avec un média en aluminium) est atteinte sur le plan médian de la surface extérieure de la gaine.

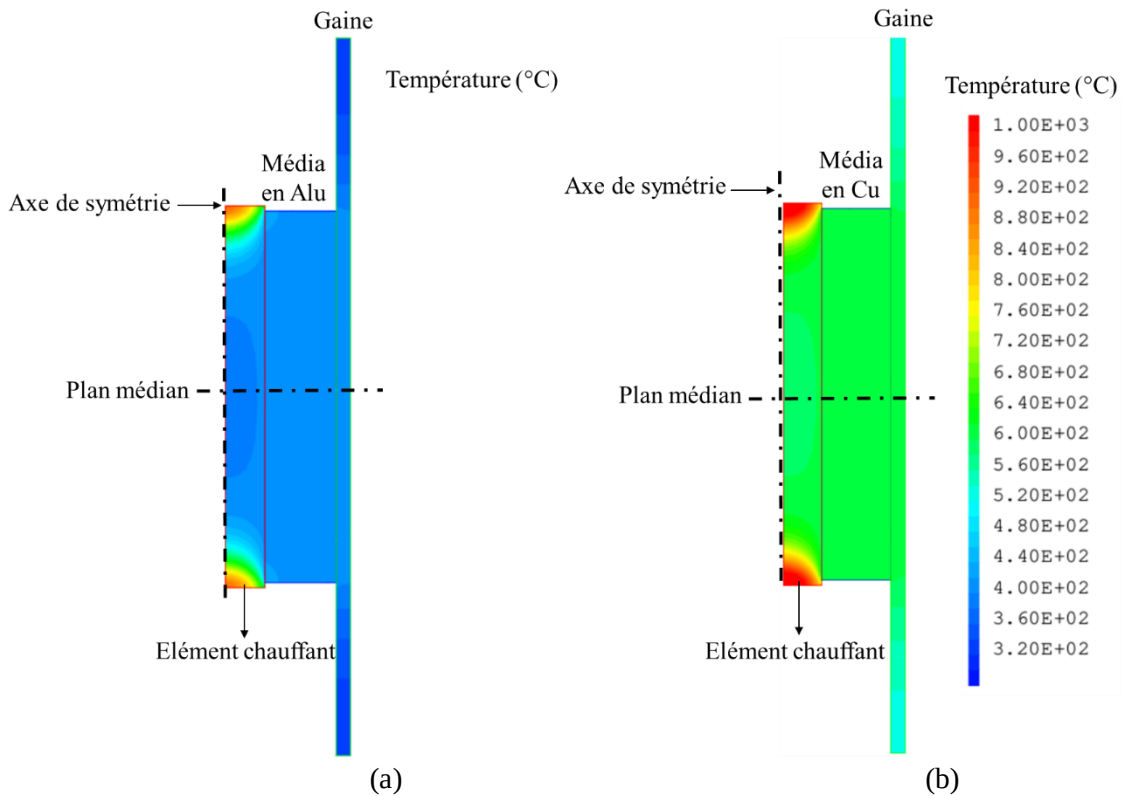


Figure 5.21 : Champ de température (en °C) dans l'élément chauffant, dans le média et dans la gaine obtenu par simulation numérique, (a) avec un média en aluminium et (b) avec un média en cuivre

Le champ de température obtenu lors des calculs montre une différence de température entre l'extrémité et le milieu de l'élément chauffant ($\Delta T_a = 570^\circ\text{C}$ et $\Delta T_a = 265^\circ\text{C}$ pour un média en aluminium au centre et à la surface respectivement et $\Delta T_a = 556^\circ\text{C}$ et $\Delta T_a = 259^\circ\text{C}$ pour un média en cuivre) au centre de l'élément chauffant. En effet, la forte concentration du courant électrique au niveau des extrémités de l'élément chauffant (Figure 5.20), qui sont l'entrée et la sortie du courant électrique conduit à de très hautes températures locales (960°C) (Figure 5.22). La chaleur produite par l'élément chauffant est ensuite transférée par conduction via l'interface avec le média. Concernant le gradient radial dans l'élément chauffant au niveau du plan médian, une température légèrement plus élevée sur la paroi en contact avec le média a été calculée ($\Delta T_a = 10^\circ\text{C}$ pour un média en aluminium et $\Delta T_a = 6^\circ\text{C}$ pour un média en cuivre). Cela est expliqué par la faible densité du courant au centre de l'élément chauffant (à cause de la forte conductivité électrique de contact entre l'élément chauffant et le média) qui ne permet pas d'engendrer de forte température (Figure 5.20). En outre, la température au centre du média permet d'augmenter la température de la paroi de l'élément chauffant en contact avec le média.

Il existe également une différence de température axiale dans le média ($\Delta T_a = 36^\circ\text{C}$ et $\Delta T_a = 6^\circ\text{C}$ pour un média en aluminium dans la paroi interne et externe respectivement et $\Delta T_a = 22^\circ\text{C}$ et $\Delta T_a = 4^\circ\text{C}$ pour un média en cuivre) mais celle-ci est beaucoup plus faible que dans l'élément chauffant. En effet, cela est principalement dû au fait que les extrémités du média sont en contact avec la zone la plus chaude de l'élément chauffant. Cet effet existe aussi pour la gaine pour laquelle un léger maximum local est observé près des extrémités du média ($\Delta T_a = 6^\circ\text{C}$ pour un média en aluminium et $\Delta T_a = 4^\circ\text{C}$ pour un média en cuivre). Le gradient thermique axial dans la gaine entre les deux extrémités du média reste toutefois très faible. Cet effet est souhaitable afin d'assurer une déformation homogène de la gaine. La zone qui n'est pas en contact avec le média reste moins chaude que le centre de la gaine. Ceci assure que la rupture aura lieu préférentiellement au centre de la gaine et qu'il sera plus facile de réaliser des essais à haute biaxialité sans avoir besoin d'amincir la gaine. Les profils axiaux de la température dans la structure avec un média en aluminium sont donnés par la Figure 5.22.

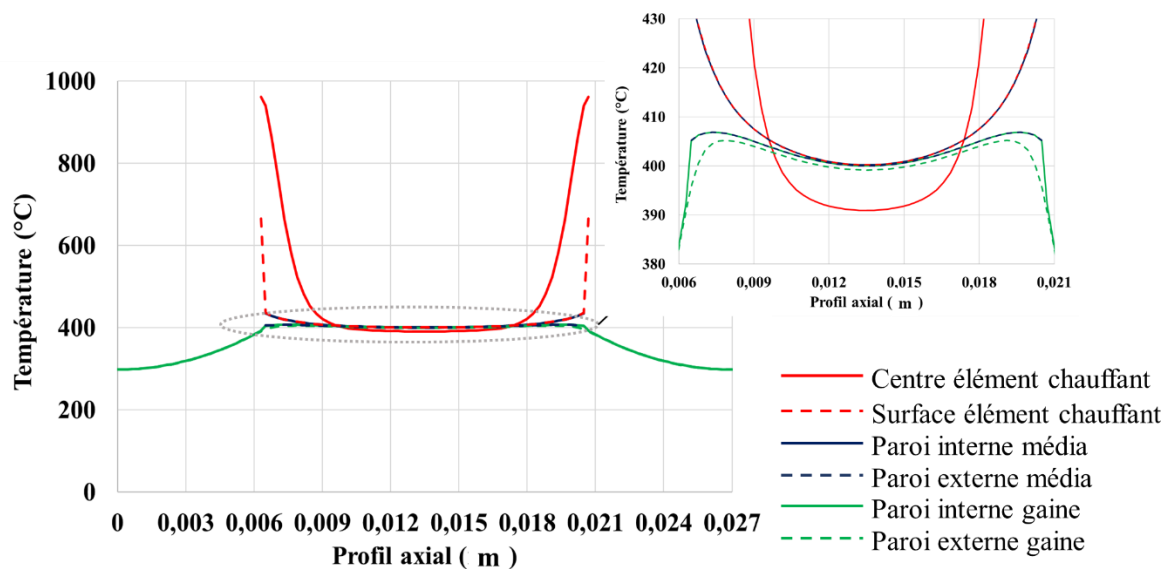


Figure 5.22 : Profil axial de la température dans l'élément chauffant, le média et la gaine (média en aluminium)

La gaine atteint une température de 400 °C sur les surfaces externe et interne après 7,3 s, soit à une vitesse de $55\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$. Avec un média en cuivre pur, la gaine atteint une température de 600°C en paroi externe au bout de 18,3 s, la vitesse de chauffage calculée sur la paroi externe de la gaine au niveau du plan médian est donc de l'ordre de $33\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$. La puissance électrique dans le média ne participe que très légèrement à l'augmentation de la température du fait de la faible résistivité des médias.

Des simulations ont également été réalisées avec des éléments chauffants de diamètre plus faible. En effet, la diminution de la section de l'élément chauffant permet d'augmenter sa résistance électrique et par conséquent la puissance générée. Les résultats montrent que l'utilisation d'éléments chauffants de diamètre 2,5 mm et 2,0 mm, associés à un média en aluminium, permet d'atteindre des vitesses de chauffage à la surface de la gaine respectivement de $67\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ et $90\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$.

Les différents matériaux utilisés, les vitesses de chauffage obtenues avec chaque méthode sont résumées dans la Table 5.4.

Table 5.4 : Résumé des résultats obtenus pour les différentes configurations testées

	Média			Élément chauffant en TA6V (forte résistivité électrique)	Vitesse de chauffage de la gaine ($^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$)
Configuration 1	Aluminium	Conductivité thermique	Capacité calorifique	Tige de diamètre 2 mm	90
Configuration 2		Bonne	Mauvaise	Tige de diamètre 2,5 mm	76
Configuration 3	Aluminium	Bonne	Mauvaise	Tige de diamètre 3 mm	55
	Cuivre	Bonne	Mauvaise		33

Les différents matériaux et les différentes géométries simulés dans ce paragraphe ont été testés expérimentalement. Les configurations testées ainsi que les résultats des essais sont discutés dans le paragraphe suivant.

5.9 Réalisation du système de chauffage

Pendant la phase de développement expérimental, les matériaux présélectionnés avec les simulations numériques ont été commandés, assemblés et testés.

La préparation de l'éprouvette EDC avec chauffage rapide passe par plusieurs étapes primordiales afin de pouvoir construire un montage composé de plusieurs éléments assemblés pour comparer les vitesses de chauffage calculées pendant les simulations avec celles mesurées. Les différentes étapes de développement ainsi que les matériaux et la démarche suivie pour trouver la bonne configuration sont les suivantes.

- Des tiges rectifiées en Ti90-Al6-V4 ont été commandées avec des diamètres de 2,0, 2,5 et 3,0 mm. Cet alliage est facile à approvisionner sous forme de tiges rectifiées, contrairement à l'alliage Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo, qui a une résistivité électrique plus faible (Table 5.1).
- Pour emmancher la tige, un trou de diamètre $d_{\text{trou}} = d_{\text{tige}} - 2\delta$ a été percé dans le média. Pour les tiges de diamètre 3 mm, le trou a été percé avec une valeur d'interférence de $\delta = 20\ \mu\text{m}$. Avec cette interférence il est impossible d'emmancher les tiges de plus faible diamètre qui flambent sous l'effort imposé. Avec une interférence plus faible ($5\ \mu\text{m}$) seule la tige de 2,5 mm a pu être emmanchée. Cependant la pression de contact sera plus faible ce qui réduira la conductivité électrique et thermique de l'interface.
- Une isolation électrique entre l'élément chauffant et le média permettrait d'augmenter la vitesse de chauffage sur la surface externe de la gaine. Ceci est nécessaire d'après les résultats de calcul préliminaires. Pour isoler l'élément chauffant, deux méthodes ont été testées. La première consiste à recouvrir la surface latérale de l'élément chauffant par un adhésif céramique, Resbond 989F, d'épaisseur 0,02 mm et caractérisé par une très forte résistivité électrique $\rho = 10^6\ \Omega\cdot\text{m}$. Cette solution n'a pas été retenue à cause de l'écaillage de l'adhésif lors de l'emmanchement de l'élément chauffant. La deuxième méthode testée pour isoler l'élément chauffant consiste à le chauffer dans l'air, afin de créer une couche d'oxyde de type TiO_2 et $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ [132] sur la surface de la tige, avant de l'emmancher dans le média. La couche d'oxyde peut empêcher le passage de courant de l'élément chauffant vers le média à condition qu'elle reste adhérente à la surface de l'élément chauffant lors de l'assemblage. Pour protéger cette couche isolante d'une épaisseur entre 6 et 10 microns, l'élément chauffant a été emmanché dans un média chauffé à 600 °C afin d'augmenter le diamètre du trou par dilatation thermique. Cette méthode a permis d'augmenter la vitesse de chauffage mais d'une façon non reproductible à cause de l'écaillage possible d'une partie de la couche d'oxyde lors de l'emmanchement. Afin d'obtenir une vitesse de chauffage plus reproductible, on a décidé de réaliser les essais sans isoler l'élément chauffant.
- Différents médias sont testés dans cette partie pour déterminer la vitesse de chauffage qu'ils peuvent produire. En plus des médias en aluminium et cuivre pur, un média en cupronickel qui possède une résistivité électrique supérieure à celle de cuivre pur et un média en Zircaloy-4 qui possède une faible capacité calorifique ont été testés. Dans un premier temps, les médias sont comprimés dans le sens axial afin de déterminer les déformations circonférentielles qu'ils peuvent générer sans dépasser la force maximale admissible de la machine de traction. Des essais de chauffage par effet Joule suivis par la compression de l'ensemble média-élément chauffant ont par la suite été réalisés. Un courant électrique avec une intensité de 600 A est envoyé à l'élément chauffant pour chauffer l'éprouvette. Une fois à la température souhaitée pour la surface externe de la gaine (600 °C pour un média en Zircaloy-4, en cuivre ou en cupronickel et 400 °C pour un média en aluminium), l'ensemble élément chauffant-média est comprimé par les pistons à une vitesse de déplacement de vérin de $28\ \text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ qui correspond à une vitesse de

déformation diamétrale d'environ $1s^{-1}$. La Table 5.5 montre les vitesses de chauffage obtenues pour plusieurs matériaux testés.

Table 5.5 : Vitesses de chauffage obtenues sur la surface externe du média

Matériau du média	Vitesse de chauffage		Température finale de la surface externe du média
	Élément chauffant $\varnothing = 2,5 \text{ mm}$	Élément chauffant $\varnothing = 3 \text{ mm}$	
Zy-4 Rx	-	$207 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	600°C
Cuivre pur	$90 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	$120 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	600°C
Cupro-Nickel	-	$132 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	600°C
Aluminium	-	$176 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$	400°C

La vitesse de chauffage obtenue avec un élément chauffant de diamètre 2,5 mm emmanché dans un média en cuivre pur (avec une interférence de $5 \mu\text{m}$) est inférieure à celle obtenue avec un élément chauffant de diamètre de 3 mm emmanché avec une interférence de $20 \mu\text{m}$. Comme discuté avant, avec une interférence de $5 \mu\text{m}$, la pression de contact sera plus faible ce qui réduira la conductivité électrique et thermique de l'interface. Le média en Zy-4 recristallisé permet d'obtenir la plus haute vitesse de chauffage parmi les quatre médias testés. Néanmoins, les essais mécaniques de compression réalisés sur ces médias montrent que la force de compression dépasse la force maximale admissible par la machine d'essais sur laquelle sont réalisés ces essais, soit 25 kN. Cette force est atteinte après un déplacement du vérin de 4 mm et 6 mm, soit 24% et 36 % de déformation diamétrale de média, respectivement pour le cupronickel et le Zy-4. Il est important de rester largement en dessous de la charge maximale de la machine lors de ces essais préliminaires. En effet, il faut tenir compte de l'effort exercé sur les tirants lors d'un essai EDC avec traction. Ce déplacement ne permet pas de produire des déformations circonférentielles suffisantes pour déformer la gaine jusqu'à rupture. Pour les éprouvettes avec des médias en cuivre pur et aluminium pur, il est possible d'appliquer un déplacement de vérin important avant d'atteindre les 25 kN. Ces matériaux sont en effet plus mous. La Figure 5.23 présente les courbes de compression des médias en Cu-Ni, Zy-4, cuivre pur et en aluminium pur. Chaque essai de compression a été réalisé immédiatement après avoir atteint la température indiquée dans la Table 5.5.

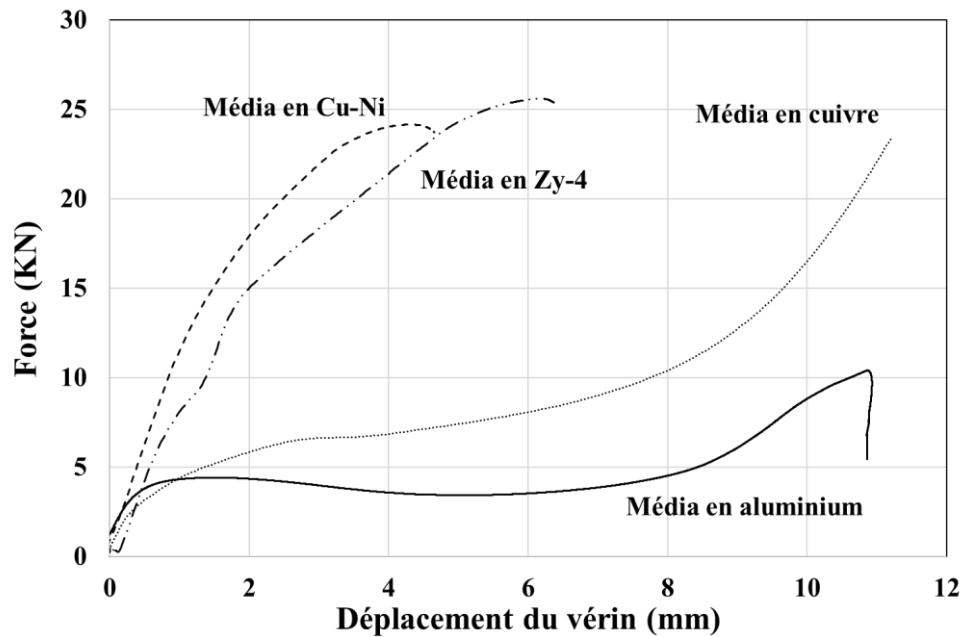


Figure 5.23 : Courbes force-déplacement des essais de compression des médias à 600 °C pour un média en Zircaloy-4, en cuivre ou en cupronickel et 400 °C pour un média en aluminium et à une vitesse de déformation de $1s^{-1}$

Avec les médias en cuivre et en aluminium, les éprouvettes sont comprimées jusqu'à 11 mm de déplacement de vérin pour des forces de 23 kN et 10 kN, respectivement. Ces deux matériaux ont été utilisés par la suite pour réaliser les essais EDC.

- L'ensemble élément chauffant et média est ensuite inséré à l'intérieur d'un tronçon de gainage en Zy-4 avec une pastille, avant de souder les embouts aux extrémités de la gaine, suivant la procédure habituelle de préparation d'une éprouvette pour un essai de type EDC bridé ou EDC-T.
- Tout comme les pistons, les pastilles doivent permettre la circulation du courant sans chauffer. Pour cette raison, le même matériau utilisé pour les pistons (TZM) est choisi pour les pastilles.
- Chaque embout contient un trou axial pour le passage du piston. Une étude a été réalisée pour choisir la taille de ce trou. Il est souhaitable d'avoir un trou le plus grand possible afin de pouvoir utiliser un piston d'une section importante. En même temps, si le trou est trop grand, l'épaisseur de l'embout sera faible ce qui va diminuer sa résistance mécanique en traction. Des essais de traction ont révélé qu'un trou de 7,5 mm est un bon compromis. Ce diamètre de trou permet d'utiliser des pistons de diamètre 7,3 mm capables de résister à une force de compression de 18 kN.
- Le courant doit circuler principalement dans l'élément chauffant et il faut donc éviter les courts circuits dans le montage. En effet, le courant électrique qui rentre par le piston supérieur doit passer par la pastille et l'élément chauffant et sortir par le piston de l'autre côté. Dans le montage EDC, les pistons sont en contact avec les plaques intérieures de l'inverseur ainsi que les embouts de l'éprouvette. Pour éviter un contact électrique entre le piston et les plaques, une feuille en mica d'épaisseur 0,2 mm a été insérée entre les deux pièces. La surface latérale du piston a été recouverte d'une couche de peinture isolante qui résiste à haute température pour éviter le passage du courant vers les embouts (Farbspray Ulfalux 1200°C).

La Figure 5.24 suivante résume les différents choix des matériaux ainsi que la composition de l'éprouvette avec le matériau et les dimensions de chaque composant.

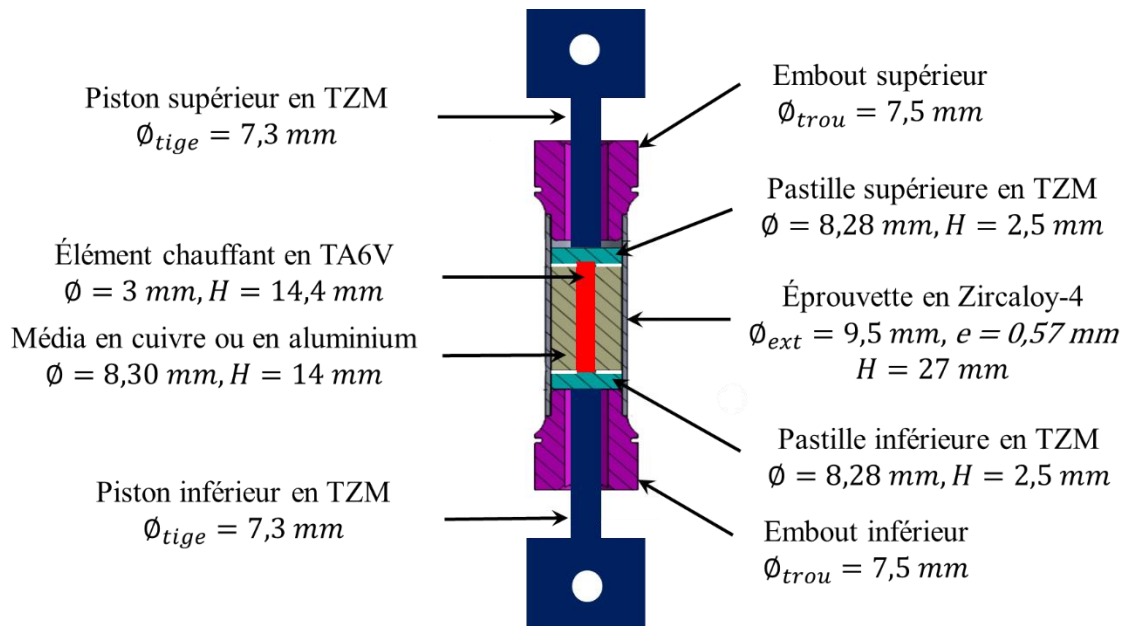


Figure 5.24 : Plan d'éprouvette utilisée lors des essais EDC avec chauffage rapide montrant les différentes pièces du montage

En conclusion, le diamètre interne du média doit être égal à 3 mm afin que l'emmanchement de l'élément chauffant soit possible avec une forte interférence. Compte tenu de la capacité de la machine d'essai, seuls les médias en aluminium pur et cuivre pur peuvent être employés.

5.10 Essais biaxés à fortes vitesses de chauffage et de déformation

La méthode de chauffage présentée dans la section précédente est mise en œuvre pour réaliser des essais EDC bridé et EDC avec traction à forte biaxialité, forte vitesse de déformation et forte vitesse de chauffage. Les étapes de préparation des essais, les outils de caractérisation des champs cinématique et thermique ainsi que les résultats des essais sont présentés dans les paragraphes suivants.

5.10.1 Présentation du montage expérimental

Les essais ont été réalisés avec la machine de traction INSTRON précédemment présentée. Les caméras rapides utilisées lors de l'étude à 25 °C à 1 s⁻¹ n'étaient pas disponibles lors des essais. Les champs de déformation sont alors mesurés par stéréo-corrélation d'images avec les caméras utilisées lors des essais à faible vitesse de déformation. Le système DIC est équipé de 2 caméras avec 4 mégapixels de résolution, de 2 objectifs de focales 50 mm réglés avec une ouverture de f/22. La fréquence d'acquisition maximale du système est de 60 Hz. Le diamètre de l'échantillon correspond à environ 300 pixels. Afin de s'approcher de cette fréquence d'acquisition, la définition de l'image des caméras a été réduite pour ne couvrir que l'éprouvette et l'espace où elle va se déformer. En outre, les éprouvettes ont été fortement éclairées par deux projecteurs pour permettre de diminuer le temps de pose. Cela a permis de réaliser des acquisitions d'images à une fréquence de 50 Hz soit un point chaque 20 millisecondes. Un filtre gaussien a été appliqué pour réduire le bruit. Une taille de facette de 27 pixels avec une grille d'espacement de 7 pixels a été considérée pour calculer les déformations.

Pour la caméra IR, les données sont enregistrées à une fréquence de 100 Hz soit un point à chaque 10 milliseconde. Les équipements utilisés ainsi que le montage EDC bridé sont présentés par la Figure 5.25.

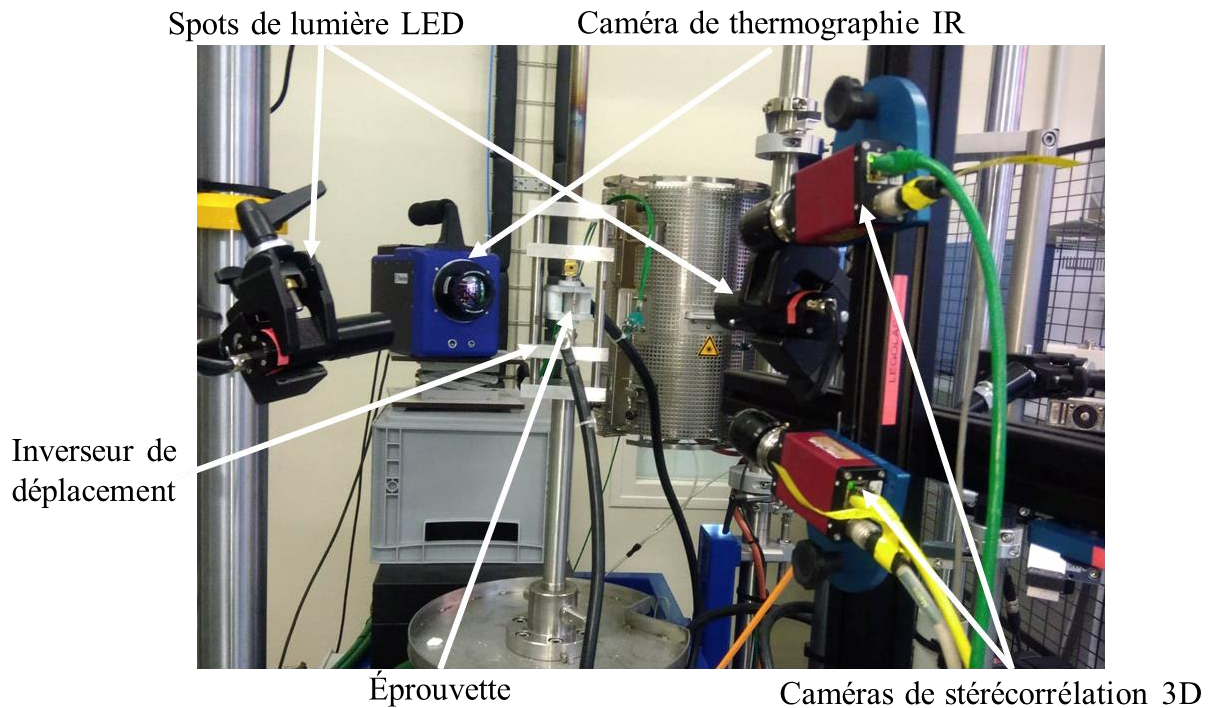


Figure 5.25 : Dispositifs mis en place pour l'instrumentation des essais EDC avec chauffage rapide

Comme indiqué avant, les mesures de vitesse de chauffage sont effectuées par des thermocouples soudés sur la surface externe de la gaine (Figure 5.26). Ils ont été soudés au centre et de part et d'autre de la zone utile de l'éprouvette (à ± 13 mm du centre).

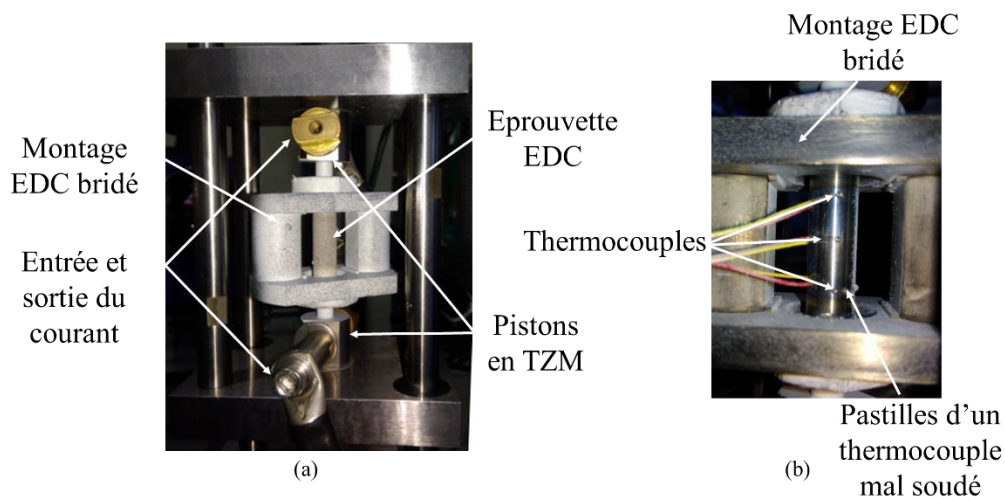


Figure 5.26 : Montage EDC bridé avec chauffage rapide, (a) branchement du courant, (b) thermocouples de mesure

Pendant la caractérisation des champs thermique et cinématique, une face de l'éprouvette a été recouverte d'un mouchetis afin de pouvoir mesurer le champ de déplacement par stéréo-corrélation d'images et l'autre face par une peinture noire (Farbspray Ulfalux 1200°C) afin de garder une émissivité constante lors de la mesure de la température par la caméra thermique.

5.10.2 Résultats des essais

La séquence de chargement est programmée dans le logiciel de pilotage de la machine d'essai. Dans un premier temps et pendant la phase de chauffage, la machine est pilotée en contrôle de charge à 500 N afin de garantir un bon passage de courant entre les pistons et l'élément chauffant. Un courant électrique d'intensité 600 A est envoyé jusqu'à atteindre la température cible mesurée par le thermocouple soudé au centre de l'éprouvette.

Les rampes de température effectuées avant d'appliquer le chargement mécanique sont résumées dans le tableau suivant :

Table 5.6 : Campagne d'essai EDC avec chauffage rapide

Montage	Média	Température	Nombre d'essai
EDC bridé	Cuivre	600 °C	2
EDC bridé	Aluminium	400 °C	2

Le but est d'estimer la vitesse de chauffage maximale que l'on peut atteindre avec cette méthode. La Figure 5.27 présente les mesures des thermocouples de température avec les médias en aluminium et en cuivre.

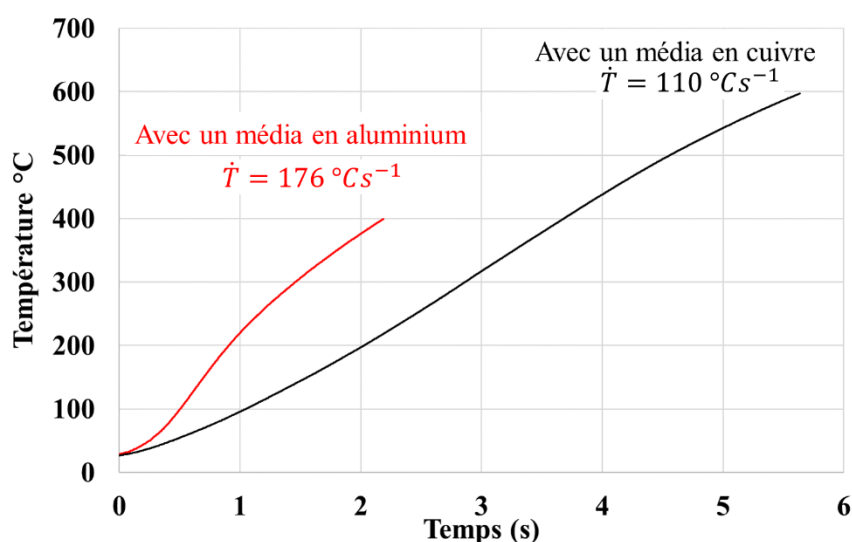
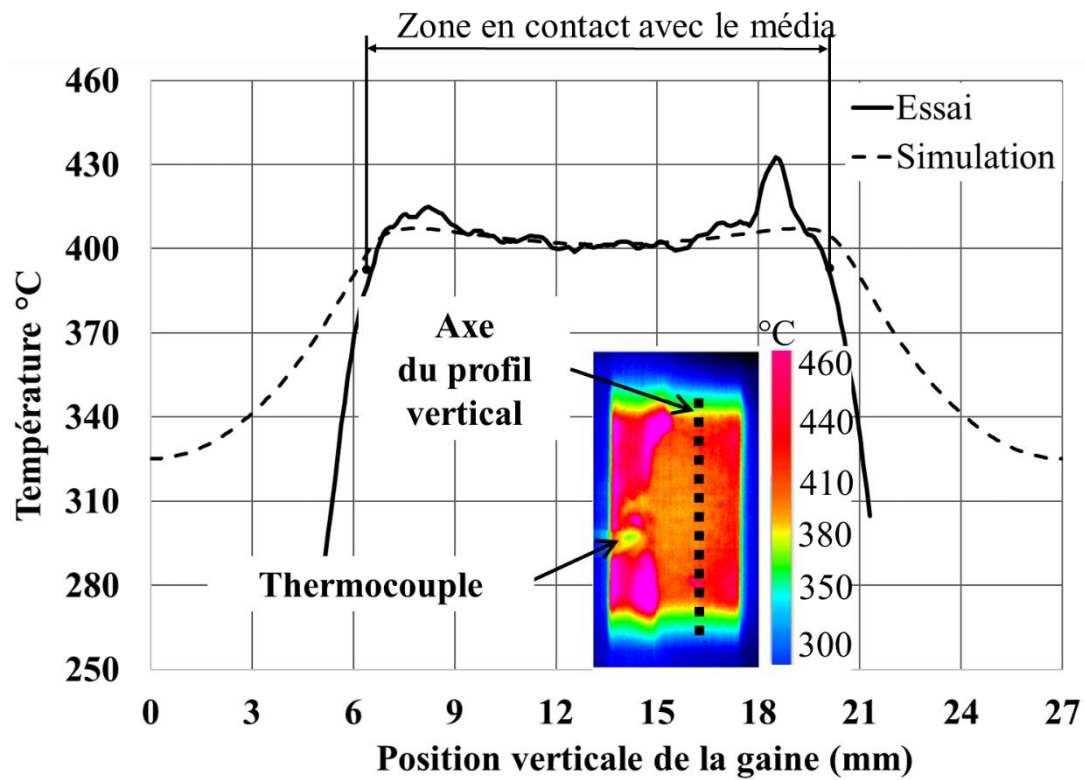
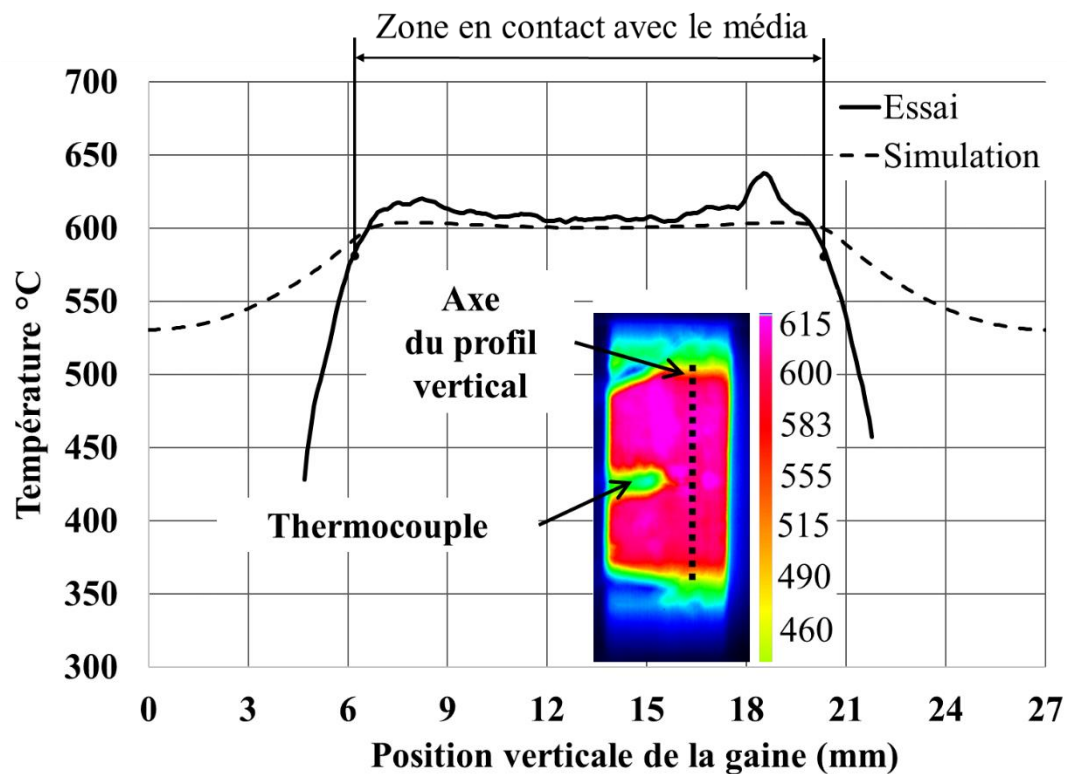


Figure 5.27 : Mesures de l'évolution de la température sur la surface externe de la gaine au centre de la zone utile au cours des essais EDC bridé

Les vitesses de chauffage mesurées sur la surface externe de la gaine par les thermocouples sont largement supérieures à celles calculées par les simulations (30 °C.s^{-1} pour la configuration avec un média en cuivre et 50 °C.s^{-1} avec un média en aluminium). La différence peut être expliquée par le fait que la variation des propriétés électrothermiques avec la température et la présence des pièces massives telles que les embouts ou les écrous ne sont pas prises en compte dans la simulation. La maîtrise non parfaite des conductances électrique et thermique des interfaces élément chauffant-média et média-gaine peut également causer une différence. Le profil axial de température mesuré par la caméra thermique sur la surface externe d'une éprouvette avec un média en aluminium et un média en cuivre ainsi que les profils calculés par les simulations sont donnés sur la Figure 5.28. Les mêmes figures présentent également les isovaleurs du champ thermique mesuré sur la surface de la gaine par la caméra thermique. Les températures affichées correspondent à une émissivité 1.



(a)



(b)

Figure 5.28 : Profil axial de la température mesurée et calculée sur la surface externe de la gaine avec (a) un média en aluminium et (b) un média en cuivre

Les profils axiaux de température mesurés par la caméra sont similaires à ceux calculés par les simulations. L'éprouvette présente une petite augmentation de la température (d'environ 15°C) aux extrémités du média. Cela a été remarquée également pendant les simulations et a été expliqué par le gradient axial de la température dans l'élément chauffant impliquant des températures plus élevées aux coins des médias. Toutefois la chute de la température hors de la zone du média est beaucoup plus rapide dans l'expérience.

La méthode de chauffage développée a donc permis d'atteindre une vitesse de chauffage maximale de $176\text{ }^{\circ}\text{C}.\text{s}^{-1}$ avec un média en aluminium et $136\text{ }^{\circ}\text{C}.\text{s}^{-1}$ avec un média en cuivre. Des températures homogènes au centre de la gaine ont été reproduites. Cette méthode de chauffage représente une avancée majeure par rapport aux méthodes disponibles pour chauffer une éprouvette sous forme de tube.

5.10.3 Interprétation de la différence entre les vitesses de chauffe expérimentales et simulées

Il existe une différence remarquable entre la vitesse de chauffage calculée par éléments finis et la vitesse de chauffe mesurée durant les essais. Un facteur de 3 a été enregistré pour le montage avec un média en aluminium et un facteur de 4 a été enregistré avec un média en cuivre. Cette différence de vitesse de chauffage peut être la conséquence de plusieurs hypothèses prises pour réaliser les simulations. L'une des hypothèses qui peut être remise en cause est celle utilisée pour calculer la conductivité électrique de contact (équation 4.19). L'interface entre l'élément chauffant et le média a été considérée comme une interface propre caractérisée par un facteur η égal à 1. Pour isoler l'élément chauffant électriquement et augmenter la vitesse de chauffe dans le montage, plusieurs solutions ont été testées. L'élément chauffant a notamment été chauffé dans l'air afin de créer une couche d'oxyde isolante électriquement avant d'être emmanché dans le média. La couche d'oxyde peut être créée également lorsque l'élément chauffant est chauffé à l'intérieur du média. Cela peut réduire le flux de courant passant de l'élément chauffant au média même dans le cas des fortes pressions de contact entre les pièces. En revanche, cette couche d'oxyde reste conductrice de la chaleur entre l'élément chauffant et le média. Dans le calcul, une couche d'oxyde isolante électriquement est traduite par un coefficient empirique η pour des interfaces largement inférieur à 1 et proche de 0. La valeur de η impacte directement la valeur de conductivité électrique de contact entre l'élément chauffant et le média $h_{c,elec}$ (équation 4.19). Une valeur de conductivité électrique de contact plus faible entre l'élément chauffant et le média est donc plus réaliste pour présenter le flux électrique passant par l'interface élément chauffant média. Vue la complexité du montage, il n'a pas été possible de caractériser les résistances de contact et une identification inverse de la conductivité électrique de contact à partir des vitesses de chauffage mesurées a été réalisée.

La nouvelle valeur de la conductivité électrique de contact a été recalculée en ajustant le paramètre η afin de s'approcher de la vitesse de chauffage mesurée. Une valeur de 5.10^{-5} a permis de retrouver les vitesses de chauffage mesurées expérimentalement. La Table 5.7 présente les nouvelles valeurs de la conductivité électrique de contact calculées à partir de la nouvelle valeur de η .

Table 5.7 : Nouvelle valeur des conductivités électriques de contact

Structure	Média	Conductivité électrique de contact ($\Omega^{-1} m^{-2}$)
Élément chauffant-média	Cuivre	$105,02.10^6$
	Aluminium	$99,9410^6$

Le potentiel électrique ainsi que la densité de courant dans l'élément chauffant et le média sont données à la Figure 5.29 et la Figure 5.30 respectivement pour les nouvelles valeurs de calcul.

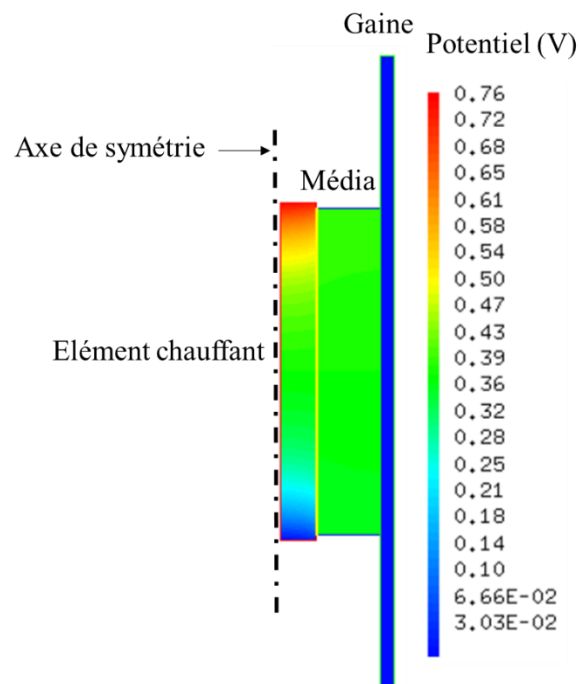


Figure 5.29 : Potentiel électrique dans le montage EDC avec un média en aluminium

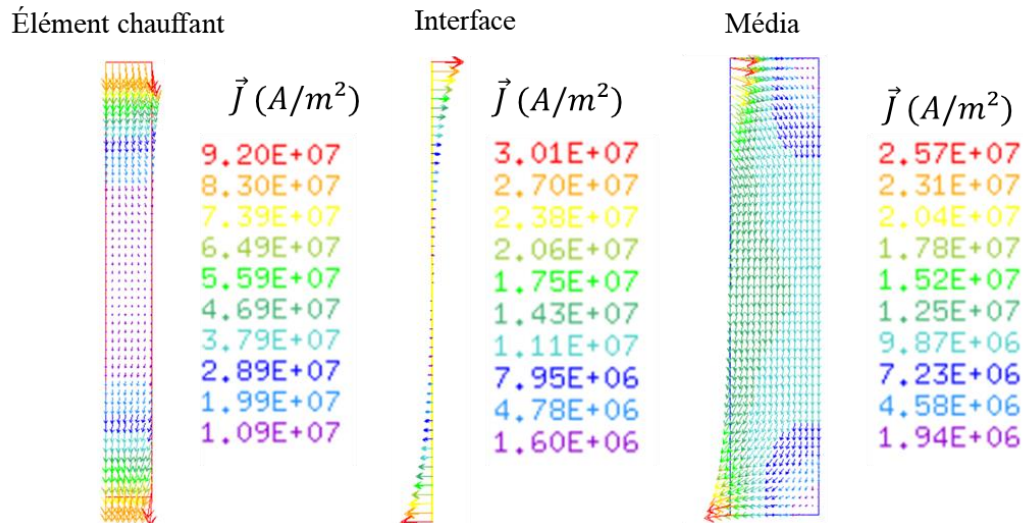


Figure 5.30 : Iso valeurs de flux de courant dans la structure

Grace à la nouvelle valeur de la conductivité électrique, une différence de potentiel 2,4 fois plus importante a été produite dans l'élément chauffant. En outre, la densité du courant dans le média est beaucoup plus faible que la densité dans l'élément chauffant. L'évolution de la température sur la surface externe de la gaine au niveau du plan médian pour un montage avec un média en aluminium ou un en cuivre est comparée aux résultats expérimentaux et est donnée par la Figure 5.31. Sur la même figure, l'évolution de la température avec une isolation électrique parfaite ($\eta = 0 \rightarrow h_{c_elec} = 0$, équation 4.19) entre l'élément chauffant et le média est tracée.

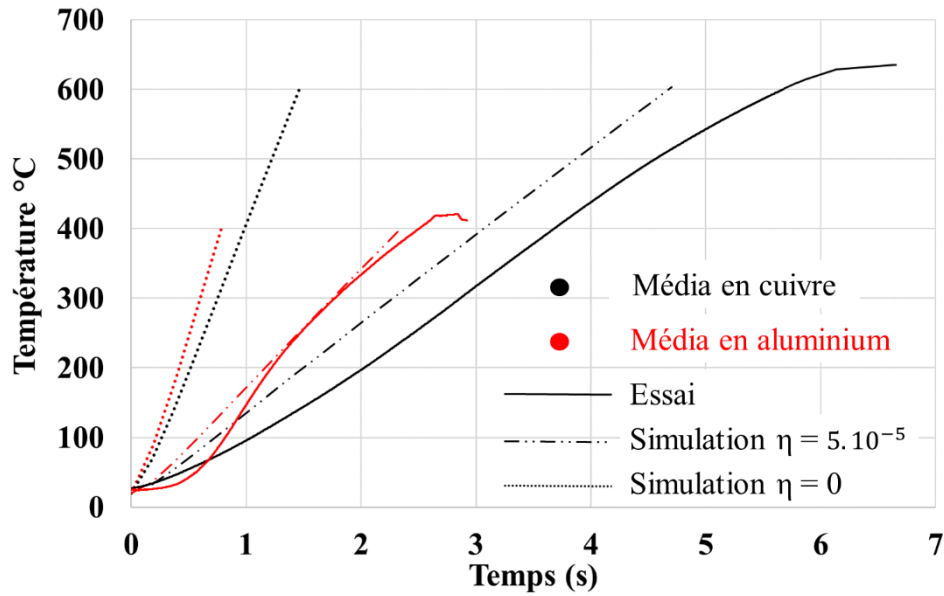


Figure 5.31 : Évolution de la température mesurée par des TC et simulée pour des médias en cuivre et en aluminium

La valeur de η a été calée sur la valeur de la vitesse de chauffe de l'essai EDC avec un média en aluminium. Cette valeur a été utilisée par la suite pour recalculer la vitesse de chauffage avec un média en cuivre. Une vitesse de chauffage légèrement supérieure de celle mesurée a été calculée. Les températures sur la surface extérieure de la gaine ont gardé le même profil que celui calculé avec l'ancienne valeur de la conductivité électrique de contact.

Bien que la valeur de η utilisée pour retrouver les vitesses de chauffage expérimentales soit très faible, elle ne représente pas la valeur avec laquelle nous pouvons atteindre la vitesse de chauffage maximale. Une valeur nulle de la conductivité électrique de contact entre l'élément chauffant et le média ($h_{c_elec} = 0$) permet d'obtenir des vitesses de chauffage de $495 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ et de $394 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ pour les montages avec des médias en aluminium et en cuivre, respectivement. La variation de la vitesse de chauffage en fonction de la valeur de η est donnée par la Figure 5.32.

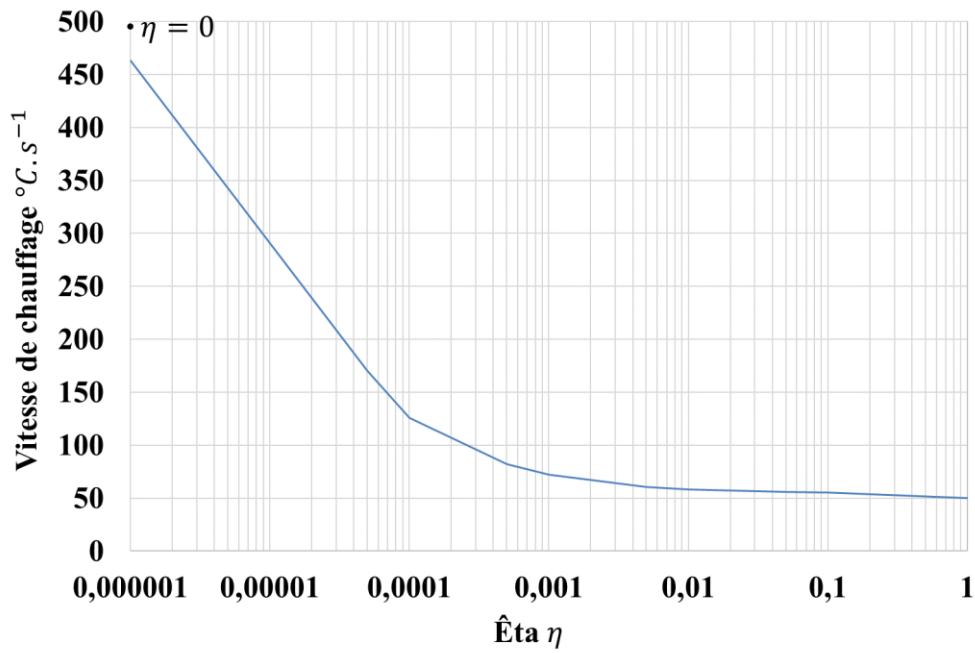


Figure 5.32 : Variation de la vitesse de chauffage en fonction de la valeur de η

Les profils axiaux de la température dans l'élément chauffant, dans le média et dans la gaine ainsi que les champs de température dans le montage sont donnés par les Figure 5.33 et Figure 5.34, respectivement.

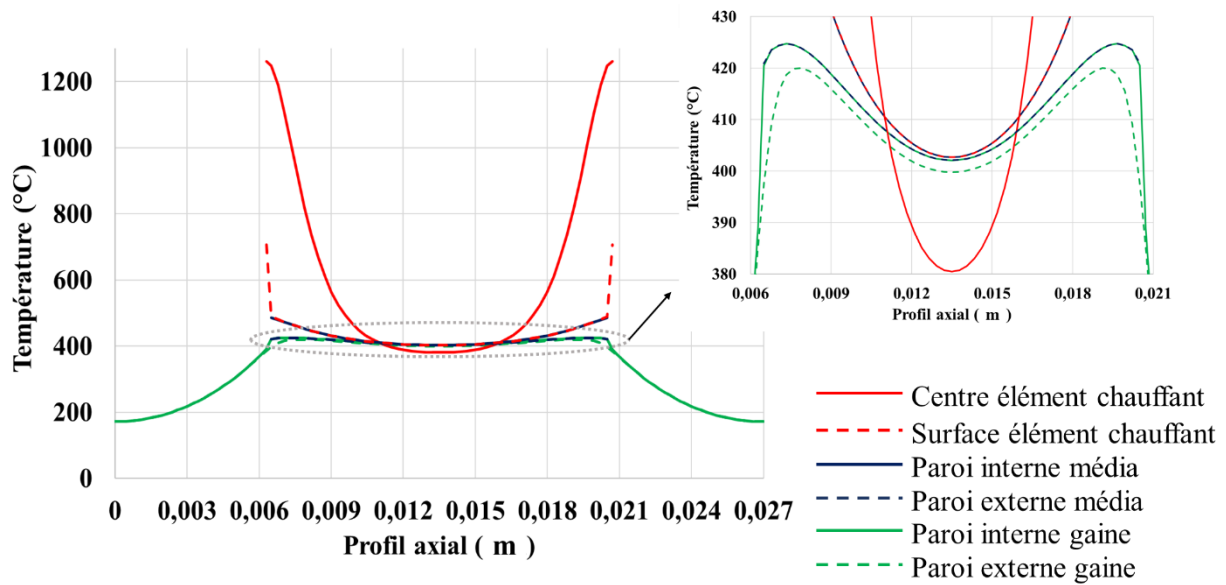


Figure 5.33 : Profil axial de la température dans l'élément chauffant, le média et la gaine pour un média en aluminium

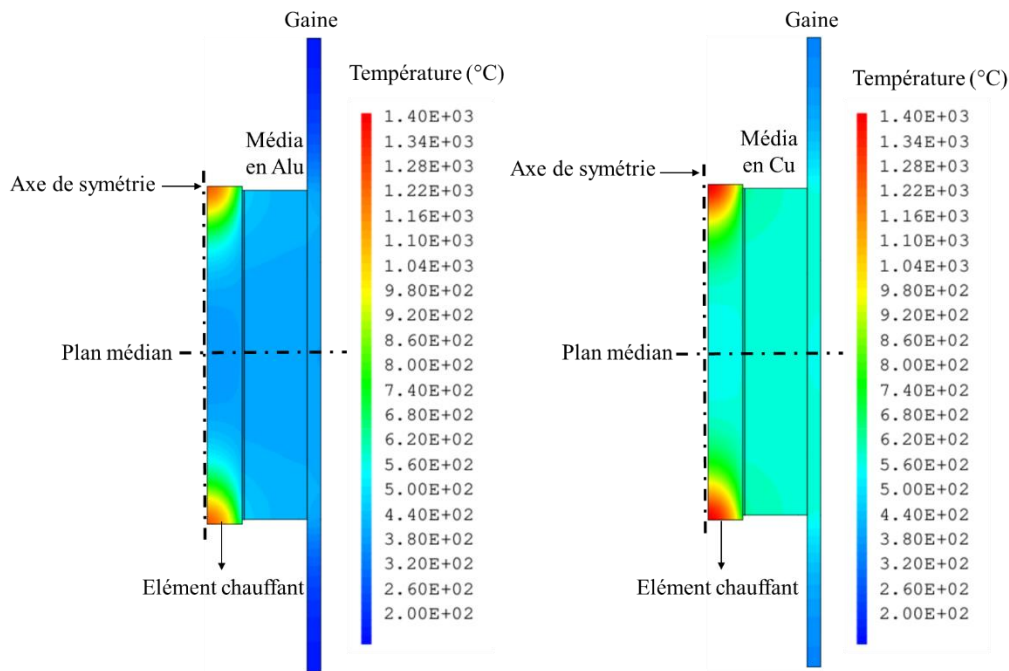


Figure 5.34 : Champ de température dans l'élément chauffant, dans le média et dans la gaine obtenu par simulation numérique, (a) avec un média en aluminium et (b) avec un média en cuivre avec la nouvelle valeur de conductivité électrique de contact

Pour conclure, une technique a été développée pour modéliser le passage de courant et du flux de chaleur et pour mieux comprendre le fonctionnement du nouveau dispositif de chauffage rapide. Dans un premier temps, elle a permis de présélectionner les matériaux de l'élément chauffant et des média qui ont été utilisés par la suite permettant d'atteindre une vitesse de chauffage de l'ordre de $176\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$. En se basant sur les résultats expérimentaux, la conductivité électrique de contact entre l'élément chauffant et le média a été ajustée permettant d'estimer la température, la vitesse de chauffage ainsi que le gradient sur la surface extérieure de la gaine. Cette méthode reste une approximation et nécessite une large étude du rôle des interfaces afin de bien maîtriser le passage du courant et de la chaleur en fonction des plusieurs paramètres.

5.10.4 Résultats des essais mécaniques

Une fois que la température cible mesurée par le thermocouple est atteinte sur la surface extérieure de la gaine, le courant électrique est coupé et on bascule vers le pilotage en déplacement pour comprimer le média. Une vitesse de déplacement de $28\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ correspondant à une vitesse de déformation diamétrale proche de 1 s^{-1} a ensuite été appliquée.

Durant tous les essais, lorsque la rupture des éprouvettes a lieu, elle est intervenue fortuitement devant les caméras de stéréo-corrélation. Cela a permis de mesurer les déformations à l'endroit de rupture et de vérifier la symétrie du chargement. Néanmoins, la température atteinte au point de rupture n'a pas été mesurée ni par les thermocouples ni par la caméra IR. Les températures données par la suite sont toutes enregistrées sur la face opposée à l'apparition de la rupture.

5.10.4.1 EDC bridé

Durant les essais EDC bridé, la température mesurée par le thermocouple soudé au centre de la zone utile de l'éprouvette continue d'augmenter et dépasse la température de consigne ($400\text{ }^{\circ}\text{C}$ pour l'éprouvette avec un média en aluminium et $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ avec un média en cuivre) (Figure 5.35). En effet, après l'atteinte de la température cible et l'arrêt du courant électrique, l'élément chauffant continue à

diffuser ce qu'il lui reste comme chaleur vers le média et la gaine. Cette chaleur assure la poursuite de l'augmentation de la température sur la surface externe de la gaine. En outre, la dissipation du travail plastique engendre un échauffement localisé induisant également une augmentation de la température.

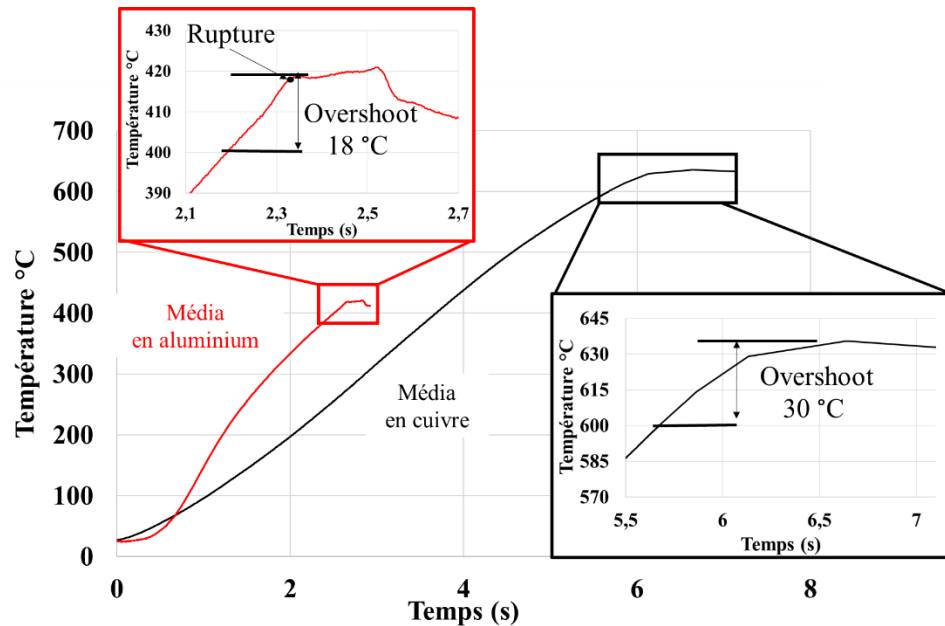


Figure 5.35 : Overshoot de la température lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium (en rouge) et un média en cuivre (en noir)

Le dépassement de la température n'a pas été reproductible et il peut varier d'une dizaine de degrés d'un essai à un autre. Pendant les essais EDC bridé avec un média en aluminium, les températures finales avant rupture ont été de 420 et 425 °C, soit un overshoot de 18 et 25 °C, respectivement. Pour les essais EDC bridé avec un média en cuivre les températures finales avant d'arrêter l'essai ont été de 630 et 640 °C, soit un overshoot de 30 et 40 °C, respectivement.

Le chargement mécanique commence une fois que la température mesurée sur la surface de l'éprouvette est de 400 °C pour l'éprouvette avec un média en aluminium et de 600 °C avec un média en cuivre. Les caméras de stéréo-corrélation sont déclenchées au début de la phase de chauffe afin de mesurer les déformations dues aux dilatations thermiques. Les mesures des caméras continuent jusqu'à la rupture des éprouvette ou l'arrêt de l'essai. Les champs de déformation obtenus avant rupture lors de l'essai EDC bridé avec un média en cuivre et un média en aluminium sont donnés par les Figure 5.36 et Figure 5.37.

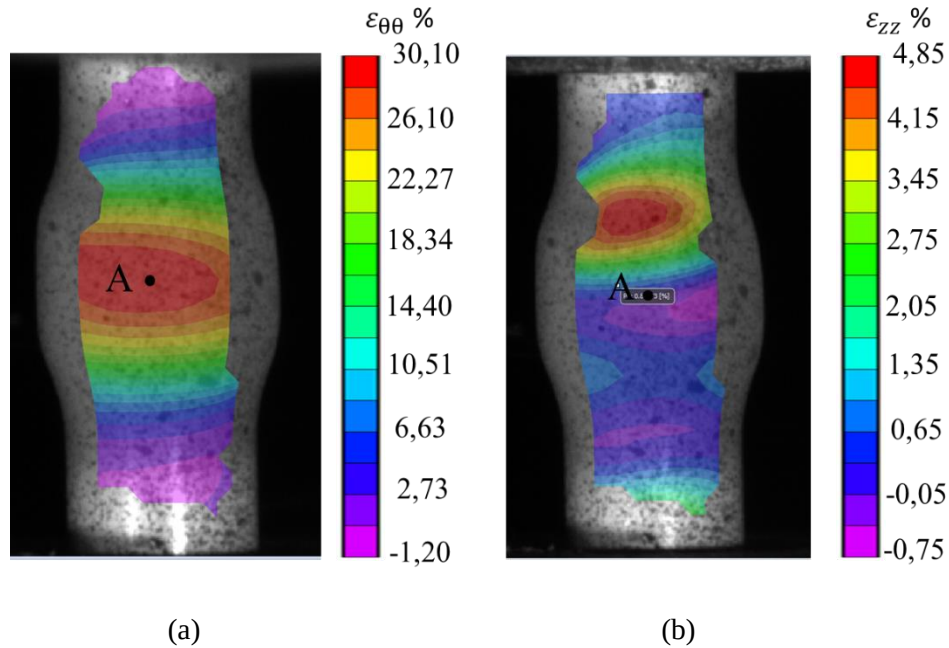


Figure 5.36 : Champs de déformation avant rupture dans les directions circonférentielle et axiale au cours de l'essai EDC bridé avec un média en cuivre ($\dot{T} = 110 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$)

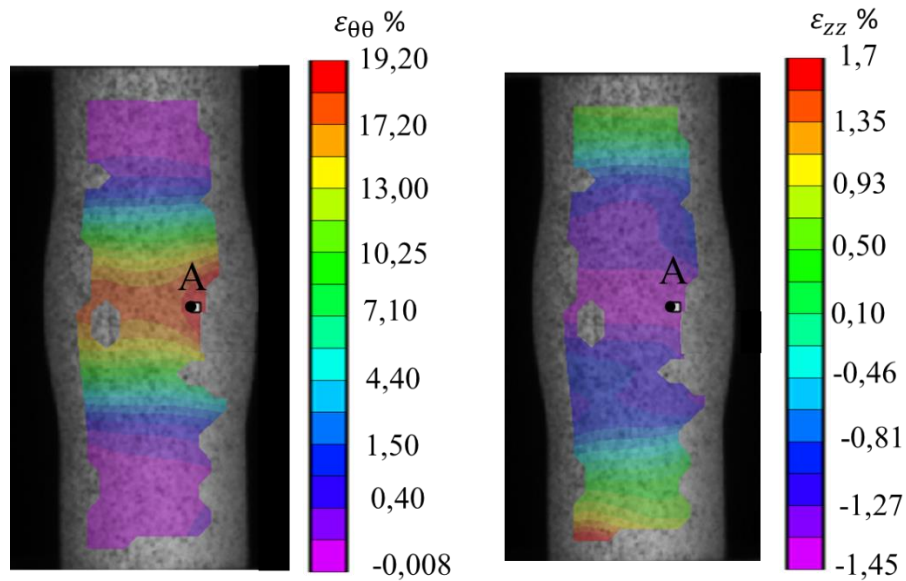


Figure 5.37 : Champs de déformation avant rupture dans les directions circonférentielle et axiale au cours de l'essai EDC bridé avec un média en aluminium ($\dot{T} = 171 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$)

La rupture a lieu dans le plan médian de l'éprouvette et plus précisément au niveau du point A repéré sur les Figure 5.36 et Figure 5.37. Lors de l'essai EDC bridé avec un média en cuivre, la déformation circonférentielle est maximale et homogène dans la zone d'intérêt de l'éprouvette jusqu'à l'arrêt de l'essai après 30 % de déformation circonférentielle (l'essai a été interrompu afin de ne pas endommager les pistons). Une localisation de la déformation axiale au-dessus de la zone centrale a été remarquée lors des deux essais réalisés avec un média en cuivre et qui ont été arrêtés au même niveau de la déformation circonférentielle. Cela peut être expliqué par l'extrusion de la matière du média entre l'éprouvette et le piston supérieur. En effet, l'espace entre le piston et la gaine augmente avec

l'augmentation de la déformation circonférentielle. Cet effet n'a pas été remarqué lors de l'essai EDC bridé avec un média en aluminium qui a rompu à une déformation circonférentielle de 19 %.

Les déformations de Green-Lagrange calculées par VIC-3D sont ensuite transformées en déformation logarithmiques, qui seront utilisées dans ce qui suit tout au long du chapitre. L'évolution des déformations circonférentielles au point A pour les deux configurations est donnée par la Figure 5.38.

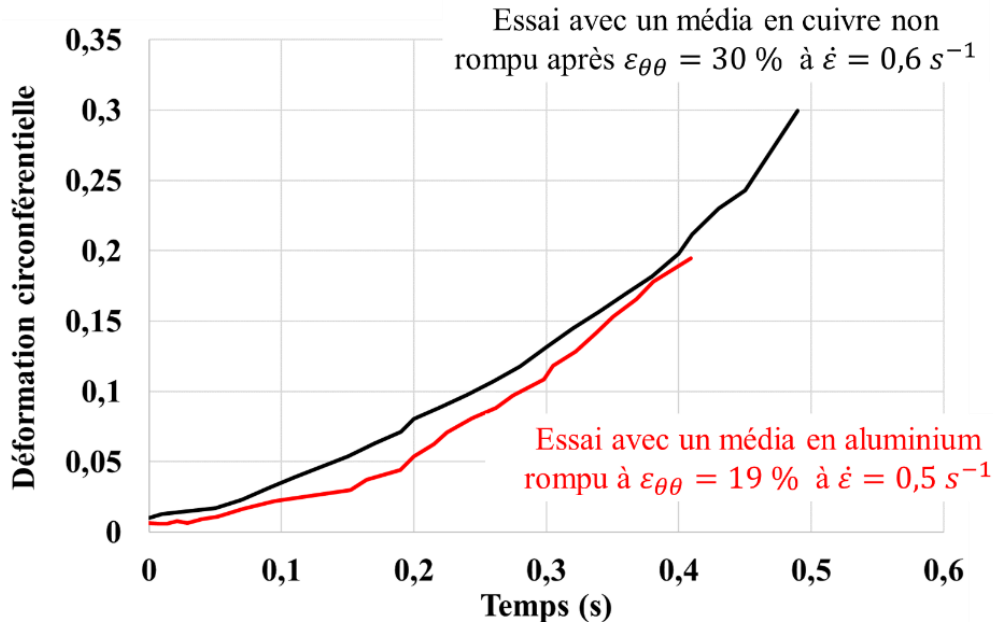


Figure 5.38 : Évolution de la déformation circonférentielle lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium et un média en cuivre

Les vitesses de déformation circonférentielle des essais EDC bridé avec un média en aluminium et en cuivre sont $0,5\text{ s}^{-1}$ et $0,6\text{ s}^{-1}$, respectivement. Avec la fréquence des caméras utilisées, entre la dernière image enregistrée par la caméra de stéréo-corrélation et l'image de la rupture, l'éprouvette peut encore se déformer de 1% dans le sens circonférentiel avant de casser.

Les trajets des biaxialités ($\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$) jusqu'à rupture pour l'essai à 400 °C et jusqu'à 30 % de déformation circonférentielle pour l'essai à 600 °C sont donnés sur la Figure 5.39. Les deux essais montrent un trajet de biaxialité de déformation légèrement différent au début de l'essai et se croisent à une biaxialité de -0,07. Bien que les mêmes conditions limites soient appliquées, le frottement entre le média est la gaine peut varier selon les matériaux. Le frottement avec un média en aluminium semble plus important qu'avec un média en cuivre. Cela provoque une déformation axiale plus importante en valeur absolue au début de l'essai qui se traduit par une biaxialité de déformation inférieure à celle issue d'un essai avec un média en cuivre. Les valeurs de frottement entre l'aluminium, le cuivre et l'éprouvette en Zircaloy-4 ont été identifiés par Le Saux et al. [133] avec des essais EDC simple à 480 °C et 600 °C, respectivement. Elles sont à 0,25 pour le média en aluminium et 0,2 pour le média en cuivre. La différence de trajet de chargement entre les deux essais peut également être due à des contacts, des emmanchements différents d'un essai à l'autre bien que tout soit mis en œuvre pour assurer une bonne reproductibilité de la préparation des éprouvettes.

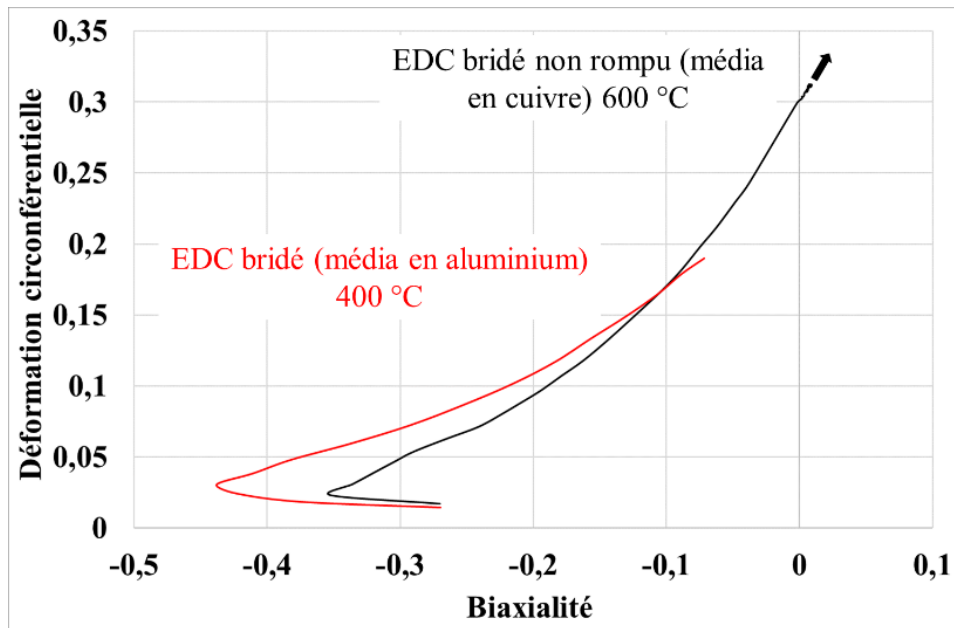


Figure 5.39 : Trajet de biaxialité ($\varepsilon_{zz}/\varepsilon_{\theta\theta}$) pour les essais EDC bridé

Les éprouvettes rompues lors des essais EDC bridé à 400 °C avec un média en aluminium sont présentées à la Figure 5.40.

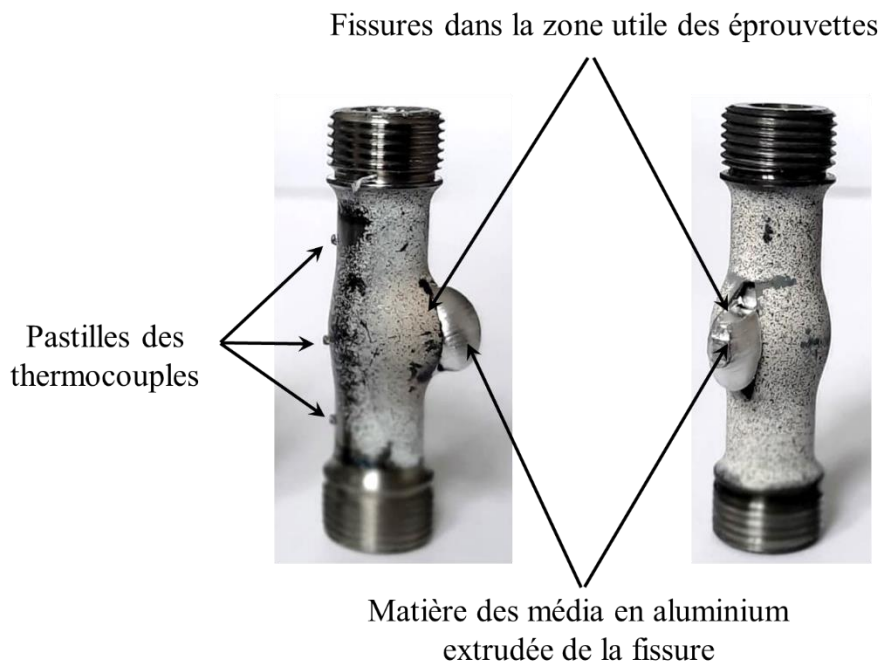


Figure 5.40 : Éprouvettes rompues lors des essais EDC bridé avec un média en aluminium

Les ruptures des éprouvettes ont été accompagnées par la sortie de la matière du média par la fissure. L'extrusion de la matière du média a causé le matage des faciès de rupture qui n'ont pas pu être analysés par la suite.

Comme l'EDC bridé avec un média en cuivre n'a pas rompu à 600 °C après 30 % de déformation circonférentielle, on a choisi de poursuivre l'étude avec des essais EDC avec un média en aluminium.

5.10.4.2 EDCT à déplacement contrôlé

La Figure 5.3 et la Figure 5.4 montrent que le comportement mécanique de Zy-4 est fortement sensible à la température qui influence tout particulièrement la limite d'élasticité et la contrainte maximale. Pendant les essais de chauffage réalisés sur le montage EDC bridé, le dépassement de la température n'a pas été reproductible et il peut varier d'une dizaine de degré. De ce fait, la résistance mécanique de l'éprouvette peut également varier significativement. Cette incertitude sur le comportement mécanique de la gaine rend le choix du matériau et de la géométrie des tirants très compliqué. Pour répondre à ce problème, un nouveau montage appelé EDCT à déplacement contrôlé a été conçu. Le nouveau dispositif permet de contrôler le déplacement axial des extrémités de l'éprouvette pendant l'essai, ce qui permet d'obtenir des biaxialités des déformations plus faciles à contrôler et indépendantes de la température d'essais (à l'évolution de l'anisotropie du matériau près). Ce dispositif fait l'objet d'une demande de brevet qui est en cours. Pour cette raison, il ne sera pas présenté dans ce rapport. Le montage permet de charger la gaine avec des biaxialités très proches de l'état de déformation plane, qui représente le chargement le plus pénalisant pour la gaine à 25°C, comme le montre la Figure 4.32. Pendant ces essais, un seul thermocouple a été soudé au centre de l'éprouvette et le champ cinématique a été caractérisé de la même façon que lors des essais EDC bridé. Deux essais EDC à déplacement contrôlé ont été réalisés à une biaxialité supérieure à zéro avec le nouveau montage pour des températures d'essais de 400 °C. Un dépassement de la température de consigne de 17 °C en moyenne a été constaté. Une vitesse de déformation de $0,5 \text{ s}^{-1}$ est atteinte lors des essais réalisés et la mesure des champs cinématiques montre que les déformations circonférentielle et axiale sont homogènes et maximales dans la zone utile de l'éprouvette.

Le trajet de la biaxialité de chaque essai est présenté par la Figure 5.41 avec l'essai EDC bridé réalisé à la même température. Dans la même figure, une photo d'une éprouvette rompue lors des essais EDCT avec un média en aluminium est présentée.

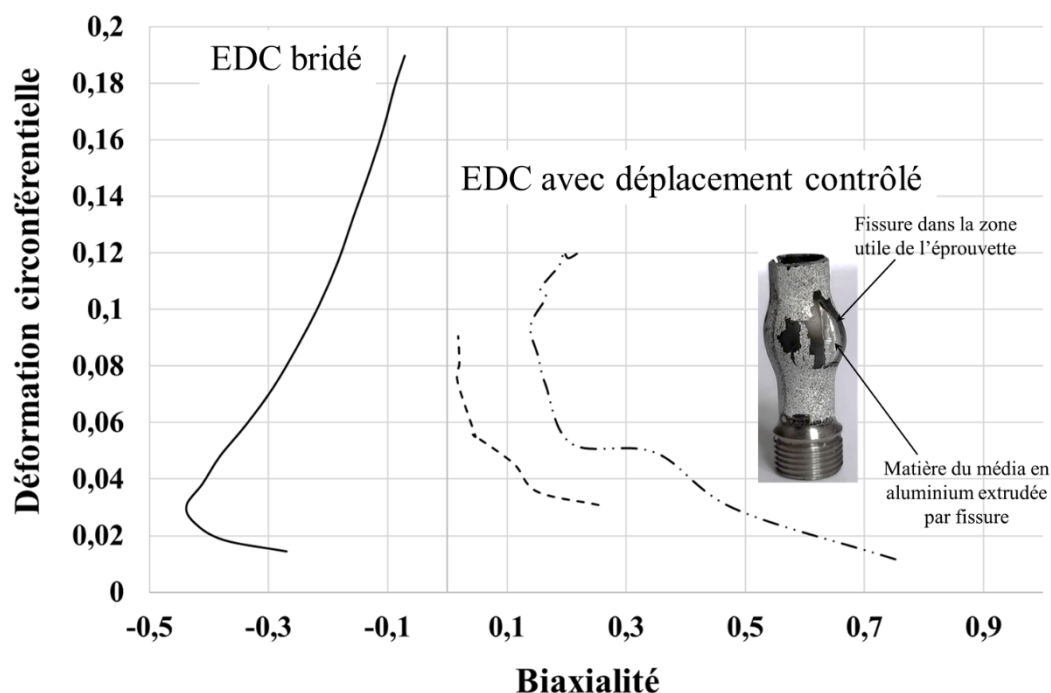


Figure 5.41 : Effet de la biaxialité ($\epsilon_{zz}/\epsilon_{\theta\theta}$) sur la déformation circonférentielle à la rupture du Zircaloy-4 testé à 400°C pour une vitesse de déformation de 0,5 s⁻¹ et un média en aluminium

Contrairement aux essais réalisés avec le montage EDC avec tirants, durant ces essais, la biaxialité varie tout au long de l'essai. Pendant cette campagne d'essai, nous n'avons pas pu appliquer de plus forts taux de biaxialité.

Les rapports des déformations, les déformations finales, les vitesses de déformation et de chauffage et les températures de chaque essai sont données dans la Table 5.8.

Table 5.8 : Résultats des essais EDC avec chauffage rapide

Essai	Nb d'essais	Température De rupture (°C)	Vitesse de chauffage (°C.s ⁻¹)	Vitesse de déformation (s ⁻¹)	Biaxialité finale	Déformation circonf. finale
EDC bridé (média Alu)	1	420	176	0,5	-0,07	0,19
EDC bridé (média Alu)	1	425	170	0,5	-0,08	0,18
EDC bridé (média Cu)	1	630	110	0,6	0	>0,30 (non rompu)
EDC bridé (média Cu)	1	640	115	0,6	0	>0,30 (non rompu)
EDC T (média Alu)	1	415	173	0,5	0,01	0,09
EDC T (média Alu)	1	418	175	0,55	0,25	0,12

5.10.5 Effet de la biaxialité et de la température

Les déformations circonférentielles à la rupture obtenues lors des essais rapides à haute température sont comparées à celles obtenues lors des essais rapides à 25 °C. Le même effet de la biaxialité remarqué lors des essais à température ambiante et à forte vitesse de déformation a été constaté

pour ces essais (Figure 5.42). L'essai EDC bridé présente la plus grande déformation à rupture (19%), et l'essai avec une biaxialité proche de zéro présente la plus faible déformation à rupture (9%). La déformation à rupture pour l'essai à plus haute biaxialité (voisin de 0,25) est de 12%.

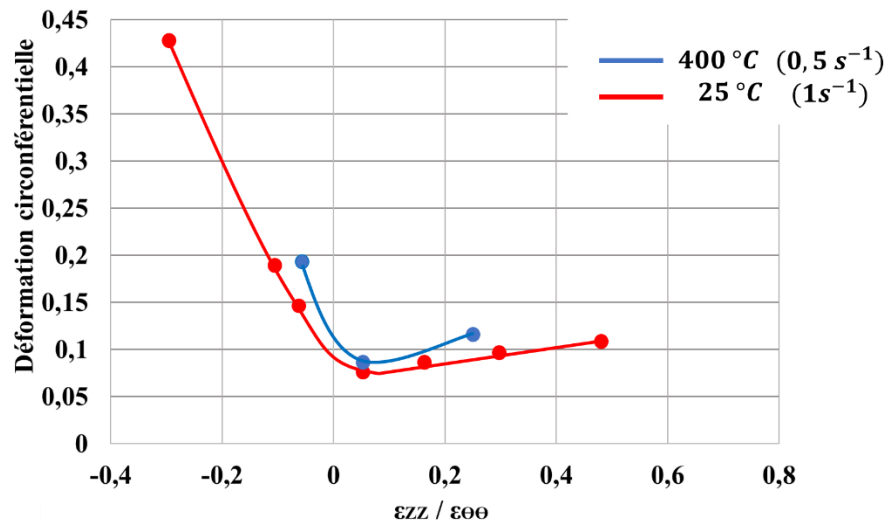


Figure 5.42 : Effet de la biaxialité sur la déformation circonférentielle à rupture des essais à forte vitesse de déformation à 400 °C (en bleu) et à 25 °C (en rouge)

La courbe rouge qui représente les essais rapides à 25 °C reste toujours en dessous de la courbe bleue qui représente les essais rapides à 400 °C. Cela signifie que pour les niveaux des biaxialités testées, la déformation circonférentielle à rupture est légèrement supérieure pour les essais réalisés à 400 °C. La faible différence des déformations à rupture peut être expliquée par deux effets différents : (i) le trajet de chargement agit directement sur la déformation à la rupture ainsi, si l'essai commence à une biaxialité moins pénalisante et termine à une biaxialité plus pénalisante, une déformation à rupture supérieure à celle d'un essai réalisé à une biaxialité constante et pénalisante est obtenue (ii) l'augmentation de la température provoque un adoucissement et une diminution de la contrainte d'écoulement du matériau de sorte que la germination de l'endommagement est retardée (ce qui est cohérent avec l'essai à 600 °C pour lequel la rupture n'a pas été observée).

5.11 Conclusions et perspectives

Une méthode de chauffage rapide adaptée au montage EDC a été développée dans ce chapitre. Plusieurs solutions ont été testées avant d'arriver à une configuration avec un élément chauffant inséré à l'intérieur d'un média. Le courant passant par l'élément chauffant est transformé par effet Joule en chaleur qui est transférée par la suite vers le média et vers la gaine par conduction. Cette solution a permis d'atteindre des vitesses de chauffage allant jusqu'à environ 170 °C/s dans la zone d'intérêt. La caractérisation des champs de température au cours de la chauffe a permis de vérifier l'homogénéité de la température dans cette zone.

La méthode de chauffage a ensuite été associée au montage EDC afin d'appliquer un chargement thermomécanique conforme à celui subi par la gaine lors de la phase d'interaction mécanique pastille gaine d'un accident de réactivité. Ainsi des essais de type EDC ont été réalisés pour des biaxialités des déformations comprises entre -0,07 et 0,2, à 400 °C et 600 °C avec une vitesse de chauffe de respectivement 171 °C.s⁻¹ et 110 °C.s⁻¹ et pour une vitesse de déformation de 0,5 s⁻¹, et ont permis d'étudier la rupture du Zircaloy-4 dans ces conditions.

À 400°C lorsque la biaxialité augmente de -0,07 (EDC bridé) à 0 (EDCT), la déformation circonférentielle à rupture diminue passant ainsi de 19 % à 9 %. Pour une biaxialité d'environ 0,2 (EDCT), la déformation circonférentielle à rupture augmente et atteint 12%. L'évolution de la

déformation circonférentielle à rupture en fonction de la biaxialité est similaire à celle déterminée à 25 °C avec des valeurs également proches.

Lors des essais EDC bridé réalisés à 600 °C, les éprouvettes n'ont pas rompu après 30 % de déformation circonférentielle. Entre 400 °C et 600 °C, la ductilité du Zircaloy-4 augmente donc de manière significative.

Le montage EDC avec tirants, présenté dans le chapitre 3, n'a pas été couplé à la méthode de chauffage rapide à cause de la non maîtrise de la température à la fin de la phase de chauffage et par conséquent la difficulté de sélectionner un matériau pour les tirants. Un montage EDCT avec déplacement contrôlé a été développé pour résoudre le problème de l'incertitude en température et éviter l'identification du matériau des tirants en fonction du comportement de la gaine. Le nouveau dispositif permet d'obtenir des biaxialités de déformations plus faciles à contrôler. Ces développements thermomécaniques permettent de chauffer la gaine de la même façon que dans un réacteur et d'appliquer des vitesses de chauffage importantes. Ils permettent aussi de charger la gaine avec des biaxialités et des vitesses de déformation représentatives de celles rencontrées lors d'un RIA sans avoir besoin de connaître au préalable le comportement mécanique de la gaine. Le mode de chargement appliqué et le mode de rupture obtenu pendant l'essai sont donc analogues à ceux rencontrés dans le réacteur.

La vitesse de chauffage maximale atteinte dans cette étude est de l'ordre de $170\text{ }^{\circ}\text{C.s}^{-1}$ avec un élément chauffant en TA6V de diamètre 3 mm et un média en aluminium pur. Bien que ce résultat présente une forte progression dans l'étude du comportement thermomécanique des produits de gainage, plusieurs optimisations du montage doivent être réalisées. La maîtrise des interfaces solide-solide thermique et électrique peut aider à isoler le courant électrique dans l'élément chauffant et augmenter la vitesse de chauffage. Des études plus approfondies pourraient également être menées pour trouver des matériaux permettant d'atteindre des vitesses de chauffage plus importantes.

Ces essais pourraient être réalisés en cellule blindée sur des matériaux irradiés. En effet, les seuls essais disponibles aujourd'hui sur matériau irradié permettent soit d'appliquer une vitesse de chauffage rapide à un essai uniaxial, soit d'appliquer un chargement biaxé avec une vitesse de chauffage lente. Cet essai permettrait donc de limiter le recuit des défauts d'irradiation et d'étudier leur effet sur la rupture du matériau.

Nous avons préparé une campagne d'essais EDC bridé avec des éprouvettes hydrurées à différentes teneurs pour étudier l'effet de la vitesse de chauffage sur la cinétique de dissolution des hydrures. L'idée était de voir si une gaine hydrurée reste fragile si elle est chauffée rapidement à 600 °C, et de mesurer les déformations à rupture. La campagne de mise au point des essais s'est néanmoins révélée trop longue pour être menée à son terme dans le cadre de cette thèse. Ils pourront être réalisés en première perspective. La démarche pourra ensuite être étendue aux matériaux irradiés.

Il serait également utile de progresser dans la caractérisation de l'essai. Pendant quelques essais, des fissures se sont créées sur la face non filmée par les caméras rapides. Cela a causé des difficultés pour déduire l'instant de rupture et la déformation circonférentielle à rupture. Il serait donc important d'installer d'autres caméras de corrélation d'images sur la deuxième face afin de bien capter le moment de la rupture. La synchronisation de tous les appareils de mesure avec les sorties analogiques de la machine de traction peut aussi résoudre le problème. La chute de la force peut être couplée de cette façon aux images des caméras rapides.

6 Conclusion

L'accident d'injection de réactivité (RIA) est un scénario hypothétique de dimensionnement des réacteurs à eau pressurisée. Lors de ce type d'accident, la gaine combustible subit un chargement thermomécanique rapide caractérisé par une biaxialité de déformation entre 0 et 1, une vitesse de déformation entre 1 et 5 s^{-1} , une température entre 400 et 1000 °C et une vitesse de chauffage supérieure à $1000 \text{ °C} \cdot \text{s}^{-1}$. Ces chargements peuvent conduire à la rupture de la gaine et la dissémination de la matière radioactive dans le circuit primaire. La caractérisation du comportement de la gaine pendant un accident RIA nécessite :

- (i) d'identifier les conditions de chargement thermomécaniques subit par la gaine
- (ii) reproduire les chargements avec un essai en laboratoire
- (iii) caractériser le comportement de la gaine avec les mêmes types de chargement

Il a notamment été montré à travers une synthèse bibliographique que la biaxialité de déformation, la vitesse de déformation et la vitesse de chauffage influencent le comportement à la rupture de la gaine. Il a été montré également que l'ensemble des essais disponibles ne permettent pas de reproduire le chargement d'un RIA dans un seul essai.

Au cours de ces travaux, nous nous sommes intéressés à reproduire l'ensemble des chargements thermomécaniques rencontrés lors d'un RIA et les assembler dans un seul essai. En effet, les trois méthodes expérimentales développées au cours de cette thèse représentent des avancées pour mieux étudier le comportement des gaines avec des chargements dynamiques et complexes tels que reconcentrés lors d'un RIA. Ces développements nous ont permis de quantifier l'influence de la biaxialité sur le comportement du matériau de gainage en couplant les effets de ce dernier aux effets de la vitesse de déformation et aux effets de la température.

Le premier essai (EDC avec traction) développé a permis d'appliquer un chargement mécanique biaxial en déplacement imposé sur une éprouvette de gainage en Zircaloy-4 détendu avec une machine de traction classique. Plusieurs itérations expérimental-numérique ont été réalisées afin d'optimiser le montage. Des tirants déformables en 304L ont été sélectionnés à l'aide des simulations par éléments finis du montage mécanique. Les tirants appliquent un chargement axial simultanément avec la compression du média dans la gaine pour la charger diamétralement. La modification des tailles des tirants a permis de faire varier le rapport de déformation et de balayer une large gamme de biaxialité. Un système de stéréo-corrélation a été utilisé afin de caractériser le champ mécanique et comparer les résultats expérimentaux avec les calculs.

La première série d'essais a été réalisée à 25 °C et à faible vitesse de déformation ($\approx 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) avec des gaines standards et amincies à des niveaux de biaxialité compris entre 0,2 et 0,4 et entre -0,2 et 0,75, respectivement. L'effet de l'amincissement sur le comportement de la gaine a été étudié avec des essais mécaniques (pression interne) et des mesures DRX. Des gaines amincies de 9 % ont montré le même comportement qu'une gaine standard et ont été utilisées pour réaliser des essais à fortes biaxialités. Les rapports de biaxialité obtenus au cours de nos essais sont représentatifs de ceux obtenus au cours des essais intégraux (CABRI et NSRR).

L'effet de la biaxialité sur la rupture de la gaine a été étudié dans le troisième chapitre. Les résultats montrent que la déformation circonférentielle à la rupture est largement affectée par la biaxialité de l'essai. Les résultats montrent que lorsque le rapport de biaxialité augmente de -0,20 à 0,04, la déformation circonférentielle à rupture diminue fortement de 0,316 à 0,095. Cependant, pour des rapports de biaxialité compris entre 0,04 et 0,75, la déformation circonférentielle à rupture augmente de 0,095 à 0,137.

Les faciès de rupture des éprouvettes ont été analysées pour plusieurs niveaux de biaxialités afin d'identifier les modes de rupture et d'endommagement. A faible biaxialité (proche de la déformation plane), la rupture est gouvernée par la coalescence de cavités cisailées, alors qu'à plus forte biaxialité une coalescence par striction interne est observée. Enfin, un modèle de rupture découplé représentant la

rupture du Zircaloy-4 selon différents niveaux de biaxialité est proposé. Il utilise un paramètre de Lode (implicitement lié à la triaxialité en contraintes planes) pour décrire les résultats expérimentaux. Ce modèle est identifié avec les champs mécaniques locaux simulés pour chaque essai et comparé aux résultats expérimentaux.

La deuxième série d'essais a été réalisée avec des gaines amincies à 25 °C, à une vitesse de déformation $\approx 1 \text{ s}^{-1}$ et avec des rapports de biaxialité de déformations entre $-0,1$ et $0,5$. L'évolution de la déformation à rupture en fonction de la biaxialité est la même que celle observée pour les essais réalisés à 10^{-4} s^{-1} , bien que les déformations à rupture soient légèrement plus faibles. Le minimum de déformation à rupture a été enregistré pour des états de déformation proches de l'état de déformation plane.

Le deuxième essai développé (EDC à déplacement contrôlé avec chauffage rapide) a permis de reproduire simultanément des chargements mécaniques et thermiques représentatifs d'un accident de réactivité sur une éprouvette de gainage en Zircaloy-4. Une méthode de chauffage rapide permettant de chauffer la gaine avec des vitesses de chauffe proche de $200 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ a été développée. Plusieurs configurations ont été testées avec différents matériaux pour le média. La méthode de chauffage par passage du courant à travers un élément chauffant à forte résistivité électrique a été retenue. Une simulation par éléments finis a été mise en place pour modéliser les différentes méthodes de chauffage testées et a permis d'optimiser la méthode retenue. Ces simulations ont notamment permis de modéliser le passage du courant électrique et du flux thermique à travers les interfaces solide-solide. En partant des étapes de développement du montage EDCT à température ambiante et étant donné la sensibilité du comportement de la gaine à la température, un deuxième montage EDC avec déplacement contrôlé a été développé. Le nouveau montage a permis d'appliquer un rapport de biaxialité de déformations plus faciles à contrôler et indépendant de la température d'essais. La méthode de chauffage rapide a été couplée au développement mécanique permettant ainsi d'appliquer un chargement mécanique de type déplacement imposé sur une éprouvette de gaine avec un chargement biaxé et à des fortes vitesses de déformation et de chauffage. La même allure de l'évolution de la déformation à rupture en fonction de la biaxialité a été retrouvée lors de ces essais pour les niveaux de biaxialités testés.

7 Perspectives

Le trajet de chargement pourrait avoir un effet significatif sur le comportement à rupture des éprouvettes testées. Le montage EDC avec traction utilisé lors des essais à température ambiante montre un trajet de chargement dont la biaxialité ne se stabilise qu'après 3 à 5 % de déformation circonférentielle. Pour évaluer l'effet du trajet de chargement sur la déformation à rupture, une campagne d'essais supplémentaire permettant de faire varier le trajet de chargement (retarder la stabilisation de la biaxialité ou l'accélérer) en jouant sur les jeux entre le média et l'éprouvette et la pré-charge axiale appliquée par les tirants pourrait être réalisée. En outre, les futurs essais sur éprouvettes irradiées peuvent nécessiter encore quelques optimisations des montages existants.

Concernant la partie du travail traitant de la biaxialité du chargement, on pourrait envisager d'enrichir la base de données en visant d'autres rapports de biaxialité pour couvrir tous les cas réacteur :

- Une première campagne d'essais a été réalisée avec des gaines standards non amincies à température ambiante et à faible vitesse de déformation. Il serait intéressant de continuer cette campagne d'essais pour tester les niveaux de biaxialité proche de 0 et comparer les résultats avec ceux obtenus avec des éprouvettes amincies.
- Avec les mêmes chargements, il sera également intéressant d'essayer d'autres taux d'amincissement qui permettent à la fois de toucher des niveaux de biaxialité plus élevés que 0,75 et en même temps de garder le même comportement de la gaine en terme de déformation à rupture et trajet de chargement. Cela permettra de suivre l'évolution de la déformation à rupture en fonction du rapport de déformation avec des biaxialités entre 0,75 et 1.
- Il serait également intéressant d'effectuer des essais à des fortes biaxialités et avec des fortes vitesses de déformation. Pour cette campagne d'essais, un amincissement de la gaine ne sera *à priori* pas nécessaire pour toucher des fortes biaxialités. En effet, l'échauffement localisé induit par la dissipation du travail plastique lors des essais à température ambiante avec des fortes vitesses de déformation permet de localiser la déformation axiale dans la zone adoucie par la température dans le centre de la zone utile. Des vitesses de déformation supérieures à $1.s^{-1}$ sont aussi nécessaires.
- De la même façon, des essais avec des fortes biaxialités et à des températures élevées pourront aider à évaluer l'effet de la biaxialité sur la rupture dans des conditions plus représentatives. Les essais ne nécessitent pas d'amincissement pour atteindre de fortes biaxialités ; le chauffage du média par effet Joule va chauffer préférentiellement la zone utile de l'éprouvette et permettra de localiser la déformation dans cette zone.

Des campagnes d'essais EDCT pourraient être également menées à 25 °C sur des gaines hydrurées de manière homogène à différentes teneurs pour étudier dans quelle mesure l'hydruration influence l'effet de la biaxialité sur le comportement de la gaine. Cette étude pourrait être complétée par des essais sur des gaines présentant une hydruration hétérogène (rim d'hydrures).

Il serait également utile de progresser dans la qualification de l'endommagement à partir des observations sur les faciès de rupture des éprouvettes rompues lors des essais réalisés à température ambiante avec des fortes vitesses de déformation et de les comparer avec celles des éprouvettes testées à des faibles vitesses de déformation. Ces résultats pourront aider pour améliorer le critère de rupture identifié à faible vitesse de déformation. Ce critère pourra être généralisé pour prendre en compte d'autres chargements, notamment la température et la vitesse de déformation.

Des optimisations de la méthode de chauffage rapide peuvent être réalisées afin d'augmenter la vitesse de chauffage. Cela nécessiterait plus de maîtrise des interfaces solide-solide thermiques et électriques et une étude plus approfondie sur les dilatations thermiques des différentes pièces lors du chauffage.

Grâce à la méthode de chauffage rapide développée et au couplage avec un chargement mécanique biaxial, plusieurs axes de recherche sont ouverts et plusieurs paramètres pourront ainsi être étudiés avec des éprouvettes de gainage :

- La durée passée à une certaine température peut avoir un effet important sur la cinétique de modification de la microstructure de la gaine. De ce fait, la vitesse de chauffage affecte le temps passé aux températures élevées intermédiaires, et une forte vitesse de chauffage permet de minimiser la modification de la microstructure. La méthode de chauffage développée permet de faire varier la vitesse de chauffage de quelques degrés par secondes à des centaines de degrés par seconde. Cela permettra d'étudier ce paramètre sur une large gamme de températures et avec plusieurs vitesses de chauffage.
- Le deuxième paramètre qui peut être affecté par la vitesse de chauffage sont les défauts d'irradiation. Les essais de chauffage rapide pourraient être réalisés en cellule blindée sur des matériaux irradiés. Cet essai permettrait d'étudier le recuit des défauts d'irradiation en fonction de la vitesse de chauffe et d'évaluer leur effet sur la rupture du matériau.
- La mise en solution des hydrures à haute température est un autre axe de recherche qui peut être étudié ; des essais avec des éprouvettes hydrurées à différentes teneurs pourront être réalisés pour étudier l'effet de la vitesse de chauffage sur la cinétique de dissolution des hydrures. L'idée est de voir si une gaine hydrurée reste fragile lorsqu'elle est chauffée rapidement à 600 °C et de mesurer les déformations à rupture.

Un échauffement local significatif du matériau dû à la déformation plastique des éprouvettes lors des essais à fortes vitesses de déformation a été mesuré avec une caméra thermique. Il semblerait par ailleurs que la chaleur produite n'ait pas le temps de se dissiper durant les essais. Il est probable que la rupture des éprouvettes ait été influencée par cet échauffement. Par la suite, il peut être envisagé d'utiliser des caméras de stéréo-corrélation à haute résolution afin de confirmer la formation d'une zone de localisation de la déformation.

Bibliographie

- [1] NEA, «Nuclear Fuel Behaviour Under Reactivity-initiated Accident (RIA) Conditions,» *Nuclear Energy Agency*, 2010.
- [2] F. Yunchang et D. Koss, «The Influence of Multiaxial States of Stress on the Hydrogen Embrittlement of Zirconium Alloy Sheet,» *Metallurgical Transactions A* 16, p. 675–681, 1985.
- [3] M. Kim, F. Rickhey, H. Lee et N. Kim, «Analytical determination of forming limit curve for zirlo and its experimental validation,» *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 23, pp. 122-129, 2016.
- [4] F. Li, T. Mihara, Y. Udagawa et M. Amaya, «The effect of hydride morphology on the failure strain of stress-relieved Zircaloy-4 cladding with an outer surface pre-crack under biaxial stress states,» *Journal of Nuclear Science and Technology*, vol. 155, pp. 432-439, 2019.
- [5] K. Yueh, V. Grigoriev, Y. Lin, D. Lutz et D. Schrire, «Zircaloy-2 Ductility Recovery under RIA Transient Conditions,» *Water Reactor Fuel Performance Meeting*, 2011.
- [6] A. Chaieb, Comportement anisotherme et rupture des gaines combustibles en alliages de zirconium Application à la situation d'accident d'insertion de réactivité (RIA), Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2019.
- [7] Y. Seo, H. C. Hum, H. Lee et N. Kim, «Forming Limit Diagrams of Zircaloy-4 and Zirlo Sheets for Stamping of Spacer Grids of Nuclear Fuel Rods,» *The Korean Society of Mechanical Engineers*, pp. 889-897, 2011.
- [8] A. Hellouin de Menibus, Q. Auzoux, P. Mongabure, V. Macdonald, T. Le Jolu, J. Besson et J. Crépin, «Fracture of Zircaloy-4 cladding tubes with or without hydride blisters in uniaxial to plane strain conditions with standard and optimized expansion due to compression tests,» *Materials Science and Engineering: A*, vol. 604, pp. 57-66, 2014.
- [9] A. Zouari, M. Bono, D. Le Boulch, T. Le Jolu, J. Besson et J. Crepin, «Expansion due to compression tests for RIA situations,» *ENS Topfuel 2018. Prague, Czech Republic*, 2018.
- [10] D. T. Doan, Comportement et Rupture d'alliages de Zirconium des Crayons de Combustible dans les Centrales Nucléaires en Situation Accidentelle de type RIA, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009.
- [11] D. L. Douglass, «The metallurgy of zirconium Review, Supplement,» *Atomic Energy* , pp. 1-58, 1971.

- [12] V. Macdonald, Détermination d'un critère de rupture des gaines de Zircaloy-4 détendu hydruré contenant un blister d'hydrures, en conditions d'accident d'injection de réactivité, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2016.
- [13] A. Parrot et S. Leclercq, «Modélisation du comportement mécanique des alliages de Zirconium en situation accidentelle de type RIA - Application au Zircaloy-4 détendu,» *Rapport technique, Note interne EDF R&D - H-T26-2007-02359-FR*, 2007.
- [14] R. Limon, S. Lehmann, R. Maury et J. Pelchat, Mesure des coefficients d'élasticité et d'anisotropie plastique des tubes de gainage en Zircaloy-4 X1 1ère phase, Saclay: NT SRMA 95-2135, CEA, 1995.
- [15] M. Le Saux, Comportement et rupture de gaines en zircaloy-4 détendu vierges, hydrurées ou irradiées en situation accidentelle de type RIA, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009.
- [16] M. Grange, J. Besson et E. Andrieu, «Anisotropic behavior and rupture of hydrided Zircaloy-4 sheets,» *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. A 31, pp. 679-690, 2000.
- [17] E. Campitelli, Assessment of mechanical properties in unirradiated and irradiated Zircalloys and steels with non-standard tests and finite element calculations, Thèse de doctorat, École polytechnique fédérale de Lausanne, 2005.
- [18] D. Yao, K. Ju-Seong, K. Hoa, W. Chanhee, C. Seungho, H. P. Sung et Y. Jonghun, «Evaluation of anisotropic deformation behaviors in H-charged Zircaloy-4 tube,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 508, pp. 440-450, 2018.
- [19] C. Gonner, «Étudier les situations accidentelles,» *Perspectives de recherches relatives aux situations accidentelles*, 2010.
- [20] D. J. Diamond, B. P. Diamond et A. L. Aronson, «Studies of the Rod Ejection Accident in a PWR,» *Office of Nuclear Regulatory Research*, 2002.
- [21] G. Ducros, «Étudier les situations accidentelles,» *Document interne CEA*, 2005.
- [22] A. Hellouin De Menibus, Formation de blisters d'hydrures et effet sur la rupture de gaines en Zircaloy-4 en conditions d'accident d'injection de réactivité, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2013.
- [23] C. Bernaudat, S. Cambier, J. Guion et S. Benjamin, «An analytical criterion to prevent PCMI fuel rod cladding failure during ria transients,» *TOP FUEL*, 2009.
- [24] K. Yueh, J. Karlsson, J. Stjarnsaater, D. Schrire, G. Ledergerber, C. Munoz-Reja et L. Hallstadius, «Fuel cladding behavior under rapid loading conditions,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 469, pp. 177-186, 2016.
- [25] F. Schmitz et J. Papin, «High burnup effects on fuel behaviour under accident conditions: the tests CABRI REP-Na,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 270, pp. 55-64, 1999.

- [26] P. E. MacDonald, S. L. Seiffert, Z. R. Martinson, R. K. McCardell, D. E. Owen et S. K. Fukuda, «Nuclear Safety 21,» p. 582–602, 1980.
- [27] J. Papin, B. Cazalis, J. M. Frizonnet, J. Desquines, F. Lemoine, V. Georgenthum, F. Lamare et M. Petit, «Summary and Interpretation of the CABRI REP-Na Program,» *Nuclear Technology*, pp. 230-250, 2007.
- [28] J. Papin, M. Petit, G. C. et V. Georgenthum, «IRSN R&D studies on high burnup fuel behaviour under RIA and LOCA conditions,» *Proc of TOPFUEL 2006*, pp. 22-26, 2006.
- [29] M. Ishikawa et T. Inabe, «The Nuclear Safety Research Reactor (NSRR) in Japan,» *Advances in Nuclear Science and Technology* , pp. 285-334, 1979.
- [30] J. Desquines, D. A. Koss, A. T. Motta, B. Cazalis et P. B., «The issue of stress state during mechanical tests to assess cladding performance during a reactivity-initiated accident (RIA),» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 412, pp. 250-267, 2011.
- [31] T. Fuketa, F. Nagase, T. Nakamura, H. Sasajima et H. Uetsuka, «JAERI Research on fuel rod behavior during accident conditions,» *Proceedings of the Twenty-Seventh Water Reactor Safety Information Meeting, Betehesda, Maryland, NRC NUREG Report*, vol. 2, pp. CP-0169, 1999.
- [32] B. Cazalis, J. Desquines, C. Poussard, M. Petit, Y. Monerie, C. Bernaudat, P. Yvon et X. Averty, «The PROMETRA program: Fuel cladding mechanical behavior under high strain rate,» *Nuclear Technology*, vol. 157, pp. 215-229, 2007.
- [33] B. Shamik et S. Kumar Panda, «Failure strains of anisotropic thin sheet metals: Experimental evaluation and theoretical prediction,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 151, pp. 356-374, 2018.
- [34] Y. Lou, H. Huh, S. Lim et K. Pack, «New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams,» *International Journal of Solids and Structures*, vol. 49, pp. 3605-3615, 2012.
- [35] R. Davies, Mise en forme et endommagement des tôles métalliques sous chargement biaxial à taux de déformation élevé, Thèse de doctorat de l'Université de Strasbourg, 2012.
- [36] M. Balourdet, C. Bernaudat, V. Basini et N. Hourdequin, «The PROMETRA programme : assessment of mechanical properties of zircaloy-4 cladding during an RIA,» *International conference on structural mechanics in reactor technology*, 1999.
- [37] B. Cazalis, J. Desquines, C. Bernaudat, B. Yvon, C. Poussard et X. Averty, «PROMETRA prog, a reliable material database for highly irradiated zircaloy-4, Zirlo and M5 fuel claddings,» *Proceedings of 18th international conference on structural mechanics in reactor technology*, 2005.
- [38] A. S, Effet de la microstructure et de la température sur la transition ductile-fragile des zircaloy hydrures, Thèse de doctorat, École centrale de Paris, 1997.

- [39] B. B. Cazalis, J. Desquines, S. Carassou, T. Le Jolu et C. Bernaudat, «The plane strain tests in the PROMETRA program,» *Journal of Nuclear Materials*, pp. 127-142, 2016.
- [40] T. Link, D. Koss et A. Motta, «Failure of Zircaloy cladding under transverse plane-strain deformation,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 186, pp. 379-394, 1998.
- [41] D. Bates, D. Koss, A. Motta et S. Majumdar, «Influence of specimen design on the deformation and failure of Zircaloy cladding,» *International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance*, pp. 1201-1210, 2000.
- [42] R. Daum, S. Majumdar, H. Tsai, T. Bray, D. Koss, A. Motta et M. Billone, «Mechanical property testing of irradiated Zircaloy cladding under reactor transient conditions,» *International Symposium on Small Specimen Test Techniques, ASTM STP 1418*, pp. 195-210, 2001.
- [43] F. Nagase et T. Fuketa, «Investigation of hydride rim effect on failure of Zircaloy-4 cladding with tube burst test,» *Journal of Nuclear Science and Technology*, pp. 58-65, 2005.
- [44] M. B. e. al., «The PROMETRA programme : assessment of mechanical properties of zircaloy-4 cladding during an RIA,» *sMiRT 15 Seoul (South Korea)*, 1999.
- [45] C. Poussard, R. Goguel, M. Le Saux, J. Besson, S. Carassou, X. Averty, R. Limon, J. Desquines, B. Cazalis et C. Bernaudat, «Identification of an anisotropic viscoplastic constitutive equation applicable to RIA conditions and irradiated stress-relieved zircaloy-4 cladding alloys tested within PROMETRA,» *Fuel Safety Research Meeting. Tokai, Japan*, 2006.
- [46] E. Kaplar, L. Yegorova, K. Lioutov, A. Konobeyev et N. Jouravkova, «Procedures and Results of Low Temperature Biaxial Burst Tests and Axial Tensile Tests,» *International Agreement Report*, 2001.
- [47] D. H. Kim, G. H. Choi, H. Kim, C. Lee, S. U. Lee et G. D. K. H. S. Hong, «Measurement of Zircaloy-4 cladding tube deformation using a three-dimensional digital image correlation system with internal transient heating and pressurization,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 363, 2020.
- [48] T. Jailin, N. Tardif, J. Desquines, P. Chaudet, M. Coret, M. C. Baietto et V. Georgenthum, «Thermo-mechanical behavior of Zircaloy-4 claddings under simulated post-DNB conditions,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 531, 2020.
- [49] M. Nedim Cinbiz, N. R. Brown, K. A. Terrani, R. R. Lowden et D. Erdman, «A pulse-controlled modified-burst test instrument for accident-tolerant fuel cladding,» *Annals of Nuclear Energy*, vol. 109, pp. 396-404, 2017.
- [50] M. Nedim Cinbiz, M. Gussev, K. Linton et K. A. Terrani, «An advanced experimental design for modified burst testing of nuclear fuel cladding materials during transient loading,» *Annals of Nuclear Energy*, vol. 127, pp. 30-38, 2019.

- [51] S. Leclercq, A. Parrot et M. Leroy, «Failure characteristics of cladding tubes under RIA conditions,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 238, pp. 2206-2218, 2008.
- [52] M. Leroy, A. Parrot et S. Leclercq, «Failure characteristics of cladding tubes under RIA conditions through electromagnetic forming,» *19 International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, 2008.
- [53] K. F. Nilsson, O. Martin, S. Chenel-Ramos et J. Mendes, «The segmented expanding cone-mandrel test revisited as material characterization and component test for fuel claddings,» *Nuclear Engineering and Design*, pp. 445-458, 2011.
- [54] Y. Mishima, «An Improved Testing Device for Measuring Tangential Expandability of Beryllium Tube,» *Journal of Nuclear Science and Technology*, pp. 294-297, 1966.
- [55] M. Dostál, M. Valach et J. Zymák, «Extension of parametric calculations of the expansion due to compression test using fem model,» *Water Reactor Fuel Performance Meeting*, 2011.
- [56] Y. Ménager et A. G. Varias, «Effect of External Hydride Layer on Fuel-Cladding Deformation during EDC-Testing,» *Transactions of the 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 17)*, 2003.
- [57] F. Latourte, N. Rupin, M. He, A. Parrot et S. Leclercq, «Full field measurements used for assessing industrial issues -Two examples,» *Procedia IUTAM*, vol. 4, pp. 92-105, 2012.
- [58] M. Le Saux, J. Besson, S. Carassou, C. Poussard et X. Averty, «Behavior and failure of uniformly hydrided Zircaloy-4 fuel claddings between 25 and 480°C under various stress states, including RIA loading conditions,» *Engineering Failure Analysis*, vol. 17, pp. 683-700, 2008.
- [59] O. Dufourneaud, A. G. Varias, V. Grigoriev, R. Jakobsson et D. Schrire, «Numerical simulation of the expansion-due-to-compression test,» *Conference: Fuel Safety Research Specialists' Meeting JAERI, Tokai, Japan*, 2002.
- [60] V. Grigoriev, R. Jakobsson et D. Schrire, «Conditions, Experimental Evaluation of Critical Strain Energy Density for Irradiated Cladding under Simulated RIA,» *Proceedings of ENS Topfuel 2001 Stockholm, Sweden*, 2001.
- [61] B. N. Nobrega, J. S. King, G. S. Was et S. B. Isener, «Improvements in the design and analysis of the segmented expanding mandrel test,» *Journal of Nuclear Materials*, pp. 99-104, 1985.
- [62] T. Shinozaki, T. Mihara, Y. Udagawa, T. Sugiyama et M. Amaya, «Failure Behavior of the Cladding with Outer Surface Pre-crack in Biaxial Stress Test,» *Proceedings of WRFPM Sendai, Japan*, 2014.

- [63] T. Shinozaki, Y. Udagawa, T. Mihara, T. Sugiyama et M. Amaya, «Improved-EDC tests on the Zircaloy cladding tube with an outer surface pre-crack,» *Journal of Nuclear Science and Technology*, vol. 53, pp. 1426-1436, 2016.
- [64] J. Rice et D. Tracey, «On the ductile enlargement of voids in triaxial stress,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1969.
- [65] Y. Bao et T. Wierzbicki, «On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, pp. 81-98, 2004.
- [66] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y. W. Lee et Y. Bai, «Calibration and evaluation of seven fracture models,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 47, p. 719–743, 2005.
- [67] L. Xue, «Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading,» *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, p. 5163–5181, 2007.
- [68] Y. Bai, X. Teng et T. Wierzbicki, «On the Application of Stress Triaxiality Formula for Plane Strain Fracture Testing,» *Journal of Engineering Materials and Technology*, 2009.
- [69] D. P. Clausing, «Effect of Plastic Strain State on Ductility and Toughness,» *International Journal of Fracture Mechanics*, vol. 6, pp. 71-85, 1970.
- [70] M. Jain, J. Allin et D. J. Lloyd, «Fracture limit prediction using ductile fracture criteria for forming of an automotive aluminum sheet,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 41, 1999.
- [71] A. Graf et W. Hosforf, «Effect of Changing Strain Paths on Forming Limit Diagrams of Al 2008-T4,» *Metallurgical Transactions A volume*, vol. 24, 1993.
- [72] S. Basak et S. K. Panda, «Failure strains of anisotropic thin sheet metals: Experimental evaluation and theoretical prediction,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 151, pp. 356-374, 2019.
- [73] G. Gruben, D. Vysochinskiy, T. Coudert, A. Reyes et O. G. Lademo, «Determination of Ductile Fracture Parameters of a Dual-Phase Steel by Optical Measurements,» *An International Journal for Experimental Mechanics*, vol. 49, pp. 221-232, 2013.
- [74] M. Kõrgesaar, J. Romanoff, H. Remes et P. Palokangas, «Experimental and numerical penetration response of laser-welded stiffened panels,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 114, pp. 78-92, 2018.
- [75] K. Chung, H. Kim et C. Lee, «Forming limit criterion for ductile anisotropic sheets as a material property and its deformation path insensitivity. Part I: Deformation path insensitive formula based on theoretical models,» *International Journal of Plasticity*, vol. 58, pp. 3-34, 2014.

- [76] K. Jawale, J. F. Duarte, A. Reis et M. B. Silva, «Characterizing fracture forming limit and shear fracture forming limit for sheet metals,» *Journal of Materials Processing Tech*, vol. 225, pp. 886-897, 2018.
- [77] Z. He, Z. Wang, Y. Lin, H. Zhu et S. Yuan, «A modified Marciniak–Kuczynski model for determining the forming limit of thin-walled tube extruded with initial eccentricity,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 151, pp. 715-723, 2019.
- [78] J. P. Magrinho, M. B. Silva, G. Centeno, F. Moedas, C. Vallengano et P. A. F. Martins, «On the determination of forming limits in thin-walled tubes,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 155, pp. 381-391, 2019.
- [79] E. Bosso, Comportement du Zircaloy-4 recristallisé : identification du comportement anisotrope pour application à la situation d'accident de réactivité, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2015.
- [80] A. Hellouin de Menibus, J. Sercombe, A. Auzoux et C. Poussard, «Thermomechanical loading applied on the cladding tube during the pellet cladding mechanical interaction phase of a rapid reactivity initiated accident,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 453, pp. 210-213, 2014.
- [81] P. Bridgman, «Studies in large plastic flow and fracture,» *McGraw-Hill*, 1952.
- [82] A. L. Gurson, «Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media,» *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 99, pp. 2-15, 1977.
- [83] G. Johnson et W. Cook, «Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, pp. 31-48, 1985.
- [84] J. Lemaitre, «A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture,» *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 107, pp. 83-89, 1985.
- [85] J. R. Rice, «The localization of plastic deformation,» *Theoretical and Applied Mechanics*, vol. 1, pp. 207-220, 1976.
- [86] F. A. McClintock, «Fracture : an advanced treatise - engineering fundamentals and environmental effects,» *volume III. Academic press edition*, 1971.
- [87] A. Pineau, A. A. Benzerga et T. Pardoen, «Failure of metals I: Brittle and ductile fracture,» *Acta Materialia*, vol. 107, pp. 424-483, 2016.
- [88] Y. Bai et T. Wierzbicki, «A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence,» *International Journal of Plasticity*, vol. 24, pp. 1071-1096, 2008.
- [89] M. Dunand et D. Mohr, «Effect of Lode parameter on plastic flow localization after proportional loading at low stress triaxialities,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 66, pp. 133-153, 2014.

- [90] M. Brunig, S. Gerke et V. Hagenbrock, «Micro-mechanical studies on the effect of the stress triaxiality and the Lode parameter on ductile damage,» *International Journal of Plasticity*, vol. 50, p. 49–65, 2013.
- [91] M. Freudenthal et H. geiringer, «The mathematical theories of the inelastic continuum. In Elasticity and Plasticity,» *ed. S. Flugge*, pp. 229-433, 1958.
- [92] M. G. Cockcroft et D. J. Latham, «Ductility and the Workability of Metals,» *Journal of the Institute of Metals*, vol. 96, p. 33–39, 1968.
- [93] B. Brozzo, B. Deluca et R. Rendina, «A new method for the prediction of formability limits in metal sheets, sheet metal forming and formability,» *Proceedings of the 7th biennial conference of the international deep drawing research group, amsterdam*, 1972.
- [94] S. I. Oh, C. Chen et S. Kobayashi, «Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing—Part 2: Workability in Extrusion and Drawing,» *Journal of Engineering*, pp. 36-44, 1979.
- [95] J. W. Hancock et A. C. Machenzie, «On the mechanisms of ductile failure in highstrength steels subjected to multi-axial stress-states,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 24, pp. 147-160, 1976.
- [96] J. Papin, B. Cazalis, J. M. Frizonnet, J. Desquines, F. Lemoine, V. Georgenthum, F. Lamare et M. Petit, «Summary and Interpretation of the CABRI REP-Na Program,» *Nuclear Technology*, pp. 230-250, 2017.
- [97] E. Kaplar, L. Yegorova, K. Lioutov, A. Konobeyev et N. Jouravkova, «Mechanical Properties of Unirradiated and Irradiated Zr-1% Nb Cladding,» *International Agreement report*, 2001.
- [98] M. K. Khan et M. Pathak, «Ballooning Deformation of Zircaloy-4 Fuel Sheath,» *Journal of Pressure Vessel Technology* , vol. 136, pp. 031206-12, 2014.
- [99] A. Garlick, «Fracture of zircaloy cladding under simulated power ramp conditions,» *Journal of nuclear materials*, pp. 209-224, 1973.
- [100] M. Le Saux, J. Besson, S. Carassou, C. Poussard et X. Averty, «Behavior and failure of uniformly hydrided Zircaloy-4 fuel claddings between 25 °C and 480 °C under various stress states, including RIA loading conditions,» *Engineering Failure Analysis*, vol. 17, pp. 683-700, 2010.
- [101] P. F. Thomason, «A three-dimensional model for ductile fracture by the growth and coalescence of microvoids,» *Acta Metallurgica*, vol. 33, pp. 1087-1095, 1985.
- [102] M. E. Torki et A. A. Benzerga, «A mechanism of failure in shear bands,» *Extreme Mechanics Letters*, vol. 23, pp. 67-71, 2018.
- [103] <http://www-cast3m cea.fr>.

- [104] M. Le Saux, J. Besson, S. Carassou, C. Poussard et X. Averty, «A model to describe the anisotropic viscoplastic mechanical behavior of fresh and irradiated Zircaloy–4 fuel claddings under RIA loading conditions,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 378, pp. 60-69, 2008.
- [105] R. Hill, «The Mathematical Theory of Plasticity,» *Clarendon Press, Oxford*, 1950.
- [106] W. M. Garrison et N. R. Moody, «Ductile fracture,» *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, pp. 1035-1074, 1987.
- [107] A. A. Benzarga et J. Besson, «Plastic potentials for anisotropic porous solids,» *European Journal of Mechanics*, vol. 20, pp. 397-434, 2001.
- [108] Y. Shinohara, Y. Madi et J. Besson, «Anisotropic ductile failure of a high-strength line pipe steel,» *International Journal of Fracture*, vol. 197, pp. 124-145, 2016.
- [109] C. Defaisse, M. Mazière, L. Marcin et J. Besson, «Ductile fracture of an ultra-high strength steel under low to moderate stress triaxiality,» *Engineering Fracture Mechanics*, pp. 301-318, 2018.
- [110] L. Cortese, T. Coppola, F. Campanelli, F. Campana et M. Sasso, «Prediction of ductile failure in materials for onshore and offshore pipeline applications,» *International Journal of Damage Mechanics*, vol. 23, 2003.
- [111] L. Cortese, T. Coppola, F. Campanelli et G. B. Broggiato, «A J2–J3 approach in plastic and damage description of ductile materials,» *International Journal of Damage Mechanics*, vol. 25, 2015.
- [112] A. Ranganathan, *The Levenberg-Marquardt Algorithm*, Computer Science, 2004.
- [113] K. Elbachiri, J. Crepin, T. Bretheau et V. Rebeyrolle, «Influence de la microstructure des alliages de zirconium sur leur sensibilité à la vitesse de déformation et à la température,» *16ème Congrès Français de Mécanique. Nice, France*, 2003.
- [114] K. W. Lee, S. K. Kim, K. T. Kim et S. I. Hong, «Ductility and strain rate sensitivity of Zircaloy-4 nuclear fuel claddings,» *Journal of Nuclear Materials*, vol. 295, pp. 21-26, 2001.
- [115] G. Taylor et H. Quinney, «The latent heat remaining in a metal after cold working,» *In : Proceedings of the Royal Society of London*, vol. 163, p. 157–181, 1937.
- [116] M. Suzuki, H. Sakitou et T. Fuketa, «Analysis on split failure of cladding of high burnup BWR rods in reactivity-initiated accident conditions by RANNS code,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 236, pp. 128-139, 2006.
- [117] M. Nakatsuka, K. Une, K. Tokunaga et T. Ohta, «Mechanical properties of high burnup BWR fuel cladding tubes under simulated RIA conditions,» *International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance*, pp. 526-535, 2004.

- [118] J. Ribis, F. Onimus, J. L. Béchade, S. Doriot, C. Cappelaere, C. Lemaignan, A. Barbu et O. Rabouille, «Experimental and Modeling Approach of Irradiation Defects Recovery in Zirconium Alloys: Impact of an Applied Stress,» *Journal of ASTM International*, vol. 5, 2014.
- [119] T. Torimaru, T. Yasuda et M. Nakatsuka, «Changes in mechanical properties of irradiated Zircaloy-2 fuel cladding due to short term annealing,» *Journal of Nuclear Materials* 2, vol. 238, pp. 169-174, 1996.
- [120] C. E. L. Hunt et E. M. Schulson, «Recrystallization of Zircaloy-4 during transient heating,» *Journal of Nuclear Materials*, pp. 184-190, 1980.
- [121] J. Kearns, «Terminal solubility and partitioning of hydrogen in the alpha phase of zirconium, Zircaloy-2 and Zircaloy-4,» *Journal of Nuclear Materials* , vol. 22, pp. 292-303, 1967.
- [122] J. H. Kim, M. H. Lee, B. K. Choi et Y. H. Jeong, «Effects of oxide and hydrogen on the circumferential mechanical properties of Zircaloy-4 cladding,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 236, pp. 1867-1873, 2006.
- [123] K. Sakamoto, M. Nakatsuka, T. Higuchi et K. Ito, «Role of Radial Temperature Gradient in Outside-in Type Failure of High Burn-up Fuel Cladding Tubes during Power Ramp Tests,» *Proceedings of Top Fuel*, 2009.
- [124] M. G. Cooper, B. B. Mikić et M. M. Yovanovich, «Thermal contact conductance,» *International Journal of Heat and Mass Transfer* 12, vol. 3, pp. 279-300, 1969.
- [125] B. B. Mikić, «Thermal contact conductance; theoretical considerations,» *International Journal of Heat and Mass transfer*, vol. 2, pp. 205-214, 1974.
- [126] M. M. Antonetti et V. W. Yovanovich, *Application of Thermal Contact Resistance Theory to Electronic Packages, Advances in Thermal Modeling of Electronic Components and Systems, Vol 1, Editors A. Bar-Cohen and A.D. Kraus, Hemisphere Publishing Corporation, 1988.*
- [127] L. H. Tanner et M. Fahoum, «A study of the surface parameters of ground and lapped metal surfaces, using specular and diffuse reflection of laser light,» *Wear* 36, no 3, pp. 299-316, 1976.
- [128] V. W. Antonetti, T. D. Whittle et R. E. Simons, «An approximate thermal contact conductance correlation,» *Journal of Electronic Packaging*, vol. 115, pp. 131-134, 1993.
- [129] M. A. Lambert et L. S. Fletcher, «Thermal contact conductance of spherical rough metals,» *Journal of Heat Transfer*, vol. 119, pp. 684-690, 1997.
- [130] C. C. Selva, «Assembly of interference fits by impact and constant force methods,» *Massachusetts Institute of Technology*, 1979.
- [131] S. R. Schmid, B. J. Hamrock et B. O. Jacobson, «Fundamentals of Machine Elements,» *CRC Press*, 2014.

- [132] S. Frangini et A. Mignone, «Various aspects of the air oxidation behaviour of a Ti6Al4V alloy at temperatures in the range 600-700 °C,» *Journal of Materials Science*, vol. 29, pp. 714-720, 1994.
- [133] M. Le Saux, S. Poussard, X. Averty, C. Sainte Catherine, S. Carassou et J. Besson, «High Temperature Expansion Due to Compression Test for the Determination of a Cladding Material Failure Criterion under RIA Loading conditions,» *International LWR Fuel Performance Meeting*, p. 1019, 2007.

RÉSUMÉ

Ces travaux ont pour but d'établir une meilleure compréhension du comportement thermomécanique à la rupture des gaines du crayon combustible au cours d'un transitoire accidentel de type RIA. Un dispositif expérimental nommé EDC-T permettant la réalisation d'essais mécaniques sur des gaines en Zircaloy-4 avec des biaxialités de déformation $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ entre -0,2 et 1 a été développé. Une campagne expérimentale à 25 °C menée sur ce dispositif a permis d'étudier les effets de la biaxialité et de la vitesse de déformation sur la rupture de la gaine. Les essais réalisés ont montré un effet important de la biaxialité sur la déformation circonférentielle à la rupture qui possède un minimum à l'état de déformation plane où la biaxialité de déformation est proche de 0. Une faible baisse de la ductilité a également été enregistrée lors de l'augmentation de la vitesse de déformation pour tous les niveaux de biaxialité. Les mécanismes d'endommagement et les modes de rupture des éprouvettes ont été identifiés d'après les surfaces et les profils de rupture en fonction des conditions de sollicitation. Des simulations numériques par éléments finis ont été réalisées avec le code CAST3M pour modéliser l'essai et simuler la rupture des gaines avec un chargement biaxial.

Un second dispositif expérimental a été développé pour coupler les effets d'un chargement mécanique biaxial et d'un chargement thermique rapide. Des simulations par éléments finis ont été mises en place pour modéliser les différentes méthodes de chauffage testées et permettre d'optimiser les paramètres de la méthode retenue. Ces simulations ont notamment permis de modéliser le passage du courant électrique et du flux thermique à travers les différents éléments du dispositif. L'objectif à termes étant d'étudier le comportement des gaines irradiées, des vitesses de montée en température supérieures à 100 °C.s⁻¹ sont visées afin de limiter la restauration des défauts d'irradiation. Cette méthode a été utilisée pour réaliser des essais thermomécaniques à des fortes vitesses de chauffage pour de fortes vitesses de déformation et à des niveaux de biaxialité élevés afin de reproduire l'intégralité des chargements lors d'un accident de réactivité. Les premiers résultats, obtenus à 400 °C pour une gaine vierge, montrent que pour une même biaxialité la déformation à la rupture est proche de celle obtenue à 25 °C.

MOTS CLÉS

Zirconium, Zircaloy-4, RIA, Interaction Mécanique Pastille Gaine (IMPG), Transitoire thermo-mécanique, Propriétés mécaniques, Essais Biaxiés, Chauffage rapide, Transitoire thermique, Effet joule, EDC, Rupture, DIC

ABSTRACT

The aim of this work is to enhance the understanding of the thermomechanical behavior at rupture of the fuel rod cladding during an accidental transient of the RIA type. A new mechanical test has been developed in order to apply a strain biaxiality ratio $\frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{\theta\theta}}$ between -0,2 et 1. It allows reproducing loading conditions close to the ones occurring during a RIA accident. An experimental campaign at room temperature carried out with this device made it possible to study the effects of strain biaxiality ratios and strain rate on the fracture of the cladding. The tests carried out show a significant effect of the biaxiality on the hoop strain at failure which has a minimum of a plane strain state where the strain biaxiality is close to 0. A slight decrease in ductility was also recorded during the increase in the strain rate for all biaxiality levels. The damage mechanisms and failure modes of specimens are identified from the surfaces and failure profiles depending on the stress conditions. Numerical finite element simulations were performed with the CAST3M code to model the test and simulate the failure of cladding with biaxial loading.

A second experimental device has been developed to couple the effects of biaxial mechanical loading and rapid thermal loading. The objective is to heat the cladding with temperature rise rates greater than 100 °C.s⁻¹ in order to avoid the restoration of the defects linked to the hydriding and to the irradiation during the test. The method was used to perform thermomechanical tests at high heating rates, high strain rates, and high biaxiality levels to reproduce full loadings in a reactivity accident. The first results show, for a virgin cladding, that the strain at the break was not affected by temperature or by the rate of heating. Finite element simulations were undertaken to model the different heating methods tested and to optimise the chosen method. These simulations made it possible in particular to model the passage of electric current and heat flow through solid-solid interfaces.

KEYWORDS

Zirconium, Zircaloy-4, RIA, Pellet-Cladding Mechanical Interaction (PCMI), Thermo-mechanical transient, Mechanical properties, Biaxial tests, Rapid heating, Thermal transient, Joule effect, EDC, Rupture, DIC