



HAL
open science

Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé et soumis à une corrosion généralisée

Jérémy Serveaux

► **To cite this version:**

Jérémy Serveaux. Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé et soumis à une corrosion généralisée. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Université de Technologie de Troyes, 2019. Français. NNT : 2019TROY0032 . tel-03180078

HAL Id: tel-03180078

<https://theses.hal.science/tel-03180078>

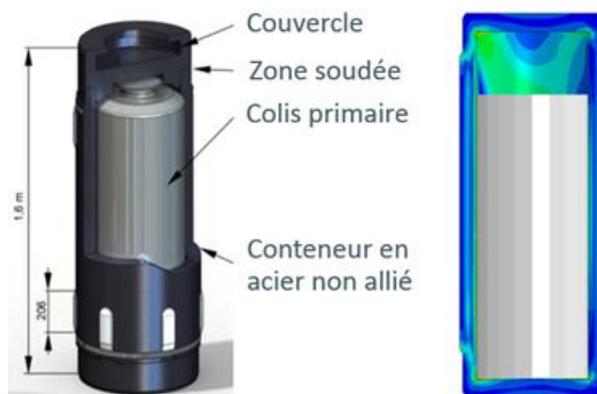
Submitted on 24 Mar 2021

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

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

Jérémy SERVEAUX

Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé et soumis à une corrosion généralisée



Champ disciplinaire :
Sciences pour l'Ingénieur

THESE

pour l'obtention du grade de

DOCTEUR

de l'UNIVERSITE DE TECHNOLOGIE DE TROYES

EN SCIENCES POUR L'INGENIEUR

**Spécialité : MATERIAUX, MECANIQUE, OPTIQUE ET
NANOTECHNOLOGIE**

présentée et soutenue par

Jérémy SERVEAUX

le 5 décembre 2019

**Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé
et soumis à une corrosion généralisée**

JURY

Mme Sandrine THUILLIER	PROFESSEURE DES UNIVERSITES	Présidente
Mme Delphine BRANCHERIE	PROFESSEURE DES UNIVERSITES	Rapporteur
M. Frédéric BUMBIELER	INGENIEUR DE RECHERCHE ANDRA	Examinateur
M. Carl LABERGÈRE	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Directeur de thèse
M. Khemais SAANOUNI	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Directeur de thèse
M. Hamid ZAHROUNI	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Rapporteur

Personnalités invitées

Mme Salima BOUVIER	PROFESSEURE DES UNIVERSITES
Mme Valérie DEYDIER	INGENIEUR DE RECHERCHE ANDRA

Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé et soumis à une corrosion généralisée.

Remerciements

Je tiens à exprimer ma reconnaissance et ma gratitude à toutes celles et tous ceux qui m'ont aidé dans le bon déroulement de la thèse et l'achèvement de ce manuscrit.

Je tiens à remercier Mme. S. THUILLIER de m'avoir fait l'honneur d'être la présidente de mon jury de thèse ainsi que Mme. D. BRANCHERIE et M. H. ZAHROUNI d'avoir accepté d'être rapporteurs du travail présenté dans ce manuscrit ainsi que Mme. V. DEYDIER qui a accepté l'invitation.

J'adresse mes plus vifs remerciements à mes directeurs de thèse côté UTT Carl LABERGÈRE et Khemais SAANOUNI qui m'ont beaucoup appris et impliqué dans la vie scientifique. Mes remerciements vont aussi à mon directeur de thèse côté Andra, Frédéric BUMBIELER, dont l'expérience et les questions auront permis de pouvoir réaliser ces travaux.

Je remercie l'Andra de m'avoir accordé leur confiance pour ces travaux et les moyens mis à disposition ainsi que tous les participants à cette thèse qui m'auront questionné, informé et permis d'avancer, M. D. CRUSSET et Mme. S. NECIB en plus de Valérie DEYDIER et Frédéric BUMBIELER qui auront participé à cette thèse durant tout son déroulement.

Je tiens aussi à remercier l'antenne de l'UTT de Nogent, Salim, Akram et toute l'équipe qui m'ont chaleureusement accueilli pour les essais de traction. Je pense aussi au LEM3 de l'Université de Lorraine à Metz dont l'équipe et plus particulièrement Guillaume ROBIN et Marion MARTINY m'ont beaucoup aidé et permis de réaliser des mesures de champs par corrélation d'image.

Mes collègues de l'association des doctorants ElliDoc dont je fus le président avec mon équipe de choc Miguel, Paulin et Samir. Les événements culturels auront été très instructifs et animés.

Enfin, je tiens à remercier l'ensemble des membres du LASMIS pour leur accueil et la bonne ambiance au quotidien et plus particulièrement les membres actifs de BroZerland, les expérimentés Manuel, Bruno, Laurent, Pascal et les doctorants Pei-Shan, Quentin, Pauline, Kai, Yancan, Marouène, Sashi qui permettent de relativiser et de continuer à avancer sereinement.

Table des matières

0	Introduction.....	6
1	Modélisation du comportement élastoplastique endommageable sous corrosion généralisée.....	10
1.1	Introduction	11
1.2	Cinématique des transformations finies	12
1.2.1	Décomposition de la déformation totale	13
1.2.2	Principe d'indifférence matérielle et objectivité	14
1.3	Notion d'endommagement ductile	16
1.3.1	Principaux mécanismes physiques de l'endommagement ductile isotrope	16
1.3.2	Représentation mathématique de l'endommagement	19
1.4	Notion de corrosion généralisée	20
1.4.1	Principales hypothèses	20
1.4.2	Représentation mathématique de la corrosion généralisée.....	21
1.5	Modélisation du comportement élastoplastique avec endommagement et corrosion généralisée	22
1.5.1	Variables d'état et variables effectives.....	23
1.5.2	Les modules effectifs du matériau	26
1.5.3	Potentiel d'état : relations d'état.....	27
1.5.4	Surface de charge	28
1.5.5	Analyse des dissipations.....	28
1.5.6	Influence de la corrosion généralisée	29
1.6	Conclusions	30
2	Modélisation numérique	31
2.1	Introduction	32
2.2	Formulation variationnelle du problème	32
2.3	Discretisation spatiale par la méthode des éléments finis	34
2.3.1	Discretisation des formes faibles.....	35
2.3.2	Méthode de résolution statique implicite	36
2.3.3	Méthode de résolution dynamique explicite	37
2.4	Intégration locale des équations de comportement.....	38
2.4.1	Définition du problème	38
2.4.2	Schéma de prédiction élastique et correction plastique.....	41
2.5	Corrosion généralisée	45

2.5.1	Gestion des états de corrosion des points de Gauss	45
2.5.2	Calculs des temps caractéristiques des éléments corrodés	47
2.6	Chargement en pression.....	49
2.7	Conclusions	51
3	Caractérisation expérimentale du matériau.....	52
	Introduction	53
3.1	Description du colis de stockage HA	53
3.2	Caractérisation du matériau de base (MB)	55
3.2.1	Essais de traction monotones sur éprouvettes lisses	56
3.2.2	Essais cycliques de traction/compression sur éprouvettes cylindriques lisses... 60	
3.2.3	Essais de traction monotones sur éprouvettes plates entaillées avec mesure des champs de déplacement par voie optique	63
3.3	Analyse du comportement de la zone soudée.....	69
3.3.1	Identification des différentes zones matériaux par essais d'indentation	71
3.3.2	Observations de l'évolution de la microstructure	73
3.3.3	Caractérisation mécanique de la zone (ZF).....	74
3.3.4	Essais de traction à partir des éprouvettes hétérogènes cylindriques.....	76
3.3.5	Essais sur éprouvettes plates hétérogènes avec mesure des champs de déplacements par corrélation d'images.....	78
3.4	Conclusions	82
4	Identification et validation de la modélisation.....	83
4.1	Etude paramétrique.....	84
4.1.1	Fonctions de couplage de l'endommagement	84
4.1.2	Paramètre de retard du début de l'écrouissage.....	85
4.1.3	Paramètres liés à la corrosion.....	86
4.1.4	Effet du mass scaling pour un schéma de résolution explicite.....	88
4.1.5	Dépendance de la réponse numérique à la discrétisation spatiale.....	89
4.2	Identification des paramètres matériau	91
4.2.1	Matériau de base.....	91
4.2.2	Joint soudé.....	96
4.3	Validation expérimentale par exploitation des mesures des champs de déplacement par corrélation d'images	101
4.3.1	Eprouvettes plates doublement entaillées	101
4.3.2	Eprouvettes plates avec joint soudé	104
4.4	Conclusions	107
5	Applications sur conteneurs.....	108

5.1	Introduction	109
5.2	Présentation des différentes configurations simulées	112
5.3	Analyse des résultats pour les 7 configurations.....	116
5.3.1	Configuration (A).....	116
5.3.2	Configuration (B)	122
5.3.3	Configuration (C)	126
5.3.4	Configuration (D).....	129
5.3.5	Configuration (E)	133
5.3.6	Configuration (F).....	135
5.3.7	Configuration (G).....	141
5.4	Analyses et interprétation des résultats	146
5.5	Conclusions	148
6	Conclusions et perspectives	149
7	Annexes.....	153
7.1	Dérivées de l'opérateur tangent	153
8	Références bibliographiques	154

Introduction

L'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (Andra) est en charge de la gestion à long terme des déchets radioactifs en France. Si des centres de stockage existent déjà pour les déchets très faiblement radioactifs ou de faible et moyenne activité dont la durée de vie est courte (deux centres en exploitation et un centre en phase de fermeture), aucune solution n'est à ce jour opérationnelle pour les déchets de Haute Activité (HA) et les déchets de Moyenne Activité à Vie Longue (MA-VL) générés par l'industrie électronucléaire. L'Andra étudie une solution de stockage géologique profond pour ce type de déchets, il s'agit du projet Cigéo (Centre industriel de stockage géologique). Les installations souterraines de stockage seront implantées à 500 m de profondeur, dans une formation argileuse (les argilites du Callovo-Oxfordien) présentant des caractéristiques de confinement très favorables au stockage de déchets radioactifs.

Le concept de référence en France pour les alvéoles de stockage des déchets HA repose sur un système multi-barrières constitué d'un colis primaire en acier inoxydable dans lequel les déchets préalablement vitrifiés sont coulés. Ce colis primaire est lui-même disposé dans un conteneur étanche en acier non allié (appelé conteneur de stockage HA). Les colis de stockage ainsi constitués sont placés dans des micro-tunnels horizontaux chemisés d'une longueur de 80 ou 150 m suivant le type de déchets, creusés dans l'argilite du Callovo-Oxfordien, appelés alvéoles de stockage (Figure 0-1). L'espace entre la roche hôte et le chemisage en acier est injecté avec un matériau cimentaire visant à limiter sa corrosion

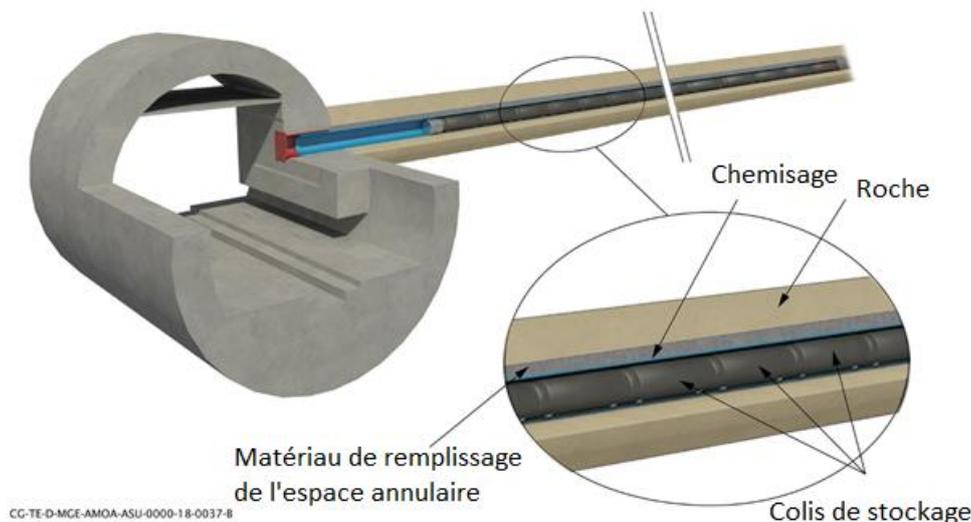


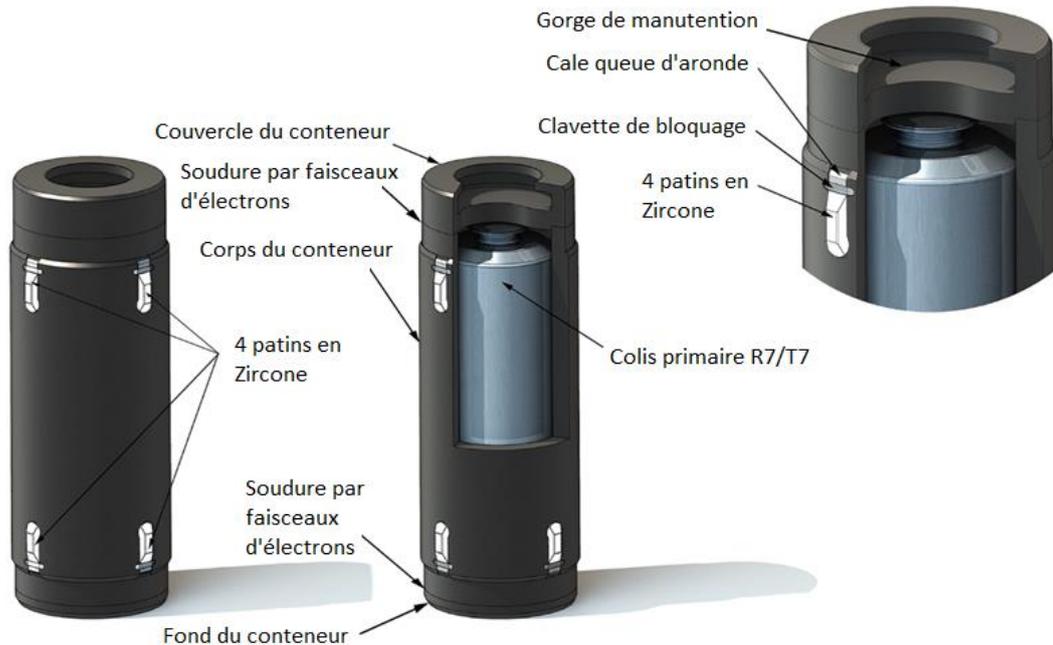
Figure 0-1: Alvéole de stockage de déchets HA du projet Cigéo

Le chemisage a une fonction mécanique, il doit permettre la mise en place et le retrait éventuel des colis durant la période de réversibilité d'environ 100 ans. Le conteneur doit rester étanche et ainsi empêcher l'eau porale d'entrer en contact avec le colis primaire pendant au moins 500 ans. C'est le temps nécessaire pour que la température des déchets les plus chauds descende sous les 70 °C.

De nombreuses études sur l'évolution des conditions de stockage ont permis de déterminer les types et vitesses de corrosion attendus *in-situ*. Le choix des nuances d'acier les plus adaptées repose notamment sur leur résistance à la corrosion sous contrainte et à la fragilisation par l'hydrogène en situation de stockage pour s'assurer de l'intégrité du conteneur qui se trouve

0. Introduction

alors soumis seulement à une corrosion généralisée. Le conteneur HA est constitué d'un couvercle et d'un fond soudés par faisceau d'électrons sans apport de matière à une virole comme décrit sur la Figure 0-2. Actuellement, l'Andra a retenu comme nuance l'acier non allié P285NH, acier forgé à haute ductilité (Norme DIN EN 10222-4), avec détensionnement thermique local des soudures par induction, pour sa microstructure et ses propriétés métallurgiques, minimisant les risques de corrosion sous contrainte et de fragilisation par l'hydrogène.



CG-01-D-MGE-AMOA-CS0-7000-17-0005-A Extrait sans cote

Figure 0-2: Colis de stockage HA de type R7/T7

L'objectif de cette thèse est l'étude du comportement mécanique d'un conteneur HA sous diverses conditions de chargement mécanique et de corrosion pouvant conduire à sa ruine (i. e. amorçage d'une fissure). Les travaux antérieurs effectués au LASMIS sur des aciers soumis à de grandes déformations lors d'études sur les procédés de mise en forme peuvent alors être mis à profit dans le cadre de cette thèse. En effet, les connaissances en modèles de comportement élastoplastique avec endommagement ductile, le développement d'outils de simulation numérique mais aussi la réalisation d'essais de caractérisation de matériaux et leur exploitation sont nécessaires pour la prévision de la durée de vie des conteneurs HA. En plus de cette partie purement mécanique, une corrosion généralisée et ses effets sur le comportement et l'endommagement sont aussi à considérer.

Le Chapitre 1, consacré à la partie théorique, traite de la formulation d'un modèle de comportement élastoplastique avec écrouissages non linéaires cinématiques et isotrope fortement couplés à l'endommagement ductile isotrope et faiblement couplé à la corrosion généralisée. Cette formulation est basée sur la thermodynamique des processus irréversibles avec variables d'état (Figure 0-3).

0. Introduction

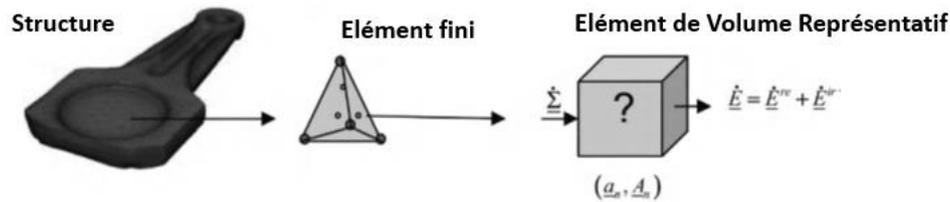


Figure 0-3: Illustration de l'approche phénoménologique macroscopique – (Saanouni, 2012)

Nous commençons par rappeler le cadre théorique de ces modélisations incluant la cinématique des transformations finies et la notion d'endommagement ductile ainsi que les hypothèses concernant la corrosion généralisée. Puis nous terminons par la description détaillée de la modélisation couplant élastoplasticité, endommagement ductile et corrosion généralisée.

Le Chapitre 2, dédié aux aspects numériques, traite de la discrétisation spatiale par la méthode des éléments finis (Figure 0-4) mais aussi de l'intégration locale des équations de comportement.

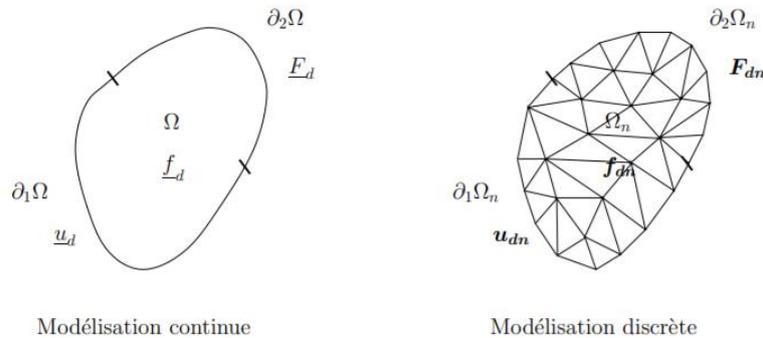


Figure 0-4: Exemple de discrétisation spatiale avec des éléments triangulaires.

Le logiciel ABAQUS est utilisé pour réaliser la modélisation développée incluant le traitement spécifique de la corrosion généralisée. La représentation de cas de chargements mécaniques représentatifs de l'évolution phénoménologique à long terme de l'alvéole HA est discutée pour conclure le chapitre.

Le Chapitre 3 est consacré aux aspects expérimentaux liés à la réalisation d'un ensemble d'essais d'identification et de validation du modèle d'endommagement ductile mis en œuvre. Le comportement ductile de l'acier P285NH a été caractérisé par des essais sur des éprouvettes prélevées sur une maquette échelle 1:1. Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes lisses et entaillées, plates et cylindriques, prélevées dans le matériau de base ou dans le joint soudé (Figure 0-5).

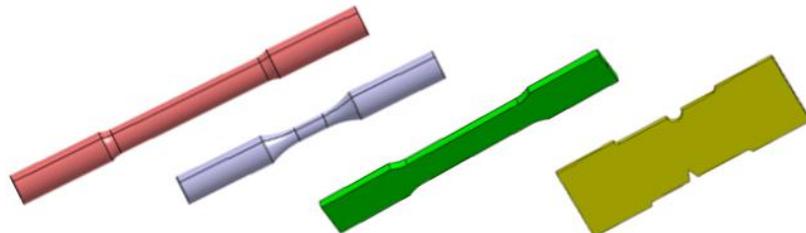


Figure 0-5: Eprovettes de caractérisation.

Une étude exhaustive est effectuée sur le joint soudé, ses dimensions et les microstructures des différentes zones du joint ont été déterminées par microscopie optique et par mesure de dureté. La soudure est décomposée en trois parties : matériau de base (P285NH n'ayant pas subi de

0. Introduction

transformation métallurgique), Zone Affectée Thermiquement (ZAT) et Zone Fondue (ZF) de microstructures et de propriétés mécaniques sensiblement différentes.

Le Chapitre 4 rassemble les comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques. Ces comparaisons sont réalisées sur la base de courbes globales force-déplacement afin de prouver la bonne identification des paramètres du modèle de comportement développé sur ce matériau hétérogène. Des mesures fines par corrélation d'images sont également réalisées sur éprouvettes plates sur matériau de base (Figure 0-6) mais aussi sur des éprouvettes prélevées dans le joint soudé.

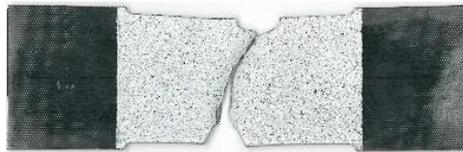


Figure 0-6: Eprouvettes avec un mouchetis destinées à la corrélation d'image

Ces mesures fines permettent d'optimiser l'identification des paramètres matériau du P285NH dans les trois zones du joint soudé pour utilisation dans les simulations numériques du comportement des conteneurs HA. Des études de sensibilité sur certains paramètres sont aussi effectuées. La reproduction très satisfaisante par simulation numérique des essais réalisés permet d'être confiant dans la capacité de la modélisation à simuler le comportement de cet acier.

Le cinquième et dernier chapitre est dédié à la réalisation de nombreuses simulations sur conteneurs échelle 1:1 (Figure 0-7) afin de prévoir son comportement mécanique et les modalités de rupture ductile lorsqu'il est soumis à différents types de chargements mécaniques en tenant compte d'une corrosion généralisée et de la présence du joint soudé.

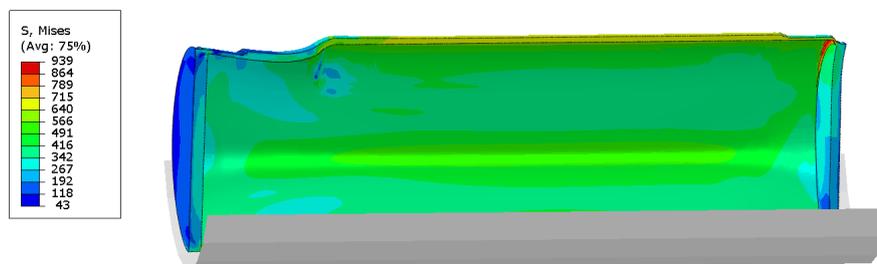


Figure 0-7: Contraintes de von Mises d'un demi-conteneur écrasé

Plusieurs indicateurs seront alors utilisés pour caractériser l'évolution du comportement du conteneur HA dans le temps et comparer les diverses configurations étudiées.

Enfin, nous terminons par les conclusions générales de l'étude et nous en donnons les principales perspectives.

Chapitre 1

Modélisation du comportement élastoplastique endommageable sous corrosion généralisée

1.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation du modèle élastoplastique développé dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. La formulation de ce type de modèles doit se faire dans un cadre théorique aussi rigoureux que possible afin de respecter les principales lois de conservation de la physique des milieux continus en incluant le principe d'objectivité ou d'indifférence matérielle. Le matériau concerné dans le cadre de cette thèse est un acier forgé à haute ductilité (acier P285NH).

Pour étudier la fissuration dans ces aciers de nombreuses possibilités de modélisations existent. Parmi celles utilisées dans l'industrie, l'intégrale J est à la base des méthodes énergétiques. Elle est communément employée dans les études de résistance et la déchirure ductile des pipelines (Rice, 1968). C'est un moyen pratique de calculer numériquement le taux de restitution de l'énergie de déformation par l'avancement d'une fissure et par unité de surface dans un milieu homogène à comportement élastique (linéaire ou non linéaire mais sans phénomènes dissipatifs excepté l'avancement de la fissure) contenant une fissure macroscopique d'épaisseur nulle. Ces méthodes permettent de réaliser une étude rapide du comportement de structures fissurées sans tenir compte des non linéarités matérielles consommatrices d'énergie. Cependant, elles tiennent peu ou pas compte des mécanismes physiques à l'origine de la plasticité et de la rupture ductile. Ces approches énergétiques globales souffrent donc de diverses limitations, par exemple elles permettent d'étudier la propagation de fissures mais pas leur initiation. De nombreuses extensions ont été développées telle que l'intégrale J-Q destinée aux hétérogénéités entre différents matériaux comme des soudures (O'Dowd and Shih, 1991), (Zhang et al., 1997), (Zhan et al., 2010). D'autres approches basées sur l'angle d'ouverture des fissures CTOD (Crack Tip Opening Displacement) (Dawicke et al., 1997), (James and Newman, 2003) mais elles souffrent toujours des mêmes limitations que toute approche globale.

Les limites de ces approches globales ont alors conduit au développements de modèles basés sur la physique de la rupture communément appelées approches locales (Pineau, 1982), (Pineau, 2006). Ces nouvelles approches sont basées sur une description physique des mécanismes de la rupture, l'initiation des fissures macroscopiques et leur propagation sous chargements appliqués. L'endommagement et la rupture peuvent alors être représentés par une surface pour les modèles à zone cohésive (Elices et al., 2002) ou dans le volume par la Mécanique de l'Endommagement Continu (Continuum Damage Mechanics, Chaboche, 1988). Pour les matériaux métalliques, plusieurs approches sont envisageables : approches basées sur la description des principaux mécanismes physiques à différentes échelles (approches multi-échelles ou de localisation-homogénéisation) ou approches macroscopiques phénoménologiques tentant de décrire à l'échelle purement macroscopique les principaux phénomènes physiques à prendre en compte pour reproduire l'amorçage et la propagation d'un défaut.

Pour les premières, il s'agit d'aller à l'échelle microscopique afin d'affecter les propriétés mécaniques du matériau pour chaque Elément de Volume Représentatif (EVR). Ces propriétés mécaniques sont directement issues des phénomènes physiques gouvernant les mécanismes physiques de la plasticité et de la rupture à l'échelle considérée du matériau. La connaissance locale de ces EVR nécessite l'emploi de techniques de localisation-homogénéisation afin de calculer le comportement moyen de l'EVR à partir des comportements individuels des différentes composantes de l'EVR, (Mura, 1987), (Nemat-Nasser and Hori, 1999), (Raabe,

1998), (Suquet, 1981), (Cailletaud, 1987), (Abdul-Latif, 1994), (Gologanu, 1997), (Lemarchand, 1999).

Pour les approches macroscopiques phénoménologiques, il s'agit de rester à l'échelle macroscopique (l'EVR) sans considérer directement la physique relevant d'une étude micromécanique. L'EVR est alors un point matériel décrit par des variables d'état représentatives des divers phénomènes physiques opérant dans le matériau. La méthode de l'état local est employée dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles afin de définir les équations d'état et les dissipations de chaque variable à partir de potentiels d'état et des dissipations (Germain, 1973), (Lemaitre, 1985), (Chaboche, 1978), (Saanouni, 2012).

Les enjeux de cette thèse nécessitant des calculs de structures de grandes tailles, l'approche macroscopique est utilisée afin de décrire, aussi finement que possible, et sans descendre à des échelles microscopiques, le comportement ductile des métaux dont les cupules, Figure 1-1, sont caractéristiques de la rupture ductile. Tandis qu'un faciès de rupture fragile, ici par clivage est identifiable sur la Figure 1-2.

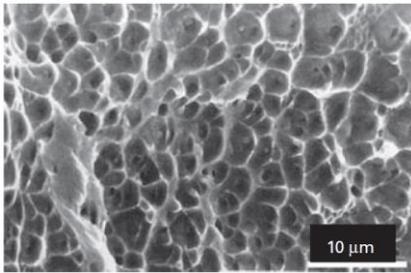


Figure 1-1: Rupture ductile d'un acier inoxydable - (François et al., 1993)

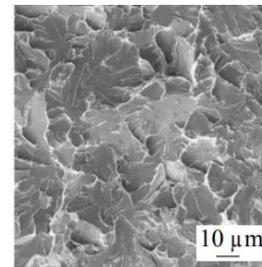


Figure 1-2: Rupture fragile d'un acier - (Lambert-Perlade, 2001)

La richesse des modèles phénoménologiques repose sur le choix de formulation des différents potentiels d'état et des dissipations utilisés. Le choix de ces derniers est quelque peu heuristique et repose sur la connaissance qu'on a des différents phénomènes, de leurs évolutions, de leurs interactions ou des différents couplages. Cela conduit à des modèles prédictifs valables sur un domaine défini par des bases de données expérimentales ayant servi à leurs identifications.

1.2 Cinématique des transformations finies

Les lois physiques sont soumises à un certain nombre de principes d'invariance lors d'un changement de repère ou de référentiel. Les relations constitutives se doivent d'être indépendantes, non seulement de l'orientation des axes, mais aussi du référentiel dans lequel la transformation est étudiée. Cette dernière indépendance est équivalente à l'invariance des équations constitutives par superposition d'un mouvement de corps rigide (translation et rotation) au mouvement du matériau. On dit alors que ces relations doivent obéir au principe d'objectivité. Pour obéir à ce principe et être donc invariants par changement de référentiel, les équations constitutives doivent être écrites en termes de quantités indépendantes de l'observateur (indépendantes de l'orientation des axes) et de son mouvement. De telles quantités sont dites objectives. La position d'un point dépendant de l'observateur n'est donc pas une grandeur objective. Il en va de même pour la vitesse qui dépend du mouvement de l'observateur. Par contre, les distances et les angles sont des grandeurs objectives (dans le cadre de la mécanique classique).

1.2.1 Décomposition de la déformation totale

L'hypothèse des petites déformations (HPP) signifie que les déformations relatives de la structure vis à vis de ses dimensions sont très petites. Il est admis que l'hypothèse des petites déformations est vérifiée si le gradient des déplacements reste petit de sorte que son carré est négligeable. Cette hypothèse permet de supposer que la structure reste immobile au cours de la transformation, permettant ainsi de confondre les configurations initiale et déformée. Les calculs peuvent alors être effectués en confondant les variables géométriques avant et après déformation, sans pour autant imposer que les déplacements soient nuls. Une telle hypothèse conduit naturellement à la décomposition additive des petites déformations totales en déformations réversibles (ou élastiques) et déformations irréversibles (plastiques ou viscoplastiques).

Si l'hypothèse des petites déformations n'est plus vérifiée, la décomposition des déformations n'est plus triviale. La notion de configuration relâchée C_{rel} a été introduite par (Lee, 1969). Cette configuration représentée Figure 1-3, entre la configuration initiale C_0 , tenseur de Cauchy-Green à droite, et la configuration actuelle C_t , tenseur de Cauchy-Green à gauche, permet de décomposer le gradient de la transformation totale en un produit d'une partie élastique et d'une partie plastique.

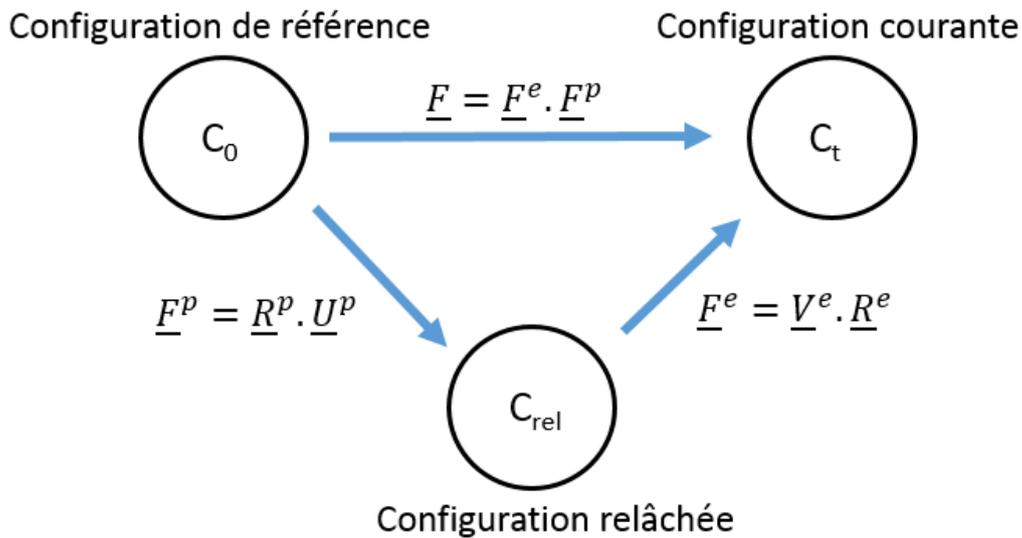


Figure 1-3 : Configuration en référentiel tournant

Le gradient de la transformation est alors décomposé multiplicativement tel que :

$$\underline{F} = \underline{F}^e \cdot \underline{F}^p \tag{1.1}$$

où \underline{F}^e représente le gradient de la transformation élastique et \underline{F}^p le gradient de la transformation plastique.

Par décomposition polaire, le gradient \underline{F} peut être décomposé comme suit avec \underline{R} le tenseur orthogonal de rotation de corps rigide, \underline{U} le tenseur des dilatations de Green Lagrange droit et \underline{V} le tenseur des dilatations de Green Lagrange gauche :

$$\underline{F} = \underline{R} \cdot \underline{U} = \underline{V} \cdot \underline{R} \tag{1.2}$$

En considérant que la configuration intermédiaire est obtenue par relâchement local des contraintes sans rotation, on peut écrire :

$$\underline{F}^e = \underline{V}^e \cdot \underline{R}^e \tag{1.3}$$

Le gradient des vitesses est alors :

$$\underline{L} = \dot{\underline{F}} \cdot \underline{F}^{-1} \tag{1.4}$$

Les équations 1.1 et 1.3 permettent d'obtenir :

$$\underline{F} = \underline{V}^e \cdot \underline{R}^e \cdot \underline{F}^p \quad 1.5$$

La dérivée par rapport au temps est alors :

$$\dot{\underline{F}} = \dot{\underline{V}}^e \cdot \underline{R}^e \cdot \underline{F}^p + \underline{V}^e \cdot \dot{\underline{R}}^e \cdot \underline{F}^p + \underline{V}^e \cdot \underline{R}^e \cdot \dot{\underline{F}}^p \quad 1.6$$

avec :

$$\underline{F}^{-1} = \underline{F}^{p-1} \cdot \underline{R}^{e-1} \cdot \underline{V}^{e-1} \quad 1.7$$

En utilisant 1.4, 1.6 et 1.7 le gradient des vitesses peut s'écrire :

$$\underline{L} = \dot{\underline{V}}^e \cdot \underline{V}^{e-1} + \underline{V}^e \cdot \dot{\underline{R}}^e \cdot \underline{R}^{e-1} \cdot \underline{V}^{e-1} + \underline{V}^e \cdot \underline{R}^e \cdot \dot{\underline{F}}^p \cdot \underline{F}^{p-1} \cdot \underline{R}^{e-1} \cdot \underline{V}^{e-1} \quad 1.8$$

sachant que :

$$\underline{L}^p = \dot{\underline{F}}^p \cdot \underline{F}^{p-1} \quad 1.9$$

Finalement, avec 1.8 et 1.9 nous avons alors :

$$\underline{L} = \dot{\underline{V}}^e \cdot \underline{V}^{e-1} + \underline{V}^e \cdot \dot{\underline{R}}^e \cdot \underline{R}^{e-1} \cdot \underline{V}^{e-1} + \underline{V}^e \cdot \underline{R}^e \cdot \underline{L}^p \cdot \underline{R}^{e-1} \cdot \underline{V}^{e-1} \quad 1.10$$

La configuration étant obtenue par décharge élastique infinitésimale, pure donc $\underline{R}^e = \underline{1}$. En effet, pour la mise en forme des métaux, les déformations élastiques ($\underline{\varepsilon}^e$) sont très faibles devant les déformations plastiques de sorte que l'on peut les considérer comme infinitésimales, Ceci donne :

$$\underline{V}^e = \underline{\varepsilon}^e + \underline{1} \quad 1.11$$

$$\underline{R}^e = \underline{1} \quad 1.12$$

$$\dot{\underline{V}}^e = \dot{\underline{\varepsilon}}^e \quad 1.13$$

Ces trois égalités remplacées dans 1.10 permettent d'obtenir :

$$\underline{L} = \dot{\underline{\varepsilon}}^e \cdot (\underline{\varepsilon}^e + \underline{1})^{-1} + (\underline{\varepsilon}^e + \underline{1}) \cdot \underline{L}^p \cdot (\underline{\varepsilon}^e + \underline{1})^{-1} \quad 1.14$$

Or, en considérant $(\underline{\varepsilon}^e + \underline{1})^{-1} \simeq \underline{\varepsilon}^e - \underline{1}$ par un développement limité de premier ordre au voisinage de zéro et en négligeant les termes d'ordre 2 ($\underline{\varepsilon}^e \cdot \underline{\varepsilon}^e$ et $\underline{\varepsilon}^e \cdot \underline{\varepsilon}^e$) puisque la déformation élastique est petite devant la déformation plastique, on obtient :

$$\underline{L} = \dot{\underline{\varepsilon}}^e - \underline{L}^p \cdot \underline{\varepsilon}^e + \underline{\varepsilon}^e \cdot \underline{L}^p + \underline{L}^p \quad 1.15$$

En prenant la partie symétrique de \underline{L} pour définir le tenseur taux des déformations \underline{D} , on obtient alors :

$$\underline{D} = \frac{1}{2}(\underline{L} + \underline{L}^T) = \dot{\underline{\varepsilon}}^e - \underline{\Omega}^p \cdot \underline{\varepsilon}^e + \underline{\varepsilon}^e \cdot \underline{\Omega}^p + \underline{D}^p = \dot{\underline{\varepsilon}}_j^e + \underline{D}^p \quad 1.16$$

Où $\dot{\underline{\varepsilon}}_j^e$ est la dérivée de Jaumann du tenseur des petites déformations élastiques, \underline{D}^p est le tenseur de taux de déformation plastique et $\underline{\Omega}^p$ le tenseur des taux de rotation plastiques.

Pour la suite, les déformations élastiques seront notées $\underline{\varepsilon}^e$ et les déformations plastiques $\underline{\varepsilon}^p$ en considérant :

$$\underline{\varepsilon}^p = \int_0^t \underline{D}^p dt \quad 1.17$$

1.2.2 Principe d'indifférence matérielle et objectivité

Le principe d'objectivité postule que les mesures des déformations ou des contraintes et leurs taux doivent être indépendantes du référentiel dans lequel on observe le mouvement. Pour cela il faudra que les modèles de comportement soient exprimés en fonction des variables tensorielles objectives à dérivées temporelles objectives. Sachant que les tenseurs des contraintes et des déformations ou taux des déformations sont objectifs, il ne reste plus qu'à assurer l'objectivité des tenseurs taux des contraintes. Les dérivées rotationnelles sont les plus utilisées pour la plasticité en grandes déformations (Dogui, 1989). Cela consiste à partir de la configuration actuelle, de définir une configuration locale tournée par la rotation \underline{Q} afin de lui

donner une orientation Lagrangienne identique à la configuration initiale ou de référence. L'orthogonalité du tenseur de rotation entraîne :

$$\underline{Q} \cdot \underline{Q}^t = \underline{Q}^t \cdot \underline{Q} = \underline{1} \quad 1.18$$

$$\underline{Q} \cdot \underline{\dot{Q}}^t = -\underline{\dot{Q}} \cdot \underline{Q}^t \quad 1.19$$

Pour assurer le principe d'objectivité pour toute équation Eulérienne de comportement il faut alors transporter les tenseurs de la configuration actuelle C_t à la configuration \bar{C}_t tournée par la rotation \underline{Q} . Puis dériver ces tenseurs dans la configuration actuelle tournée. Enfin, réaliser le transport inverse pour revenir à la configuration actuelle si besoin.

Soit \underline{T} une variable tensorielle de second ordre. On lui associe une variable objective (tournée par la rotation \underline{Q}), lagrangienne par son orientation et eulérienne par ses valeurs propres, définie par :

$$\underline{T}^Q = \underline{Q}^T \cdot \underline{T} \cdot \underline{Q} \quad 1.20$$

Le tenseur de rotation \underline{Q} définit un référentiel tournant orthonormé lié au point matériel. On définit alors la dérivée dans ce référentiel tournant par :

$$\frac{D_Q \underline{T}}{Dt} = \underline{Q} \cdot \left[\frac{d(\underline{Q} \cdot \underline{T} \cdot \underline{Q}^T)}{dt} \right] \cdot \underline{Q}^T = \underline{\dot{T}} + \underline{T} \cdot \underline{W}_Q - \underline{W}_Q \cdot \underline{T} \quad 1.21$$

où $\underline{\dot{T}} = \frac{dT}{dt}$ est la dérivée matérielle classique et $\underline{W}_Q = \underline{\dot{Q}} \cdot \underline{Q}^T$ est la vitesse de rotation du repère tournant avec la condition aux limites $\underline{Q}(t_0) = \underline{1}$. Deux cas sont alors possibles. Soit $\underline{W}_Q = \underline{\Omega}$ on obtient alors la dérivée de Jaumann, soit $\underline{W}_Q = \underline{\dot{R}} \cdot \underline{R}^T$ c'est alors la dérivée en rotation propre de Green-Naghdi.

La dérivation matérielle de 1.20 donne :

$$\underline{\dot{T}}^Q = \underline{Q} \cdot \underline{Q}^T \cdot \underline{\dot{Q}}^T \cdot \underline{T} \cdot \underline{Q} + \underline{Q}^T \cdot \underline{\dot{T}} \cdot \underline{Q} + \underline{Q}^T \cdot \underline{T} \cdot \underline{\dot{Q}} \cdot \underline{Q} \cdot \underline{Q}^T \quad 1.22$$

La rotation \underline{Q} devant vérifier :

$$\underline{W}_Q = \underline{\dot{Q}} \cdot \underline{Q}^T \quad 1.23$$

$$\underline{Q}(t_0 = 0) = \underline{1} \quad 1.24$$

On déduit de 1.21 et 1.22 :

$$\underline{\dot{z}}^Q = \underline{Q}^T \cdot \left[\frac{d(\underline{Q} \cdot \underline{T} \cdot \underline{Q}^T)}{dt} \right] \cdot \underline{Q} \quad 1.25$$

Le fait de travailler dans un référentiel tournant défini par \underline{Q} (Figure 1-4), est donc le moyen le plus simple pour passer d'un modèle en petites déformations à un modèle en grandes déformations. Le seul problème est le choix du tenseur \underline{Q} . Ce choix dépend du problème à traiter et du type de comportement envisagé.

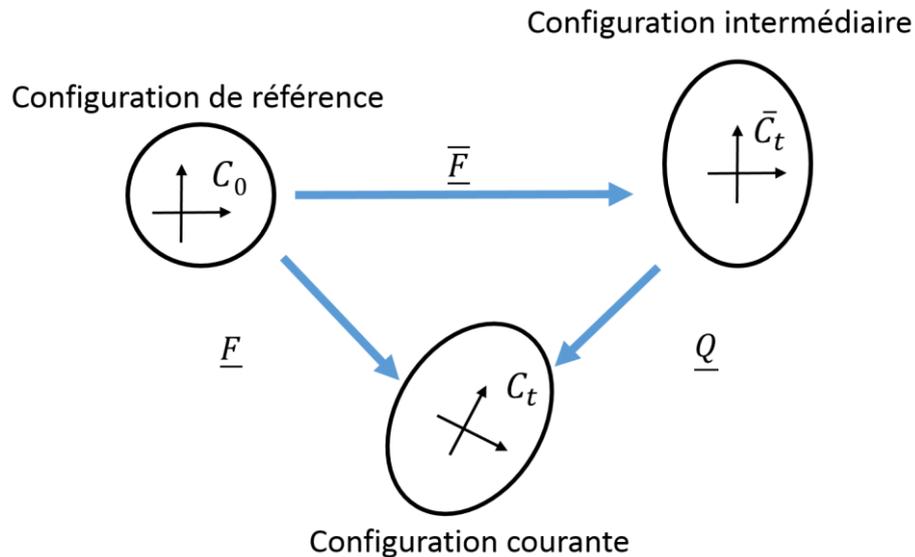


Figure 1-4: Formulation en référentiel tournant

Le comportement élastoplastique endommageable est donc écrit dans une configuration élastiquement relâchée C_{rel} tournée par la rotation \underline{Q} par rapport à la configuration C_t . Cette rotation est effectuée avec le choix de la dérivée soit de Jaumann soit de Green-Naghdi. Pour ce qui est du logiciel utilisé ABAQUS, ABAQUS/Standard utilise la dérivée de Jaumann pour les solides. Pour le logiciel ABAQUS/Explicit, les dérivées de Jaumann et Green-Naghdi sont disponibles. Notant que dans les deux cas il est possible de programmer soi-même toutes autres dérivées objectives.

Les relations d'état aboutissent ainsi dans le repère tourné aux mêmes relations entre les quantités transportées que celles établies en HPP. Les indices Q affectés aux variables tournées seront supprimés dans toute la suite du document par souci de simplifier les notations.

1.3 Notion d'endommagement ductile

1.3.1 Principaux mécanismes physiques de l'endommagement ductile isotrope

La rupture ductile d'un matériau est la conséquence du développement de microcavités ou de bandes de cisaillement dans la matrice métallique. Ce développement est rendu possible par les inclusions et diverses hétérogénéités telles que les joints de grains. Ces hétérogénéités entraînent alors des concentrations de contraintes au voisinage de ces défauts provoquant donc localement des grandes déformations plastiques. Comme les particules se comportent différemment de la matrice, il y a décohésion à l'interface ou rupture de la particule créant des microfissures qui vont croître et coalescer pour former des macro fissures (Figure 1-5).

1. Modélisation du comportement élastoplastique endommageable sous corrosion généralisée

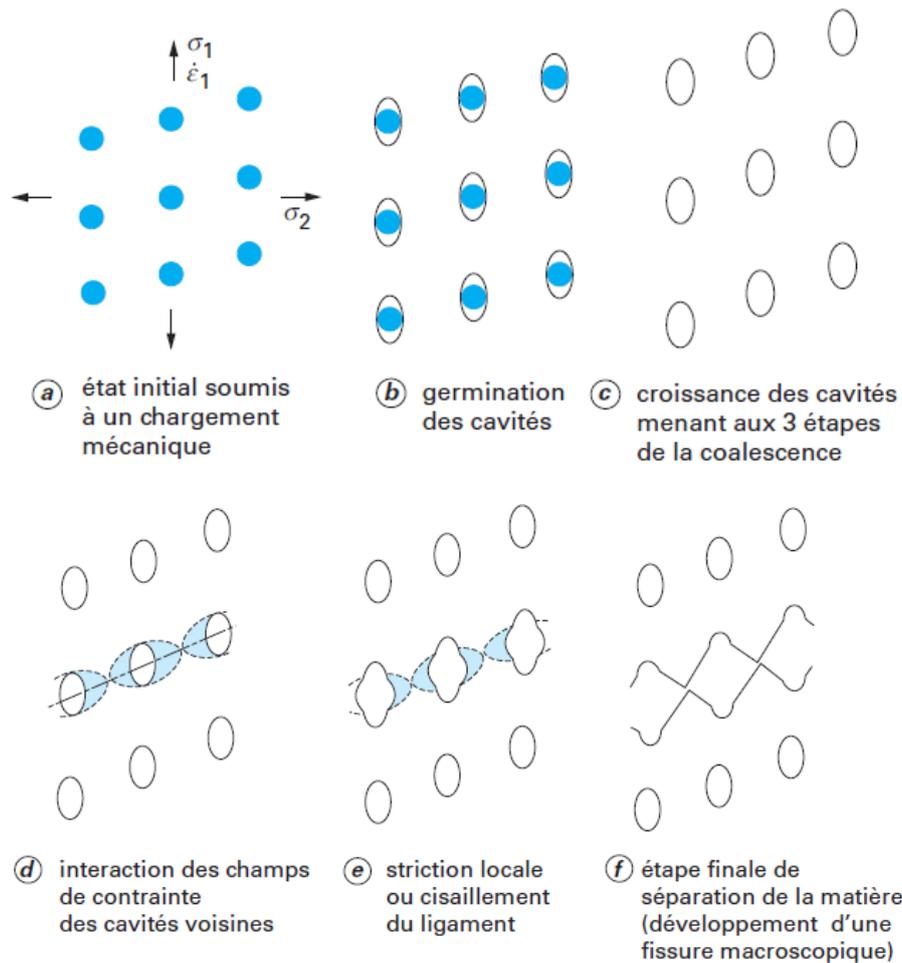


Figure 1-5: Nucléation, croissance et coalescence (Thomason, 1990)

Il est bien établi que les principaux mécanismes de rupture ductile se classent en trois phases, (Garrison and Moody, 1987) : la germination, la croissance et la coalescence de cavités, ces différentes phases sont reportées schématiquement sur la courbe de traction (Figure 1-6).

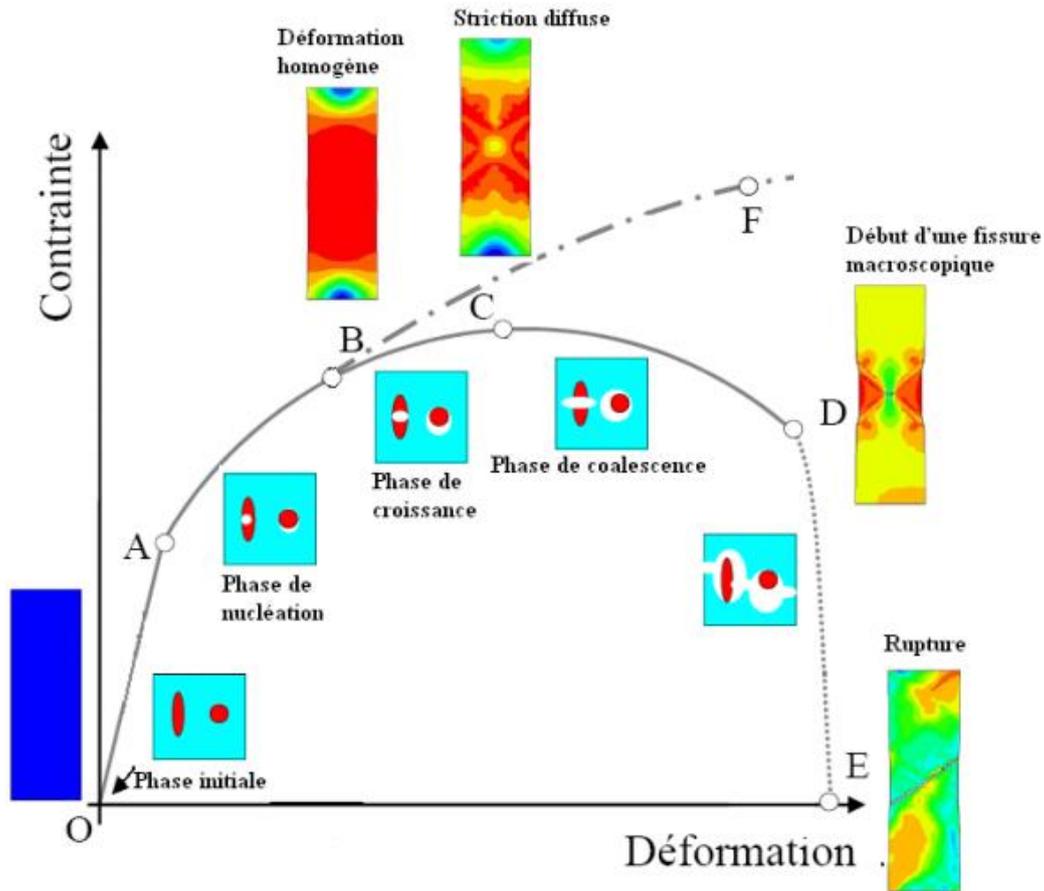


Figure 1-6: Evolution de l'endommagement ductile lors de l'essai de traction (Issa, 2010)

Durant la phase de germination, OAB sur la courbe de la Figure 1-6, le comportement du matériau n'est pas considéré comme endommagé puisque les microfissures ont une taille trop faible pour affecter l'écoulement plastique ou les rigidités élastiques. Ces microfissures proviennent d'une rupture d'inclusion (Figure 1-7) ou d'une décohésion inclusion-matrice (Figure 1-8).

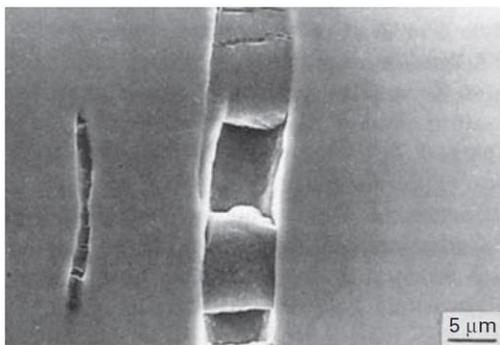


Figure 1-7: Rupture d'une inclusion de sulfure de manganèse dans un acier inoxydable austénitique (Cordebois et al., 1990)

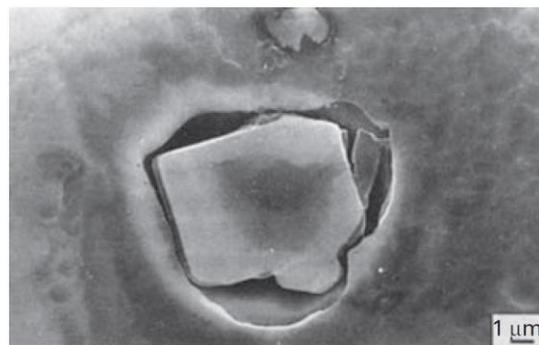


Figure 1-8: Décohésion entre une inclusion et la matrice d'un acier biphasé (Cordebois et al., 1990)

Ensuite c'est la croissance des cavités (trajet BC sur la courbe de la Figure 1-6). Durant cette phase, les rigidités commencent à sentir les effets de l'endommagement (Figure 1-9) et le module tangent commence à accélérer sa décroissance.

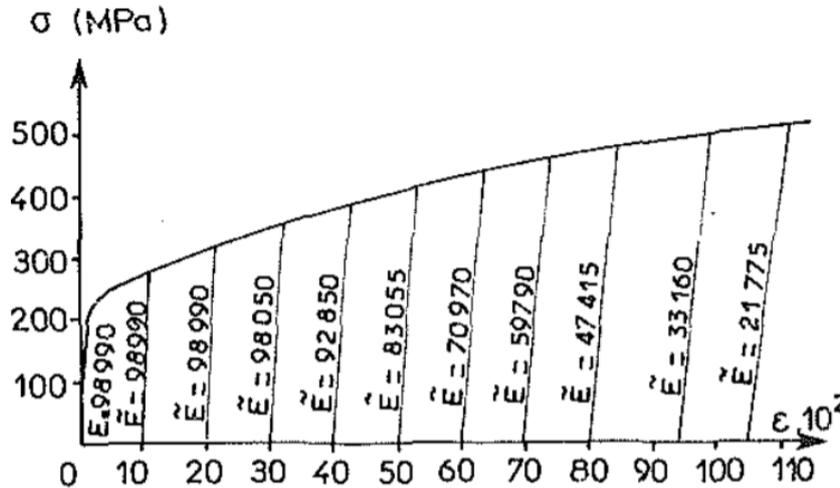


Figure 1-9: Evolution du module de Young, décharges élastiques (Lemaitre, 1985)

Une striction diffuse est aussi visible sur l'éprouvette (Figure 1-6). La croissance des cavités affecte progressivement l'écoulement plastique du matériau d'où une diminution du module d'écroutissage.

La dernière phase CD sur la courbe de la Figure 1-6 correspond à la coalescence des cavités. Durant cette phase, l'écoulement plastique se concentre dans deux bandes de cisaillement croisées. A leur intersection l'écoulement plastique est double ce qui provoque la coalescence des cavités conduisant ainsi à l'amorçage d'une fissure macroscopique au niveau du point D (Figure 1-6).

Pour des éprouvettes constituées d'un même matériau et usinées dans les mêmes conditions, le comportement sera le même jusqu'après le point C de la Figure 1-6. On parle alors d'un point de bifurcation, situé entre C et D dépendant de la nature du matériau et aux interactions entre l'écroutissage et l'endommagement, à partir duquel la courbe contrainte-déformation n'est plus unique. Ce scénario de germination croissance et coalescence des cavités se répète d'une manière extrêmement rapide (phénomène dynamique) en suivant la bande de cisaillement la plus favorable (contenant plus d'inclusions) pour former une fissure macroscopique en propagation jusqu'à la rupture finale de l'éprouvette. La deuxième bande n'évolue plus se trouvant ainsi en décharge élastique.

1.3.2 Représentation mathématique de l'endommagement

Les étapes de l'évolution physique de l'endommagement ont été présentées dans le paragraphe précédent. Dans le cadre de la mécanique de l'endommagement, ces différentes étapes de rupture ductile peuvent être différenciées (Saanouni, 2012), (Chaboche et al., 2006) ou peuvent être traitées globalement par une seule équation d'évolution. L'endommagement peut être représenté par une ou des variables scalaires ou tensorielles selon le matériau considéré. L'endommagement étant une représentation des micros défauts, il est alors dépendant de l'état initial du matériau puisque les cavités considérées dans le paragraphe précédent peuvent avoir une distribution hétérogène. L'endommagement ductile a été décrit dans de nombreux travaux comme une fraction volumique des cavités (Rice and Tracey, 1969), (Gurson, 1977), (Rousselier, 1981), (Rousselier, 1987), (Tvergaard, 1982), (Tvergaard, 1989), (Gelin, 1985), (Suquet, 1993), (Leblond et al., 1993), (Benzerga et al., 1999), (Besson et al., 2003), (Hammi et al., 2003). Dans cette thèse, l'endommagement est considéré comme isotrope conformément

aux résultats expérimentaux présentés dans le troisième chapitre. Sa représentation, plus phénoménologique, est alors effectuée par une variable scalaire au sens de (Kachanov, 1958). Cette approche a été reprise par (Chaboche, 1977) dans le cadre de la thermodynamique avec des variables internes. De nombreux travaux ont alors pour base cette approche et ont permis de modéliser divers types d'endommagement (Chaboche, 1978), (Chaboche, 1988), (Lemaitre, 1985), (Lemaitre, 1992), (Saanouni, 1988), (Saanouni et al., 1994), (Murakami, 1988), (Voyiadjis and Kattan, 1992), (Voyiadjis, 1999), (Voyiadjis et al., 2004), (Brünig, 2001), (Brünig, 2003a), (Brünig, 2003b).

En considérant un EVR, issu d'une structure endommagée (Figure 1-10) l'endommagement est alors représenté par une variable scalaire ou un tenseur d'ordre 2 ou 4.

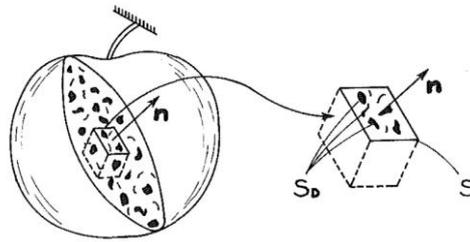


Figure 1-10: Elément endommagé (Lemaitre, 1985)

Soit une section S ayant pour normale \vec{n} et contenant un ensemble de micro défauts S_D . L'endommagement sur cette section, la composante scalaire du tenseur d'endommagement \underline{D} peut alors s'écrire :

$$D_n = \underline{D} \cdot \vec{n} = \frac{S_D}{S} \quad 1.26$$

L'endommagement dans les trois directions de l'espace est alors un tenseur d'ordre deux pour (Murakami, 1988) ou d'ordre quatre pour (Chaboche, 1978), (Lemaitre, 1985). Cependant en considérant un endommagement isotrope, S_D ne dépend plus de l'orientation de \vec{n} , donc $\underline{D} = D \underline{1}$. Une description complète de la mécanique de l'endommagement et son couplage avec divers comportements peut se trouver dans les ouvrages suivants ((Lemaitre, 1985), (Lemaitre and Desmorat, 2005), (Lemaitre et al., 2009), (Murakami, 2012), (Saanouni, 2012)).

1.4 Notion de corrosion généralisée

Dans l'alvéole de stockage, les conteneurs HA vont être soumis à un endommagement progressif par corrosion. Outre la composition chimique et la microstructure du matériau, l'évolution de la corrosion est conditionnée par l'évolution de l'environnement : niveau de resaturation en eau, composition chimique, température, pH, rayonnement, etc. Tous ces paramètres conditionnent la nature et la vitesse d'évolution de la corrosion.

1.4.1 Principales hypothèses

En principe, il est tout à fait possible de tenir compte de la corrosion en introduisant une équation de diffusion, Equation différentielle aux Dérivées Partielles (EDP), gouvernant l'évolution de la corrosion. Une variable corrosion est alors introduite comme inconnue nodale solution de l'équation différentielle aux dérivées partielles de diffusion. Le problème d'évolution repose alors sur deux formes faibles associées respectivement aux équations d'équilibre (dont le vecteur déplacement est l'inconnue principale) et à l'équation de diffusion (dont la cinétique d'évolution de la corrosion est l'inconnue principale). Une telle méthode

conduit à une distribution plus ou moins hétérogène de la corrosion en fonction des conditions initiales et aux limites du problème.

Cependant, pour les aciers faiblement ou complètement non alliés, comme le P285NH, les essais conduits par l'Andra et ses partenaires, dont l'Institut de la Corrosion (Bulidon, 2019), montrent que la corrosion généralisée est le mode de corrosion prépondérant en situation de stockage. Au stade actuel des études menées par l'Andra, aucune sensibilité des aciers testés à la corrosion par piqûres, à la corrosion sous contrainte ou à la fragilisation par l'hydrogène en situation de stockage n'a été mise en évidence (Bulidon, 2019). La corrosion généralisée est caractérisée par une progression faiblement hétérogène d'un front de corrosion sur la surface en contact avec le milieu corrosif (le matériau de remplissage cimentaire, l'eau de la formation ou le massif argileux directement). Cette hétérogénéité d'avancement du front de corrosion peut être liée (i) à des hétérogénéités de microstructure (présence de la zone soudée par exemple) et (ii) à une hétérogénéité des conditions environnementales autour du conteneur (en cas de resaturation partielle de l'alvéole en eau par exemple, qui se traduirait par la partie inférieure du conteneur immergée dans de l'eau liquide et la partie supérieure qui resterait en atmosphère humide). Le modèle numérique développé pour simuler le comportement long terme du conteneur devra donc permettre d'imposer des vitesses de corrosion variables dans le temps et en fonction du point considéré sur la face externe. Les vitesses de corrosion sont déterminées par des mesures de pertes de masse sur échantillons exposés (soit en laboratoire jour, soit au laboratoire souterrain de Meuse / Haute-Marne de l'Andra) à des environnements représentatifs de ceux attendus en situation de stockage (Necib et al., 2017), (Féron et al., 2008). Une vitesse de corrosion moyenne sur toute la durée de vie du conteneur de 10 $\mu\text{m}/\text{an}$ est aujourd'hui adoptée dans une optique de dimensionnement.

1.4.2 Représentation mathématique de la corrosion généralisée

Pour le cas du conteneur, la prise en compte de la corrosion généralisée est considérée comme une perte progressive de matière dans le temps. La corrosion généralisée est définie par la vitesse de corrosion qui est une donnée d'entrée du problème.

Le conteneur a été présenté dans le contexte du projet et les choix de simplification de la géométrie seront décrits et justifiés dans le §5.1. Nous considérons alors la moitié d'un conteneur dont la géométrie est simplifiée (Figure 1-11).

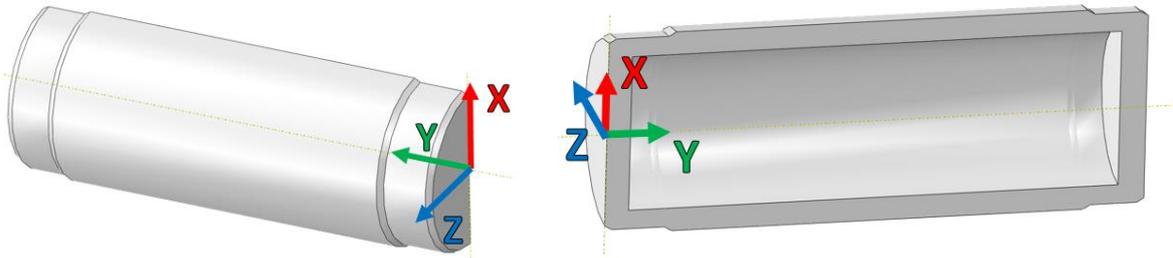


Figure 1-11: Géométrie du conteneur considéré pour les simulations

Nous utiliserons les axes du repère pour définir les positions nécessaires au calcul de la variable décrivant la corrosion généralisée (ζ_{cor}) qui est définie par :

$$\zeta_{cor} = \begin{cases} 0 & \text{si } t \leq T_c \\ \frac{t-T_c}{T_u-T_c} & \text{si } T_c \leq t \leq T_u \\ 1 & \text{si } T_u \leq t \end{cases} \quad 1.27$$

$$T_c = T_u - \frac{e_c}{v_c} \quad 1.28$$

$$T_u = \frac{DistC}{V_c} \quad 1.29$$

ζ_{cor} évoluera entre 0,0 pour un élément non corrodé et 1,0 pour un élément totalement corrodé ; t est l'instant considéré ; T_c l'instant auquel la corrosion s'initie sur l'élément ; T_u l'instant auquel un élément sera totalement corrodé ; e_c est l'épaisseur du front de corrosion et V_c le module de la vitesse de corrosion. DistC est la distance entre la surface extérieure du conteneur et le point de Gauss. Elle est calculée grâce à R_{ext} la distance entre la surface extérieure du conteneur et l'axe Y du repère, ainsi que R_Y qui est la position extérieure des couvercles (selon l'axe Y), elle varie selon le couvercle considéré.

Différentes zones sont alors définies afin de calculer cette distance (Figure 1-12).

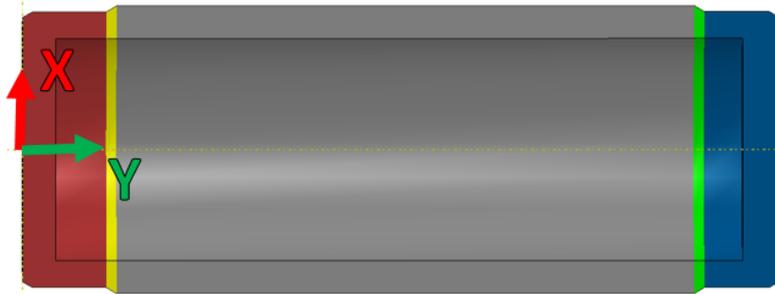


Figure 1-12: Discretisation des différentes zones

Nous pouvons alors calculer DistC, pour un point de Gauss de coordonnées (x,y,z) , pour chaque zone tel que :

- Zone grise: $DistC = R_{ext} - \sqrt{(x^2 + z^2)}$
- Zone rouge et bleue: $DistC_1 = ABS(R_Y - y)$ et $DistC_2 = R_{ext} - \sqrt{(x^2 + z^2)}$
 $DistC = \text{minimum de } (DistC_1, DistC_2)$
- Zone jaune et verte : $DistC = K_{C1} * y + K_{C2} - \sqrt{(x^2 + z^2)}$

R_Y vaut 0,0 pour la zone rouge, il prend la valeur de la longueur totale du conteneur pour la zone bleue. Pour les zones jaunes et vertes, K_{C1} et K_{C2} sont des coefficients permettant de tenir compte de l'inclinaison due au chanfrein.

L'emploi d'un front de corrosion, avec un temps d'initiation de la corrosion et un temps de corrosion totale, permet d'affecter progressivement la corrosion aux éléments la subissant, ce qui est cohérent avec la propagation progressive de la corrosion généralisée.

Dès lors que la corrosion « détruit » le métal en dégradant fortement ses propriétés physiques, elle est considérée ici comme un endommagement qui vient s'ajouter à l'endommagement mécanique ductile pour représenter l'endommagement global de la matière (voir §1.5.6).

1.5 Modélisation du comportement élastoplastique avec endommagement et corrosion généralisée

La méthode de l'état local (Germain, 1973) postule l'utilisation de variables d'état dont la valeur à chaque instant t pour chaque point matériel permet de déterminer la réponse du matériau. Cette approche est adaptée à la formulation d'équations constitutives pour un solide déformable présentant des dissipations. Chaque dissipation a alors sa propre variable d'état et une équation d'évolution permettant de la quantifier dans le temps.

Les besoins du projet de thèse n'incluant pas la prise en compte des effets thermiques, des conditions isothermes sont alors adoptées avec les hypothèses suivantes :

- La partie réversible des déformations étant faible comparée aux déformations irréversibles, nous considérons alors la décomposition additive des taux des déformations.
- Les variations volumiques générées par les déformations inélastiques en présence d'endommagement sont négligeables. Cette hypothèse est valide lorsque les microcavités restent faibles jusqu'à la rupture de l'EVR.
- Deux types d'écrouissages non linéaires sont considérés. L'écrouissage isotrope qui traduit la variation du rayon de la surface de charge et les écrouissages cinématiques qui traduisent la translation de la surface de charge.
- L'endommagement est de nature ductile. Pour simplifier les couplages de l'endommagement sur les variables et aussi pour tenir compte des observations expérimentales, il est considéré isotrope. Un couple de variables scalaires permet alors de le définir.

1.5.1 Variables d'état et variables effectives

En considérant les hypothèses précédentes, une paire de variables d'état a été associée à chaque phénomène physique. Chaque paire associe une variable d'état dans l'espace des déformations avec sa variable duale de type force dans l'espace des contraintes. Les variables sont résumées dans la Figure 1-13.

	Variable interne	Variable duale
Variables d'états observables		
Variabes mécaniques	$\underline{\underline{\varepsilon}}$	$\underline{\underline{\sigma}}$
Variables d'états non observables		
Déformations réversibles	$\underline{\underline{\varepsilon}}^e$	$\underline{\underline{\sigma}}$
Ecrouissage isotrope	r	R
Ecrouissage cinématique	$\underline{\underline{\alpha}}^i$	$\underline{\underline{X}}^i$
Endommagement ductile isotrope	d	Y

Figure 1-13: Variables d'états

Le modèle développé comportant deux écrouissages cinématiques, i prend les valeurs 1 et 2.

Ces variables d'état locales peuvent alors être utilisées dans le potentiel d'état ainsi que le potentiel des dissipations afin d'obtenir les relations d'état ainsi que les équations d'évolution.

Cependant, la présence de l'endommagement introduit des discontinuités dans l'EVR. Or le contexte de la thermodynamique des processus irréversibles utilisant la méthode de l'état local implique de s'assurer de la continuité des propriétés du milieu considéré.

L'utilisation d'un EVR homogène sain s'impose. Cet EVR sain est une transformation équivalente de l'EVR endommagé. C'est cette transformation de l'EVR qui conduit à la définition des variables d'état effectives en fonction des variables d'état proposées précédemment. Cette transformation est opérée grâce à l'hypothèse de l'équivalence en énergie totale (Saanouni et al., 1994).

A chaque instant t , l'état mécanique d'un EVR dans sa configuration réelle déformée et endommagée est décrit par les variables d'état $(\underline{\varepsilon}^e, \underline{\sigma}), (r, R), (\underline{\alpha}^i, \underline{X}^i)$ et (d, Y) . Au même instant t , une configuration fictive saine et non endommagée décrit l'état mécanique grâce aux variables d'état effectives $(\underline{\tilde{\varepsilon}}^e, \underline{\tilde{\sigma}}), (\tilde{r}, \tilde{R}), (\underline{\tilde{\alpha}}^i, \underline{\tilde{X}}^i)$ en considérant que l'énergie totale de chacune des configurations est égale. Ce principe est une généralisation de l'hypothèse de l'équivalence en énergie élastique (Cordebois and Sidoroff, 1982).

L'énergie totale (W_T) peut alors être décomposée en énergie élastique (W_T) et inélastique (W_{ine}):

$$W_T = W_e + W_{ine} \quad 1.30$$

Avec le principe de l'équivalence en énergie élastique :

$$W_e = \frac{1}{2} \underline{\sigma} : \underline{\varepsilon}^e = \frac{1}{2} \underline{\tilde{\sigma}} : \underline{\tilde{\varepsilon}}^e = \frac{1}{2} \underline{\varepsilon}^e : \underline{\underline{\Lambda}} : \underline{\varepsilon}^e = \frac{1}{2} \underline{\tilde{\varepsilon}}^e : \underline{\underline{\Lambda}} : \underline{\tilde{\varepsilon}}^e = \frac{1}{2} \underline{\varepsilon}^e : \underline{\underline{\tilde{\Lambda}}} : \underline{\varepsilon}^e \quad 1.31$$

Le tenseur d'élasticité d'ordre 4 est $\underline{\underline{\Lambda}}$.

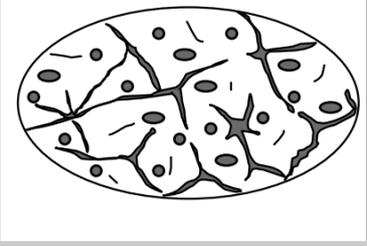
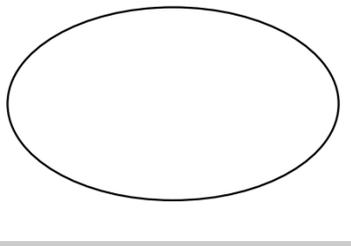
	EVR réel déformé et endommagé	EVR fictif sain non endommagé
Configuration tournée (EVR)		
Variables d'états internes	$(\underline{\varepsilon}^e, \underline{\sigma})$	$(\underline{\tilde{\varepsilon}}^e, \underline{\tilde{\sigma}})$
	(r, R)	(\tilde{r}, \tilde{R})
	$(\underline{\alpha}^i, \underline{X}^i)$	$(\underline{\tilde{\alpha}}^i, \underline{\tilde{X}}^i)$
	(d, Y)	
Energie totale	$W_T(\underline{\varepsilon}^e, r, \underline{\alpha}^i, d) = \tilde{W}_T(\underline{\tilde{\varepsilon}}^e, \tilde{r}, \underline{\tilde{\alpha}}^i)$	

Figure 1-14: Configurations saine et fictive

Le même principe est alors appliqué à l'énergie inélastique (W_{ine}) qui est défini en une partie isotropique (W_{iso}) et cinématique (W_{cin}) :

$$W_{ine} = W_{iso} + W_{cin} \quad 1.32$$

$$W_{iso} = \frac{1}{2} \underline{X} : \underline{\alpha} = \frac{1}{2} \underline{\tilde{X}} : \underline{\tilde{\alpha}} = \frac{1}{2} \underline{C} \underline{\alpha} : \underline{\alpha} = \frac{1}{2} \underline{C} \underline{\tilde{\alpha}} : \underline{\tilde{\alpha}} = \frac{1}{2} \underline{\tilde{C}} \underline{\alpha} : \underline{\alpha} \quad 1.33$$

$$W_{cin} = \frac{1}{2} R r = \frac{1}{2} \tilde{R} \tilde{r} = \frac{1}{2} Q r^2 = \frac{1}{2} Q \tilde{r}^2 = \frac{1}{2} \tilde{Q} r^2 \quad 1.34$$

C est le module d'écrouissage cinématique, Q est le module d'écrouissage isotrope.

Les relations entre les variables d'état et les variables effectives peuvent être écrites sous la forme suivante pour ce qui concerne les déformations et contraintes :

$$\underline{\tilde{\sigma}} = \frac{\underline{S}}{g_d(d)} + \frac{\sigma_H}{g_H(d)} \underline{I} \quad 1.35$$

$$\underline{\tilde{\varepsilon}}^e = g_d(d) \underline{\varepsilon}_d^e + g_H(d) \varepsilon_H \underline{I} \quad 1.36$$

Les tenseurs des contraintes de Cauchy et des déformations élastiques étant séparés en partie déviatorique ($\underline{S}, \underline{\varepsilon}_d^e$) et hydrostatique (σ_H, ε_H), on définit alors :

$$\underline{S} = 2\mu(g_d(d))^2 \underline{\varepsilon}_d^e \text{ où } \underline{\varepsilon}_d^e = \underline{\varepsilon}^e - \varepsilon_H \underline{I} \quad 1.37$$

$$\sigma_H = 3K(g_H(d))^2 \varepsilon_H \text{ où } \varepsilon_H = \frac{1}{3} \text{trace}(\underline{\varepsilon}) \quad 1.38$$

Où μ représente le module de cisaillement et K le module de compressibilité du matériau. Ces modules sont calculés à partir du module d'Young E et coefficient de Poisson ν initiaux et non endommagés du matériau tels que :

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad 1.39$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad 1.40$$

Le même processus est employé pour l'écrouissage isotrope :

$$\tilde{R} = \frac{R}{g_r(d)} \quad 1.41$$

$$\tilde{r} = g_r(d) r \quad 1.42$$

Mais aussi pour les tenseurs concernant les écrouissages cinématiques :

$$\tilde{\underline{X}}^i = \frac{\underline{X}^i}{g_d(d)} \quad 1.43$$

$$\tilde{\underline{\alpha}}^i = g_d(d) \underline{\alpha}^i \quad 1.44$$

Dans ce cas d'isotropie de l'endommagement, les fonctions de couplage de l'endommagement $g_d(d)$, $g_H(d)$ et $g_r(d)$ permettent de définir les effets de l'endommagement ductile sur les différents phénomènes physiques. Trois fonctions différentes sont employées puisqu'on considère que l'endommagement affecte différemment les parties déviatoriques, les parties hydrostatiques, et l'écrouissage isotrope à partir des équations suivantes :

$$g_d(d) = \sqrt{1-d} \quad 1.45$$

$$g_r(d) = \sqrt{1-d^{\gamma_r}} \quad 1.46$$

$$g_H(d) = \sqrt{1-H(\sigma_H)d^{\gamma_e}} \quad 1.47$$

L'effet de l'endommagement sur les parties déviatoriques (\underline{S} , $\underline{\varepsilon}_d^e$) et hydrostatiques (σ_H , ε_H) des contraintes et déformations élastiques, est différencié grâce au paramètre de puissance γ_e . Aussi, l'écrouissage isotrope est également affecté différemment grâce au paramètre γ_r . Notons que c'est la même fonction qui représente l'influence de l'endommagement sur la partie déviatorique des contraintes et sur l'écrouissage cinématique en l'absence d'observations contraires.

La fonction de Heaviside $H(\sigma_H)$ est introduite afin de gérer les effets de fermeture des microfissures. Comme annoncé dans les hypothèses, ce métal étant ductile, la fermeture des microfissures doit alors être prise en compte, la fonction $H(\sigma_H)$ est alors:

$$H(\sigma_H) = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_H > 0 \\ h & \text{si } \sigma_H < 0 \end{cases} \quad 1.48$$

où h est un paramètre à identifier en compression. Généralement un $h=0,2$ est conseillé pour le cas des métaux (Ladeveze and Lemaitre, 1984).

Pour un EVR contenant un certain dommage les microfissures s'ouvrent en traction et entraînent une baisse des modules. Si maintenant le même EVR est sollicité en compression, suite à une inversion de la sollicitation, les microfissures se referment progressivement jusqu'à une fermeture totale si la sollicitation de compression est suffisante. Dans ce cas les modules d'élasticité et d'écrouissage doivent pouvoir se restaurer pour retrouver progressivement leurs valeurs initiales avant endommagement. Cet effet de récupération des propriétés physiques du milieu sain après fermeture des microfissures s'appelle effet quasi-unilatéral (Ladeveze and Lemaitre, 1984), (Lemaitre et al., 2000), (Desmorat and Cantournet, 2008), (Pirondi et al., 2006), (Saanouni, 2012). Avec un endommagement isotrope, on peut aisément définir des

variables effectives en conditions unilatérales. Pour toute variable tensorielle \underline{T} écrite dans son repère principal, on définit une partie positive $\langle \underline{T} \rangle_+$ et une partie négative $\langle \underline{T} \rangle_-$.

$$\underline{T} = \langle \underline{T} \rangle_+ + \langle \underline{T} \rangle_- \quad 1.49$$

La partie positive de la trace de \underline{T} s'écrit :

$$\langle \underline{T} : \underline{1} \rangle_+ = \begin{cases} \underline{T} : \underline{1} & \text{si } \underline{T} : \underline{1} > 0 \\ 0 & \text{si } \underline{T} : \underline{1} \leq 0 \end{cases} \quad 1.50$$

On a de même pour la partie négative de la trace :

$$\langle \underline{T} : \underline{1} \rangle_- = \begin{cases} \underline{T} : \underline{1} & \text{si } \underline{T} : \underline{1} \leq 0 \\ 0 & \text{si } \underline{T} : \underline{1} > 0 \end{cases} \quad 1.51$$

On peut alors décomposer les tenseurs des déformations et contraintes tel que :

$$\underline{\varepsilon}^e = \langle \underline{\varepsilon}^e \rangle_+ + \langle \underline{\varepsilon}^e \rangle_- \quad 1.52$$

$$\underline{\varepsilon}_{d+}^e = g_d(d) \langle \underline{\varepsilon}_d^e \rangle_+ \quad 1.53$$

$$\underline{\varepsilon}_{d-}^e = g_H(d) \langle \underline{\varepsilon}_d^e \rangle_- \quad 1.54$$

$$\underline{\sigma} = \langle \underline{\sigma} \rangle_+ + \langle \underline{\sigma} \rangle_- \quad 1.55$$

1.5.2 Les modules effectifs du matériau

Il est intéressant de construire les différents modules effectifs déduits du choix des fonctions de couplage de l'endommagement. Dans le cas de notre formulation, les modules effectifs de compressibilité \tilde{K} et de cisaillement $\tilde{\mu}$ s'obtiennent facilement des équations 1.37 et 1.38 :

$$\tilde{\mu} = (g_d(d))^2 \mu \quad 1.56$$

$$\tilde{K} = (g_H(d))^2 K \quad 1.57$$

Nous allons maintenant considérer un chargement simple de traction ou compression, le tenseur de contrainte et le tenseur des petites déformations élastiques sont alors de la forme suivante :

$$\underline{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3} \quad \text{et} \quad \underline{\varepsilon}^e = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^e & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22}^e & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^e \end{bmatrix}_{\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3} \quad 1.58$$

Le module d'Young effectif \tilde{E} et le coefficient de Poisson effectif $\tilde{\nu}$ sont alors déterminés par les relations :

$$\tilde{E} = \frac{\sigma_{11}}{\varepsilon_{11}^e} \quad \text{et} \quad \tilde{\nu} = -\frac{\varepsilon_{22}^e}{\varepsilon_{11}^e} = -\frac{\varepsilon_{33}^e}{\varepsilon_{11}^e} \quad 1.59$$

A partir des relations 1.37, 1.38, 1.56 et 1.57, nous obtenons :

$$\sigma_{11} = 3\tilde{K}(\varepsilon_{11}^e + \varepsilon_{22}^e + \varepsilon_{33}^e) = 3\tilde{K}(1 - 2\tilde{\nu})\varepsilon_{11}^e \quad 1.60$$

$$S_{11} = \frac{2}{3}\sigma_{11} = 2\tilde{\mu} \left(\frac{2}{3}\varepsilon_{11}^e - \frac{1}{3}(\varepsilon_{22}^e + \varepsilon_{33}^e) \right) = \frac{4}{3}\tilde{\mu}(1 + \tilde{\nu})\varepsilon_{11}^e \quad 1.61$$

Lorsque nous exprimons le module d'Young effectif :

$$\tilde{E} = \frac{\sigma_{11}}{\varepsilon_{11}^e} = 2\tilde{\mu}(1 + \tilde{\nu}) = 3\tilde{K}(1 - 2\tilde{\nu}) \quad 1.62$$

Nous obtenons alors les modules effectifs suivants :

$$\tilde{\nu} = \frac{3\tilde{K} - 2\tilde{\mu}}{6\tilde{K} + 2\tilde{\mu}} \quad 1.63$$

$$\tilde{E} = \tilde{\mu} \left(\frac{9\tilde{K}}{3\tilde{K} + \tilde{\mu}} \right) \quad 1.64$$

Dans le cas particulier où $\gamma_e = 1$ et $h=1$ alors $g_d(d) = g_H(d) = \sqrt{1-d}$ les relations se simplifient et on obtient alors $\tilde{E} = (1-d)E$ et $\tilde{\nu} = \nu$. Seul le module d'Young est alors affecté par l'endommagement conformément à la théorie classique de l'endommagement isotrope.

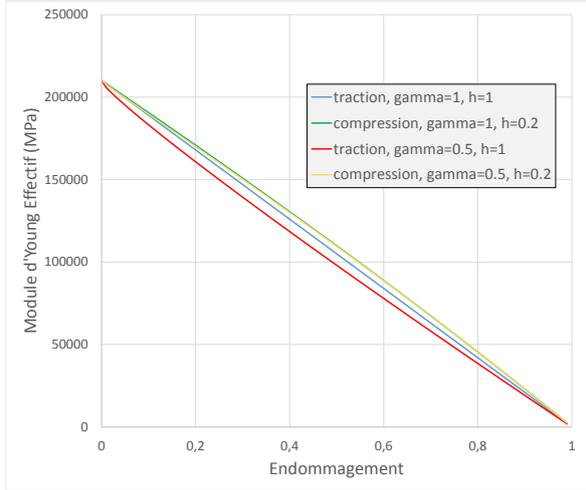


Figure 1-15: Evolution du module d'Young effectif en fonction de l'endommagement d

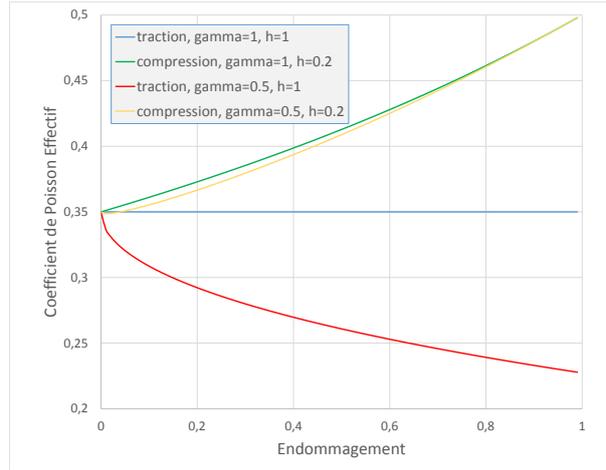


Figure 1-16: Evolution du coefficient de Poisson en fonction de l'endommagement d

Nous fixons $E=210000$ MPa et $\nu = 0,35$. Les modules de compressibilité $K \approx 233333$ MPa et de cisaillement $\mu \approx 77777,7$ MPa sont alors calculés par les relations 1.39 et 1.40. Les graphiques suivants (Figure 1-15 et Figure 1-16) montrent l'évolution de \tilde{E} et $\tilde{\nu}$ en fonction de l'endommagement d et pour différentes valeurs de γ_e et h dans le cas de la traction ou compression. Nous pouvons constater que l'évolution du module d'Young effectif \tilde{E} est très peu sensible aux valeurs des paramètres γ_e et h . Son évolution est quasi linéaire et il tend vers 0,0 lorsque $d=1,0$. Le coefficient de Poisson effectif est au contraire beaucoup plus affecté par le changement des valeurs des paramètres γ_e et h . Dans le cas de la traction, le coefficient $\tilde{\nu}$ décroît pour atteindre une valeur de 0,22 pour $d=1,0$. Pour la compression, le coefficient $\tilde{\nu}$ augmente en fonction de l'endommagement pour atteindre une condition d'incompressibilité $\tilde{\nu} = 0,5$ lorsque $d=1,0$.

1.5.3 Potentiel d'état : relations d'état

Les variables d'état ainsi que les variables effectives étant définies, le potentiel d'état peut être choisi puis il est possible de déduire les relations d'état.

Le potentiel d'état peut être décomposé en une partie élastique ψ_e ainsi qu'une partie inélastique ψ_{in} .

$$\rho\psi = \rho\psi_e(\underline{\varepsilon}^e, d) + \rho\psi_{in}(\underline{\alpha}^i, r, d) \quad 1.65$$

$$\rho\psi_e(\underline{\varepsilon}^e, d) = \frac{1}{2} \underline{\underline{\varepsilon}}^e : \underline{\underline{\Lambda}}^e : \underline{\underline{\varepsilon}}^e \quad 1.66$$

$$\rho\psi_{in}(\underline{\alpha}^i, r, d) = \sum_i \frac{C_i}{3} \underline{\underline{\alpha}}^i : \underline{\underline{\alpha}}^i + \frac{Q \tilde{r}^{m+1}}{m+1} \quad 1.67$$

Nous pouvons alors exprimer $\rho\psi_e(\underline{\varepsilon}^e, d)$ tel que :

$$\rho\psi_e(\underline{\varepsilon}^e, d) = \frac{1}{2Gg_d^2} \langle \sigma \rangle_+ : \langle \sigma \rangle_+ + \frac{H(\sigma_H)}{4Gg_d^2} \langle \sigma \rangle_- : \langle \sigma \rangle_- - \frac{3(\sigma_H)^2 \nu}{4E g_h^2} \quad 1.68$$

La différentielle totale de l'énergie libre est :

$$\dot{\psi}(\underline{\varepsilon}^e, \underline{\alpha}^i, r, d) = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}^e} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}^e} + \frac{\partial \psi}{\partial \underline{\underline{\alpha}}^i} : \dot{\underline{\underline{\alpha}}^i} + \frac{\partial \psi}{\partial r} : \dot{r} + \frac{\partial \psi}{\partial d} : \dot{d} \quad 1.69$$

Le second principe est formulé dans l'inégalité de Clausius–Duhem écrit avec la densité ρ :

$$\underline{\underline{\sigma}} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} - \rho \dot{\psi} \geq 0 \quad 1.70$$

En remplaçant 1.68 dans l'inégalité de Clausius-Duhem on obtient :

$$\left(\underline{\underline{\sigma}} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}^e} \right) : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}^e} + \underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{D}}^p - \frac{\partial \psi}{\partial \underline{\underline{\alpha}}^i} : \dot{\underline{\underline{\alpha}}^i} - \frac{\partial \psi}{\partial r} : \dot{r} - \frac{\partial \psi}{\partial d} : \dot{d} \geq 0 \quad 1.71$$

On arrive aux relations d'état suivantes :

$$\underline{\sigma} = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \underline{\varepsilon}^e} = \underline{S} + \sigma_H \underline{I} = 2 \mu (g_d(d))^2 \underline{\varepsilon}_d^e + 3K (g_H(d))^2 \underline{\varepsilon}_H \underline{I} \quad 1.72$$

$$\underline{X}^i = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \underline{\alpha}^i} = \frac{2}{3} (g(d))^2 C^i \underline{\alpha}^i \quad 1.73$$

$$R = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial r} = (g_r(d))^{m+1} Q r^m \quad 1.74$$

$$Y = -\rho \frac{\partial \Psi}{\partial d} = Y^e + Y^\alpha + Y^r \quad 1.75$$

$$Y^e = \frac{1}{4Gg_d^4} \langle \sigma \rangle_+ : \langle \sigma \rangle_+ + \frac{H(\sigma_H)}{4Gg_d^4} \langle \sigma \rangle_- : \langle \sigma \rangle_- - \frac{3(\sigma_H)^2 \nu}{4Eg_h^4} (H(\sigma_H) \gamma_e d^{\gamma_e - 1}) \quad 1.76$$

$$Y^\alpha = \sum_i \frac{1}{3} C^i \underline{\alpha}^i : \underline{\alpha}^i \quad 1.77$$

$$Y^r = \frac{d^{\gamma_r - 1}}{2} (g_r)^{m-1} Q r^{m+1} \quad 1.78$$

Les relations d'état et l'inégalité de Clausius-Duhem permettent d'obtenir les dissipations volumiques :

$$\Phi_v = \underline{\sigma} : \underline{D}^p - \underline{X} : \underline{\dot{\alpha}}^i - R\dot{r} + Y\dot{d} \geq 0 \quad 1.79$$

1.5.4 Surface de charge

Le cadre de la plasticité non associée est utilisé, une surface de charge f ainsi qu'un potentiel plastique F définis positifs et fonctions convexes dans l'espace des contraintes sont introduits.

Dans le cadre des milieux standards généralisés, des modèles à une ou deux surfaces de charges ont été développés. Tout d'abord par (Chaboche, 1978) avec une seule surface de charge et un potentiel plastique. Puis des modèle à deux surfaces, l'une pour la plasticité et l'autre pour l'endommagement ainsi qu'un potentiel plastique et un potentiel d'endommagement (Voyiadjis, 1999), (Saanouni and Chaboche, 2003), (Saanouni, 2012).

La théorie à une surface de charge est adoptée, avec le potentiel plastique F déduit de la surface de charge f à laquelle on ajoute les phénomènes dissipatifs.

$$f = \frac{J_2(\underline{S} - \sum_i \underline{X}_i)}{g_d(d)} - \frac{R}{g_r(d)} - \sigma_y \leq 0 \quad 1.80$$

Avec $J_2(\underline{S} - \sum_i \underline{X}_i)$ la plasticité isotrope de von Mises.

$$J_2(\underline{S} - \sum_i \underline{X}_i) = \sqrt{\frac{3}{2} (\underline{S} - \sum_i \underline{X}_i) : (\underline{S} - \sum_i \underline{X}_i)} \quad 1.81$$

Le potentiel plastique peut alors être exprimé en une somme des dissipations plastiques et d'endommagement :

$$F(\underline{\sigma}, \underline{X}, R, Y; d) = F_{pl}(\underline{\sigma}, \underline{X}, R) + F_d(Y; d) \quad 1.82$$

$$F_{pl}(\underline{\sigma}, \underline{X}, R) = f + \sum_i \frac{3 a_i}{4 C_i} \underline{\tilde{X}}_i : \underline{\tilde{X}}_i + \frac{bm}{(m+1)Q^{\frac{1}{m}}} \tilde{R}^{\frac{m+1}{m}} \quad 1.83$$

$$F_d(Y; d) = \frac{1}{g_d(d)^\beta} \frac{s}{s+1} \left(\frac{Y - Y_0}{s} \right)^{s+1} \quad 1.84$$

1.5.5 Analyse des dissipations

Puisque la théorie à une seule surface de charge est adoptée, les relations d'évolution sont gouvernées par la plasticité à partir du potentiel des dissipations F .

La règle de normalité appliquée aux dissipations permet d'obtenir :

$$\Phi = \underline{\sigma} : \underline{D}^p - \underline{X} : \underline{\dot{\alpha}}^i - R\dot{r} + Y\dot{d} - \dot{\lambda}(F_{pl} + F_d) \quad 1.85$$

Les relations d'évolution des variables d'état sont alors obtenues en cherchant l'extrémum de Φ :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \underline{\sigma}} = 0 \Rightarrow \underline{D}^p = \lambda \frac{\partial F}{\partial \underline{\sigma}} \quad 1.86$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \underline{X}} = 0 \Rightarrow \underline{\dot{\alpha}}^i = -\lambda \frac{\partial F}{\partial \underline{X}} \quad 1.87$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial R} = 0 \Rightarrow \dot{r} = -\lambda \frac{\partial F}{\partial R} \quad 1.88$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial Y} = 0 \Rightarrow \dot{d} = +\lambda \frac{\partial F}{\partial Y} \quad 1.89$$

λ est un scalaire strictement positif jouant le rôle d'un multiplicateur de Lagrange pour les phénomènes dissipatifs. Les relations d'évolution sont alors :

$$\underline{D}^p = \frac{\lambda}{g_d} \underline{\tilde{n}} \text{ avec } \underline{\tilde{n}} = \frac{3}{2} \frac{\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\Sigma}}_i \underline{X}_i}{J_2(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\Sigma}}_i \underline{X}_i)} \quad 1.90$$

$$\underline{\dot{\alpha}}^i = \underline{D}^p - \lambda a_i \underline{\alpha}^i \quad 1.91$$

$$\dot{r} = \lambda \left(\frac{1}{g_r} - b r \right) \quad 1.92$$

$$\dot{d}_m = \frac{\lambda}{g_d} \left(\frac{Y - Y_0}{s} \right)^s \quad 1.93$$

La quantité $\langle Y - Y_0 \rangle$ définie la partie positive de $(Y - Y_0)$, elle est nulle si $(Y - Y_0)$ est négative ou nulle. L'endommagement ductile n'évolue donc pas $\dot{d}_m = 0$ tant que Y ne dépasse pas le seuil Y_0 .

Notons que pour la modélisation du comportement du matériau, un seuil p^* correspondant à un niveau de plasticité cumulée est défini. Tant que ce seuil retardant le début de l'écroutissage n'est pas atteint, l'écroutissage isotrope ainsi que le second écroutissage cinématique n'évoluent pas. Ces considérations seront discutées dans le §4.1.2.

La vitesse des déformations plastiques cumulées \dot{p} peut alors être exprimée telle que :

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \underline{D}^p : \underline{D}^p} \quad 1.94$$

La condition de consistance $\dot{f} = 0$ permet de déterminer λ avec $\dot{f} = 0$:

$$\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} : \underline{\dot{\sigma}} + \frac{\partial f}{\partial \underline{X}} : \underline{\dot{X}} + \frac{\partial f}{\partial R} \dot{R} + \frac{\partial f}{\partial d} \dot{d} = 0 \quad 1.95$$

$$\underline{\dot{X}} = \frac{\partial X}{\partial \underline{\alpha}^i} : \underline{\dot{\alpha}}^i + \frac{\partial X}{\partial d} \dot{d} \quad 1.96$$

$$\dot{R} = \frac{\partial R}{\partial r} \dot{r} + \frac{\partial R}{\partial d} \dot{d} \quad 1.97$$

On obtient alors :

$$\dot{f} = \underline{n} : \underline{\dot{\sigma}} - \underline{n} : \left(\frac{\partial X}{\partial \underline{\alpha}^i} : \underline{\dot{\alpha}}^i + \frac{\partial X}{\partial d} \dot{d} \right) + \frac{\partial f}{\partial R} \left(\frac{\partial R}{\partial r} \dot{r} + \frac{\partial R}{\partial d} \dot{d} \right) + \frac{\partial f}{\partial d} \dot{d} = 0 \quad 1.98$$

Avec les relations d'évolution on a alors :

$$\underline{n} : \underline{\dot{\sigma}} - \lambda \left(\frac{\partial f}{\partial \underline{X}} : \frac{\partial X}{\partial \underline{\alpha}^i} : \frac{\partial F}{\partial \underline{X}} + \frac{\partial f}{\partial R} \frac{\partial R}{\partial r} \frac{\partial F}{\partial R} - \left(\frac{\partial f}{\partial \underline{X}} : \frac{\partial X}{\partial d} + \frac{\partial f}{\partial R} \frac{\partial R}{\partial d} + \frac{\partial f}{\partial d} \right) \frac{\partial F}{\partial Y} \right) = 0 \quad 1.99$$

$$\underline{n} : \underline{\dot{\sigma}} - \lambda h_p = 0 \quad 1.100$$

h_p est le module d'écroutissage, on a $\lambda \geq 0$ donc :

$$\lambda = \frac{1}{h_p} \underline{n} : \underline{\dot{\sigma}} \quad 1.101$$

1.5.6 Influence de la corrosion généralisée

La corrosion généralisée devrait être le seul type de corrosion présente, la variable corrosion généralisée (ζ_{cor}) est considérée comme une partie de l'endommagement global (d) de sorte que :

$$d = d_m + \zeta_{cor} \quad 1.102$$

L'endommagement total d est alors composé de l'endommagement mécanique d_m et de l'endommagement due à la corrosion ζ_{cor} . Son total ne peut excéder un. Un élément peut alors être totalement endommagé si :

- L'endommagement mécanique est total mais sans endommagement due à la corrosion.
- L'endommagement mécanique est nul et l'endommagement due à la corrosion est total.
- La somme de l'endommagement mécanique et de l'endommagement due à la corrosion est égale à un.

1.6 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté différents travaux concernant l'endommagement ductile de métaux. L'approche phénoménologique macroscopique est alors utilisée dans le cadre de cette thèse tant pour des considérations de connaissance de l'état du matériau que pour des considérations de temps de calculs engendrés. Les différentes hypothèses retenues ont été discutées, telle la refermeture des microfissures en compression et le besoin de séparer la partie hydrostatique et déviatorique des tenseurs des contraintes et de déformations. L'affectation différente de l'endommagement sur les tenseurs d'élasticité, d'écrouissage isotrope et cinématique a aussi été présentée.

Les différentes équations d'évolution et d'état de ce modèle ont été définies, le prochain chapitre traite des considérations numériques prises en compte lors du développement de ce modèle élastoplastique en grandes transformations.

Chapitre 2

Modélisation numérique

2.1 Introduction

Dans ce chapitre on présente les aspects numériques des discrétisations spatiale et temporelle pour le problème mécanique fortement couplé à l'endommagement ductile isotrope et faiblement couplé à la corrosion supposée homogène et généralisée. La discrétisation spatiale est réalisée dans le cadre de la méthode des éléments finis (Hughes, 2012) basée sur une formulation variationnelle en déplacement pour résoudre, grâce à une méthode dynamique explicite, les équations différentielles aux dérivées partielles décrivant l'équilibre mécanique d'un solide élastoplastique endommageable et corrodable en transformations finies. La discrétisation du domaine temporel $[t_0, t_f]$, avec t_0 l'instant de chargement initial et t_f l'instant de chargement final, est basée sur des schémas appropriés aux différences finies pour résoudre le problème d'évolution sur chaque incrément de temps (ou de chargement). Une attention particulière est accordée à l'intégration numérique, en chaque point de quadrature de chaque élément, des équations gouvernant les évolutions des variables d'états. Un système réduit d'équations différentielles ordinaires est résolu grâce à un schéma itératif inconditionnellement stable. Enfin, la prise en compte de la corrosion généralisée à vitesse d'évolution constante et imposée au niveau numérique ainsi que le développement d'un outil permettant d'appliquer des chargements en pression sur toute la structure étudiée seront présentés.

2.2 Formulation variationnelle du problème

Nous considérons un solide déformable (avec petites déformations élastiques mais grandes déformations plastiques) constitué d'un matériau au comportement élastoplastique et considérant l'endommagement ductile ainsi que les effets d'une corrosion généralisée et homogène. Les équations constitutives du modèle de comportement ont été détaillées dans le Chapitre 1.

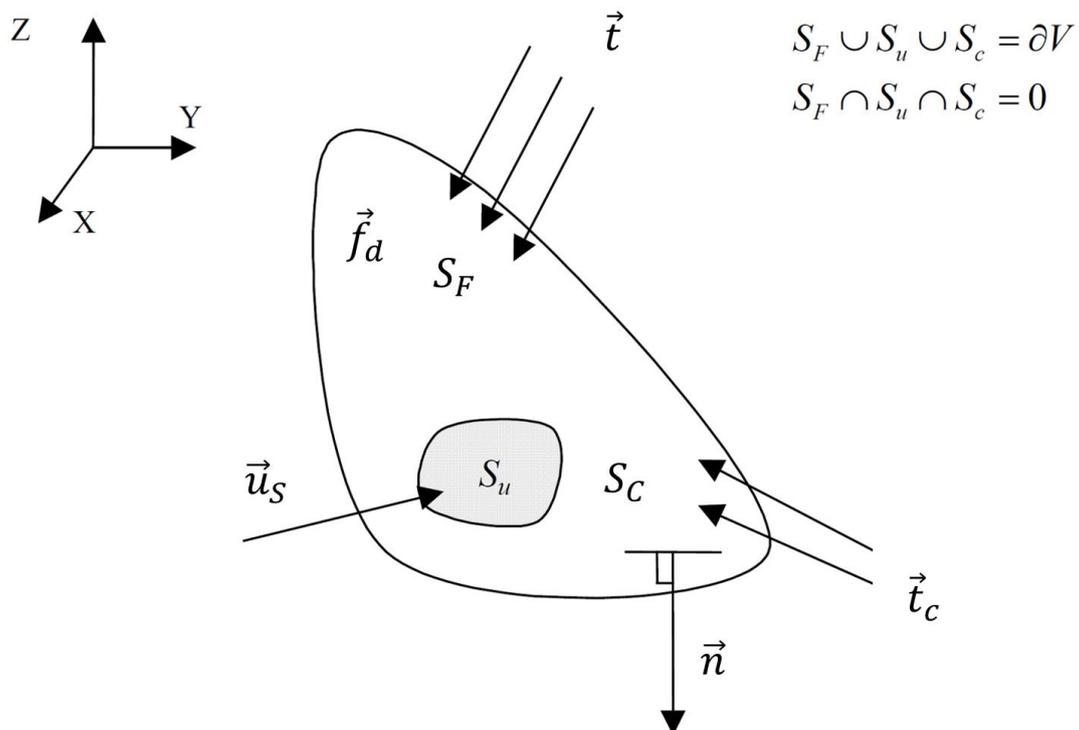


Figure 2-1: Problème mécanique

2. Modélisation numérique

A chaque instant t , avec $t \in [t_0, t_f]$ où t_0 est l'instant initial et t_f l'instant final d'un chargement, le solide subit différentes forces. En considérant un solide de volume V et de frontière ∂V , il est soumis à des forces de volume \vec{f}_d , des forces surfaciques \vec{t} sur une partie de la frontière S_F et des forces de contact \vec{t}_c sur S_C . Il est de plus soumis à un champ de déplacements \vec{u}_S sur sa frontière S_u (Figure 2-1).

Le mouvement d'un solide peut être décrit par diverses formulations exprimant les conditions d'équilibre. Il existe différentes formulations :

- La formulation Lagrangienne totale : toutes les variables cinématiques et d'état sont définies dans la configuration de référence.
- La formulation Eulérienne totale : toutes les variables cinématiques et d'état sont définies dans la configuration déformée actuelle.
- La formulation Lagrangienne actualisée : toutes les variables cinématiques et d'état sont définies dans la dernière configuration courante déformée d'équilibre.
- La formulation Lagrangienne Eulérienne Arbitraire (ALE) : les points matériels et les positions des nœuds du maillage sont gouvernés par deux cinématiques différentes.

En mécanique non linéaire des solides et plus particulièrement pour les problèmes de mise en forme, la formulation Lagrangienne actualisée est majoritairement employée car elle permet d'actualiser la configuration de référence au cours de la déformation. Ce qui permet de connaître l'évolution de chaque point matériel tout en gérant les grandes transformations géométriques du solide déformé et des conditions aux limites (Bonet and Wood, 2008). Connaissant l'état initial en tout point du volume V , on détermine pour chaque instant t les champs de déplacements, de contraintes et de déformations vérifiant les équations suivantes :

- Les équations différentielles d'équilibre dynamique dans le domaine V

$$\text{div } \underline{\sigma} + \vec{f}_d = \rho \vec{u} \quad 2.1$$

$$\underline{\sigma} \cdot \vec{n} = \vec{t} = -p \vec{n} \text{ sur la frontière } S_p \text{ où est appliquée une pression } p \text{ extérieure} \quad 2.2$$

$$\underline{\sigma} \cdot \vec{n} = \vec{t}_c = -p_c \vec{n} \text{ sur la frontière } S_c \text{ où est appliquée une pression de contact } p_c \quad 2.3$$

$$\vec{u} = \vec{u}_S \text{ sur la frontière } S_u \text{ où les déplacements } \vec{u}_S \text{ sont connus} \quad 2.4$$

\vec{u} est le champ d'accélération de chaque point matériel.

- Les équations cinématiques dans le domaine V

$$\underline{D} = \frac{1}{2} (\text{grad}(\vec{u}) + \text{grad}(\vec{u})^t) \quad 2.5$$

\vec{u} est le champ de vitesse de chaque point matériel. \underline{D} est le tenseur des taux de déformations totales.

- L'ensemble des équations constitutives exprimées dans le premier chapitre : les relations d'état ainsi que les relations d'évolution

Variables d'état	Equations d'évolution
Contrainte de Cauchy $\underline{\sigma} = 2 \mu (g_d(d))^2 \underline{\varepsilon}_d^e + K (g_H(d))^2 \underline{\varepsilon}_H \underline{I}$	$\underline{D}^p = -\frac{\dot{\lambda}}{g_d} \tilde{n}$
Ecroissance cinématique $\underline{X}^i = \frac{2}{3} (g_d)^2 \underline{C}^i \underline{\alpha}^i$	$\underline{\dot{\alpha}}^1 = \underline{D}^p - \dot{\lambda} a_1 \underline{\alpha}^1$ $\underline{\dot{\alpha}}^2 = \begin{cases} 0 & \text{si } p \leq p^* \\ \underline{D}^p - \dot{\lambda} a_2 \underline{\alpha}^2 & \text{si } p > p^* \end{cases}$
Ecroissance isotrope $R = (g_r)^{m+1} Q r^m$	$\dot{r} = \begin{cases} 0 & \text{si } p \leq p^* \\ \dot{\lambda} \left(\frac{1}{g_r} - b r \right) & \text{si } p > p^* \end{cases}$
Endommagement ductile $Y = Y^e + Y^\alpha + Y^r$ $Y^e = -\frac{1}{4Gg_d^4} \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+ : \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+ +$ $\frac{H(\sigma_H)}{4Gg_d^4} \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_- : \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_- - \frac{(H(\sigma_H))^2 \gamma_e d^{\gamma_e - 1}}{g_h^4 d} \frac{3\sigma_H \nu}{4E}$ $Y^\alpha = \sum_i \frac{2}{3} \underline{C}^i \underline{\alpha}^i : \underline{\alpha}^i$ $Y^r = -\frac{1}{2} (g_r)^m (\gamma_r d^{\gamma_r - 1}) Q r^{m+1}$	$\dot{d} = \frac{\dot{\lambda}^p}{g_d} \left\langle \frac{Y - Y_0}{S} \right\rangle^s$

Figure 2-2: L'ensemble des relations d'état et équations d'évolution du modèle de comportement

La forme variationnelle faible associée au problème différentiel est donnée par le principe des puissances virtuelles :

$$\delta P_{int} + \delta P_{ext} - \delta P_a = 0 \text{ quelque soit } \delta \vec{u} \text{ C.A.} \quad 2.6$$

$$\delta P_{int} = - \int_V \underline{\sigma} : \delta \underline{D} \, dV \quad 2.7$$

$$\delta P_{ext} = \int_V \vec{f}_d \cdot \delta \vec{u} \, dV + \int_{S_p} \vec{t} \cdot \delta \vec{u} \, dS + \int_{S_c} \vec{t}_c \cdot \delta \vec{u} \, dS \quad 2.8$$

$$\delta P_a = \int_V \rho \vec{u} \delta \vec{u} \, dV \quad 2.9$$

$\underline{\sigma}$ est le tenseur des contraintes, $\delta \underline{D}$ est le taux des déformations totales virtuelles.

L'équation 2.6 étant fortement non linéaire, elle doit être linéarisée avant résolution, la discrétisation par éléments finis des formes faibles est alors communément employée. Elle permet d'arriver à un système algébrique non linéaire qui est alors linéarisé par un développement limité.

2.3 Discrétisation spatiale par la méthode des éléments finis

La forme faible I associée au problème d'équilibre est donnée par :

$$I = - \int_V \underline{\sigma} : \delta \underline{D} \, dV + \int_V \vec{f}_d \cdot \delta \vec{u} \, dV + \int_{S_F} \vec{t} \cdot \delta \vec{u} \, dS + \int_{S_c} \vec{t}_c \cdot \delta \vec{u} \, dS - \int_V \rho \vec{u} \delta \vec{u} \, dV = 0 \text{ quel que soit } \delta \vec{u} \text{ (C.A.)} \quad 2.10$$

La discrétisation par la méthode des éléments finis (Oudin, 2008) consiste à décomposer le domaine V en sous domaines V^i avec :

$$V = \sum_{\text{éléments}} V^i \quad 2.11$$

2.3.1 Discrétisation des formes faibles

En utilisant les notations matricielles, les approximations nodales du champ des déplacements $\{u_e\}$, des vitesses $\{\dot{u}_e\}$ et des accélérations $\{\ddot{u}_e\}$ sur un élément typique (e) s'écrivent :

$$\{u_e\} = [N_e]\{u_{nod}^e\} \quad 2.12$$

$$\{\dot{u}_e\} = [N_e]\{\dot{u}_{nod}^e\} \quad 2.13$$

$$\{\ddot{u}_e\} = [N_e]\{\ddot{u}_{nod}^e\} \quad 2.14$$

où $[N_e]$ est la matrice des fonctions d'interpolation des déplacements sur l'élément qui sont fonctions que des seules coordonnées spatiales. $\{u_{nod}^e\}$, $\{\dot{u}_{nod}^e\}$ et $\{\ddot{u}_{nod}^e\}$ sont les vecteurs des déplacements, des vitesses et des accélérations de tous les nœuds d'un élément ' e '.

En adoptant l'hypothèse de Galerkin (Fletcher, 1984), les déplacements et les vitesses virtuelles s'expriment en fonction de la même matrice par :

$$\{\delta u_e\} = [N_e]\{\delta u_{nod}^e\} \quad 2.15$$

$$\{\delta \dot{u}_e\} = [N_e]\{\delta \dot{u}_{nod}^e\} \quad 2.16$$

En utilisant les approximations ci-dessus, la forme faible élémentaire s'écrit, sur un élément typique ' e ' :

$$I_M^e = \langle \delta \dot{u}_{nod}^e \rangle \{ [M^e]\{\ddot{u}_{nod}^e\} + \{F_{int}^e\} - \{F_{ext}^e\} \} \quad 2.17$$

avec :

$$\{F_{ext}^e\} = \int_{V^e} [N_e]^T \{f_d^e\} J_v^e dV + \int_{S^e} [N_e]^T \{t^e\} J_s^e dS - \int_{S^e} [N_e]^T \{t_c^e\} J_s^e dS \quad 2.18$$

$$\{F_{int}^e\} = \int_{V^e} [B_e]^T \underline{\sigma}^e J_v^e dV \quad 2.19$$

$$[M_e] = \int_{V^e} \rho [N_e]^T [N_e] J_v^e dV \quad 2.20$$

J_v^e est le déterminant de la matrice Jacobienne de la transformation géométrique entre l'espace réel et l'espace de référence, en 3D, J_s^e est son équivalent surfacique, en 2D. La matrice d'interpolation des déformations est :

$$[B_e] = \frac{\partial [N_e]}{\partial \{x\}} \quad 2.21$$

L'équilibre mécanique global du système est alors obtenu en écrivant la condition d'équilibre sur l'ensemble des éléments par la procédure classique d'assemblage :

$$I_M = \langle \delta \dot{u} \rangle \{ [M]\{\ddot{u}\} - \{F_{ext}\} + \{F_{int}\} \} = 0 \quad \text{quel que soit } \langle \delta \dot{u} \rangle \text{ C.A.} \quad 2.22$$

On obtient alors pour un problème quasi-statique dont on peut négliger les effets d'inertie :

$$\{F_{int}\} - \{F_{ext}\} = \{R\} \quad 2.23$$

$\{R\}$ est alors le résidu mécanique en statique.

En dynamique, on obtient :

$$[M]\{\ddot{u}\} + \{R\} = \{0\} \quad 2.24$$

Différents schémas de résolution sont disponibles dans les logiciels d'éléments finis afin de résoudre le système algébrique (2.22). Parmi les plus utilisés, nous pouvons trouver les solveurs

quasi-statiques implicites et dynamiques explicites. Dans ABAQUS, utilisé dans le cadre de ce travail, le solveur implicite est utilisé dans la version ABAQUS/Standard et le solveur explicite dans la version ABAQUS/Explicit (Dassault Systèmes, 2011).

2.3.2 Méthode de résolution statique implicite

L'état mécanique lors de la résolution implicite est actualisé du temps t au temps $t + \Delta t$ en se basant sur les informations disponibles au temps $t + \Delta t$ alors qu'une résolution explicite permet de déterminer l'état mécanique au temps $t + \Delta t$ avec les informations disponibles au temps t . ABAQUS/Standard emploie la méthode de Newton-Raphson (Kardestuncer, 1987). Pour ce qui est de l'équation 2.23, elle est développée par une série de Taylor à l'ordre 1 :

$$\{R\}_{n+1} = \{R\}_{n+1}^s + \left[\frac{\partial R}{\partial u} \right]_{n+1}^s \delta u_{n+1} = \{0\} \quad 2.25$$

S étant l'itération considérée et n l'incrément de chargement, les corrections des inconnues nodales sont effectuées par :

$$\delta u_{n+1} = u_{n+1}^{s+1} - u_{n+1}^s \quad 2.26$$

Nous obtenons alors, avec 2.25 et 2.26 le système à résoudre :

$$\{R\}_{n+1}^s + \left[\frac{\partial R}{\partial u} \right]_{n+1}^s \delta u_{n+1} = \{0\} \quad 2.27$$

On fait apparaître dans l'équation 2.27 la matrice tangente $[K]_{n+1}^s = \left[\frac{\partial R}{\partial u} \right]_{n+1}^s$. L'inversion de cette matrice tangente permet d'obtenir les corrections nodales :

$$\delta u_{n+1} = -([K]_{n+1}^s)^{-1} \{R\}_{n+1}^s \quad 2.28$$

La connaissance des variables nodales à l'itération $s + 1$ est alors possible grâce à ces corrections nodales :

$$u_{n+1}^{s+1} = u_{n+1}^s + \delta u_{n+1} \quad 2.29$$

L'équation 2.23 est alors résolue grâce à ce processus itératif.

Il reste à déterminer l'expression de la matrice tangente :

$$\begin{aligned} [K]_{n+1}^s &= \left[\frac{\partial R}{\partial u^e} \right]_{n+1}^s = \frac{\partial (\{F_{int}\} - \{F_{ext}\})_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} \\ &= \frac{\partial \left(\int_V [B_e]^T \{\underline{\sigma}^e\} J_v^e dV \right)_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} - \frac{\partial \left(\int_V [N]^T \{f_d\} dV \right)_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} \\ &\quad - \frac{\partial \left(\int_{S_F} [N]^T \{t\} dS \right)_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} + \frac{\partial \left(\int_{S_C} [N]^T \{t_c\} dS \right)_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} \end{aligned} \quad 2.30$$

De cette expression 2.30, nous savons que les forces extérieures volumiques et surfaciques sont des forces suiveuses et que la variation des Jacobiens volumique et surfacique peuvent être négligés sur un incrément de temps d'où la nouvelle expression de la matrice tangente qu'on modifie alors :

$$\begin{aligned} [K]_{n+1}^s &= \frac{\partial \left(\int_V [B_e]^T \{\underline{\sigma}^e\} J_v^e dV \right)_{n+1}^s}{\partial (u^e)_{n+1}^s} \approx \int_V [B_e]^T \left[\frac{\partial \underline{\sigma}^e}{\partial u^e} \right]_{n+1}^s J_v^e dV \\ [K]_{n+1}^s &\approx \int_V [B_e]^T \left[\frac{\partial \underline{\sigma}^e}{\partial \underline{\varepsilon}^e} \right]_{n+1}^s \left[\frac{\partial \underline{\varepsilon}^e}{\partial u^e} \right]_{n+1}^s J_v^e dV = \int_V [B_e]^T \left[\frac{\partial \underline{\sigma}^e}{\partial \underline{\varepsilon}^e} \right]_{n+1}^s [B_e] J_v^e dV \end{aligned} \quad 2.31$$

2. Modélisation numérique

L'opérateur tangent incrémental $\left[\frac{\partial \sigma^e}{\partial \underline{\varepsilon}^e} \right]_{n+1}^S$ est alors dépendant de la connaissance de toutes les variables d'état et de leurs dérivées.

L'algorithme de résolution du schéma statique implicite permet alors de trouver la solution de l'ensemble des variables à l'instant t_{n+1} grâce à leurs valeurs connues à l'instant t_n . Un incrément de chargement mécanique est appliqué aux points de Gauss à cet instant t_n .

1. Conditions initiales : $n = 0, u = u_0$
2. Pour tous les incréments de charge (n):
 - a. Actualisation des différentes variables : $u_{n+1} = u_n, \underline{\sigma}_{n+1} = \underline{\sigma}_n, \underline{\alpha}_{n+1} = \underline{\alpha}_n, R_{n+1} = R_n, \dots$
 - b. Pour toutes les itérations :
 - i. Calcul du chargement augmenté d'un incrément puis de toutes les grandeurs cinématiques qui en dépendent directement
 - ii. Calcul des vecteurs forces et matrices, pour tous les éléments de la structure :
 1. Lecture des données de chaque type d'élément
 2. Pour tous les points de Gauss : calculs des variables d'état en résolvant les équations de comportement
 - iii. Résoudre afin de calculer les incréments des variables nodales
 - iv. Convergence globale (critères définis sur un système d'équations, voir §2.4)
 1. Si oui \rightarrow fin du calcul
 2. Si non \rightarrow réactualiser les variables nodales et continuer les itérations, étape 2.b.
 - c. Vérifier si le chargement appliqué atteint la valeur cible
 - i. Si oui \rightarrow fin du calcul
 - ii. Si non \rightarrow continuer la boucle sur les incréments de charge, étape 2.

Le schéma de résolution implicite est inconditionnellement stable, il fonctionne très bien avec des grands incréments de temps. Cependant, en présence de fortes non linéarités matérielles ou cinématiques la convergence devient extrêmement difficile à atteindre même pour un grand nombre d'itérations, empêchant alors la poursuite du calcul. Il s'agira alors de poursuivre le calcul en dynamique explicite dont les petits pas de temps nécessaires à la stabilité de la résolution rendent le calcul bien plus coûteux qu'avec la méthode de résolution implicite.

2.3.3 Méthode de résolution dynamique explicite

Cette méthode est basée sur la technique des différences finies centrées (Silva, 2011), dans notre étude la réponse du système peut se montrer fortement non linéaire donc le pas de temps doit varier en fonction des conditions de l'incrément.

Dans cette méthode, le déplacement nodal à t_{n+1} est calculé, par un développement de Taylor, en fonction du déplacement à t_n , de la vitesse à $t_{n+1/2}$ et $t_{n-1/2}$ et de l'accélération à t_n :

$$\{u_{n+1}\} = \{u_n\} + \Delta t_{n+1} \{\dot{u}_{n+\frac{1}{2}}\} \quad 2.32$$

$$\{\dot{u}_{n+\frac{1}{2}}\} = \{\dot{u}_{n-\frac{1}{2}}\} + \frac{\Delta t_{n+1} + \Delta t_n}{2} \{\ddot{u}_n\} \quad 2.33$$

Et l'accélération est exactement calculée à partir de (2.24) écrite à l'instant t_n :

2. Modélisation numérique

$$\{\ddot{u}_n\} = [M_d]^{-1}\{F_{ext_n} - F_{int_n}\} \quad 2.34$$

$[M_d]$ est la matrice masse diagonalisée dont l'inversion est peu coûteuse contrairement à la matrice masse consistante définie par (2.20).

La stabilité du schéma explicite dépend de la taille du pas de temps Δt . On peut calculer la limite de stabilité par :

$$\Delta t \leq \frac{2}{w_{max}} \quad 2.35$$

avec w_{max} la plus grande valeur propre du système d'équations résolu.

Le calcul de la plus grande valeur propre peut être résolu en déterminant le mode maximum de dilatation volumique sur l'ensemble des éléments, on obtient alors :

$$\Delta t = \min\left(\frac{L^e}{C_d}\right) \quad 2.36$$

avec L^e la longueur caractéristique d'un élément et C_d la célérité d'une onde traversant l'élément élastique donnée par :

$$C_d = \sqrt{\frac{\lambda_e + 2\mu_e}{\rho}} \quad 2.37$$

λ_e et μ_e sont les coefficients de Lamé et ρ est la densité du matériau.

Très schématiquement les principales étapes de ce schéma de résolution dynamique explicite sont les suivantes :

1. Conditions initiales : $n = 0$, $u = u_0$
2. Pour tous les incréments de charge (n):
 - a. Actualisation des différentes variables : $u_{n+1} = u_n$, $\underline{\sigma}_{n+1} = \underline{\sigma}_n$, $\underline{\alpha}_{n+1} = \underline{\alpha}_n$, $R_{n+1} = R_n, \dots$
 - b. Calcul du chargement augmenté d'un incrément puis de toutes les grandeurs cinématiques qui en dépendent directement
 - c. Calcul de la matrice de masse et des vecteurs forces à l'instant t_n
 - d. Calcul de \vec{u}_n , $\vec{u}_{n+\frac{1}{2}}$ et \vec{u}_{n+1}
 - e. Calcul des vecteurs force à t_{n+1}
 - i. Calcul des forces extérieures $[F_{ext}]$
 - ii. Calcul des efforts internes, pour tous les éléments de la structure :
 1. Lecture des données de chaque type d'élément
 2. Pour tous les points de Gauss : calculs des variables d'état en résolvant les équations de comportement
 3. Calcul du pas de temps sur chaque élément
 - iii. Sélection du pas de temps critique
 - f. Vérifier si le chargement appliqué atteint la valeur cible
 - i. Si oui \rightarrow fin du calcul
 - ii. Si non \rightarrow continuer la boucle sur les incréments de charge, étape 2.

2.4 Intégration locale des équations de comportement

2.4.1 Définition du problème

Pour calculer à chaque instant le vecteur des efforts intérieurs F_{int} , il faut alors disposer de l'ensemble des variables d'état du modèle de comportement développé pour pouvoir accéder à

2. Modélisation numérique

la valeur du tenseur des contraintes au même instant. Elles sont obtenues, pour chaque point de Gauss de chaque élément, en intégrant numériquement les équations différentielles du modèle résumées dans la Figure 2-2.

La méthode de la prédiction élastique et correction plastique (Saanouni, 2012) est employée. Elle consiste à supposer que, au démarrage, l'incrément de charge est élastique sans générer de dissipation. On calcule alors la contrainte "d'essai élastique" issue de cette hypothèse puis la valeur de la fonction de charge qui en résulte. Si cette fonction de charge "essai" est négative alors l'hypothèse d'élasticité est avérée. Dans le cas contraire, on doit corriger la contrainte "essai" et calculer les autres variables d'état de sorte à garantir l'admissibilité plastique.

Commençons par introduire la θ -méthode pour intégrer une équation différentielle du premier ordre, sur $[t_0, t_f]$ définie par :

$$\dot{y} = f(y, t) \quad 2.38$$

$$y(t = t_0) = y_0 \quad 2.39$$

Sous cette forme générale, y représente chaque variable d'état du modèle développé, y_0 est sa valeur au temps initial t_0 .

Sur un intervalle de temps typique $[t_n, t_{n+1}]$ avec $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ nous pouvons écrire :

$$\dot{y}_{n+1} = f(y_{n+1}, t) \quad 2.40$$

$$y(t = t_n) = y_n \quad 2.41$$

Connaissant les variables y_n au début de l'incrément (temps t_n), nous cherchons à obtenir la valeur des variables y_{n+1} à t_{n+1} . La solution de (2.40) par la θ -méthode permet d'obtenir :

$$y_{n+1} = y_n + \Delta t \dot{y}_{n+\theta} \quad 2.42$$

$$\dot{y}_{n+\theta} = \theta \dot{y}_{n+1} + (1 - \theta)\dot{y}_n \quad 2.43$$

Plusieurs cas dépendants de la valeur de θ sont alors possibles :

- Si $\theta = 0,0$ il s'agit de la méthode classique explicite d'Euler arrière (totalement explicite du 1^{er} ordre).
- Si $\theta = 1,0$ c'est un schéma d'Euler avant (totalement implicite).
- Si $\theta = 1/2$ c'est le schéma du point milieu (implicite)

Il est à noter que pour $0,5 \leq \theta \leq 1,0$ la θ -méthode est inconditionnellement stable (Simo et al., 1995).

Dans toute la suite nous choisissons la méthode purement implicite est inconditionnellement stable en prenant $\theta = 1,0$ et (2.42) devient :

$$y_{n+1} = y_n + \Delta t \dot{y}_{n+1} \quad 2.44$$

La méthode asymptotique est aussi employée pour résoudre certaines équations du modèle de comportement qui ont la forme d'une équation différentielle d'Euler (Saanouni, 2012). Cette méthode a une meilleure convergence et donc permet un gain de temps par rapport à la θ -méthode (Hammi, 2000). Sur un incrément $[t_n, t_{n+1}]$, en ayant une équation différentielle de la forme :

$$\dot{y} = \varphi(y)[\phi(y) - y] \quad 2.45$$

$$y(t = t_n) = y_n \quad 2.46$$

La solution asymptotique est alors :

$$y_{n+\theta} = y_n e^{-\theta\varphi(y_{n+\theta})\Delta t} + (1 - e^{-\theta\varphi(y_{n+\theta})\Delta t})\phi(y_{n+\theta}) \quad 2.47$$

2. Modélisation numérique

Comme pour la θ -méthode, nous choisirons une valeur de $\theta = 1$:

$$y_{n+1} = y_n e^{-\varphi(y_{n+1})\Delta t} + (1 - e^{-\varphi(y_{n+1})\Delta t})\phi(y_{n+1}) \quad 2.48$$

En appliquant ces deux schémas d'intégration pour discrétiser, dans le temps, toutes les équations de comportement, nous obtenons :

- Les petites déformations élastiques :

$$\underline{\varepsilon}_{n+1}^e = \underline{\varepsilon}_n + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^e = \underline{\varepsilon}_n + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1} - \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p \quad 2.49$$

- La contrainte de Cauchy et les déformations plastiques :

$$\begin{cases} \underline{\sigma}_{n+1} = 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}}^e + K(g_{H_{n+1}})^2 \underline{\varepsilon}_{H_{n+1}} \\ \underline{\varepsilon}_{n+1}^p = \underline{\varepsilon}_n^p + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p \end{cases} \quad 2.50$$

Les parties déviatoriques et hydrostatiques du tenseur des déformations (les déformations plastiques étant incompressibles):

$$\underline{\varepsilon}_{d_{n+1}}^e = \underline{\varepsilon}_{n+1}^e - \underline{\varepsilon}_{H_{n+1}} \underline{I} \quad 2.51$$

$$\underline{\varepsilon}_{H_{n+1}} = \underline{\varepsilon}_{H_n} + \frac{1}{3} \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}) \quad 2.52$$

Cette différentiation nous permet alors d'exprimer le tenseur des contraintes de Cauchy sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} \underline{\sigma}_{n+1} = & \left(\frac{g_{d_{n+1}}}{g_{d_n}} \right)^2 \underline{\sigma}_n + \left(\frac{g_{H_{n+1}}}{g_{H_n}} \right)^2 \sigma_{H_n} \underline{I} + 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}} + \\ & K(g_{H_{n+1}})^2 \frac{1}{3} \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}) \underline{I} - 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p \end{aligned} \quad 2.53$$

- L'écoulement isotrope:

$$\begin{cases} R_{n+1} = (g_{r_{n+1}})^{m+1} Q r_{n+1}^m \\ r_{n+1} = r_n e^{-b\Delta\lambda} + \frac{1-e^{-b\Delta\lambda}}{b g_{r_{n+1}}} \end{cases} \quad 2.54$$

- L'écoulement cinématique:

$$\begin{cases} \underline{X}_{n+1} = \frac{2}{3} (g_{d_{n+1}})^2 C \underline{\alpha}_{n+1} \\ \underline{\alpha}_{n+1} = \underline{\alpha}_n e^{-a\Delta\lambda} + \frac{1-e^{-a\Delta\lambda}}{a g_{d_{n+1}}} \underline{N}_{n+1} \end{cases} \quad 2.55$$

- L'endommagement ductile :

$$\begin{cases} Y_{n+1} = Y_{n+1}^e + Y_{n+1}^\alpha + Y_{n+1}^r \\ d_{n+1} = d_n + \Delta\lambda \frac{1}{g_{d_{n+1}}} \frac{(Y_{n+1} - Y_0)^s}{s} \end{cases} \quad 2.56$$

- Ainsi que :

$$\left\{ \begin{array}{l} Y_{n+1}^e = -\frac{1}{4Gg_{d_{n+1}}^4} \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+ : \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+ + \frac{H(\sigma_{H_{n+1}})}{4Gg_{d_{n+1}}^4} \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_- : \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_- \\ \quad - \frac{(H(\sigma_{H_{n+1}}))^2 \gamma_e d^{\gamma_e - 1}}{g_h^4 d_{n+1}} - \frac{3\sigma_{H_{n+1}} \nu}{4E} \\ Y_{n+1}^\alpha = \sum_i \frac{2}{3} C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i : \underline{\alpha}_{n+1}^i \\ Y_{n+1}^r = -\frac{1}{2} (g_{r_{n+1}})^m (\gamma_r d_{n+1}^{\gamma_r - 1}) Q r_{n+1}^{m+1} \end{array} \right. \quad 2.57$$

$$\underline{S}_{n+1} = \underline{\sigma}_{n+1} - \sigma_{H_{n+1}} \underline{I} \quad 2.58$$

$$\sigma_{H_{n+1}} = \left(\frac{g_{d_{n+1}}}{g_{d_n}} \right)^2 \sigma_{H_n} + K(g_H(d)_{n+1})^2 \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}) \quad 2.59$$

$$\underline{\varepsilon}_{n+1}^e = \underline{\varepsilon}_n + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^e = \underline{\varepsilon}_n + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1} - \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p \quad 2.60$$

$$\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p = \Delta \lambda \frac{N_{n+1}}{g_{d_{n+1}}} \quad 2.61$$

$$N_{n+1} = \frac{3}{2} \frac{\underline{S}_{n+1} - \sum_i X_{i_{n+1}}}{J_2(\underline{S}_{n+1} - \sum_i X_{i_{n+1}})} \quad 2.62$$

Le schéma de résolution est ensuite présenté en détails.

2.4.2 Schéma de prédiction élastique et correction plastique

On considère que l'incrément de déformation total d'un incrément de temps est complètement élastique, c'est-à-dire qu'il n'y a ni écoulement plastique, ni écrouissage ni endommagement donc $\Delta \lambda = 0$. Les déformations élastiques essayées au temps t_{n+1} sont alors :

$$\underline{\varepsilon}_{n+1}^* = \underline{\varepsilon}_n^e + \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1} \quad 2.63$$

On obtient alors le tenseur des contraintes « essai » issu de (2.53) dont la partie plastique a été ôtée et les variables d'écrouissage et d'endommagement restent à leurs valeurs précédentes (t_n):

$$\begin{aligned} \underline{\sigma}_{n+1}^* &= 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \underline{\varepsilon}_{d_n}^e + K(g_{H_{n+1}})^2 \underline{\varepsilon}_{H_n} \underline{I} + 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}} \\ &\quad + K(g_{H_{n+1}})^2 \frac{1}{3} \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}) \underline{I} \end{aligned} \quad 2.64$$

Le critère de von Mises « essai » s'écrit :

$$f_{n+1}^*(\underline{\sigma}_{n+1}^*, X_{i_n}, R_n; d_n) = \frac{J_2(\underline{S}_{n+1}^* - \sum_i X_{i_n})}{g_{d_n}} - \frac{R_n}{g_{r_n}} - \sigma_y \quad 2.65$$

où

$$\underline{S}_{n+1}^* = \underline{S}_n + 2\mu (g_{d_n})^2 \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}} \quad 2.66$$

Si $f_{n+1}^* < 0$, la solution est élastique donc la contrainte essai $\underline{\sigma}_{n+1}^*$ est bien comprise à l'intérieur de la surface de charge et la solution est effectivement élastique. Les variables d'état sont alors :

$$\begin{array}{ll} \underline{\varepsilon}_{n+1}^e = \underline{\varepsilon}_{n+1}^* & d_{n+1} = d_n \\ \underline{\varepsilon}_{n+1}^p = \underline{\varepsilon}_n^p & \underline{\sigma}_{n+1} = \underline{\sigma}_{n+1}^* \\ r_{n+1} = r_n & R_{n+1} = R_n \\ \underline{\alpha}_{n+1} = \underline{\alpha}_n & X_{n+1} = X_n \end{array} \quad Y_{n+1} = Y_n \quad 2.67$$

Si $f_{n+1}^* > 0$, la solution est plastique donc la contrainte essai $\underline{\sigma}_{n+1}^*$ est hors de la surface de charge ce qui n'est pas admissible. La solution essai doit alors être corrigée pour déterminer les

2. Modélisation numérique

nouvelles valeurs finales des variables vérifiant que la condition $f_{n+1}(\underline{\sigma}_{n+1}, \underline{X}_{n+1}, R_{n+1}; d_{n+1}) = 0$ soit validée. Le critère de von Mises s'écrit alors :

$$f_{n+1} = \frac{J_2(\underline{S}_{n+1} - \sum_i \underline{X}_{i_{n+1}})}{(g_{d_{n+1}})} - \frac{R_{n+1}}{g_{r_{n+1}}} - \sigma_y = 0 \quad 2.68$$

Pour effectuer cette correction, les équations d'évolution doivent être résolues en utilisant le schéma itératif de Newton-Raphson pour déterminer les variables d'état garantissant la conditions d'admissibilité plastique au temps t_{n+1} (Simo and Taylor, 1986).

$$\underline{\sigma}_{n+1} = \underline{\sigma}_{n+1}^* - 2\mu(g_{d_{n+1}})^2 \Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}^p \quad 2.69$$

$$R_{n+1} = (g_{r_{n+1}})^{m+1} Q \left(r_n e^{-b\Delta\lambda} + \frac{1}{b g_{r_{n+1}}} (1 - e^{-b\Delta\lambda}) \right)^m \quad 2.70$$

$$\underline{X}_{i_{n+1}} = \left(\frac{2}{3} g_{d_{n+1}} \right)^2 C_i \left(\underline{\alpha}_{i_n} e^{-a_i \Delta\lambda} + \frac{1}{a_i g_{d_{n+1}}} (1 - e^{-a_i \Delta\lambda}) \underline{N}_{i_{n+1}} \right) \quad 2.71$$

avec le tenseur normal $\underline{N}_{i_{n+1}}$:

$$\underline{N}_{i_{n+1}} = \frac{3}{2} \frac{\underline{S}_{n+1} - \underline{X}_{i_{n+1}}}{J_2(\underline{S}_{n+1} - \underline{X}_{i_{n+1}})} \quad 2.72$$

Le système à résoudre est alors conséquent, et il convient de le réduire significativement pour limiter le temps CPU. Dans ce cas à écoulement plastique isotrope et à endommagement isotrope, il est possible de réduire le système à résoudre à seulement deux équations à deux inconnues $\Delta\lambda$ et d_{n+1} (Saanouni, 2012).

Posons tout d'abord :

$$\underline{Z}_{n+1} = \underline{S}_{n+1} - \underline{X}_{n+1} \quad \text{avec} \quad \underline{X}_{n+1} = \sum_i \underline{X}_{i_{n+1}} \quad 2.73$$

On peut exprimer \underline{S}_{n+1} sous la forme avec les équations 2.58, 2.61 et 2.66:

$$\underline{S}_{n+1} = \left(\frac{g_{d_{n+1}}}{g_{d_n}} \right)^2 \underline{S}_{n+1}^* - 2\mu g_{d_{n+1}} \Delta\lambda \underline{N}_{n+1} \quad 2.74$$

En utilisant 2.73 et 2.74 on obtient :

$$\underline{Z}_{n+1} = (g_{d_{n+1}})^2 * \left[\frac{\underline{S}_{n+1}^*}{(g_{d_n})^2} - \frac{2}{3} C \underline{\alpha}_n e^{-a\Delta\lambda} - g_{d_{n+1}} * 2\mu\Delta\lambda - \sum_i \frac{2}{3} \frac{C^i}{a^i} (1 - e^{-a_i \Delta\lambda}) \underline{N}_{i_{n+1}} \right] \quad 2.75$$

On pose alors \underline{Z}_{n+1}^* et C_α^* :

$$\underline{Z}_{n+1}^* = \frac{\underline{S}_{n+1}^*}{(g_{d_n})^2} - \frac{2}{3} C \underline{\alpha}_n e^{-a\Delta\lambda} \quad 2.76$$

$$C_\alpha^* = 2\mu\Delta\lambda + \sum_i \frac{2}{3} \frac{C^i}{a^i} (1 - e^{-a_i \Delta\lambda}) \quad 2.77$$

Avec 2.68 on peut écrire :

$$\frac{J_2(\underline{Z}_{n+1})}{(g_{d_{n+1}})} \underline{Z}_{n+1} = \left(\frac{R_{n+1}}{g_{r_{n+1}}} + \sigma_y \right) \underline{Z}_{n+1} \quad 2.78$$

D'où :

2. Modélisation numérique

$$\underline{Z}_{n+1} = g_{d_{n+1}} \frac{2}{3} \left(\frac{R_{n+1}}{g_{r_{n+1}}} + \sigma_y \right) \underline{N}_{n+1} \quad 2.79$$

On peut aussi définir R^* :

$$R^* = \frac{2}{3} \left(\frac{R_{n+1}}{g_{r_{n+1}}} + \sigma_y \right) \quad 2.80$$

Avec les deux expressions de \underline{Z}_{n+1} , équations 2.75 et 2.79, on peut alors écrire :

$$\underline{N}_{n+1} = \frac{g_{d_{n+1}} Z_{n+1}^*}{(R^* + C_\alpha^*)} \quad 2.81$$

Les équations 2.79, 2.80 et 2.81 permettent d'exprimer le lien entre \underline{Z}_{n+1} et \underline{Z}_{n+1}^* sous la forme :

$$\underline{Z}_{n+1} = \underline{Z}_{n+1}^* (g_{d_{n+1}})^2 \frac{2}{3} \left(1 - \frac{C_\alpha^*}{(R^* + C_\alpha^*)} \right) \quad 2.82$$

D'où l'expression de la norme de von Mises :

$$J_2(\underline{Z}_{n+1}) = J_2(\underline{Z}_{n+1}^*) (g_{d_{n+1}})^2 \left(1 - \frac{C_\alpha^*}{(R^* + C_\alpha^*)} \right) \quad 2.83$$

Avec les équations 2.68 et 2.79 on trouve la première équation non simplifiable F_{n+1} :

$$F_{n+1} = g_{d_{n+1}} J_2(\underline{Z}_{n+1}^*) - \frac{3}{2} (R^* + C_\alpha^*) = 0 \quad 2.84$$

L'endommagement ductile, 2.56, constitue la seconde équation irréductible M_{n+1} :

$$M_{n+1} = d_{m_{n+1}} - d_{m_n} - \Delta \lambda Y_{n+1}^* = 0 \quad 2.85$$

$$Y_{n+1}^* = \frac{1}{g_{d_{n+1}}} \left(\frac{Y_{n+1} - Y_0}{s} \right)^s \quad 2.86$$

Les équations 2.84 et 2.86 permettent alors d'exprimer les équations en fonction des variables connues au début du pas de temps, seul deux inconnues subsistent : $\Delta \lambda$ et d_{n+1} . Il s'agit alors de résoudre :

$$- \begin{bmatrix} \frac{\partial F_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} & \frac{\partial F_{n+1}}{\partial d_{n+1}} \\ \frac{\partial M_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} & \frac{\partial M_{n+1}}{\partial d_{n+1}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta \Delta \lambda^{i+1} \\ \delta d_{n+1}^{i+1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{n+1}^i(\Delta \lambda^i, d_{n+1}^i) \\ M_{n+1}^i(\Delta \lambda^i, d_{n+1}^i) \end{Bmatrix} \quad 2.87$$

Lorsque les valeurs de $\delta \Delta \lambda^{i+1}$ et δd_{n+1}^{i+1} sont obtenues, on peut alors réactualiser :

$$\begin{aligned} \Delta \lambda^{i+1} &= \Delta \lambda^i + \delta \Delta \lambda^{i+1} \\ d_{n+1}^{i+1} &= d_{n+1}^i + \delta d_{n+1}^{i+1} \end{aligned} \quad 2.88$$

Les itérations sont poursuivies jusqu'à ce que la convergence soit atteinte sauf si le nombre d'itérations est trop élevé.

Les 4 termes dérivées de la matrice du premier membre de (2.87) sont les suivants, tout d'abord ceux concernant F_{n+1} :

$$\frac{\partial F_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} = g_{d_{n+1}} \frac{\partial J_2(\underline{Z}_{n+1}^*)}{\partial \Delta \lambda} - \frac{3}{2} \frac{\partial J_2(C_\alpha^*)}{\partial \Delta \lambda} \quad 2.89$$

$$\frac{\partial F_{n+1}}{\partial d_{n+1}} = \frac{-1}{2g_{d_{n+1}}} J_2(\underline{Z}_{n+1}^*) - \frac{3}{2} \frac{\partial R^*}{\partial d_{n+1}} \quad 2.90$$

avec les composantes suivantes :

$$\frac{\partial J_2(\underline{Z}_{n+1}^*)}{\partial \Delta \lambda} = \frac{3g_{d_{n+1}} \underline{Z}_{n+1}^*}{2 J_2(\underline{Z}_{n+1}^*)} : \left(\sum_i \frac{2}{3} C^i \underline{\alpha}_n^i e^{-a_i \Delta \lambda} \right) \quad 2.91$$

$$\frac{\partial J_2(C_\alpha^*)}{\partial \Delta \lambda} = 2\mu + \sum_i \frac{2}{3} C^i e^{-a_i \Delta \lambda} \quad 2.92$$

2. Modélisation numérique

$$\frac{\partial R^*}{\partial d_{n+1}} = -\frac{4 g_{r_{n+1}}}{3 d_{n+1}^{\gamma_{r-1}}} \quad 2.93$$

Puis les termes concernant M_{n+1} :

$$\frac{\partial M_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} = -Y_{n+1}^* - \Delta \lambda \frac{1}{g_{d_{n+1}}} \frac{s}{s} \left(\frac{Y_{n+1} - Y_0}{s} \right)^{s-1} \frac{\partial Y_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} \quad 2.94$$

$$\frac{\partial M_{n+1}}{\partial d_{n+1}} = 1 - \Delta \lambda \frac{\partial Y_{n+1}^*}{\partial d_{n+1}} \quad 2.95$$

avec les composantes suivantes :

$$\frac{\partial Y_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} = \frac{\partial Y_{n+1}^e}{\partial \Delta \lambda} + \frac{\partial Y_{n+1}^\alpha}{\partial \Delta \lambda} + \frac{\partial Y_{n+1}^r}{\partial \Delta \lambda} \quad 2.96$$

$$\begin{cases} \frac{\partial Y_{n+1}^e}{\partial \Delta \lambda} = \frac{1}{2\mu g_{d_{n+1}}^4} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_+ : \frac{\partial \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+}{\partial \Delta \lambda} - \frac{H(\sigma_{H_{n+1}})}{2\mu g_{d_{n+1}}^4} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_- : \frac{\partial \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_-}{\partial \Delta \lambda} \\ \frac{\partial Y_{n+1}^\alpha}{\partial \Delta \lambda} = \sum_i \frac{2}{3} C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i : \frac{\partial \underline{\alpha}_{n+1}^i}{\partial \Delta \lambda} \\ \frac{\partial Y_{n+1}^r}{\partial \Delta \lambda} = 0 \end{cases} \quad 2.97$$

$$\frac{\partial Y_{n+1}^*}{\partial d_{n+1}} = \frac{1}{2g_{d_{n+1}}^3} \frac{s}{s} \left(\frac{Y_{n+1} - Y_0}{s} \right)^s + \frac{1}{g_{d_{n+1}}} \frac{s}{s} \left(\frac{Y_{n+1} - Y_0}{s} \right)^{s-1} \frac{\partial Y_{n+1}}{\partial d_{n+1}} \quad 2.98$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+}{\partial \Delta \lambda} &= -2\mu g_{d_{n+1}} \underline{N}_{n+1} \\ &- \frac{2\mu (g_{d_{n+1}})^3 \Delta \lambda}{R^* + C_\alpha^*} \left[\sum_i \frac{2}{3} C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i e^{-a_i \Delta \lambda} - \frac{\underline{Z}_{n+1}}{R^* + C_\alpha^*} \left(2\mu + \sum_i \frac{2}{3} C^i e^{-a_i \Delta \lambda} \right) \right] \end{aligned} \quad 2.99$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \underline{\alpha}_{n+1}^i}{\partial \Delta \lambda} &= -\sum_i a_i \underline{\alpha}_{n+1}^i e^{-a_i \Delta \lambda} + \frac{e^{-a_i \Delta \lambda}}{g_{d_{n+1}}} \underline{N}_{n+1} - \frac{1 - e^{-a_i \Delta \lambda}}{a_i g_{d_{n+1}}} \frac{2\mu (g_{d_{n+1}})^3 \Delta \lambda}{R^* + C_\alpha^*} \\ &* \left[\sum_i \frac{2}{3} C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i e^{-a_i \Delta \lambda} - \frac{\underline{Z}_{n+1}}{R^* + C_\alpha^*} \left(2\mu + \sum_i \frac{2}{3} C^i e^{-a_i \Delta \lambda} \right) \right] \end{aligned} \quad 2.100$$

$$\frac{\partial Y_{n+1}}{\partial \Delta \lambda} = \frac{\partial Y_{n+1}^e}{\partial \Delta \lambda} + \frac{\partial Y_{n+1}^\alpha}{\partial \Delta \lambda} + \frac{\partial Y_{n+1}^r}{\partial \Delta \lambda} \quad 2.101$$

$$\begin{cases} \frac{\partial Y_{n+1}^e}{\partial d_{n+1}} = \frac{1}{2\mu g_{d_{n+1}}^6} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_+ : \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_+ + \frac{1}{2\mu g_{d_{n+1}}^6} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_+ : \frac{\partial \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_+}{\partial d_{n+1}} \\ + \frac{(H(\sigma_{H_{n+1}}))^2}{2\mu g_{d_{n+1}}^6} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_- : \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_- + \frac{H(\sigma_{H_{n+1}})}{2\mu g_{d_{n+1}}^4} \left\langle \underline{\sigma}_{n+1} \right\rangle_- : \frac{\partial \langle \underline{\sigma}_{n+1} \rangle_-}{\partial d_{n+1}} \\ + \left[\frac{H(\sigma_{H_{n+1}})}{4E (g_{H_{n+1}})^3} \frac{\partial^2 (g_{H_{n+1}})}{\partial (d_{n+1})} + \frac{3(H(\sigma_{H_{n+1}}))^2 \gamma_e d_{n+1}^{\gamma_e - 1}}{2(g_{H_{n+1}})^5} \right] \frac{\nu}{2E} (3\sigma_{H_{n+1}})^2 \\ + \frac{9(H(\sigma_{H_{n+1}}))^3 (\gamma_e d_{n+1}^{\gamma_e - 1})^2}{4(g_{H_{n+1}})^4} \frac{\nu}{E} \sigma_{H_{n+1}} K \varepsilon_{H_{n+1}} \\ \frac{\partial Y_{n+1}^\alpha}{\partial d_{n+1}} = \frac{1}{6} \sum_i C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i : \underline{\alpha}_{n+1}^i \left(\frac{1 - g_{d_{n+1}}}{g_{d_{n+1}}^3} \right) + \frac{2}{3} \sum_i C^i \underline{\alpha}_{n+1}^i : \frac{\partial \underline{\alpha}_{n+1}^i}{\partial d_{n+1}} \\ \frac{\partial Y_{n+1}^r}{\partial d_{n+1}} = \left[-\frac{\partial^2 g_{r_{n+1}}}{\partial d_{n+1}} (g_{r_{n+1}})^m - \left(\frac{\partial g_{r_{n+1}}}{\partial d_{n+1}} \right)^2 m (g_{r_{n+1}})^{m-1} \right] Q_{r_{n+1}}^m \end{cases} \quad 2.102$$

Pour la résolution implicite, il s'agit aussi d'exprimer l'opérateur tangent incrémental. D'après l'équation 2.30, en négligeant la variation des forces, on obtient cet opérateur tangent incrémental qui relie l'incrément de déformation à l'incrément de contrainte tel que :

$$\frac{d\Delta \underline{\sigma}_{n+1}}{d\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}} = \frac{d\Delta \underline{S}_{n+1}}{d\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}} + \frac{d\Delta \underline{\sigma}_{H_{n+1}}}{d\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}} \otimes \underline{I} \quad 2.103$$

$$\begin{aligned}
 \frac{d\Delta S_{n+1}}{d\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}} = & 4\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon} \otimes \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}} + 2\mu \left(g_{d_{n+1}}\right)^2 \frac{\partial \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon} \\
 & - 2\mu \frac{\partial \Delta \underline{\varepsilon}_{d_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon} \otimes \Delta \lambda \underline{N}_{n+1} - 2\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial \Delta \lambda}{\partial \Delta \varepsilon} \otimes \underline{N}_{n+1} \\
 & - 2\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial \underline{N}_{n+1}}{\partial \Delta \varepsilon} \Delta \lambda + \frac{2 g_{d_{n+1}} \underline{S}_n}{\left(g_{d_n}\right)^2} \otimes \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon}
 \end{aligned} \tag{2.104}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{d\Delta \sigma_{H_{n+1}}}{d\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}} = & 2g_{H_{n+1}} \frac{\partial g_{H_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon} \frac{\sigma_{H_n}}{\left(g_{H_n}\right)^2} + 2K g_{H_{n+1}} \frac{\partial g_{H_{n+1}}}{\partial \Delta \varepsilon} \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1}) \\
 & + K \left(g_{H_{n+1}}\right)^2 \frac{\partial \text{trace}(\Delta \underline{\varepsilon}_{n+1})}{\partial \Delta \varepsilon}
 \end{aligned} \tag{2.105}$$

Le détail des dérivées utilisées dans ces fonctions est présenté en annexe.

La décomposition spectrale du tenseur des contraintes σ écrit en une partie déviatorique et une partie hydrostatique permet une gestion particulière des éléments qui sont totalement endommagés (endommagement mécanique ou endommagement dû à la corrosion). Ils continuent de transmettre les efforts en compression.

Ce modèle de comportement est alors implémenté en Fortran sous forme d'une Umat pour ABAQUS/Standard et d'une Vumat pour ABAQUS/Explicit.

Outre les phénomènes d'écoulement plastique, d'écrouissage et d'endommagement ductile, il reste à aborder dans ce chapitre le traitement numérique de la corrosion homogène et généralisée.

2.5 Corrosion généralisée

Comme discuté dans §1.4 du Chapitre 1, la corrosion est supposée homogène et généralisée. Suite à de nombreuses expérimentations, l'Andra a été en mesure de nous fournir les vitesses du front de corrosion les plus représentatives du problème. Nous avons proposé dans §1.4 une manière géométrique permettant de traiter l'évolution, à vitesse connue constante, du front de corrosion dans un solide 2D ou 3D.

2.5.1 Gestion des états de corrosion des points de Gauss

Nous supposons qu'un point matériel (point de Gauss) ne peut pas passer instantanément d'un état sain (sans corrosion) à un état totalement corrodé en accord avec les observations effectuées par (De Motte et al., 2018) sur un acier API 5L X65. La surface inférieure (en gris clair) de la Figure 2-3 est de l'acier non corrodé et au milieu (en gris foncé) la couche de produits de corrosion dont la différence d'épaisseur varie pour des pH imposés différents.

2. Modélisation numérique

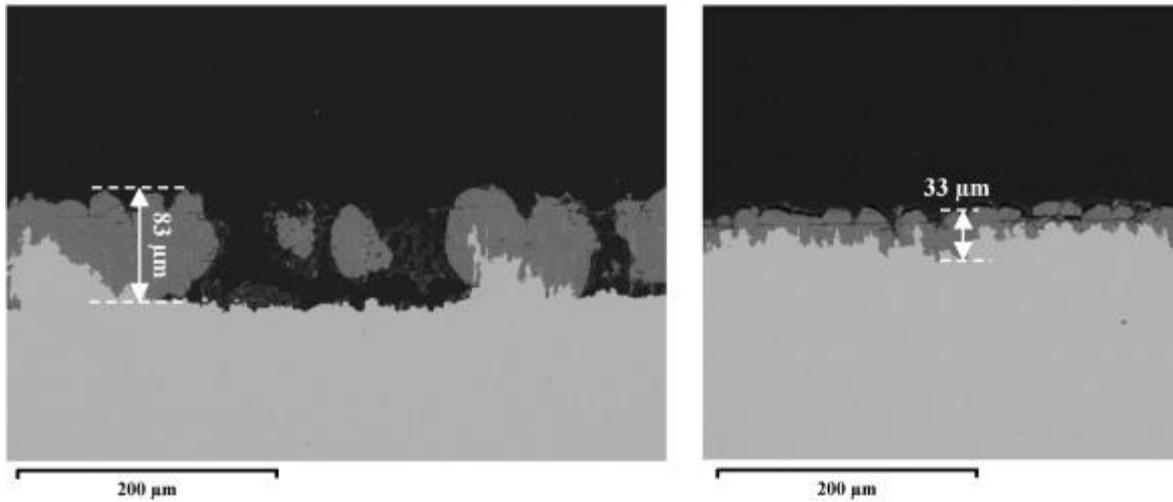


Figure 2-3: Couche de produits de corrosion de 83 μm (pH 6) à gauche et 33 μm (pH 6,6) à droite (De Motte et al., 2018)

Nous définissons T_c^e l'instant où un point de Gauss d'un élément 'e' (ayant un seul point de Gauss donc sous intégré) est atteint par le front de corrosion (sa corrosion commence à augmenter en partant de zéro). Nous appelons T_u^e l'instant auquel ce point de Gauss est totalement corrodé ($\zeta_{cor}^e = 1$ (Figure 2-4)).

Par simplicité, nous imposons une transition linéaire entre ces deux états à l'aide d'un front de corrosion d'épaisseur e_c (t est l'instant considéré) :

$$\zeta_{cor}^e = \begin{cases} 0 & \text{si } t \leq T_c^e \\ \frac{t - T_c^e}{T_u^e - T_c^e} & \text{si } T_c^e \leq t \leq T_u^e \\ 1 & \text{si } T_u^e \leq t \end{cases} \quad 2.106$$

$$T_c^e = T_u^e - \frac{e_c}{V_c} \quad 2.107$$

$$T_u^e = \frac{d_{sext}^e}{V_c} \quad 2.108$$

La distance entre le point de Gauss et la surface extérieure du solide la plus proche est d_{sext}^e , V_c est la vitesse de corrosion imposée.

Nous obtenons donc une évolution linéaire de la variable de corrosion ζ_{cor}^e schématisée sur la Figure 2-4.

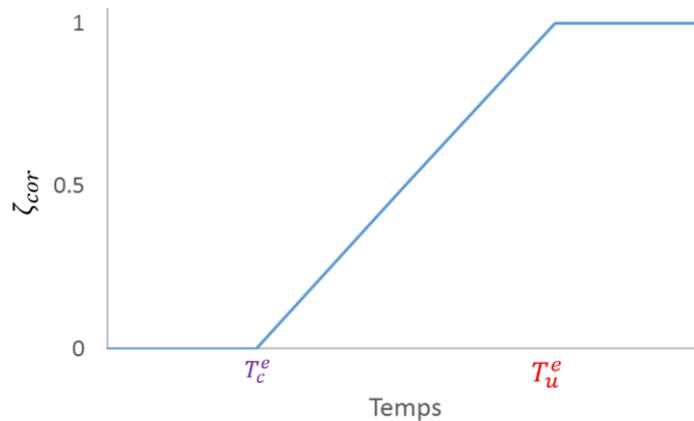


Figure 2-4: Evolution de la corrosion en un point de Gauss

2. Modélisation numérique

La Figure 2-5 illustre les temps caractéristiques de corrosion appliqués à un point de Gauss d'un élément à intégration réduite.

Cette transition linéaire permet d'affecter progressivement le point de Gauss concerné par la corrosion. Ce point de Gauss subit alors un endommagement dû à la seule corrosion (voir §1.3). Si l'on considère un maillage homogène avec des éléments (hexaédriques) de $5,0 \times 5,0 \times 5,0 \text{ mm}^3$ pour nos structures et une vitesse de corrosion moyenne de $10,0 \text{ } \mu\text{m}/\text{an}$, un élément sera alors totalement corrodé en 500 ans.

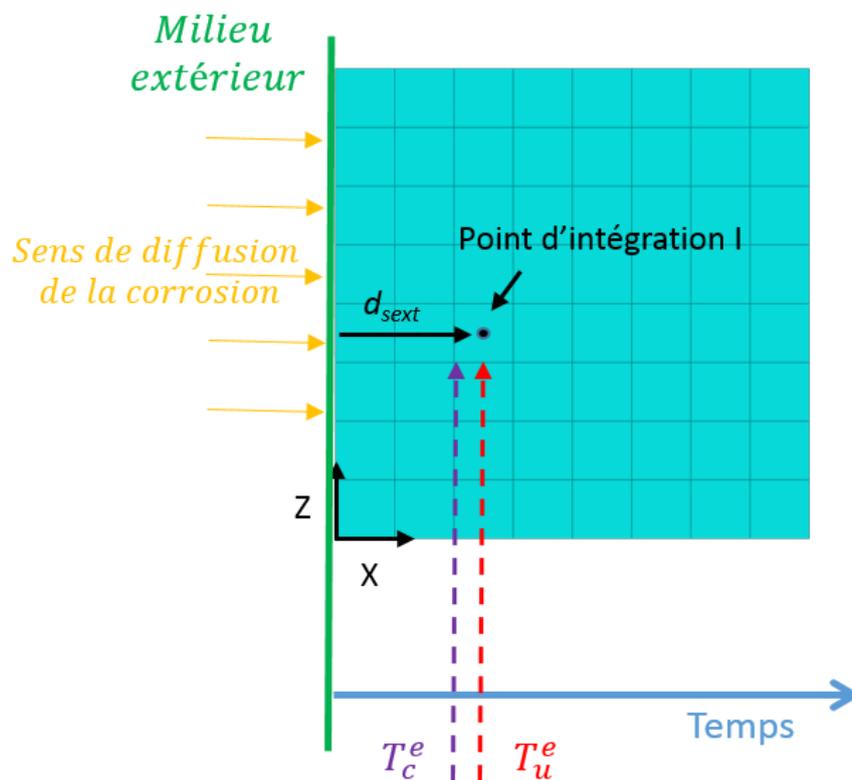


Figure 2-5: Temps caractéristiques de propagation de la corrosion sur un élément à un seul point d'intégration (en 2D).

Cette variable de corrosion ζ_{cor}^e est calculée pour chaque point de Gauss au début de la simulation, avant le calcul mécanique. Sa valeur en fonction du temps est sauvegardée afin de ne pas devoir la re-calculer.

2.5.2 Calculs des temps caractéristiques des éléments corrodés

En plus de la description « géométrique » de la corrosion homogène présentée ci-dessus on doit tenir compte de l'évolution spatio-temporelle de la vitesse de corrosion pour : (i) décrire le changement de la vitesse de corrosion en fonction du temps et (ii) introduire une évolution du milieu extérieur (par exemple, présence d'eau ou d'air humide affectant de manière différente la vitesse de corrosion).

Trois états sont définis avec des vitesses de corrosion respectives différentes correspondant au fait que le point considéré est dans l'air, dans l'eau ou en transition entre ces deux milieux. Une vitesse de corrosion V_c^e lui est alors appliquée puisque l'évolution de la corrosion dans le conteneur est une condition aux limites. Elle est alors définie pour chaque élément 'e' situé dans l'air V_c^{air} , dans l'eau V_c^{eau} et calculée pour les éléments situés dans la zone de transition V_c^{mixte} .

2. Modélisation numérique

Nous considérons un point d'intégration I sur un élément typique 'e' dont l'intégration est réduite. Par soucis de simplification, nous considérons ici une vitesse de corrosion qui ne varie pas dans le temps. Un exemple sur un cube est donné (Figure 2-6).

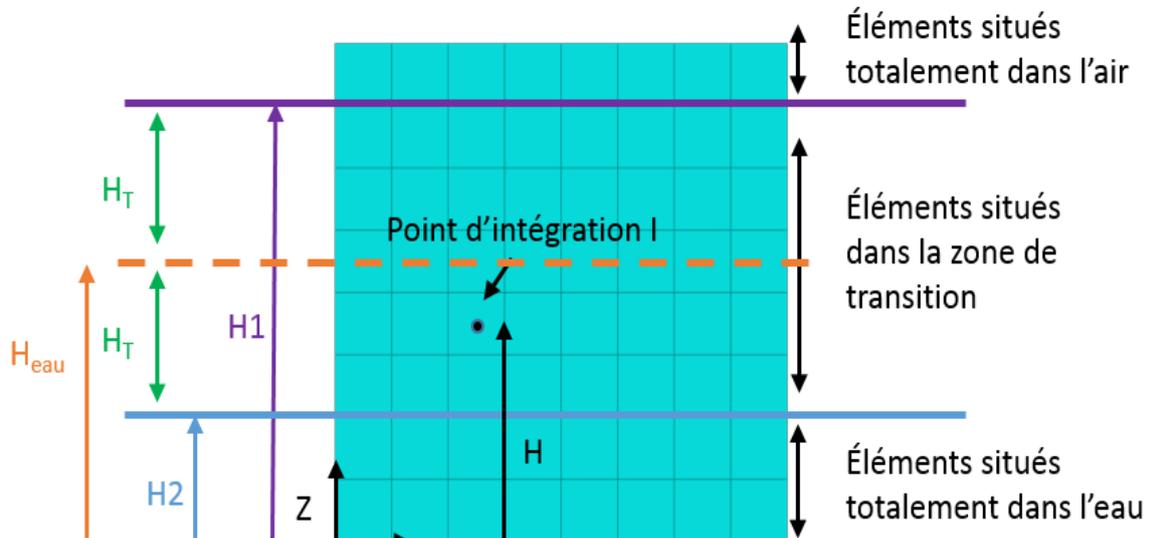


Figure 2-6: Conditions de vitesse de corrosion d'un point d'intégration I

La hauteur d'eau H_{eau} et la hauteur de transition H_T sont des conditions aux limites. La hauteur à partir de laquelle le point de Gauss est totalement dans l'air est définie par :

$$H_1 = H_{eau} + H_T \quad 2.109$$

Il en est de même pour la hauteur en dessous de laquelle le point de Gauss est totalement dans l'eau :

$$H_2 = H_{eau} - H_T \quad 2.110$$

La vitesse de corrosion appliquée à un point situé dans la zone de transition est alors :

$$V_c^{mixte} = V_c^{eau} + \frac{V_c^{air} - V_c^{eau}}{2 H_T} (H_{eau} - H_2) \quad 2.111$$

Lorsque la vitesse de corrosion est calculée sur une période ne changeant pas d'état, celle-ci est simplement multipliée par le temps correspondant. On trouve alors une distance d_{cum}^e qui se cumule sur toute la durée du calcul. Pour savoir si un élément est corrodé, il suffit alors de comparer cette distance calculée par parties à la distance entre le point de Gauss (dont la hauteur est égale à H) et la surface extérieure la plus proche du conteneur définie par d_{sext}^e .

Algorithme

1. Initialisation $t_1 = 0, T_u^e = 0$
2. Déterminer quand le point de Gauss subira un changement : passage eau/transition/air ou un changement de vitesse de corrosion pour un même état pour t_2
3. Calculer la distance parcourue par la corrosion durant cet état stable :

$$d_{cum}^e = \left(V_c^{eau} + \frac{V_c^{air} - V_c^{eau}}{2 H_T} (H - H_2 + H_T) \right) * (t_2 - t_1)$$

4. Comparer d_{cum}^e et d_{sext}^e si $d_{cum}^e < d_{sext}^e$:
 - Retour à 2.
 - Sinon continuer.
5. Calculer

2. Modélisation numérique

$$T_u^e = t_1 + \frac{d_{sext}^e - d_{cum}^e}{\frac{V_c^{air} - V_c^{eau}}{2 H_T} (H - H_2 + H_T) + V_c^{eau}}$$

$$T_u^e = t_1 + \frac{d_{sext}^e - d_{cum}^e - e_c}{\frac{V_c^{air} - V_c^{eau}}{2 H_T} (H - H_2 + H_T) + V_c^{eau}}$$

Lors de l'affectation de la corrosion aux points de Gauss des éléments, les propriétés mécaniques sont alors dégradées puisque l'endommagement dû à la corrosion est une partie de l'endommagement total. Il est tout de même à noter que les efforts peuvent toujours être transmis en compression donc lorsqu'un chargement extérieur est appliqué au conteneur, même si une couche externe est complètement corrodée, le chargement est toujours transmis aux couches saines du conteneur.

La décomposition en partie positive et négative basée sur le premier invariant de la contrainte dans la relation d'état (voir équation 1.72) permet de maintenir une rigidité minimale dans la zone corrodée surtout lorsque celle-ci est sollicitée en compression. Nous choisirons dans la suite des applications un endommagement critique maxi de $d_{max}=0.98$. Lorsque la couche est complètement corrodée, l'endommagement total (somme de l'endommagement de corrosion et de l'endommagement ductile) atteint et reste bloqué à la valeur d_{max} . Dans ce cas, la relation d'état (tenseur de contrainte de Cauchy vs tenseur déformation élastique) se réduit à :

$$\begin{aligned} \underline{\sigma}_c = \underline{s} + \sigma_H \underline{I} &= 2\mu(g_d(d_{max}))^2 \underline{\varepsilon}_d^e + 3K(g_H(d_{max}))^2 \varepsilon_H \\ &= (2\%) \times 2\mu \underline{\varepsilon}_d^e - 3K \langle -\varepsilon_H \rangle_+ + (2\%) \times 3K \langle \varepsilon_H \rangle_+ \end{aligned} \quad 2.112$$

Où $\underline{\sigma}_c$ représente le tenseur des contraintes de Cauchy dans la couche totalement corrodée. En un point matériel, si la couche corrodée est fortement comprimée dans une direction alors $\varepsilon_H < 0$, la couche récupère alors un module de compressibilité K sain. Si la couche est globalement sollicitée en traction, nous ne conservons que 2% de la rigidité initiale du métal sain. De plus la couche corrodée présente une faible résistance au cisaillement.

2.6 Chargement en pression

Avant flambement du chemisage, le conteneur n'est soumis qu'à une pression fluide externe. Après flambement, nous avons modélisé le cas où le chemisage, jusqu'à sa corrosion totale, puis la roche vient solliciter le conteneur. Afin de pouvoir appliquer ce chargement en pression, le développement d'une routine DLOAD ou VDLOAD a été nécessaire dans le logiciel ABAQUS. En effet, l'objectif était d'appliquer un spectre de chargement en pression dépendant de la position angulaire de la surface du conteneur. Ce spectre de chargement doit pouvoir évoluer dans le temps. En considérant un chargement différent à un instant t_j Figure 2-7 et t_{j+1} Figure 2-8 sur la vue en coupe d'un demi conteneur :

2. Modélisation numérique

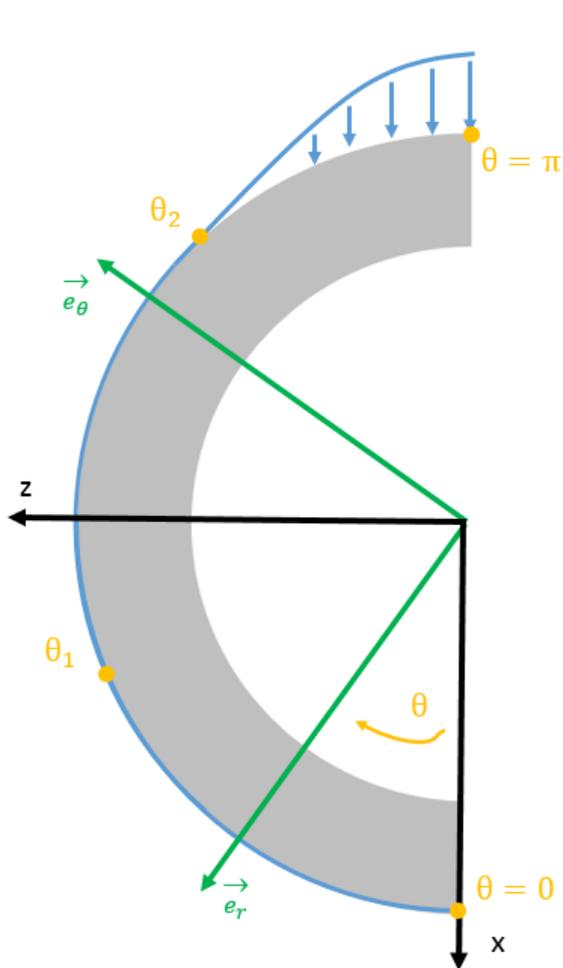


Figure 2-7: Chargement à un temps t_j

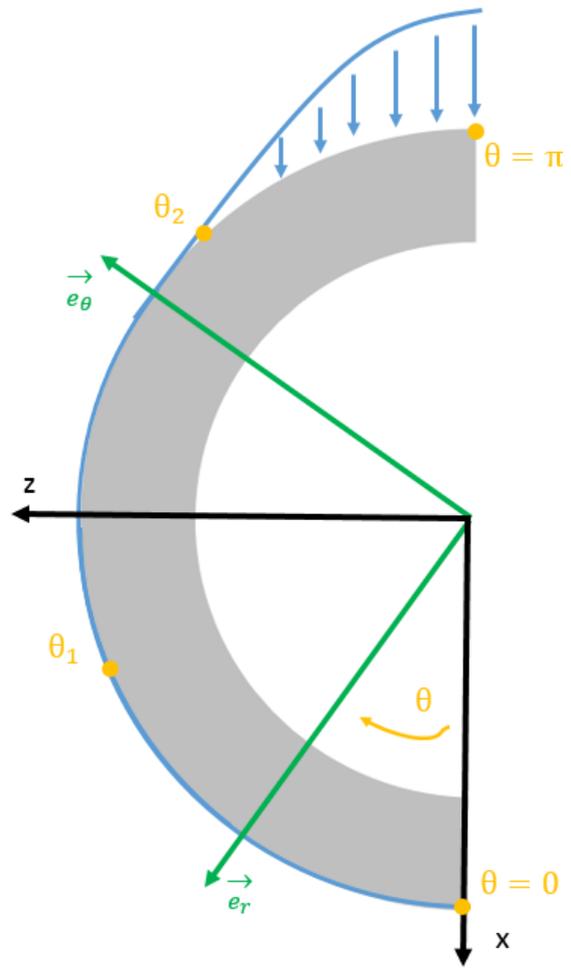


Figure 2-8: Chargement à un temps t_{j+1}

Les spectres de chargements en pression associés à ces figures sont donnés par rapport à la position angulaire considérée (Figure 2-9). Les points 0, π , θ_1 et θ_2 ont été repérés.

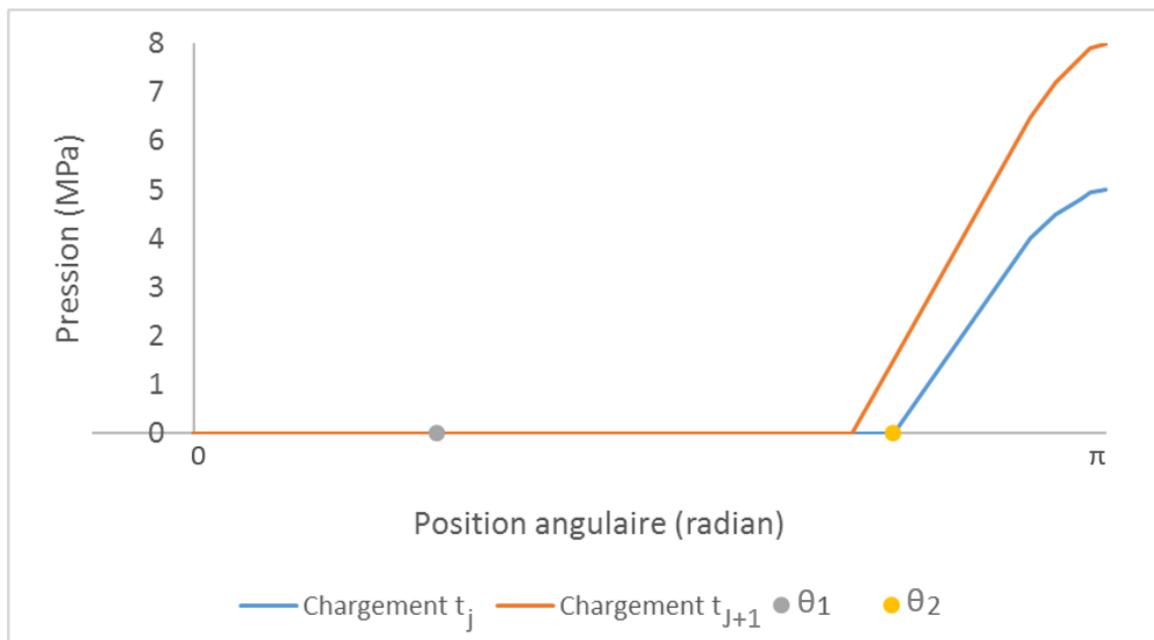


Figure 2-9: Spectres de chargements

Le chargement est linéaire par morceau entre deux angles espacés de $\Delta\theta$ radians, avec :

2. Modélisation numérique

$$\Delta\theta = \frac{\pi}{N} \quad 2.113$$

N étant le nombre de positions angulaires considérées. La pression associée à un angle θ sur l'intervalle $[\theta_i - \theta_{i+1}]$, à un temps t_1 est :

$$\tilde{P}_{t_1}(\theta) = \frac{-P_{t_1}^{i+1} + P_{t_1}^i}{\Delta\theta} (\theta_{i+1} - \theta) + P_{t_1}^{i+1} \quad 2.114$$

Nous définissons cette pression externe appliquée, entre deux pas de temps $[t_j, t_{j+1}]$ par :

$$P_{ext}(t, \theta) = \frac{-\tilde{P}_{t_{j+1}}(\theta) + \tilde{P}_{t_j}(\theta)}{\Delta t_{j+1}} (t_{j+1} - t) + \tilde{P}_{t_{j+1}}(\theta) \quad 2.115$$

Avec $\Delta t_{j+1} = t_{j+1} - t_j$

Un fichier texte permet alors de définir un chargement selon la position angulaire du point de Gauss considéré, pour chaque année du calcul. Cette flexibilité permet d'envisager divers types de sollicitations mécaniques appliquées au conteneur.

2.7 Conclusions

Les différents aspects numériques liés à la simulation numérique des procédés de mise en forme ainsi que la prise en compte de la corrosion généralisée ont été présentés. La formulation variationnelle du problème mécanique issue du principe des puissances virtuelles a été présentée. Sa discrétisation a ensuite été effectuée puis, les schémas de résolution statique implicite et dynamique explicite ont été présentés. Rappelons que ces deux schémas sont complémentaires, en effet, la stabilité du schéma implicite permet d'effectuer des grands pas de temps lorsque les conditions aux limites n'entraînent pas de déformations trop importantes tandis que le schéma dynamique explicite permettra de continuer ce calcul lorsque les déformations subies seront trop importantes pour que la résolution implicite puisse converger. Quant aux équations de comportement du modèle développées, elles seront résolues à l'aide de la méthode de prédiction élastique et correction plastique. Afin de permettre leur résolution, la θ -méthode a été employée. Nécessaire seulement pour la résolution statique, la matrice tangente a aussi été présentée.

Le modèle de comportement élastoplastique étant désormais implémenté numériquement dans le solveur implicite ABAQUS/Standard et le solveur explicite ABAQUS/Explicit, il s'agit alors d'effectuer les essais permettant d'alimenter ce modèle afin de déterminer les coefficients matériaux correspondant à l'acier étudié : le P285NH.

Chapitre 3

Caractérisation expérimentale du matériau

Introduction

Ce chapitre est l'occasion de présenter l'ensemble des analyses expérimentales que nous avons réalisées au cours du projet doctoral. On commence par une présentation plus détaillée du contexte du stockage des déchets HA dans les micro-tunnels puis on précise la forme et la dimension du conteneur ainsi que la nuance métallique retenue par l'Andra. La fermeture et l'étanchéité du conteneur composé d'une virole et de deux couvercles est assurée par une opération de soudage par faisceau d'électrons sans apport de matière. La soudure laser produit, très localement, un cordon de soudure avec des transformations microstructurales qui nécessitent une attention particulière dans les opérations de caractérisation.

Le modèle de comportement, développé au Chapitre 1, demande l'identification de différents paramètres matériaux à partir d'une base expérimentale constituée de plusieurs essais homogènes de traction/compression sur éprouvettes normalisées. Les différentes éprouvettes de traction sont alors présentées et les résultats expérimentaux discutés.

3.1 Description du colis de stockage HA

Le colis de stockage HA est constitué d'un conteneur en acier P285NH dans lequel est inséré un colis primaire contenant les déchets radioactifs vitrifiés (Figure 3-1). Une poignée située sur la partie supérieure du conteneur en acier facilite son transport au sein des alvéoles de stockage.



Figure 3-1: Colis de stockage HA de type R7/T7

Les trois parties constituant ce conteneur, virole et deux couvercles, sont assemblées par faisceau d'électrons sans apport de matière. Cette technique présente l'avantage (i) d'être éprouvée pour le soudage de fortes épaisseurs (ici supérieur à 55,0 mm), (ii) d'être un procédé sans métal d'apport et (iii) de permettre un soudage en une seule passe.

La soudure d'une épaisseur de 55,0 mm est représentée par une zone en rouge sur la Figure 3-2 dont on peut voir une vue en coupe des trois quarts du conteneur.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

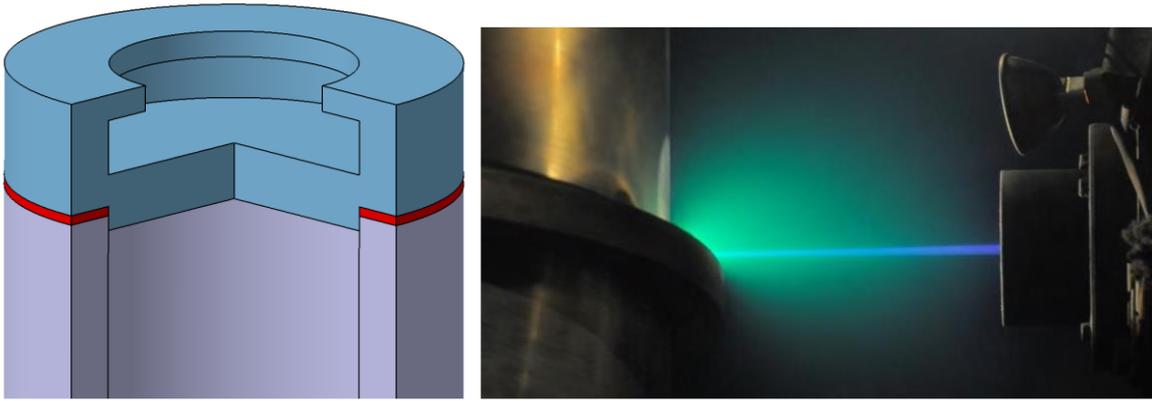


Figure 3-2: Position de la soudure et technique de soudure du conteneur par faisceau d'électrons

Les dimensions du conteneur sont données dans la Figure 3-3.

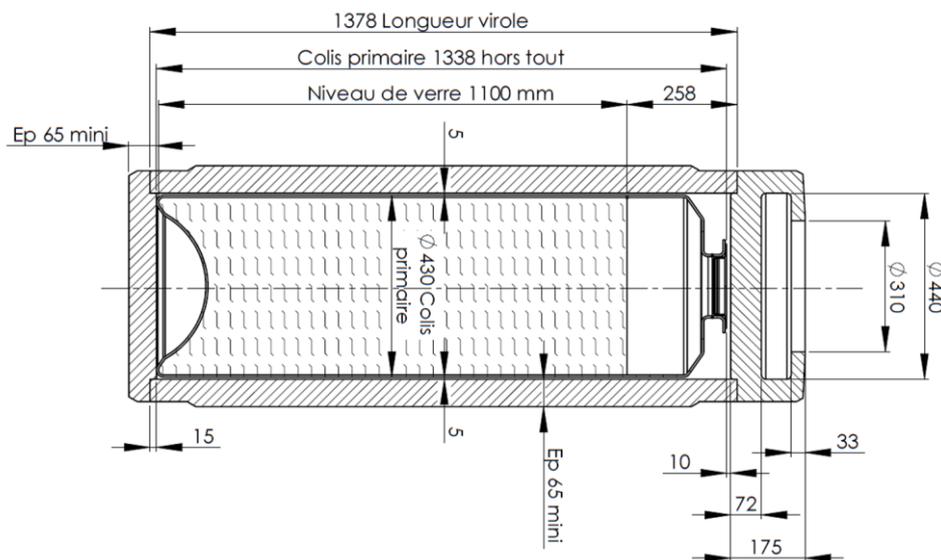
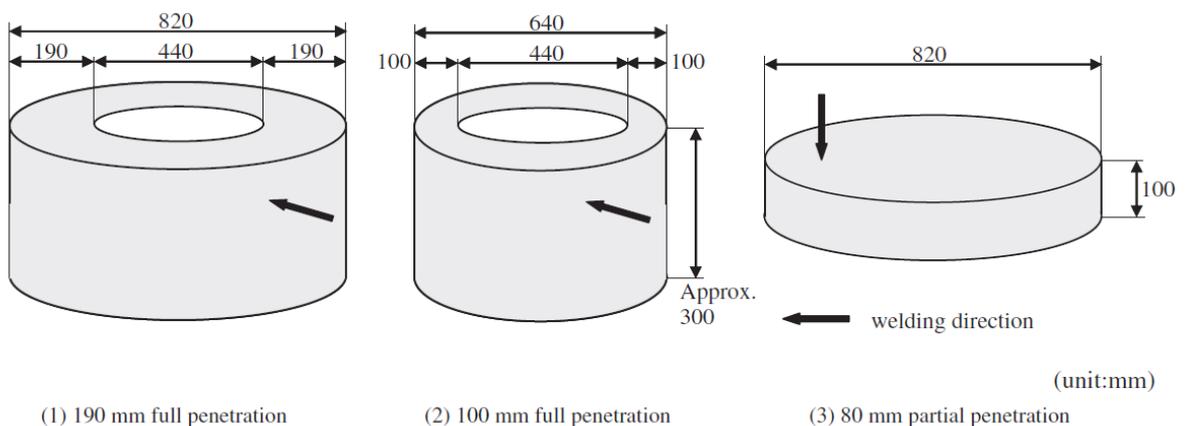


Figure 3-3: Coupe longitudinale d'un conteneur HA (R7/T7)

Le risque majeur lors du soudage par faisceau d'électrons est l'apparition de défauts et porosités dus au métal en fusion. Différents cas de figure ont été investigués dans le cadre du stockage géologique japonais de déchets radioactifs (Asano et al., 2006). Les études portent sur des conteneurs en acier SF340A. Plusieurs configurations ont alors été testées (Figure 3-4).



(1) 190 mm full penetration

(2) 100 mm full penetration

(3) 80 mm partial penetration

Figure 3-4: Configurations testées pour le soudage par faisceau d'électrons - (Asano et al., 2006)

Plusieurs types de défauts sont alors possibles :

3. Caractérisation expérimentale du matériau

- Le premier cas est le manque de métal en fond de soudure dû aux mouvements du métal fondu tel que schématisé sur la Figure 3-5.

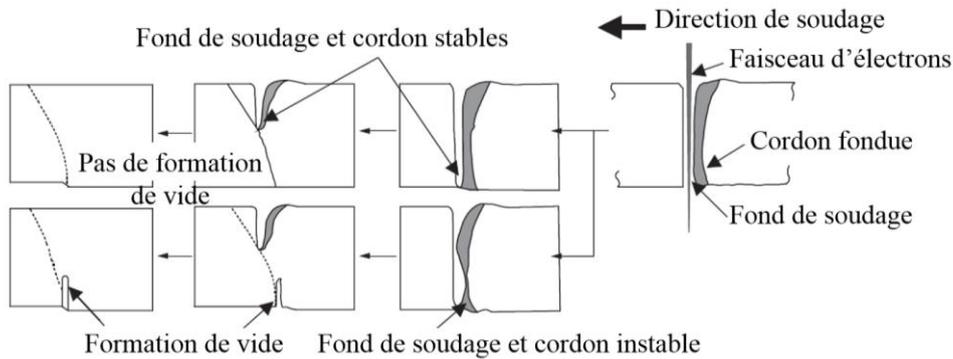


Figure 3-5: : Mouvement du métal en fusion lors du soudage (Asano et al., 2006)

- Le second cas est présent à cause des gradients de refroidissement des différentes microstructures formées par le soudage (Figure 3-6).

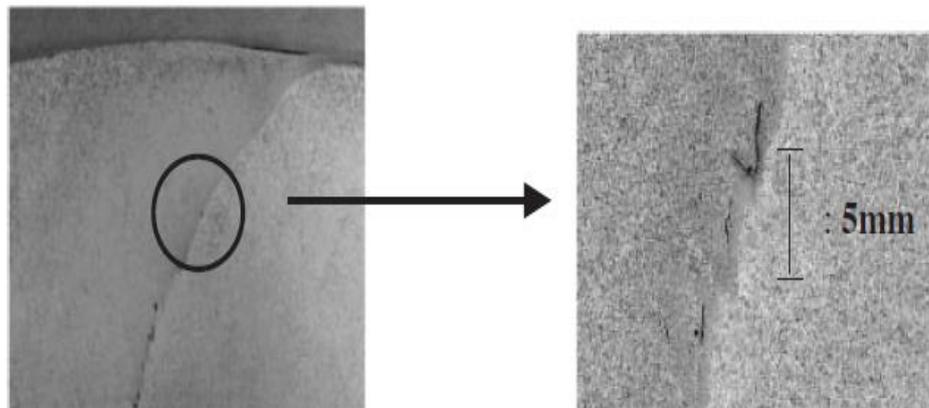


Figure 3-6: Défaut de soudure (Asano et al., 2006)

Des défauts microscopiques peuvent apparaître (Figure 3-6), le matériau ainsi que les paramètres de soudage utilisés sont alors prépondérants pour éviter l'apparition de ces défauts. Pour ce qui est du projet Cigéo, la classe de qualité B de la norme NF EN ISO 13919-1 est requise pour la soudure du couvercle et du fond du conteneur, ce qui limite la taille des défauts de type soufflure à 2,0 mm.

Outre ces éventuels défauts, et bien que le conteneur soit constitué d'un seul matériau, la campagne expérimentale nécessite l'étude des trois zones suivantes : (i) le Matériau de Base (MB) qui concerne l'ensemble du conteneur non affecté par la soudure ; (ii) la Zone Fondue (ZF) constituée du matériau au cœur de la soudure qui a été complètement fondue par le faisceau d'électrons (le cordon) ; et la Zone Affectée Thermiquement (ZAT).

3.2 Caractérisation du matériau de base (MB)

Le matériau de base constitue la totalité du conteneur excepté les deux soudures qui ont subi des transformations métallurgiques et dont les propriétés mécaniques ont évolué par rapport au matériau de base. La nuance P285NH, matériau de base, doit donc être étudiée minutieusement afin d'alimenter le modèle de comportement utilisé. Une campagne expérimentale d'essais mécaniques, sur différentes géométries d'éprouvettes et trajets de chargement, a donc été réalisée :

3. Caractérisation expérimentale du matériau

- Essais de traction monotone jusqu'à rupture sur éprouvettes cylindriques lisses, instrumentés avec un extensomètre à lame.
- Essais de traction/compression cyclique ($R=-1$) sur éprouvettes cylindriques lisses, instrumentés avec un extensomètre à lame.
- Essais de traction monotone jusqu'à rupture sur éprouvettes cylindriques entaillées, instrumentés avec un extensomètre à lame.
- Essais de traction monotone jusqu'à rupture sur éprouvettes plates doublement entaillées avec mesures des champs de déplacements par une méthode optique par corrélation d'images.

Nous confirmons aussi la rupture ductile de ce matériau à l'aide des images obtenues par microscopie électronique à balayage où des cupules sont clairement visibles sur la Figure 3-7.

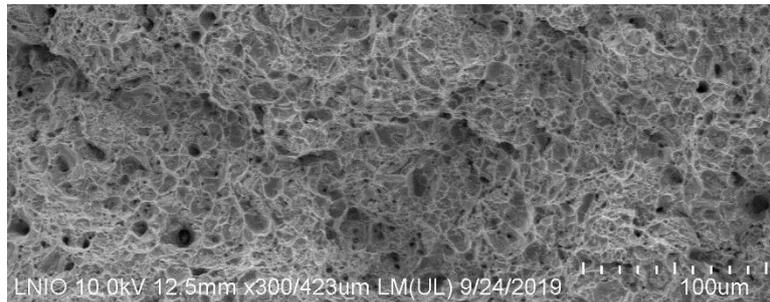


Figure 3-7: Image MEB de la rupture ductile sur MB

3.2.1 Essais de traction monotones sur éprouvettes lisses

Les éprouvettes cylindriques de traction classiques (Figure 3-8), permettent de caractériser le comportement macroscopique de l'acier étudié.

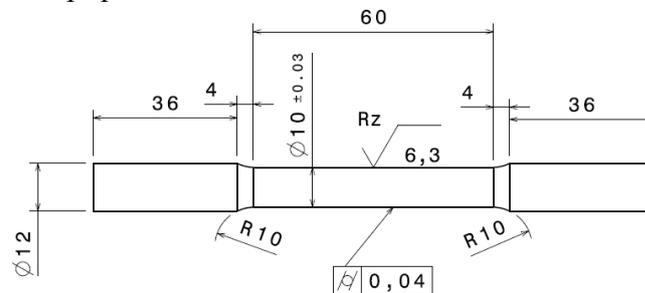


Figure 3-8: Géométrie de l'éprouvette de traction lisse (mm)

Afin de s'affranchir de l'effet de raideur du bâti machine et du montage des mors, les essais de traction sont accompagnés par des mesures de déformations à l'aide d'un extensomètre à lame de longueur utile de 15,0 mm. Cependant, comme nous voulons conduire nos essais jusqu'à rupture finale des éprouvettes, l'extensomètre à lame est donc utilisé sur la première partie de l'essai puis enlevé lorsque le palier de Lüders est atteint pour la suite de l'essai. Sur la seconde partie de l'essai sans extensomètre, nous avons uniquement exploité le déplacement de la traverse pour mesurer la déformation. Une vitesse de déformation de 10^{-4} s^{-1} a été imposée à l'ensemble des essais.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

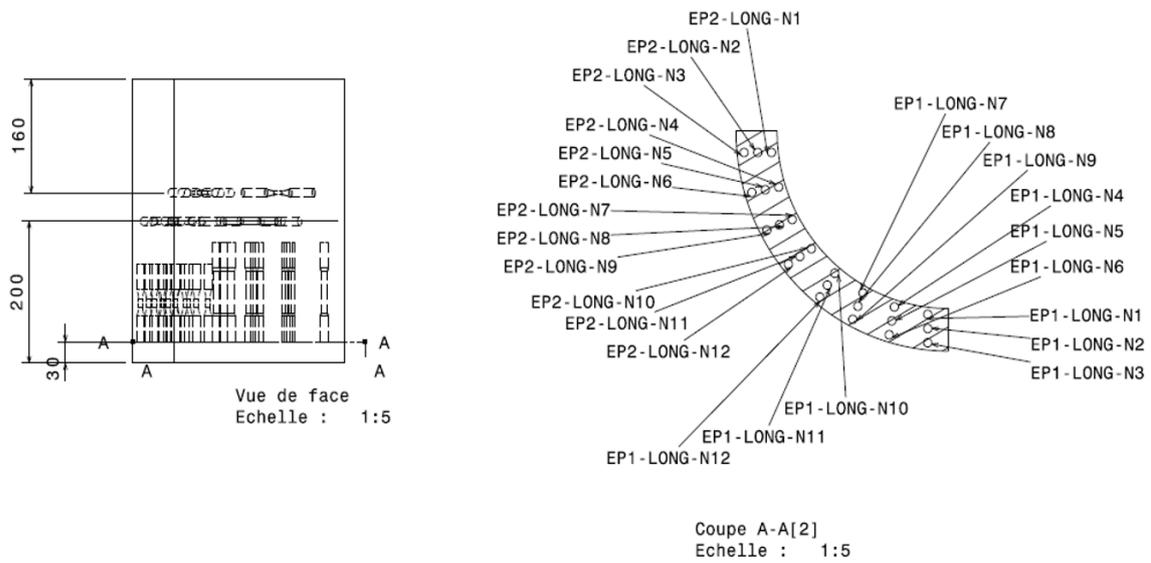


Figure 3-9: Prélèvement des éprouvettes lisses dans une virole du matériau de base (mm)

Afin de vérifier le degré d'anisotropie du matériau, des éprouvettes ont été prélevées dans le sens longitudinal (24 éprouvettes) et transversal (8 éprouvettes) sur le quart d'une virole aux dimensions réelles d'un conteneur (Figure 3-9). Leurs emplacements de prélèvement, situés à l'intérieur, au centre ou à l'extérieur de la virole ainsi que leurs orientations ont été consignés afin de vérifier l'existence d'éventuelles hétérogénéités de comportement visibles sur les courbes contraintes-déformations (Figure 3-10) dues aux conditions de fabrication de la virole.

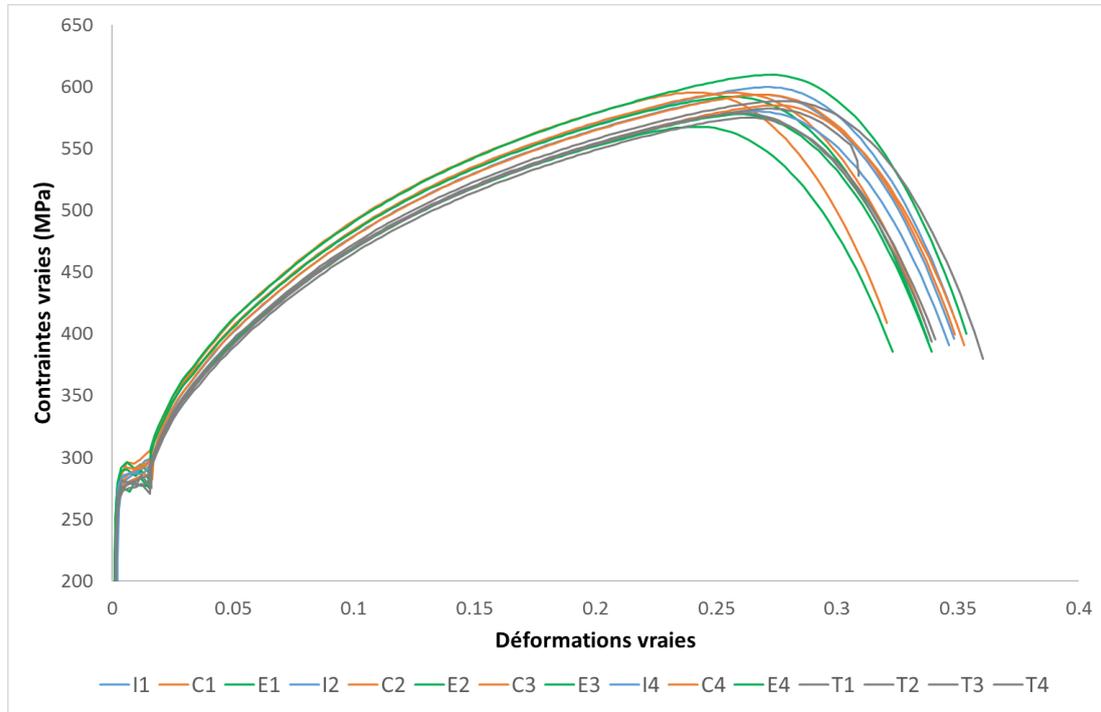


Figure 3-10: Courbes expérimentales contraintes-déformations des éprouvettes de traction

Le code couleur suivant a été adopté : en bleu les éprouvettes situées à l'intérieur de la virole, en marron celles situées au centre, en vert celles situées à l'extérieur. Quant aux grises, ce sont les éprouvettes prélevées dans le sens transversal. Il est évident qu'aucune tendance ne se dégage, que ce soit en différenciant les éprouvettes prélevées dans le sens

3. Caractérisation expérimentale du matériau

transversal/longitudinal ou en différenciant les éprouvettes prélevées dans la même épaisseur de la virole. Le P285NH sera donc considéré isotrope, nous remarquons ici son comportement très ductile, qui entraîne alors une striction très importante avant la rupture finale comme on peut le voir sur la Figure 3-11.



Figure 3-11: Eprouvette de traction lisse MB après rupture

Une instabilité est visible entre 0,2 et 1,5% de déformations, les contraintes correspondantes sont alors comprises entre 270,0 et 300,0 MPa. Cette instabilité peut s'expliquer par l'apparition de bandes de Piobert-Lüders dans la transition de comportement entre le domaine élastique et élastoplastique à écrouissage positif. En effet, cette limite d'élasticité haute suivie par une chute de contraintes puis un palier et enfin la reprise de l'augmentation des contraintes est caractéristique du phénomène bien connu de bandes de Piobert-Lüders qui se propage d'une extrémité à l'autre de l'éprouvette (Hallai and Kyriakides, 2011).

Nous confirmons la faible dispersion des résultats avec un écart-type dont la valeur n'augmentera significativement que dans le régime d'écrouissage négatif (adoucissement) dû à l'évolution de l'endommagement comme on peut le voir sur la Figure 3-12.

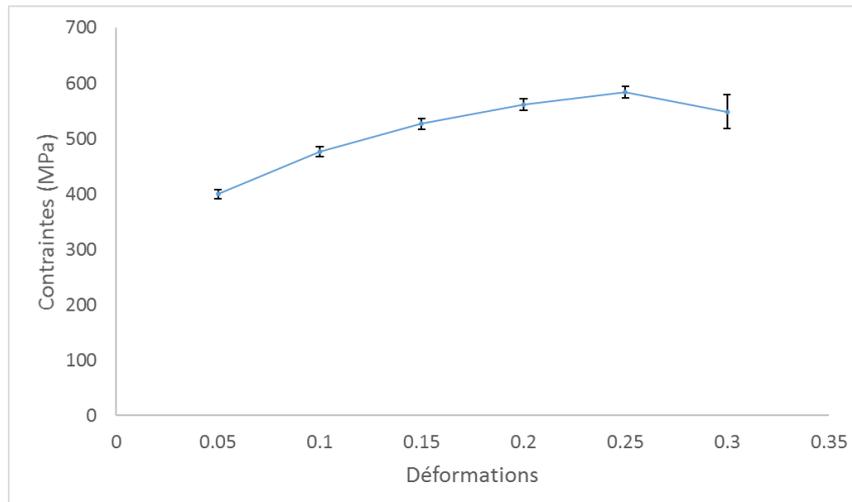


Figure 3-12: Eprouvette de traction lisse MB – écart-type

Quant aux déformations et contraintes à rupture, elles sont regroupées dans la Figure 3-13. L'écart type sur la contrainte à rupture, représenté sur la Figure 3-13 semble acceptable. Une éprouvette est cependant très éloignée des autres en terme de contrainte à rupture (éprouvette '5'), un défaut matériau ou d'usinage est sûrement à l'origine de cette rupture prématurée de l'éprouvette 5 (contrainte de 520 MPa et déformation de 0,31).

3. Caractérisation expérimentale du matériau

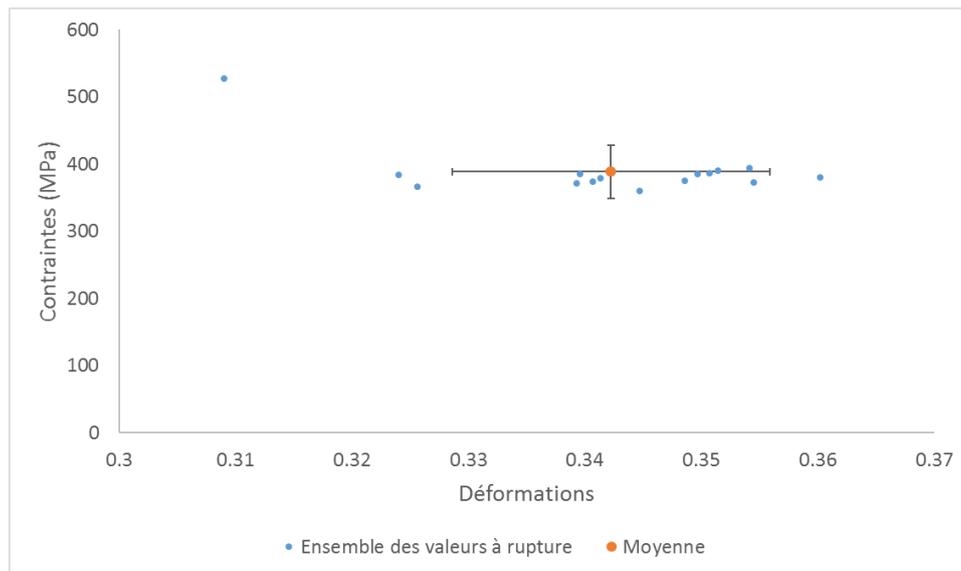


Figure 3-13 : Déformations et contraintes à rupture ainsi que la moyenne et l'écart type

Outre les éprouvettes lisses, une autre géométrie d'éprouvettes a été prélevée dans le matériau de base, il s'agit d'éprouvettes cylindriques entaillées (Figure 3-14). Elles permettent de caractériser l'évolution de l'endommagement sous un chargement plus complexe que pour les éprouvettes lisses. De plus, nous pouvons mesurer précisément l'évolution des déformations avec l'extensomètre puisqu'il est évident que la zone subissant les fortes concentrations des déformations est située dans l'entaille.

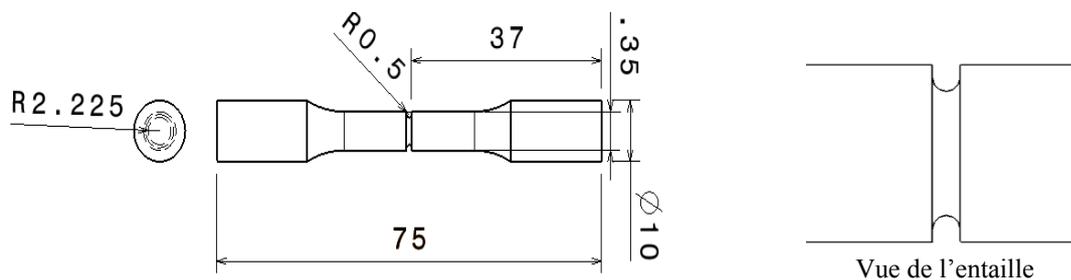


Figure 3-14: Géométrie de l'éprouvette cylindrique entaillée

Ces éprouvettes ont été prélevées seulement dans le sens longitudinal, les courbes force-déplacement permettent d'observer, comme pour les éprouvettes lisses, un comportement global assez homogène Figure 3-15.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

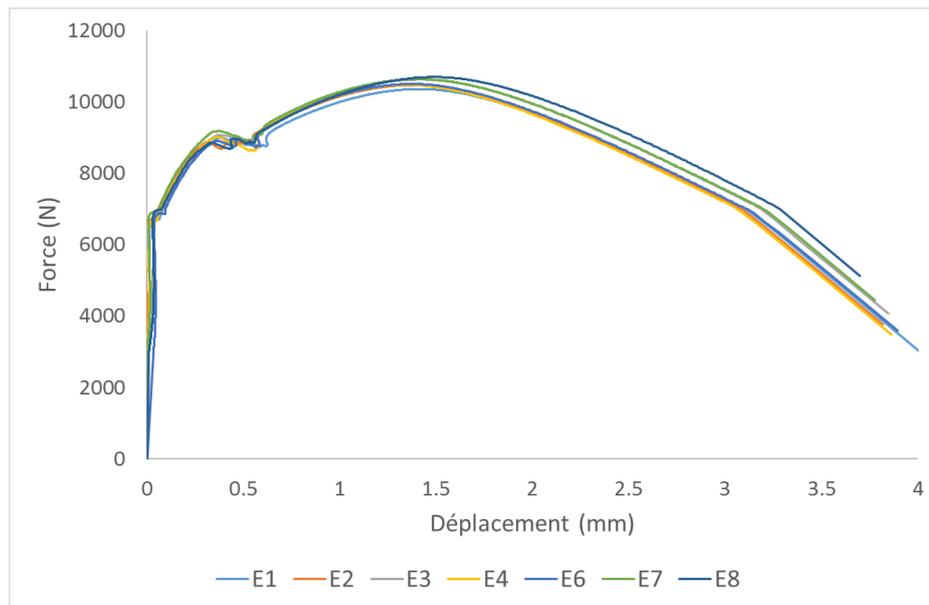


Figure 3-15: Courbes expérimentales de traction sur éprouvettes cylindriques entaillées

L'éprouvette dans son état post-rupture permet de voir que les déformations localisées dans la zone de l'entaille sont très importantes (Figure 3-16).



Figure 3-16: Vue de la rupture finale d'une éprouvette cylindrique entaillée

3.2.2 Essais cycliques de traction/compression sur éprouvettes cylindriques lisses

Des essais de traction/compression cycliques ($R=-1$) à déformation imposée ($\pm 1,0\%$) et ($\pm 1,5\%$) ont été réalisés. Les essais sont pilotés en déformation, à une vitesse de 10^{-4} s^{-1} . Les mesures sont réalisées à l'aide d'un extensomètre à lame de longueur utile de 10,0 mm. Des éprouvettes cylindriques dont la géométrie est présentée sur la Figure 3-17 ont été utilisées :

3. Caractérisation expérimentale du matériau

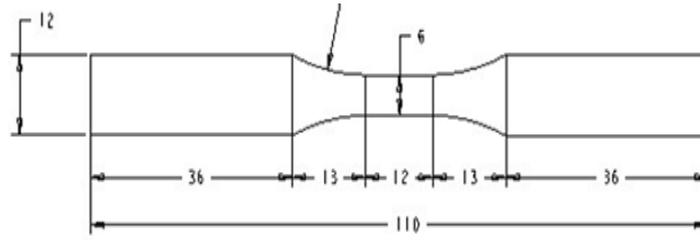


Figure 3-17: Géométrie des éprouvettes de traction cyclique

La géométrie est différente des éprouvettes précédentes puisque la machine utilisée est une machine de fatigue et non plus une machine de traction monotone. Nous observons toujours un phénomène de bandes de Piolet-Lüders uniquement pour le premier cycle de traction.

La dispersion des résultats est ici très faible bien que les éprouvettes aient été prélevées dans des sens différents mais aussi à des emplacements radiaux différents, Figure 3-18. Les éprouvettes prélevées dans le sens transversal sont notées 'TRANS' et les éprouvettes prélevées dans le sens longitudinal 'LONG'.

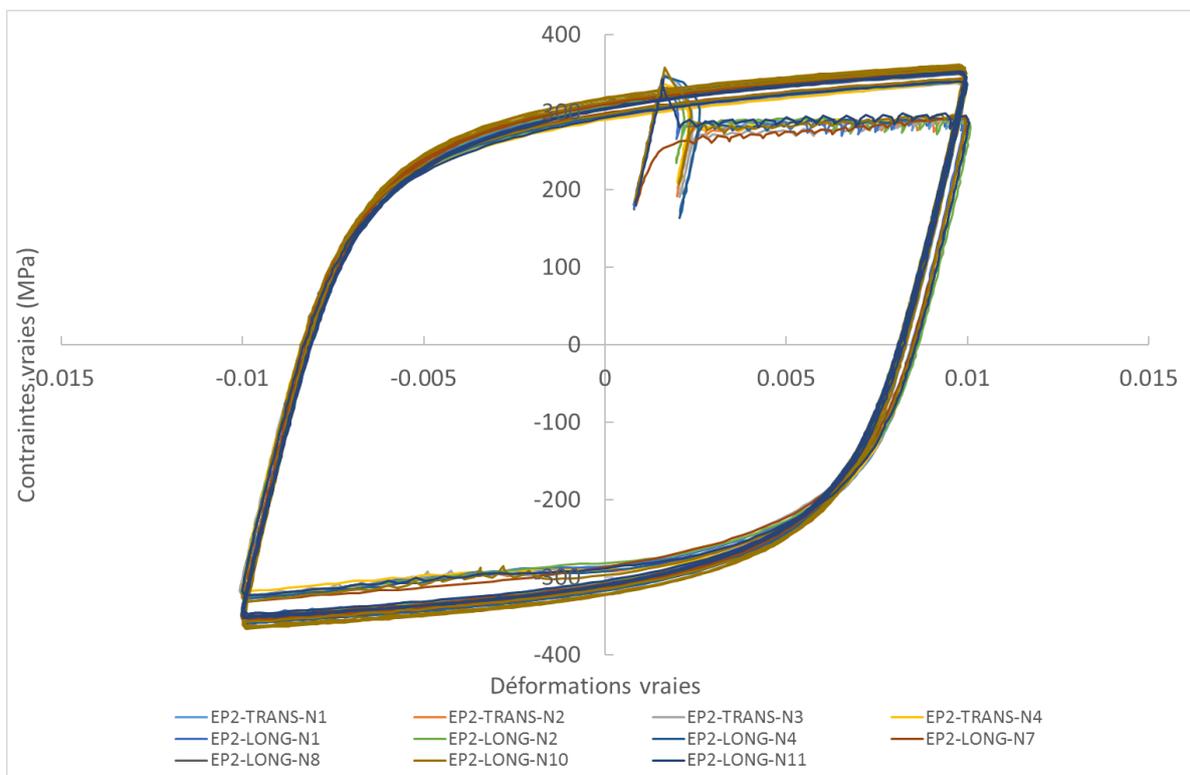


Figure 3-18: Boucles expérimentales contraintes-déformation des essais cycliques sur MB

Après seulement trois cycles, nous observons que la contrainte sature très rapidement et le cycle stabilisé est rapidement atteint. Afin de voir plus précisément l'évolution de la courbe contrainte-déformation dans le sens longitudinal (L) et transversal (T), les résultats d'une éprouvette de chaque type sont extraits et présentés sur la Figure 3-19 et la Figure 3-20. Ces deux éprouvettes ont été choisies car elles sont situées dans la moyenne du comportement des éprouvettes issues du sens transversal et longitudinal. Les trois premiers cycles sont représentés sur la Figure 3-19 où une augmentation de l'amplitude de la contrainte durant ces trois cycles indique l'effet de l'érouissage qui se stabilise très rapidement. Du cycle 3 jusqu'au cycle 10 les réponses contraintes-déformations n'évoluent quasiment plus attestant de la saturation de l'érouissage (Figure 3-20).

3. Caractérisation expérimentale du matériau

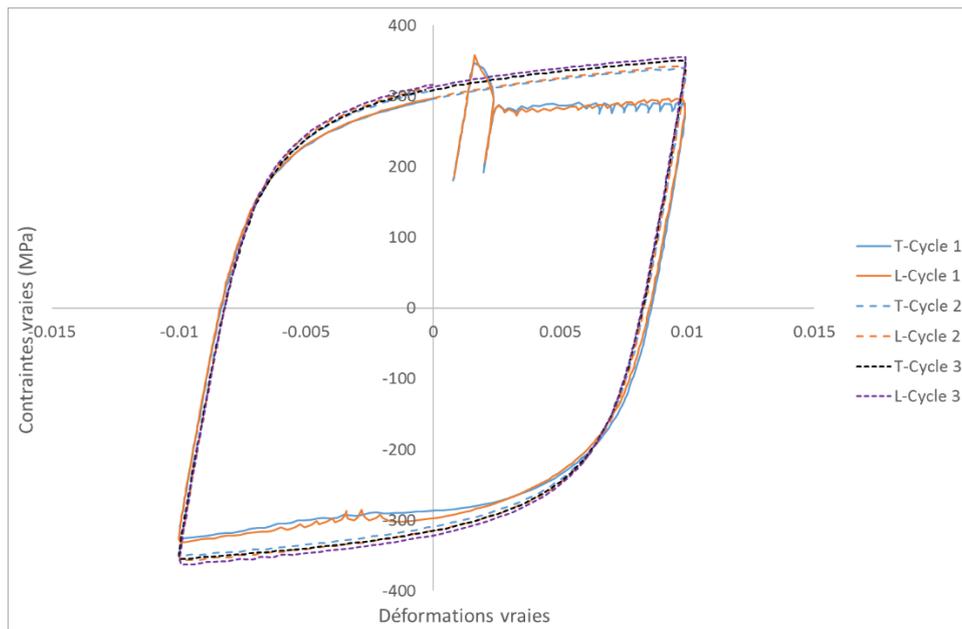


Figure 3-19: Comparaison des réponses expérimentales des éprouvette transversales/longitudinales - cycles 1 à 3

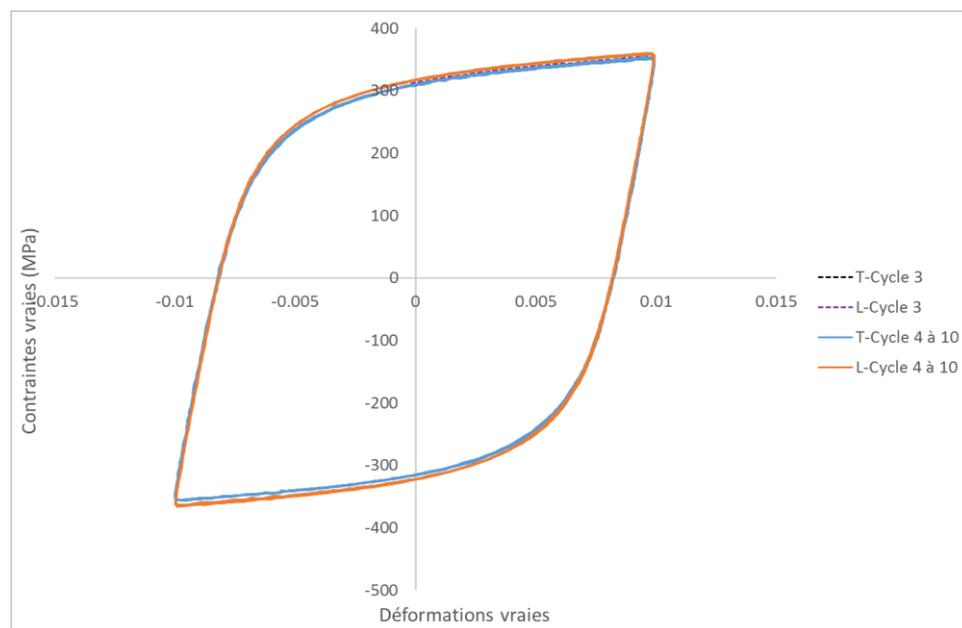


Figure 3-20: Comparaison des réponses expérimentales des éprouvette transversales/longitudinales - cycles 3 à 10

De cette dernière figure sont extraites les contraintes maximales et minimales de chaque cycle sur l'éprouvette prélevée dans le sens transversal (Figure 3-21) qui montre la rapide saturation des boucles contraintes-déformations attestant de la rapide saturation de l'écroutissage du matériau.

Cycle	Contrainte maximale (MPa)	Contrainte minimale (MPa)
1	296	-333
2	342	-357
3	350	-360
4 à 10	360	-360

Figure 3-21 : Evolution des contraintes pendant les 10 premiers cycles (résultats expérimentaux)

3. Caractérisation expérimentale du matériau

Par ailleurs, aucune différence significative de comportement n'est notée entre les deux éprouvettes sur les différents cycles.

3.2.3 Essais de traction monotones sur éprouvettes plates entaillées avec mesure des champs de déplacement par voie optique

Les résultats expérimentaux obtenus sur les essais à partir des éprouvettes cylindriques lisses et entaillées présentés dans les §3.2.1 et §3.2.2 sont exploités pour identifier les paramètres du modèle de comportement élastoplastique dans le cas de la nuance P285NH. Nous avons ensuite décidé de réaliser des essais de traction monotone à partir d'éprouvettes plates doublement entaillées pour tester par la suite la qualité de prédiction de notre modèle. Les travaux de (Takeda, 2016) montrent que l'utilisation d'éprouvettes doublement entaillées (Figure 3-22) permet d'obtenir des trajets de fissuration très différents selon le réglage de l'écartement entre les deux entailles (Figure 3-22) conduisant à des réponses force-déplacement très différentes comme on peut le voir sur la Figure 3-23.

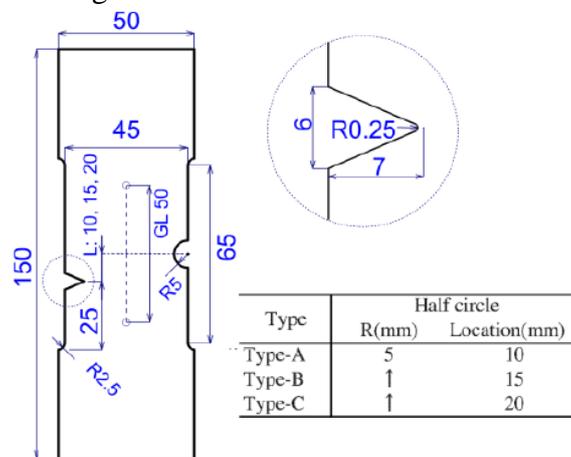


Figure 3-22: Géométrie de l'éprouvette doublement entaillée (Takeda, 2016)

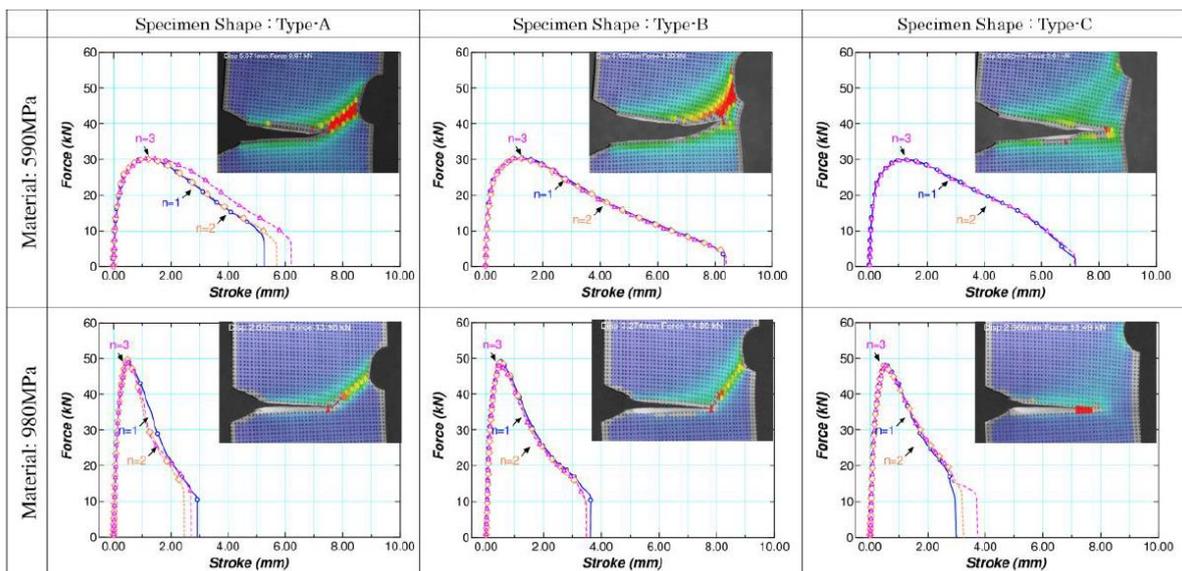


Figure 3-23: Courbes expérimentales forces-déplacements pour trois types d'éprouvettes A, B et C (Takeda, 2016)

En nous inspirant des choix de Takeda, nous avons défini deux éprouvettes entaillées montrées sur la Figure 3-24. Leur épaisseur est de 3,0 mm. Une vue de détail de l'entaille ayant le rayon le plus faible est montrée Figure 3-24c. La différence de distance inter-entailles est exprimée en rouge sur la Figure 3-24.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

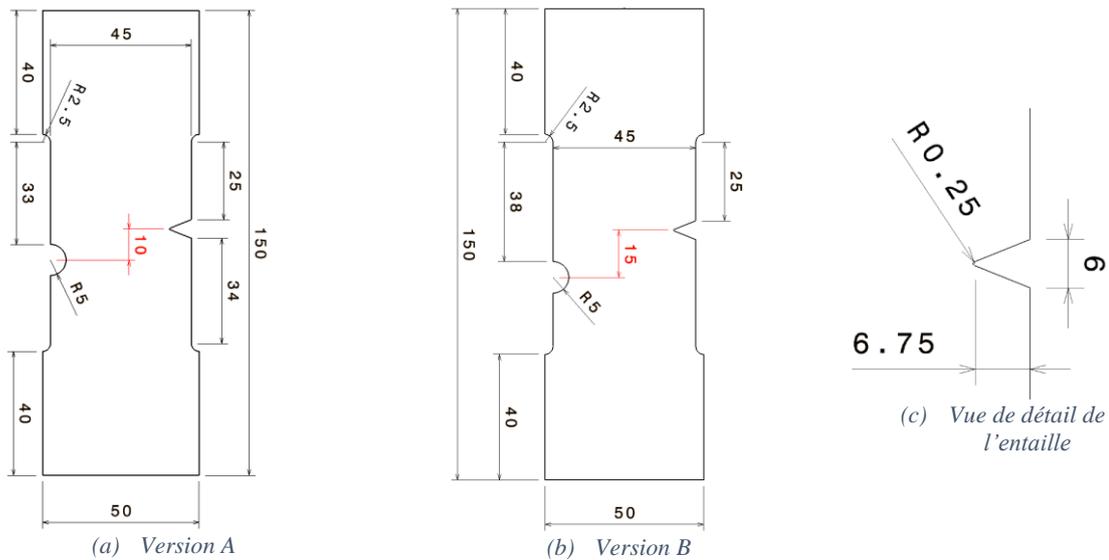


Figure 3-24: Géométrie de l'éprouvette de traction doublement entaillée

Tous ces essais ont été réalisés au laboratoire LEM3 de l'Université de Lorraine à Metz. Les résultats expérimentaux obtenus sont exprimés en courbes force-déplacement rassemblées sur la Figure 3-25 pour les trois éprouvettes de la configuration (A) et les trois de la configuration (B).

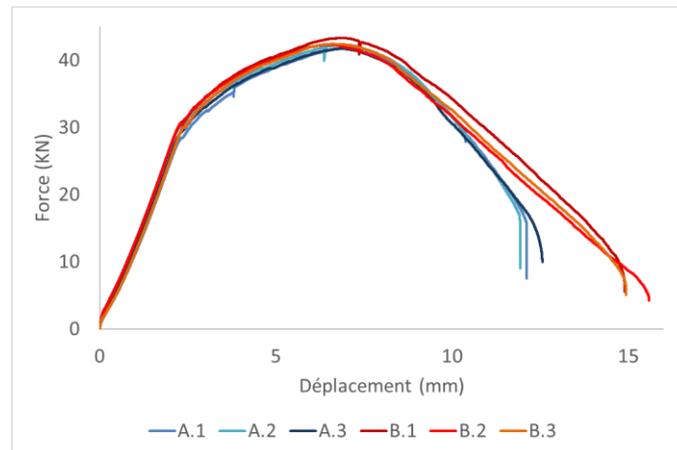
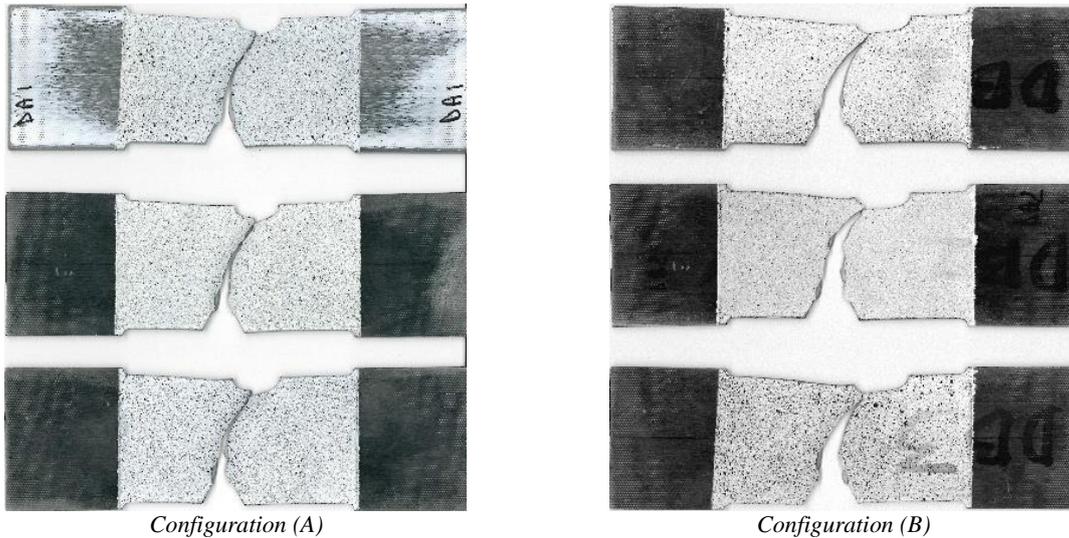


Figure 3-25: Courbes expérimentales force-déplacement à partir d'essais de traction sur éprouvettes doublement entaillées

Nous observons que les comportements des trois éprouvettes de configuration (A) sont très semblables et rompent après un déplacement total de 13,0 mm et que les trois éprouvettes de la configuration (B) rompent à 15,0 mm de déplacement. Ces résultats sont conformes aux attentes puisque dans la configuration (A) la distance entre les deux entailles est plus faible que dans la configuration (B) donc la rupture des éprouvettes de la configuration (A) intervient avant celle des éprouvettes de la configuration (B).

Les trajectoires des fissures sont bien différentes entre les deux configurations comme on peut le voir sur la Figure 3-26. La fissure s'est propagée depuis l'entaille inférieure dont le rayon est très faible vers l'entaille supérieure de plus grand rayon (de 5,0 mm). Pour les trois éprouvettes de la configuration (A), les fissures ont rejoint le centre de l'entaille supérieure alors que pour les trois éprouvettes de la configuration (B) les fissures ont rejoint l'extrémité gauche de l'entaille supérieure. Nous avons donc des résultats reproductibles bien que la population soit faible.

3. Caractérisation expérimentale du matériau



Configuration (A) Configuration (B)
Figure 3-26: Chemins des fissures dans les éprouvettes doublement entaillées

Nous allons maintenant donner plus de détails sur la méthodologie de mesure des champs de déplacement par la méthode optique de corrélation d'images. A partir d'un mouchetis préalablement projeté sur l'une des surfaces planes des éprouvettes, cette méthode optique permet de suivre les champs de déplacements de celui-ci. La surface de l'éprouvette est observée par une caméra qui effectue deux prises de vue, une première considérée comme image de référence, une seconde considérée comme image déformée. La détermination du champ de déplacement est effectuée en trois étapes :

- Définir la zone d'étude qui n'est pas nécessairement toute l'image acquise
- Découper la zone d'étude en imagerie plus petites
- Corréler les imagerie.

Le principe de la corrélation consiste à rechercher un même motif dans l'image de référence et l'image déformée (Figure 3-27). Ce motif est créé par la dépose d'un mouchetis sur les éprouvettes. Celui-ci étant déformé, le maximum de vraisemblance entre les deux imagerie est en fait recherché.

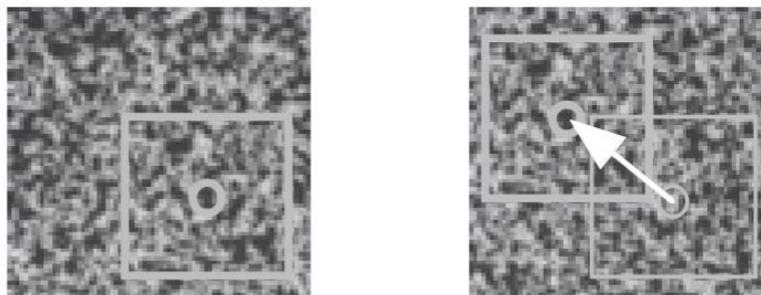


Figure 3-27: Image de référence (gauche) et image déformée (droite) - (Hild, 2003)

L'estimation du déplacement (u) se fait en minimisant la différence entre la fonction $g(x)$ le signal de l'image décalée et la fonction $f(x)$ celui de l'image de référence. Ces signaux sont issus des niveaux de gris du mouchetis de la Figure 3-27.

La fonction $g(x)$ comprend une composante $b(x)$ due au bruit.

$$g(x) = f(x - u) + b(x) \quad 3.1$$

Il faut alors minimiser cette différence par rapport à une valeur d .

3. Caractérisation expérimentale du matériau

$$\min_d \|g(x) - f(x - d)\|^2$$

3.2

Ce procédé est alors réalisé pour chacune des imagettes.

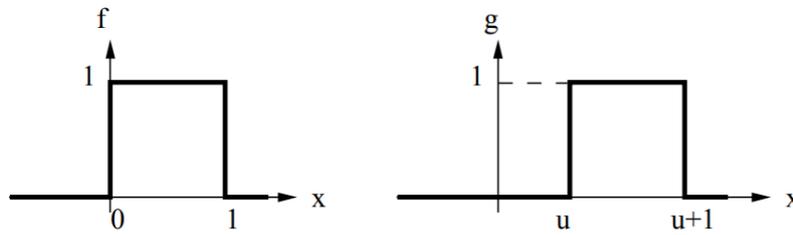


Figure 3-28: les fonctions $f(x)$ et $g(x)$ décalées de u (Hild, 2003)

La précision de la corrélation d'image est suffisante pour déterminer le champ des déplacements dans le matériau (Figure 3-29) mais aussi pour visualiser des fissures (Figure 3-30). L'éprouvette étudiée est ici un alliage d'aluminium mais le procédé est le même pour un acier.

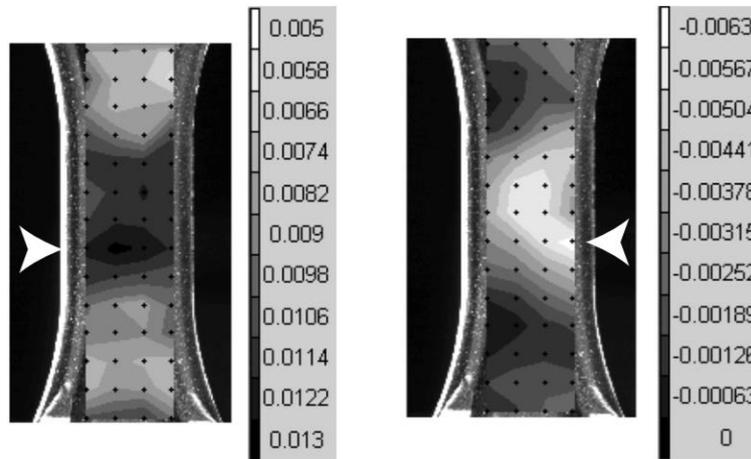


Figure 3-29: Carte des déplacements, à gauche dans l'axe du chargement, à droite perpendiculairement à l'axe du chargement - (Hild, 2003)

Sur l'image de la Figure 3-30, la fissure est située au même emplacement que les déformations maximales observées sur l'image de la Figure 3-29. En effet, la localisation des déformations sur la Figure 3-29 (emplacement fléché) correspond à la zone observée sur la Figure 3-30 où on voit une grande différence de déplacements entre la zone grise claire et la zone noire significative d'une fissure. Mais aussi sur l'image du bas de la Figure 3-30 où les champs de déplacements permettent de visualiser clairement une fissure, en blanc.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

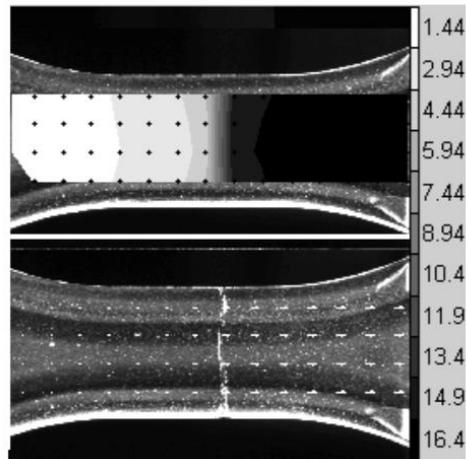


Figure 3-30: En haut les déplacements longitudinaux, en bas les champs de déplacements pour l'image correspondant à la rupture

Nous allons maintenant présenter les résultats expérimentaux obtenus sur les éprouvettes doublement entaillées. Les figures 3-32 à 3-36 montrent l'évolution des déformations verticales exprimées en pourcentage (selon Y), pour différentes valeurs du déplacement vertical de la traverse de la machine de traction. L'échelle des valeurs relevées est fixée entre 0 et un maximum permettant une observation plus aisée des champs de déformations dans l'ensemble de l'éprouvette. Localement, en rouge foncée, les valeurs des déformations mesurées dépassent le maximum indiqué par l'échelle.

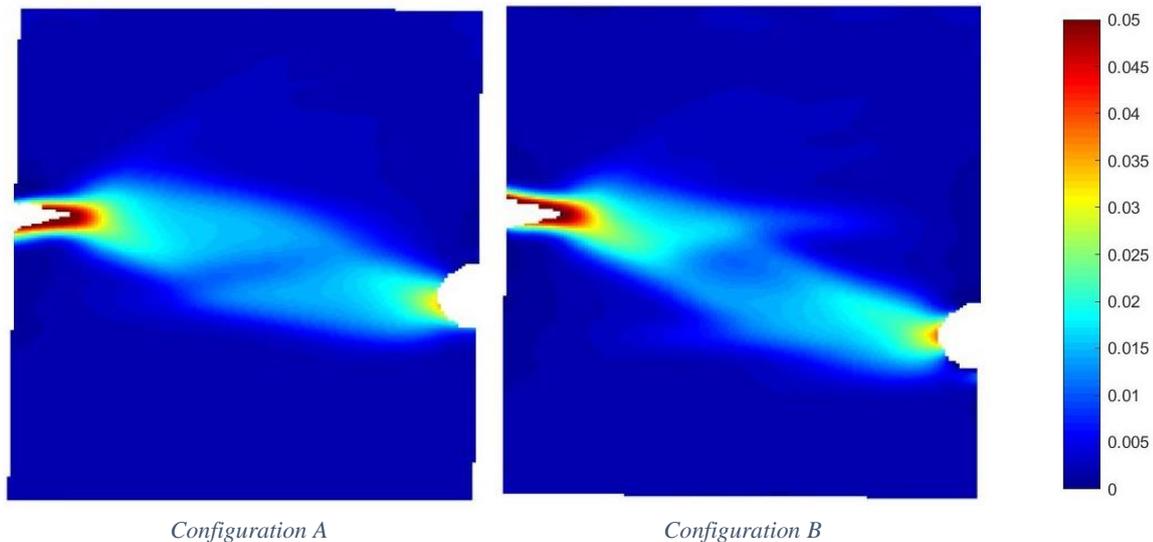


Figure 3-31: Distribution expérimentale des déformations verticales pour un déplacement de la traverse de 2,5 mm

Sur l'ensemble de ces figures, nous pouvons suivre l'évolution des fissures à l'intérieur des zones plastiques avec une concentration de la déformation plastique visible en pointe de fissures. Nous avons mis côte à côte les résultats sur les deux configurations (A et B) afin de mieux les comparer et voir directement l'influence du positionnement des entailles sur l'évolution des fissures. Excepté l'instant de la rupture qui est différent entre les deux configurations, l'ensemble des images est présenté pour le même déplacement de la traverse dans les deux configurations.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

Dès les premiers instants, une plus grande concentration des déformations s'effectue à la pointe de l'entaille de faible rayon d'entaille (à gauche) puis une moindre concentration apparaît au centre du rayon de l'entaille de 5,0 mm de rayon (à droite) (voir Figure 3-31).

Sur la Figure 3-32 nous voyons clairement les deux directions principales de la déformation en pointes de fissures à environ 45° de l'axe horizontal de l'entaille.

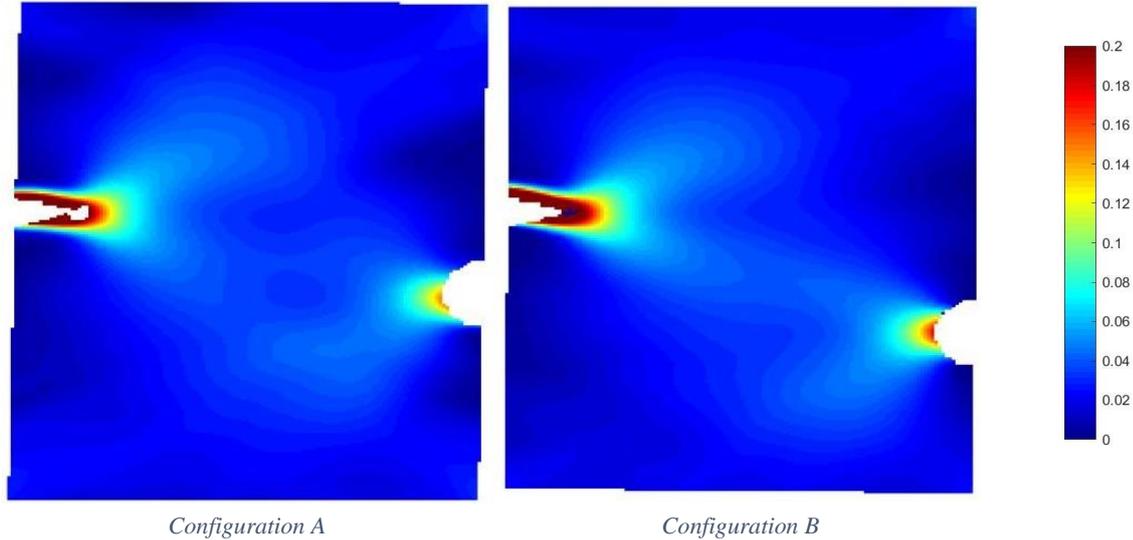


Figure 3-32: Distribution expérimentale des déformations verticales pour un déplacement de la traverse de 5,0 mm

De toutes ces figures, on note que la fissure s'amorce d'abord à la pointe de l'entaille de faible rayon et commence à se propager horizontalement en allant de gauche à droite (Figure 3-33 à 3-35). Aux environs de la demi-largeur de l'éprouvette les fissures de gauche commencent alors à se courber pour aller à la rencontre des fissures de droite. Nous avons constaté que l'éprouvette subit un léger glissement dans le mors du haut ce qui entraîne une légère rotation d'environ 2° de la partie haute de l'éprouvette. Cette rotation affecte légèrement la direction de propagation de la fissure. Ces conditions d'essais n'étaient pas envisagées initialement et devront être prises en compte lors de la mise en place des simulations numériques.

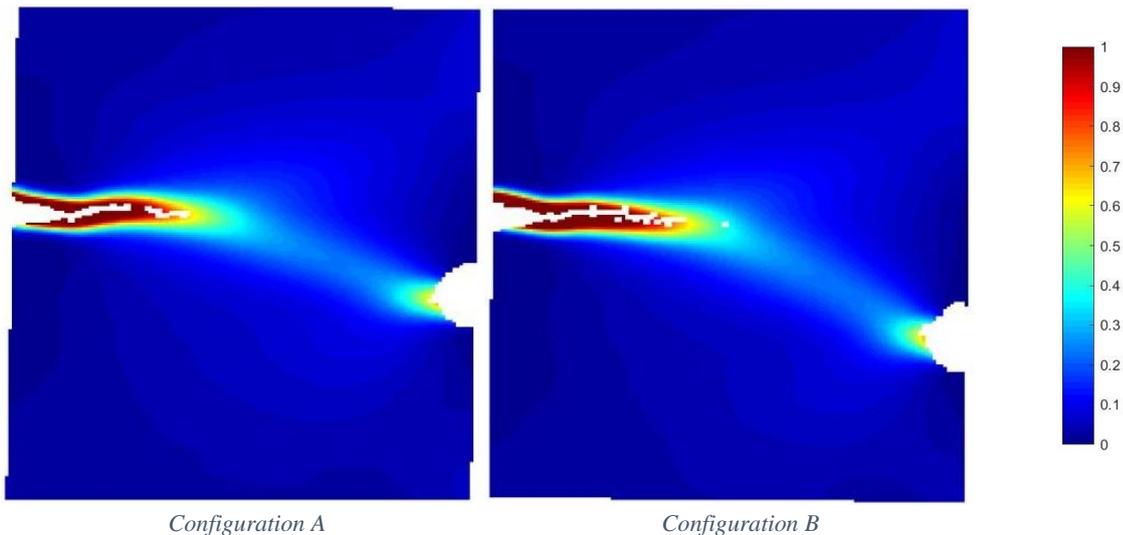


Figure 3-33: Distribution expérimentale des déformations verticales pour un déplacement de la traverse de 9,5 mm

Nous observons également sur la Figure 3-34 que les fissures de gauche sont quasiment horizontales dans les deux configurations et sont quasiment identiques. Cependant, dans la

3. Caractérisation expérimentale du matériau

configuration (A), l'entaille de droite est déjà fissurée alors que l'entaille de droite de la configuration (B) est encore saine.

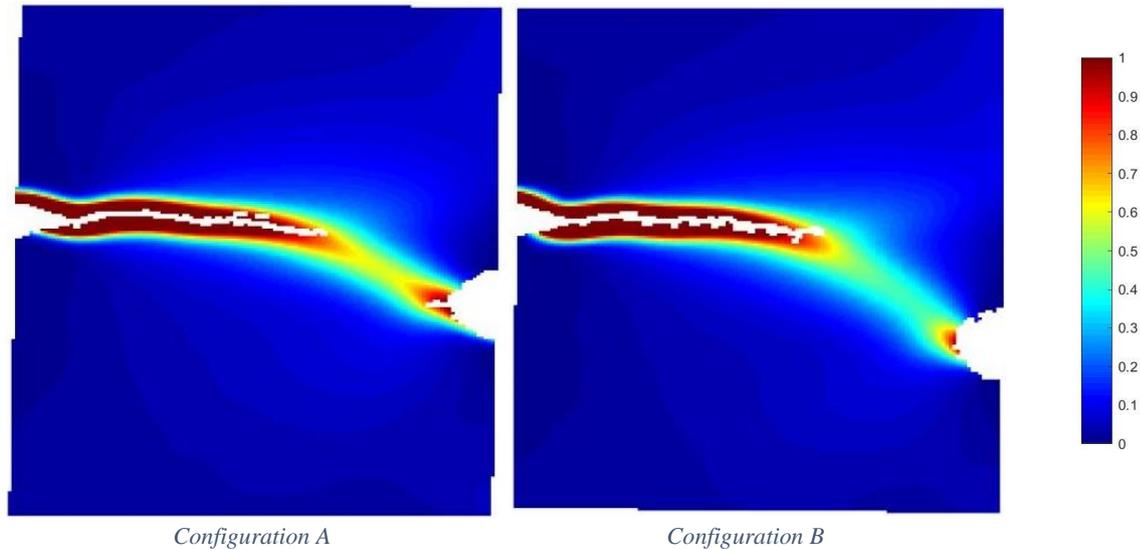


Figure 3-34: Distribution expérimentale des déformations verticales pour un déplacement de la traverse de 11,6 mm

Sur la Figure 3-35 correspondant à la fissuration totale des deux éprouvettes, on note que la fissure de la configuration (A) rejoint le centre de l'entaille de droite, alors que pour la configuration (B) la fissure de gauche rejoint le quart supérieur de l'entaille de droite. Il est aussi à noter que la fissure de l'éprouvette (A) effectue une rotation pour rejoindre l'entaille de droite bien avant la fissure de l'éprouvette (B).

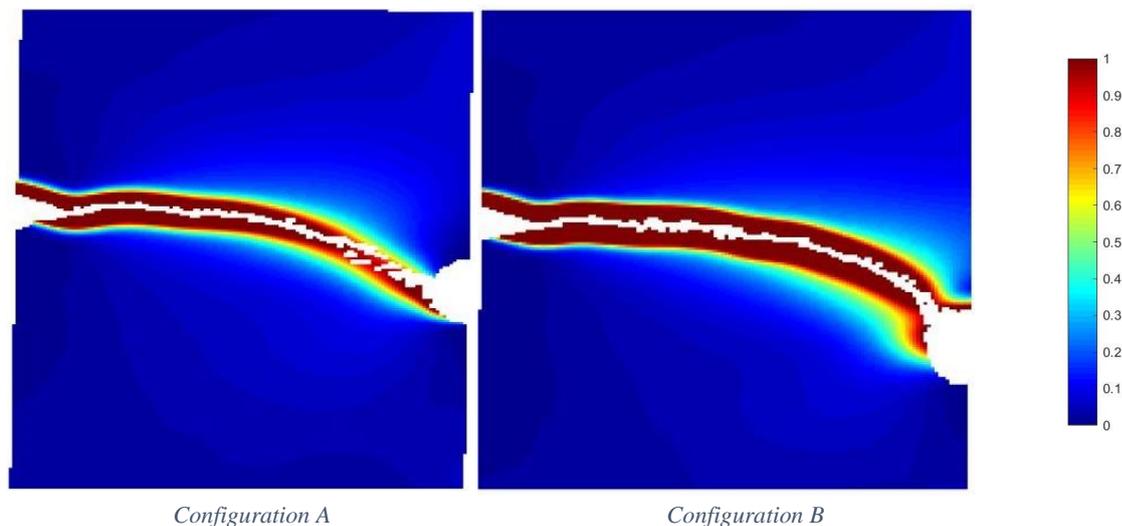


Figure 3-35: : Distribution expérimentale des déformations verticales à la rupture finale

3.3 Analyse du comportement de la zone soudée

Afin d'étudier le joint soudé, deux viroles, de même diamètre que le conteneur, ont été soudées par faisceau d'électrons. Les conditions de soudage sont celles qui devraient être adoptées pour le soudage des conteneurs. Les trois quarts de cet assemblage (Figure 3-36) ont été mis à la disposition de cette étude, le reste étant destiné à un autre projet de l'Andra.

3. Caractérisation expérimentale du matériau



Figure 3-36 : Trois quarts de viroles soudées (diamètre extérieur 546 mm)

Un maximum d'éprouvettes a été usiné dans cet assemblage. Des éprouvettes destinées à l'indentation afin de caractériser la géométrie et les propriétés de la soudure mais aussi toute une batterie d'éprouvettes nécessaires à la caractérisation de la ZF ainsi que de la ZAT. La Figure 3-37, donne une représentation schématique du prélèvement de toutes les éprouvettes dans la virole. Le MB est représenté en gris, en orange la ZAT et en rouge la ZF. Chaque type d'éprouvettes a ici une couleur différente.

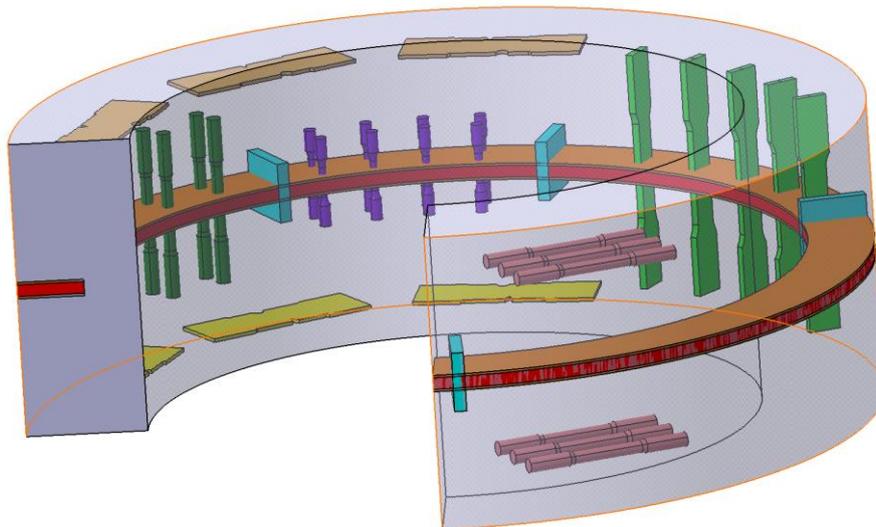


Figure 3-37: Assemblage et prélèvement d'éprouvettes

Afin de mieux visualiser les différentes éprouvettes, le MB est caché dans la Figure 3-38. Nous pouvons tout d'abord voir que plusieurs éprouvettes se situent hors de la soudure, il s'agit des éprouvettes de traction cylindriques rouges qui ont été abordées dans le §3.2.1 ainsi que des éprouvettes doublement entaillées du §3.2.3. Les éprouvettes parallélépipédiques bleues sont destinées aux mesures de dureté par microindentation, il fallait des éprouvettes massives afin d'assurer la précision de ce type de mesures. Les éprouvettes grises sont constituées exclusivement de ZF (visibles seulement dans la Figure 3-38). Les dernières éprouvettes hétérogènes vertes plates et cylindriques sont usinées dans les zones MB, ZAT et ZF. Les vertes foncées sont lisses, de géométrie identiques aux éprouvettes constituées de MB présentées dans le §3.2.1. Les vertes claires plates seront présentées dans le §3.3.1. La ZAT étant très étroite, il

3. Caractérisation expérimentale du matériau

n'est pas possible de prélever des éprouvettes exclusivement dans cette zone, c'est pourquoi des éprouvettes mixtes ont été prélevées afin d'étudier le comportement global des soudures.

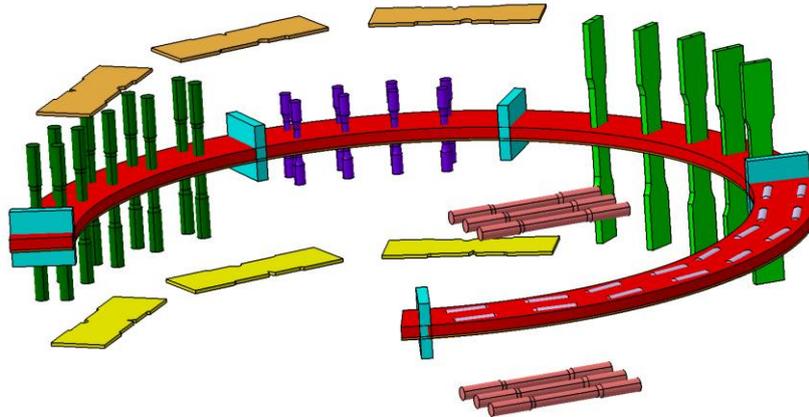


Figure 3-38: Figure précédente sans le matériau de base

3.3.1 Identification des différents zones matériaux par essais d'indentation

Cinq éprouvettes ont été prélevées à différents endroits de la virole afin de mesurer l'évolution de la dureté de la microstructure due à la soudure. Les mesures de microdureté Vickers ont été réalisées sur des éprouvettes soigneusement polies. Afin d'obtenir un jeu de mesures conséquent, 3 lignes d'indentation ont été réalisées par éprouvette (L1, L2 et L3). Sur la Figure 3-39a, la ZF est en rouge, la ZAT en orange et l'éprouvette indentée en bleu.



Figure 3-39: Positions des lignes d'indentation

La taille des grains au sein de chaque zone matériau étant différente, l'augmentation de la dureté est sans aucun doute caractéristique de la présence de la ZAT et de la ZF. Cela donne un moyen d'identifier raisonnablement chacune des zones.

Nous donnons tout d'abord l'ensemble des mesures relevées (Figure 3-40)

3. Caractérisation expérimentale du matériau

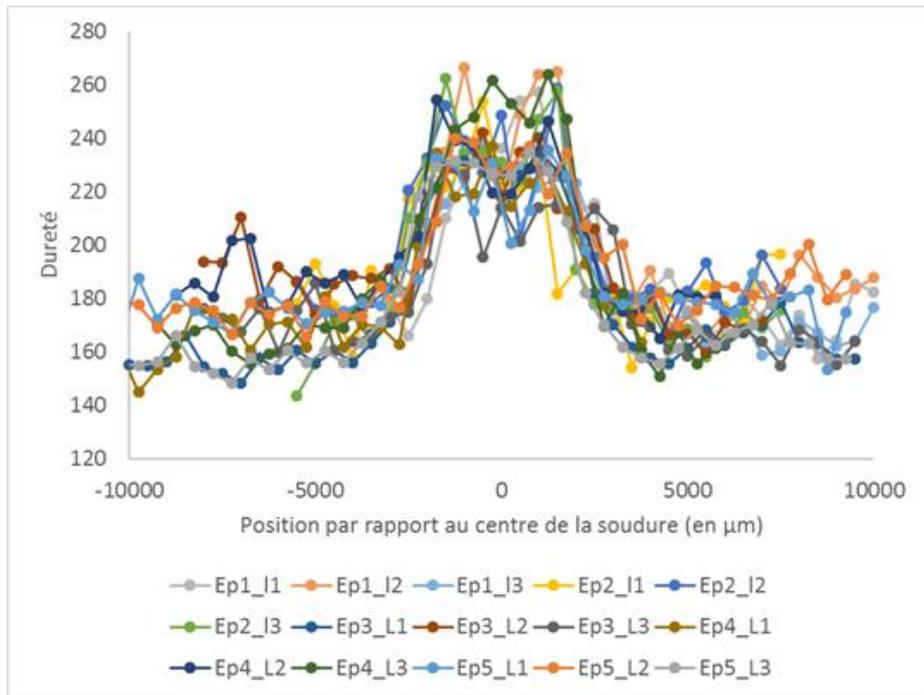


Figure 3-40: Les 15 essais d'indentation centrés par rapport à la soudure

Les différents essais sont regroupés par la moyenne des valeurs de dureté relevées selon chaque ligne d'indentation sur la Figure 3-41. Les lignes L1 sont situées vers l'extérieur de la couronne, les lignes L2 au centre et les lignes L3 à l'intérieur.

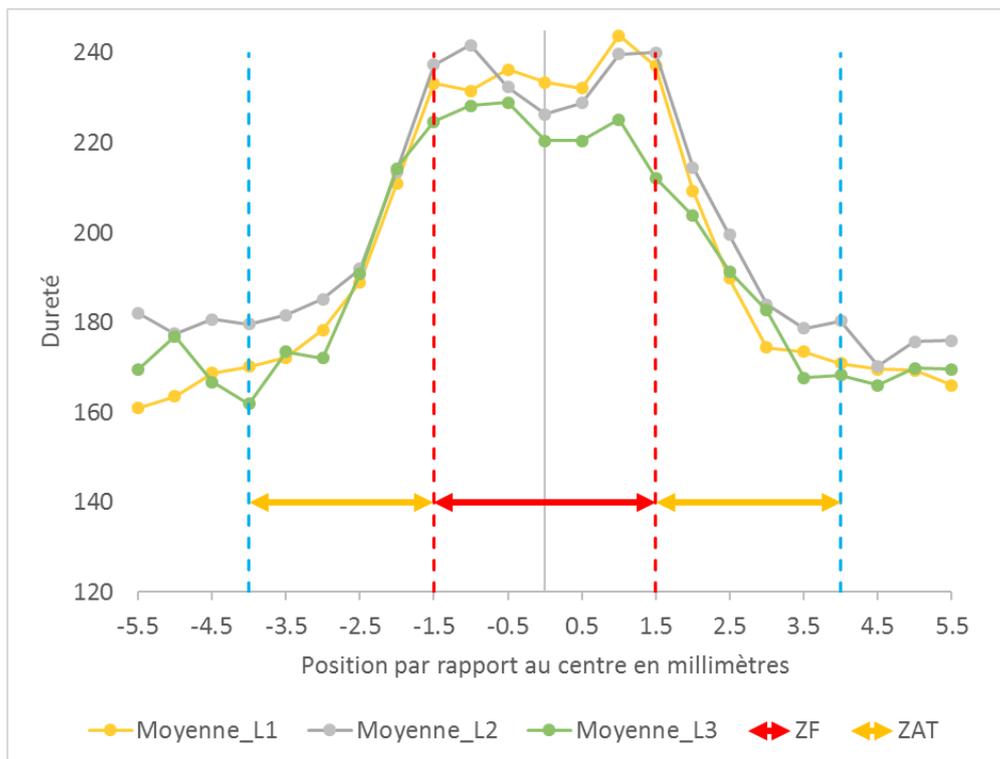


Figure 3-41: Dureté moyenne Vickers, exprimée par ligne et zones matériau

La valeur moyenne de la dureté mesurée sur la partie intérieure est légèrement inférieure à celle des deux autres. Cependant, une différence de 10% sur la moyenne des cinq éprouvettes reste

3. Caractérisation expérimentale du matériau

explicable par la dispersion et surtout très dépendant du grain touché par la pointe. Finalement les résultats sont assez homogènes selon la position par rapport à la couronne considérée.

Une moyenne globale des 15 lignes d'indentation réalisées est présentée sur la Figure 3-42, elle permet de déterminer la taille de chacune des zones recherchées. Cette figure permet d'estimer la taille de la ZAT à 2,5 mm et la taille de la ZF à 3,0 mm. Le gradient de dureté est souvent un bon indicateur pour savoir comment les propriétés mécaniques évoluent entre les 3 zones MB, ZAT et ZF.

Nous pouvons déjà constater que la ZF présente une très faible évolution de dureté, nous pourrions alors supposer dans la suite de l'étude que cette ZF peut être modélisée par un matériau homogène mais dont les propriétés sont différentes du métal de base. En ce qui concerne la ZAT, nous observons une évolution assez linéaire des profils de dureté. Nous choisissons alors de modéliser le comportement de la zone ZAT par une loi de mélange composée des propriétés respectives de la zone ZF et MB.

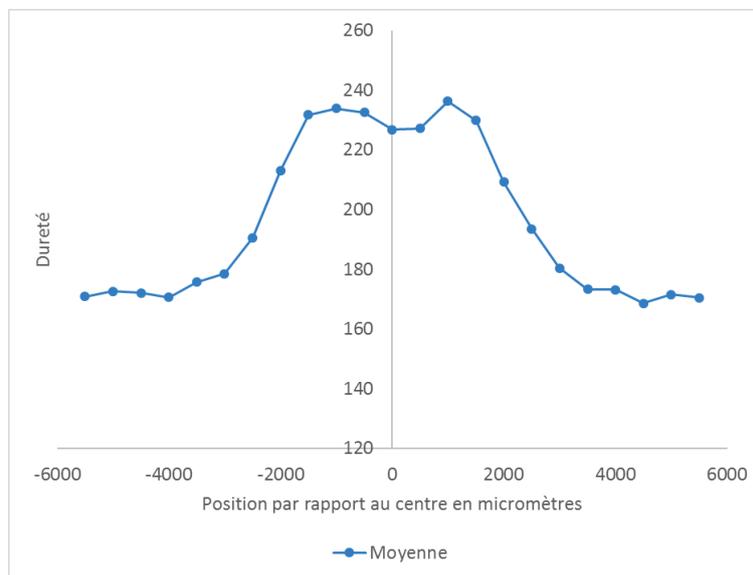


Figure 3-42: Moyenne des essais d'indentation réalisés sur les éprouvettes

3.3.2 Observations de l'évolution de la microstructure

Les zones MB/ZAT/ZF ont des niveaux de dureté différents ce qui témoigne d'une évolution de la microstructure. Nous complétons alors nos analyses de dureté par des observations effectuées au microscope optique, (voir Figure 3-43). Sur les images obtenues, la ZF présente des grains aciculaires. La ZAT est constituée de grains d'environ 2,0 μm , pour le MB ce sont des grains d'environ 10,0 μm , ce qui conforte les conclusions effectuées grâce à la microindentation.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

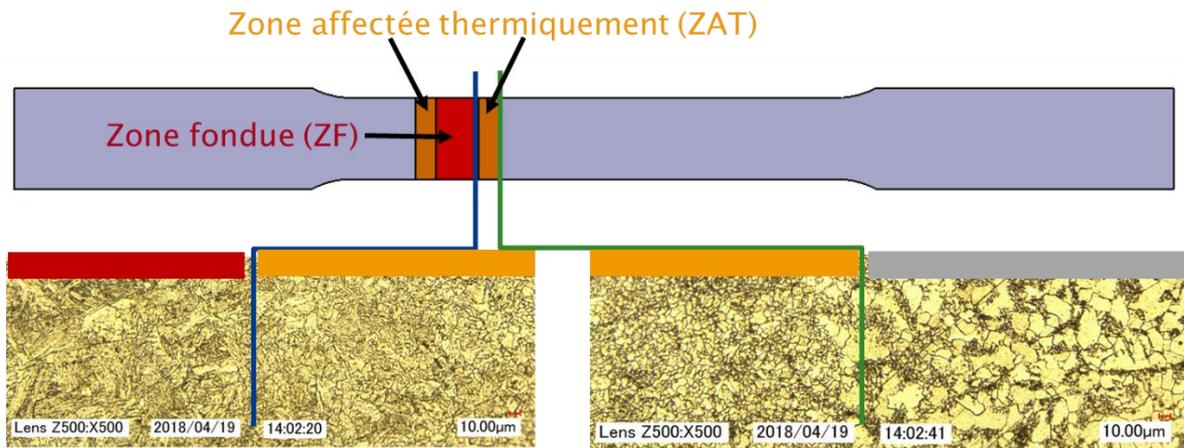


Figure 3-43: Différentes zones matériau

Ces images permettent de voir les transitions de microstructure entre les zones ZF/ZAT ainsi que ZAT/MB en notant que ces transitions sont très rapides mais aussi que la ZAT présente un gradient assez important entre les deux zones MB et ZF.

3.3.3 Caractérisation mécanique de la zone (ZF)

Avec les observations effectuées dans le §3.3.1, nous savons que la ZF a une très faible largeur, seulement environ 3,0 mm. Nous avons donc prélevé des éprouvettes de taille réduite dans cette ZF, les dimensions de cette nouvelle éprouvette cylindrique sont données en Figure 3-44.

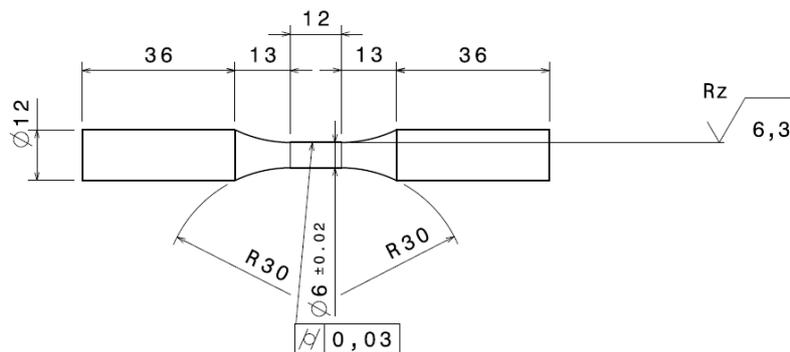


Figure 3-44: Géométrie de l'éprouvette prélevée dans la ZF

Des images en MEB ont été effectués afin de confirmer la présence de cupules caractéristiques de la rupture ductile (Figure 3-45).

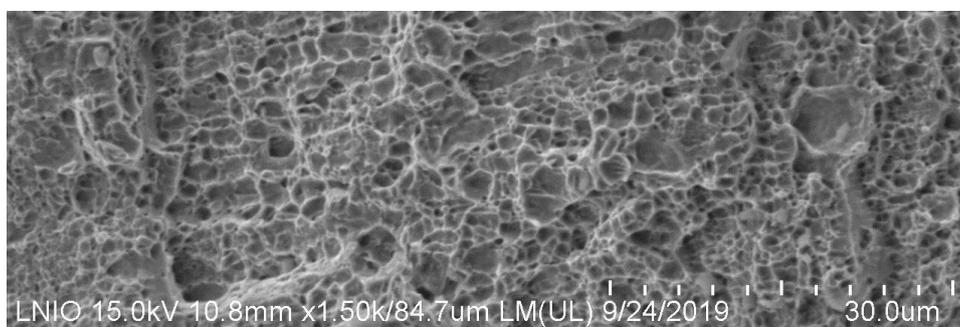


Figure 3-45: Image MEB de la rupture ductile sur ZF

Trois essais de traction monotone ont été effectués. La Figure 3-46 montre les réponses force/déplacement de ces trois éprouvettes. Nous pouvons déjà constater que nous n'observons plus l'apparition d'un palier de Piobert-Lüders

3. Caractérisation expérimentale du matériau

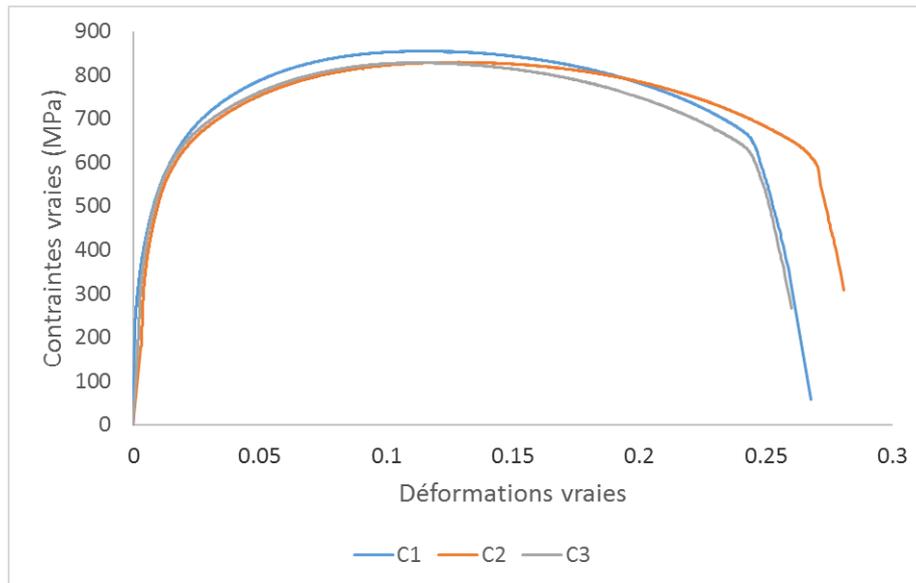


Figure 3-46: Courbes de traction de la ZF

Comme on peut le voir sur la Figure 3-47, la striction est moins importante que sur le MB, la limite d'élasticité est toutefois bien plus élevée pour la ZF (360,0 MPa) contre 220,0 MPa pour le MB.

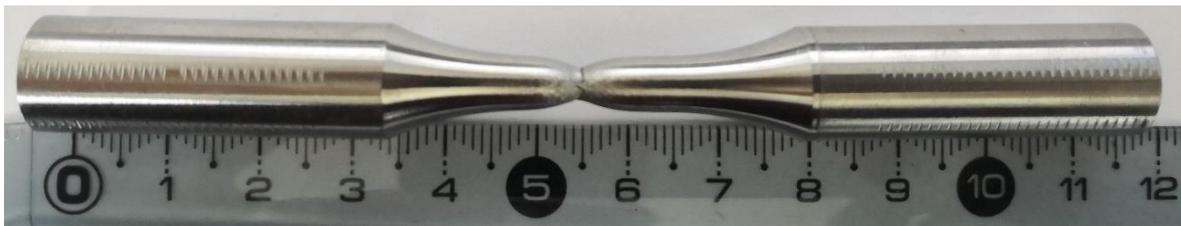


Figure 3-47: Vue de l'éprouvette ZF après rupture

La comparaison des essais de traction entre MB et ZF en termes de contraintes-déformations permet de voir une résistance bien plus importante pour la ZF due à sa cristallographie (Figure 3-43) conduisant à une ductilité plus faible pour la ZF que pour le MB (Figure 3-48).

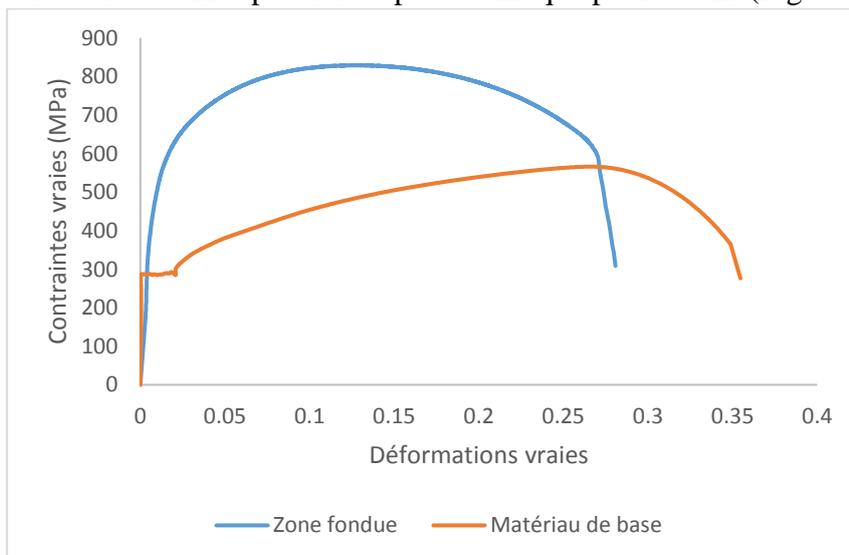


Figure 3-48: Essai de traction sur MB et ZF – comparaison des courbes de contraintes vraies-déformations vraies

3. Caractérisation expérimentale du matériau

Cette grande différence de comportement rend obligatoire la prise en compte de la ZAT dans l'étude du comportement global du conteneur soudé. Nous avons donc décidé de tester des éprouvettes comprenant un cordon de soudure.

3.3.4 Essais de traction à partir des éprouvettes hétérogènes cylindriques

La géométrie de ces éprouvettes lisses comportant une soudure est identique à celle des essais sur MB de la Figure 3-8. La géométrie de ces éprouvettes avec ses différentes zones matériaux est présentée sur la Figure 3-49.

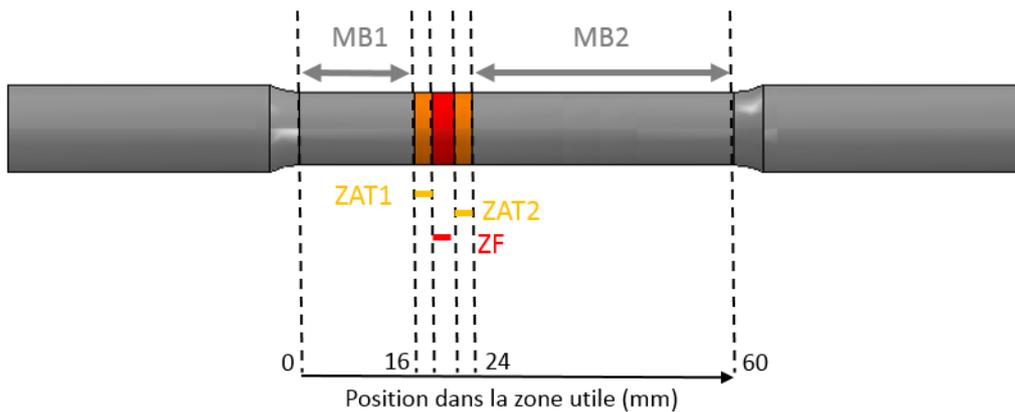


Figure 3-49: géométrie de l'éprouvette avec cordon de soudure

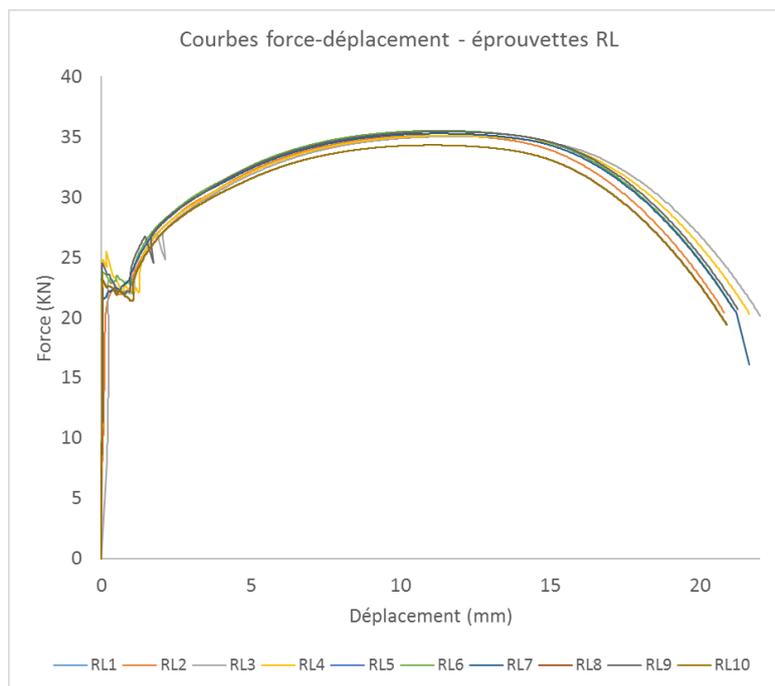


Figure 3-50: Courbes de traction (force-déplacement) obtenues sur éprouvettes avec cordon de soudure

Les résultats des essais sont sur la Figure 3-50. Si nous comparons les réponses force/déplacement de ces éprouvettes avec cordon de soudure avec les mêmes réponses des essais réalisés sur des éprouvettes de même géométrie mais sans cordon de soudure, nous observons une réponse quasi identique au début de l'écoulement plastique jusqu'au déplacement de 10,0 mm. Au-delà, les réponses sont différentes notamment dans la phase postcritique conduisant à différentes valeurs du déplacement à rupture (Figure 3-51). Les

3. Caractérisation expérimentale du matériau

éprouvettes avec cordon de soudure, en bleu, rompent plus tôt puisque la soudure, mécaniquement plus résistante, génère une hétérogénéité dans l'éprouvette.

On note également que l'éprouvette avec cordon de soudure possède deux zones de striction dans le MB situées de part et d'autre du cordon de soudure notées MB1 et MB2. La rupture se produit toujours dans la zone MB2 (Figure 3-49).

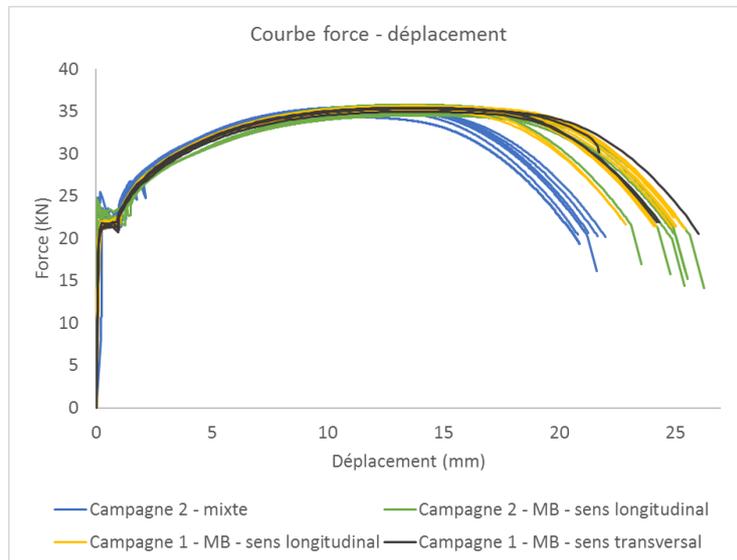


Figure 3-51: Comparaison des courbes de traction sur éprouvettes avec et sans cordon de soudure

Une éprouvette rompue dans la zone MB2 est présentée Figure 3-52.



Figure 3-52: Eprouvette RL3 après essai de traction jusqu'à rupture

La ZF étant plus résistante que le MB, nous devons aussi nous assurer que la rupture totale de l'éprouvette se produit toujours hors du cordon de soudure. Les positions des soudures ainsi que les positions de la rupture ont été reportées sur la Figure 3-53. Nous constatons bien que la rupture se produit dans le MB et hors du cordon de soudure. Il est à noter que les cordons de soudure ne présentaient pas de défauts visibles de type cavités ou microfissures.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

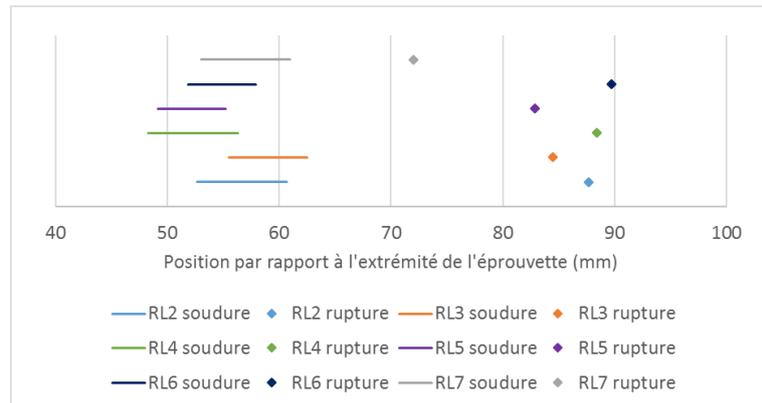


Figure 3-53: Relevé des positions du cordon de soudure et de la zone de rupture

3.3.5 Essais sur éprouvettes plates hétérogènes avec mesure des champs de déplacements par corrélation d'images

Pour les derniers essais de traction monotone sur éprouvettes plates usinées dans les zones mixtes MB, ZAT et ZF, nous avons décidé d'ajouter une mesure des champs de déplacements par corrélation d'images de façon à obtenir plus d'informations sur le comportement de la zone hétérogène. Tous ces essais ont été réalisés au laboratoire LEM3 de l'Université de Lorraine à Metz.

Le bon protocole expérimental a été un peu compliqué à trouver et a demandé la consommation d'une partie de nos éprouvettes. Les trois premiers essais ont servi à étalonner et synchroniser la machine de traction (vitesse de déplacement de la traverse) et le système optique (fréquence d'acquisition des images). Pour le premier essai P1, une vitesse de traction de 0,02 mm/s et une acquisition de 4 images/seconde ont été choisies. Pour le deuxième essai P2, nous avons augmenté la vitesse de traction à 0,04 mm/s ainsi que le nombre d'images à 13 images/seconde. Pour l'essai P3, nous avons alors décidé de revenir à la vitesse de traction initiale de 0,02 mm/s, avec une acquisition de 10 images/seconde. Les conditions des essais n'étaient pas encore optimales, le système d'acquisition saturait rapidement en mémoire et rendait inexploitable nos mesures de champs de déplacement. Les deux derniers essais, P4 et P5 se sont parfaitement bien déroulés avec une vitesse de traction de 0,02 mm/s et une acquisition de 8 images/seconde. Pour l'ensemble des essais, nous avons au moins exploité les courbes force/déplacement de la machine de traction. Le but étant d'obtenir les informations des déformations sur la soudure et sur la zone de rupture. Les positions des soudures avaient été révélées initialement par une attaque chimique au nital à 10% après un polissage. La Figure 3-54 montre les différentes positions de la soudure (encerclées en rouge) sur les éprouvettes.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

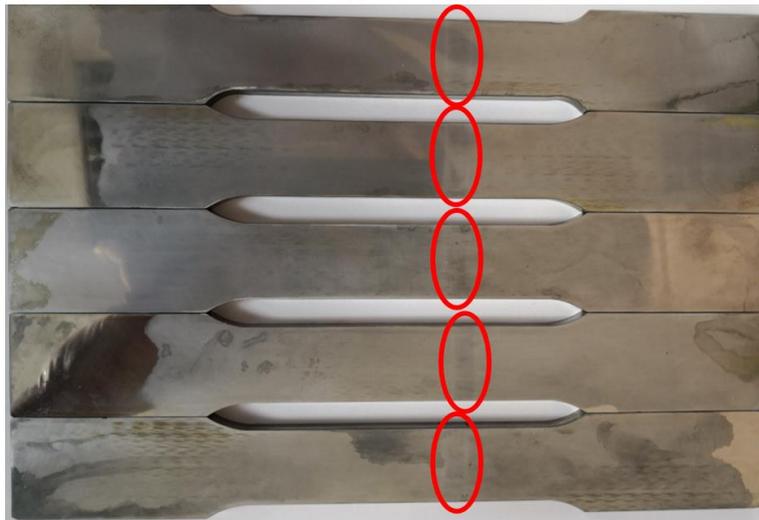


Figure 3-54: Localisation de la soudure dans les éprouvettes plates, avant essai de traction

La Figure 3-55 regroupe une vue de toutes les éprouvettes après rupture. Les fissures se forment toujours dans le MB avec l'apparition d'une forte striction. Les zones soudées (toujours entourées en rouge) sont très peu déformées en comparaison avec le reste de la zone utile de l'éprouvette.

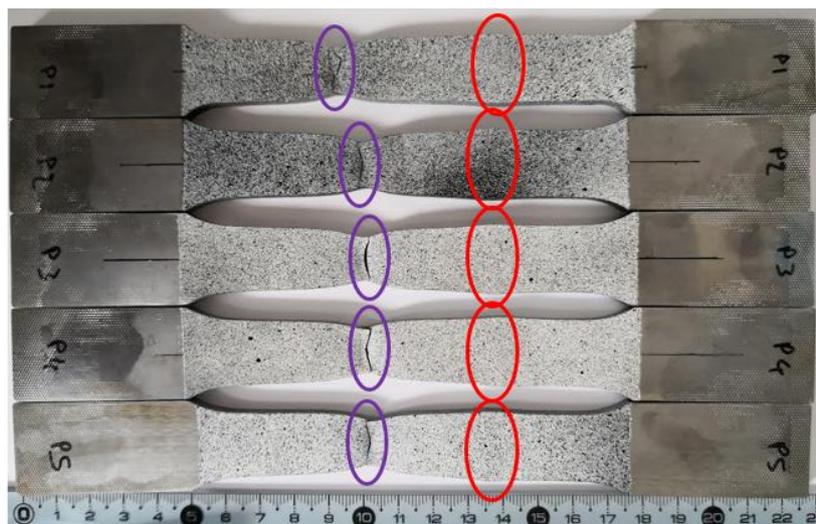


Figure 3-55: Position de la soudure et de la rupture post essai, éprouvettes plates P

Ces éprouvettes devant être taillées dans la masse, contrairement aux éprouvettes de traction cylindriques, une plus grande dispersion des résultats pouvait être crainte. Cependant, nous constatons une faible dispersion sur la réponse force/déplacement des essais de traction, comme on peut le voir sur la Figure 3-56.

3. Caractérisation expérimentale du matériau

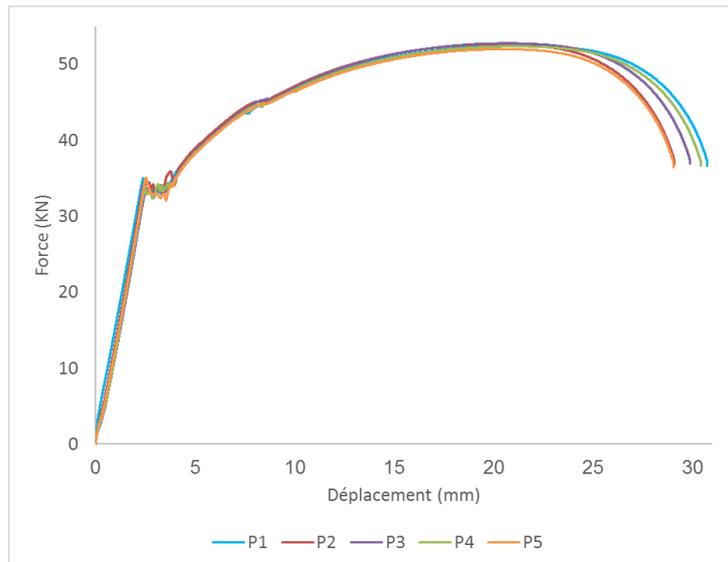


Figure 3-56: Courbes force/déplacement sur éprouvettes plates avec cordon de soudure

Nous allons maintenant nous intéresser à l'exploitation des mesures des champs de déplacements par corrélation d'images. Les Figures 3-58 et 3-59 puis 3-60 et 3-61 montrent respectivement les champs des déformations mesurées par corrélation d'images, selon l'axe Y (vertical) et X (horizontal) à différents instants. Nous pouvons déjà remarquer que la zone du cordon de soudure se déforme très peu (inférieure à 5 %) en comparaison des zones de MB où la déformation axiale ϵ_{yy} peut culminer à 150% dans la bande de forte localisation. Entre 500,0 s ($u=10,0$ mm) et 625,0 s ($u=12,5$ mm) une zone de striction apparaît dans la partie basse de la zone utile de l'éprouvette. Très rapidement, un gradient de déformation se forme dans cette zone de striction. A 750 s ($u=15,0$ mm) une fissure s'initie au centre puis se propage et provoque la rupture totale de l'éprouvette.

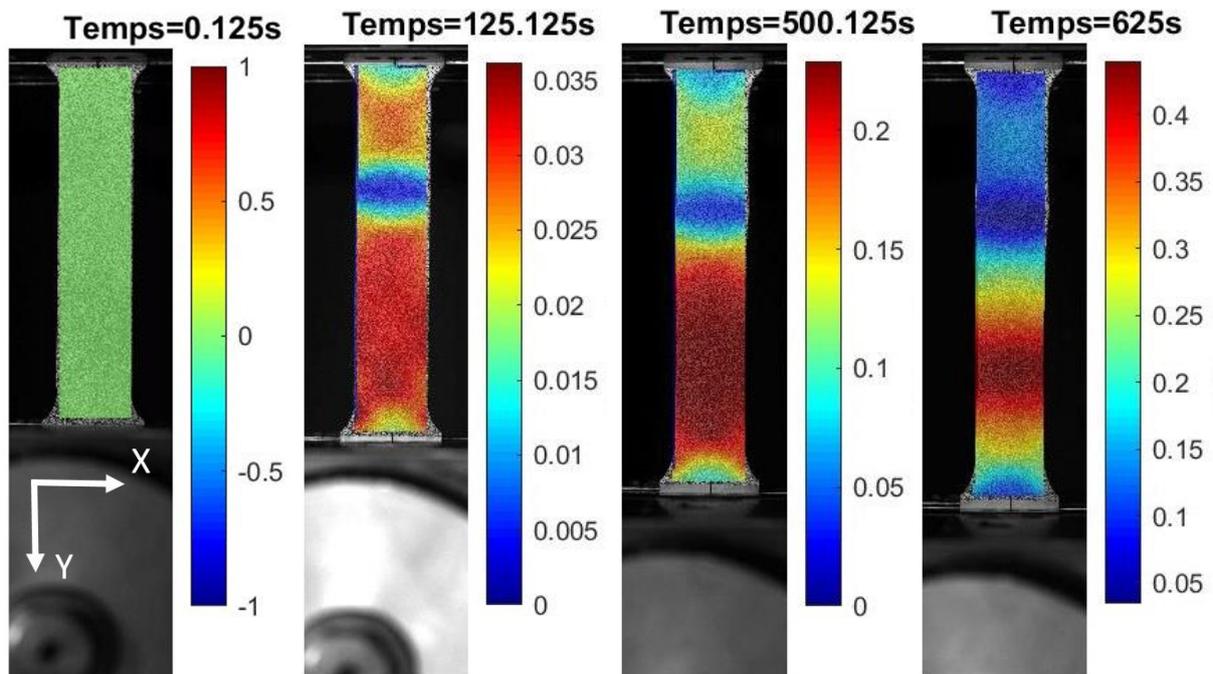


Figure 3-57: Déformations selon Y - début de l'essai

3. Caractérisation expérimentale du matériau

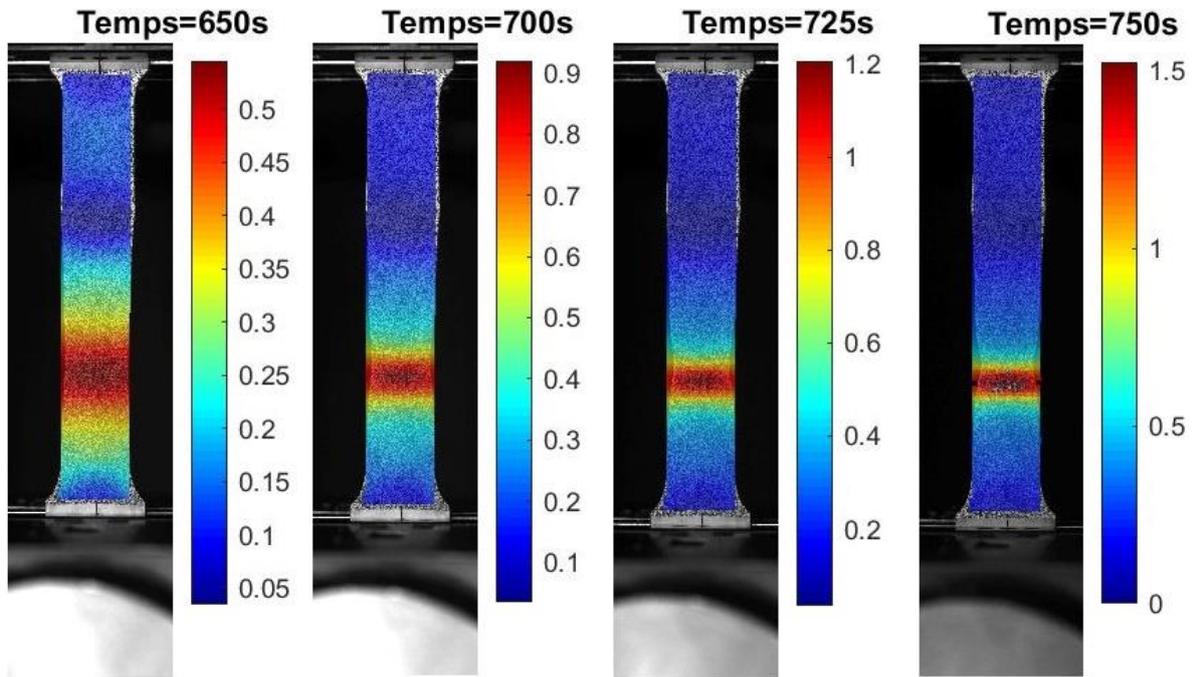


Figure 3-58: Déformations selon Y - fin de l'essai

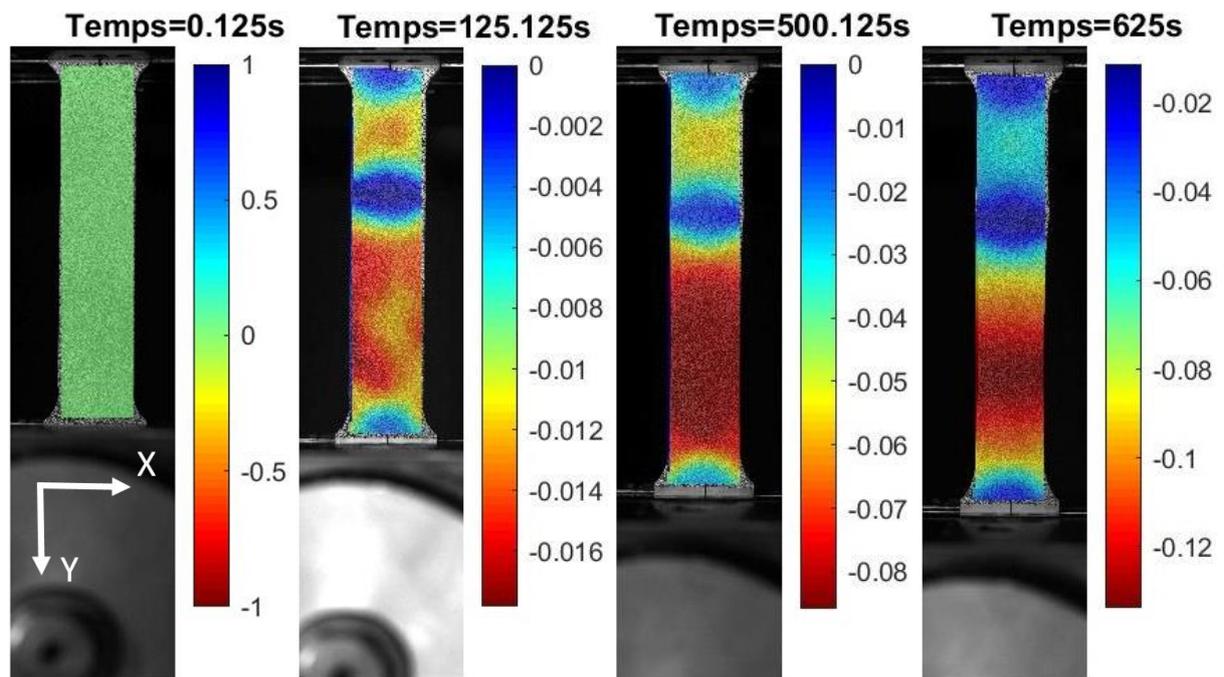


Figure 3-59: déformations selon X - début de l'essai

3. Caractérisation expérimentale du matériau

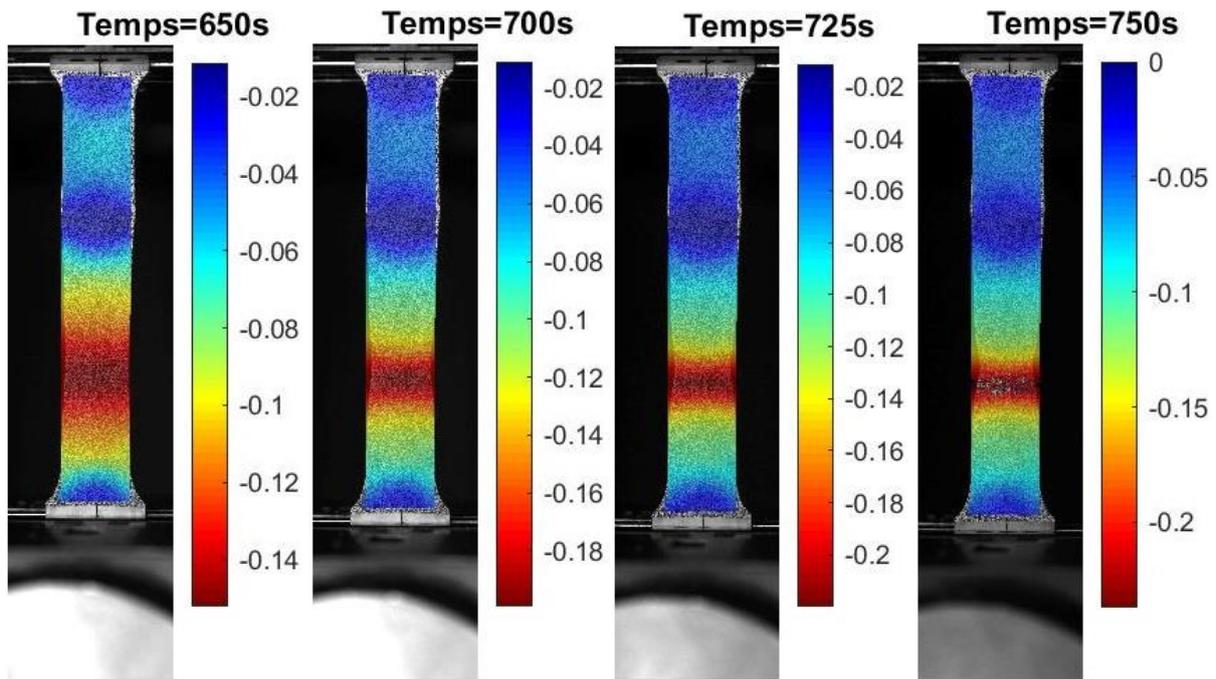


Figure 3-60: Déformations selon X, fin de l'essai

Les observations sur la zone de rupture sont les mêmes que pour les éprouvettes cylindriques avec cordons de soudure.

3.4 Conclusions

Le comportement du matériau de base a été minutieusement étudié expérimentalement à l'aide d'éprouvettes de traction monotones lisses et entaillées. Des essais cycliques ont aussi été effectués sur le MB. Ces différents essais nous montrent un comportement homogène entre les éprouvettes même lorsqu'elles ont été prélevées dans un sens différent ou à différentes épaisseurs de la virole. Ceci justifie l'hypothèse d'un comportement isotrope retenue lors de la formulation du modèle macroscopique. Quant aux essais sur éprouvettes doublement entaillées, ils permettent d'observer très précisément le comportement d'une fissure dans les deux configurations et sont un atout pour la validation des simulations numériques de ces éprouvettes jusqu'à rupture finale.

Des mesures de microdureté sur des éprouvettes contenant des cordons de soudure, ont clairement permis de relever les tailles des différentes zones matériaux ayant des microstructures différentes (MB, ZF, ZAT) et donc des propriétés mécaniques différentes. Pour ce qui est du comportement de la zone fondue, comme attendu, sa résistance mécanique est meilleure que le matériau de base, grâce à ses grains aciculaires. La faible dimension de la zone affectée thermiquement aurait rendu sa caractérisation extrêmement délicate d'où le choix de caractériser les soudures à un niveau plus global à l'aide d'éprouvettes lisses cylindriques avec cordon de soudure. Nous avons constaté que dans ces éprouvettes, la zone de soudure a de meilleures propriétés mécaniques que le matériau de base. Les essais sur éprouvettes plates avec cordon de soudure ont permis d'accéder à la mesure des champs de déformation par la méthode optique de corrélation d'images. Ces mesures sont précieuses pour valider notre modélisation par comparaison avec les résultats des simulations numériques. Cela fait l'objet des chapitres suivants.

Chapitre 4

Identification et validation de la modélisation

4.1 Etude paramétrique

Nous commençons ce chapitre par une étude paramétrique portant sur la sensibilité des résultats de notre modélisation aux paramètres liés aux fonctions de couplage comportement-endommagement, à la fonction de retard du début de l'érouissage, ou à la corrosion généralisée. Ensuite nous examinons les effets des paramètres numériques comme la taille du maillage et la valeur du 'mass scaling' imposée pour réduire les coûts des simulations numériques et assurer leurs stabilités dans le cas d'un schéma temporel de résolution dynamique explicite. Puis, la procédure d'identification des paramètres du modèle de comportement sur le matériau de base ainsi que sur la zone fondue est présentée. La loi de mélange employée pour l'interpolation des valeurs des paramètres du modèle de la ZAT entre le MB et la ZF est discutée. Enfin, les résultats des essais de traction monotones sur éprouvettes doublement entaillées ainsi que les éprouvettes plates contenant une soudure associée à des mesures de champs de déplacement à partir de méthode optique par corrélation d'image sont présentés et analysés.

4.1.1 Fonctions de couplage de l'endommagement

Lors de l'écriture du modèle de comportement, nous avons choisi de définir des couplages différents entre les parties déviatrices, les parties hydrostatiques, et l'érouissage isotrope avec les fonctions $g_d(d)$, $g_H(d)$ et $g_r(d)$ afin d'ajuster les cinétiques d'évolution des différents phénomènes physiques. Rappelons la forme de ces fonctions de couplage :

$$g_d(d) = \sqrt{1 - d} \quad 1.$$

$$g_r(d) = \sqrt{1 - d^{\gamma_r}} \quad 2.$$

$$g_H(d) = \sqrt{1 - H(\sigma_H)d^{\gamma_e}} \quad 3.$$

Afin de mesurer l'impact de ces fonctions sur les champs mécaniques, différentes valeurs des deux paramètres γ_r et γ_e sont testées sur l'éprouvette entaillée dont le maillage avec des éléments C3D8R de taille 0,5x0,5x0,5 dans la zone utile est donné Figure 4-1.



Figure 4-1: Maillage régulier de l'éprouvette entaillée avec des éléments de taille 0,5 mm³

Les résultats sont rassemblés sur la Figure 4-2. On note clairement que :

- Le paramètre γ_e a un effet limité sur les résultats alors que le paramètre γ_r influence significativement la réponse du modèle ;
- $\gamma_r = 4,0$ et $\gamma_e = 1,0$ donnent un résultat très proche de la courbe expérimentale, que nous gardons pour tout le reste de l'étude sur le matériau étudié.

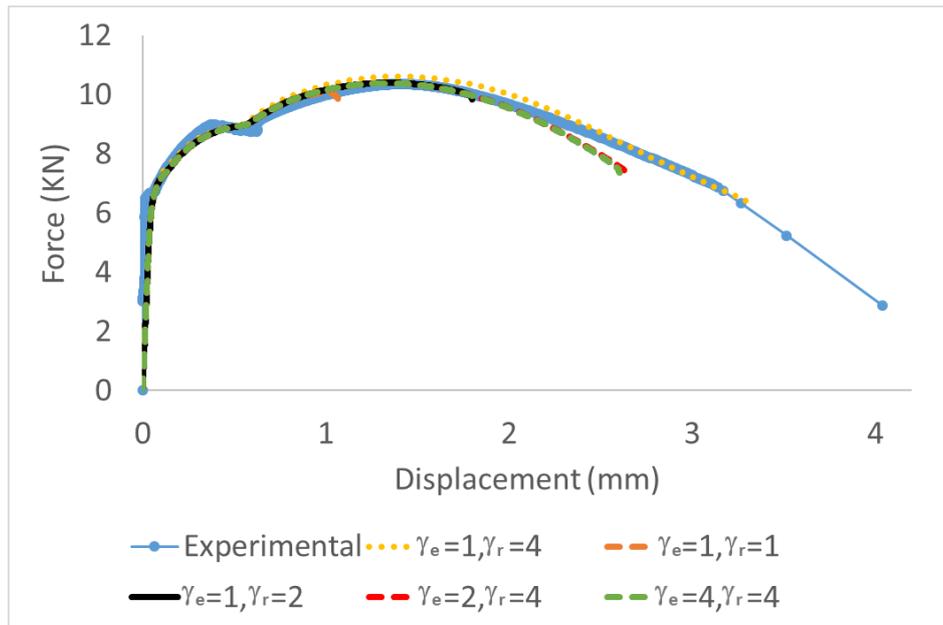


Figure 4-2: Influence des paramètres γ_r et γ_e sur la réponse du matériau

4.1.2 Paramètre de retard du début de l'écroutissage

Le modèle de comportement que nous proposons comporte deux écroutissages cinématiques et un écroutissage isotrope. Nous avons défini que l'un des écroutissages cinématiques ainsi que l'écroutissage isotrope se déclenchent lorsqu'un certain niveau d'écoulement plastique a été atteint. Cet effet différé permettra de prendre en compte, très simplement le plateau de la courbe de traction que nous associons à un effet de palier de Piobert-Lüders sans utiliser de modèles viscoplastiques bien plus complexes à mettre en place et dont le bénéfice serait limité sur cette étude. Nous faisons alors trois simulations avec différentes valeurs du paramètre p^* sur les éprouvettes lisses, en matériau de base, avec un maillage de taille $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$ dans la zone utile (Figure 4-3).

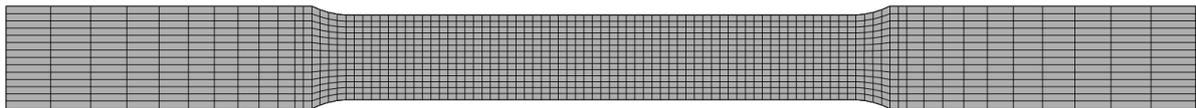


Figure 4-3: Maillage des éprouvettes cylindriques lisses avec des éléments de taille $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$ dans la zone utile

La première simulation avec $p^*=0,0$ (désactivation de l'apparition d'un plateau de contrainte), la seconde avec $p^*=0,017$, et la dernière avec $p^*=0,05$ (Figure 4-4).

4. Identification et validation de la modélisation

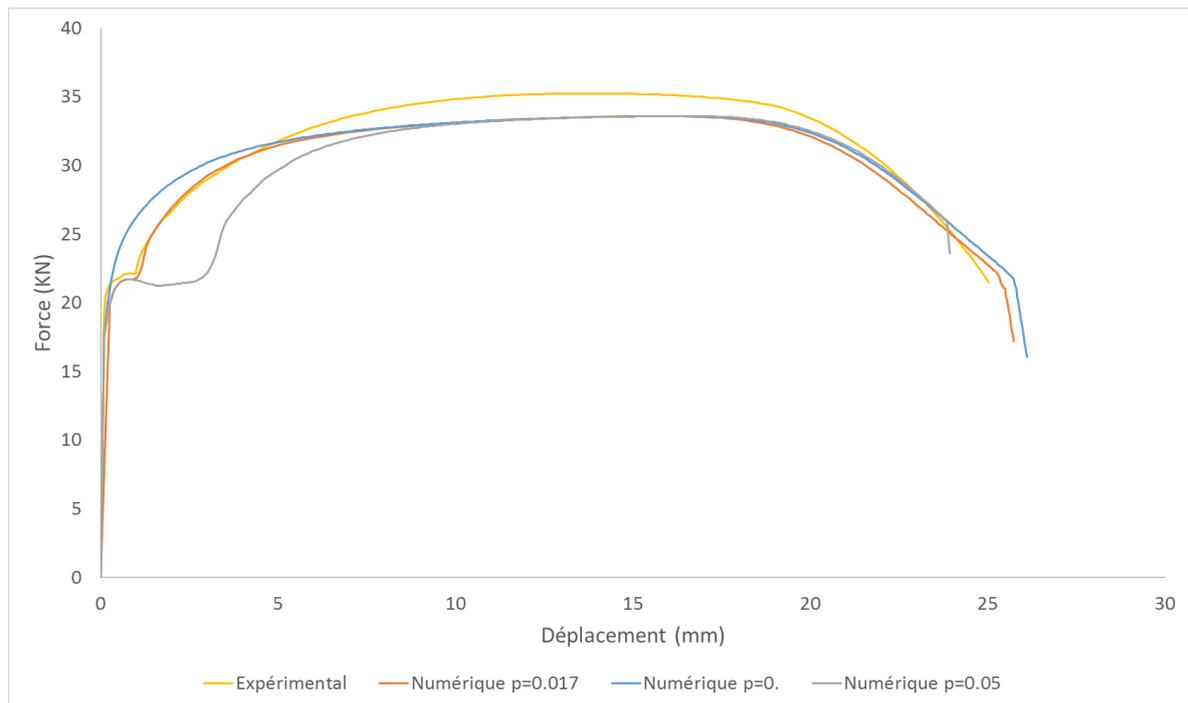


Figure 4-4: Influence des valeurs de p^* sur la réponse d'une éprouvette lisse

Nous notons que la courbe expérimentale est bien décrite avec un seuil de 1,7% de déformation plastique pour le matériau de l'étude. Le décalage du seuil p^* entraîne une modification au début de l'écroutissage et à tendance à augmenter la valeur de la déformation à rupture.

4.1.3 Paramètres liés à la corrosion

Comme nous l'avons discuté dans le §2.5.1 (voir Eq. 2.106 à 2.108 et Figure 2-4), T_c est le temps auquel chaque élément verra apparaître le front de corrosion alors que T_u correspond au temps où un point de Gauss est totalement corrodé. Afin de valider cette modélisation simplifiée, une vitesse de corrosion homogène de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$ est imposée sur l'ensemble des surfaces supérieures du conteneur, sans influence d'une hauteur d'eau (voir Figure 2-6 du chapitre 2). L'ensemble du conteneur est maillé avec des éléments hexaédriques à intégration réduite (C3D8R) de $5,0 \times 5,0 \times 5,0 \text{ mm}^3$ de taille.

La Figure 4-5 montre la distribution du temps de corrosion (T_c) dans le conteneur. On voit clairement que les points situés à une même distance de la surface extérieure (surface de départ de la corrosion) ont les mêmes temps T_c .

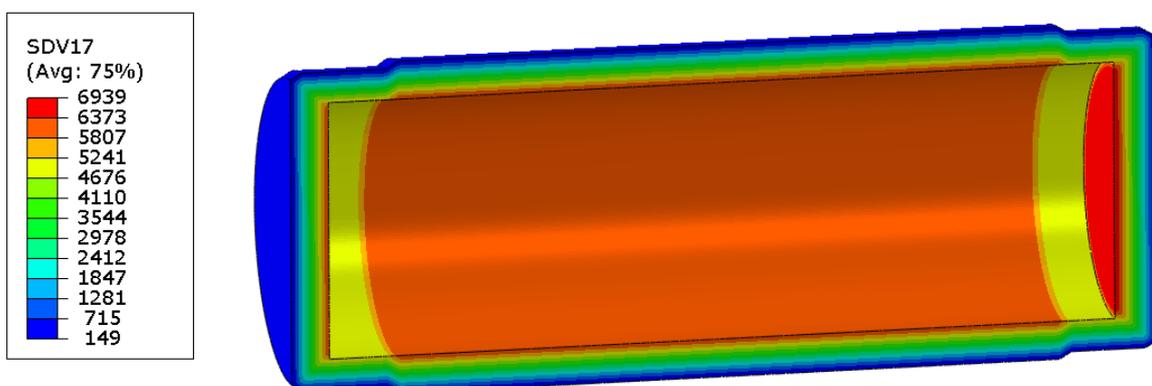


Figure 4-5: Distribution du temps (en année) de corrosion T_c dans un conteneur soumis à une corrosion homogène de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$

4. Identification et validation de la modélisation

Le Zoom de la Figure 4-6 avec affichage du maillage permet de voir que la corrosion met 500 ans pour traverser l'épaisseur d'une première couche d'éléments. Excepté les éléments qui ne sont pas des cubes de $5,0 \times 5,0 \times 5,0 \text{ mm}^3$ comme, par exemple, dans les zones de congés.

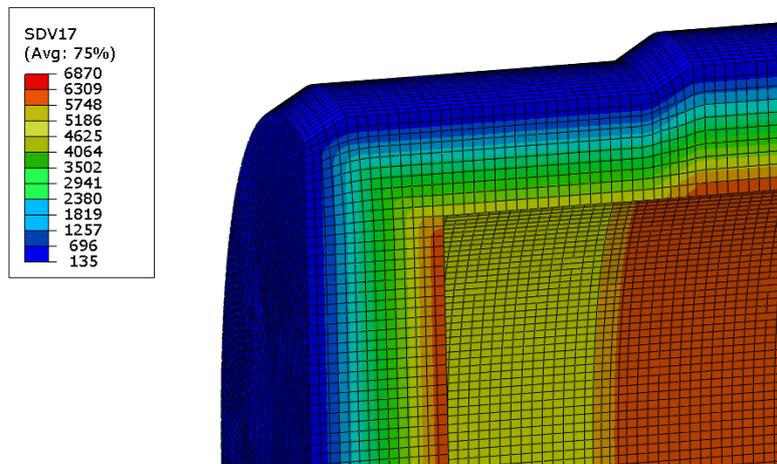


Figure 4-6: Zoom sur le coin du conteneur de la Figure 4-5

Afin de valider la transition linéaire nécessitée par l'affectation d'une hauteur d'eau, nous imposons une hauteur d'eau à mi-hauteur du conteneur. Les éléments situés dans l'air sont corrodés à une vitesse de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$ et les éléments situés dans l'eau sont corrodés à une vitesse deux fois plus forte de $20,0 \mu\text{m}/\text{an}$. Il s'agit ici d'un cas de validation et non d'un cas réaliste.

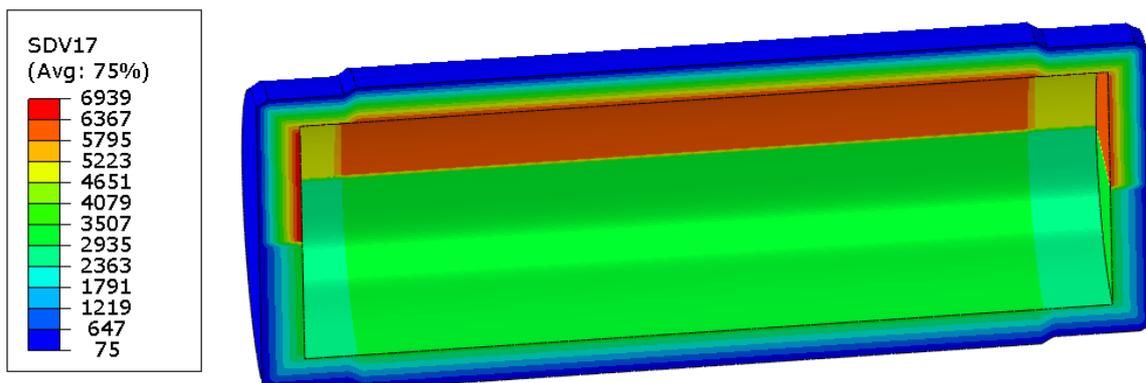


Figure 4-7: Corrosion hétérogène d'un conteneur

Comme on peut le voir sur la Figure 4-7, nous retrouvons évidemment les mêmes temps de corrosion pour la partie supérieure que sur le conteneur avec corrosion homogène de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$. Une vue avec l'affichage du maillage au niveau de la hauteur d'eau imposée, permet de voir que le passage entre éléments corrodés à une vitesse de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$ et éléments corrodés à une vitesse de $20,0 \mu\text{m}/\text{an}$ est bien linéaire, ce qui est satisfaisant au niveau physique mais aussi au niveau de la stabilité pour la résolution numérique.

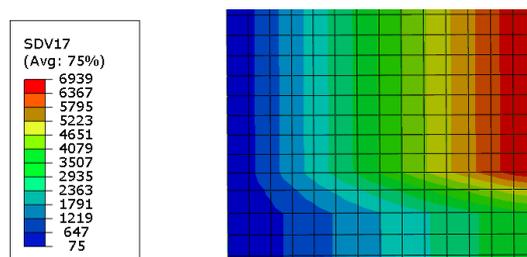


Figure 4-8: Zoom sur le coin du conteneur de la Figure 4-7

4.1.4 Effet du mass scaling pour un schéma de résolution explicite

Le schéma de résolution temporelle implicite est inconditionnellement stable donc utilisé en priorité pour les calculs effectués. Cependant, lorsque les non-linéarités sont trop importantes notamment à cause des effets de l'endommagement (adoucissement induit) le calcul en mode implicite ne converge plus (le module tangent devient négatif et mal conditionné). Pour pouvoir poursuivre le calcul, nous changeons le solveur du logiciel ABAQUS pour un solveur dynamique explicite. La résolution en mode explicite étant très coûteuse en temps de calcul à cause des faibles valeurs du pas de temps qui assurent la stabilité, la fonction 'mass scaling' est communément employée (dans ABAQUS) pour réaliser les calculs avec un temps CPU raisonnable. Cependant, il convient de réaliser une étude paramétrique avec différentes valeurs du paramètre de 'mass scaling' pour sélectionner la meilleure valeur qui donne une solution confondue avec une solution implicite (donc stable) tout en conservant un temps CPU raisonnable. Il est souvent plus commode de fixer le pas de temps minimum que nous souhaitons imposer et de déduire alors la nouvelle masse volumique numérique à partir de la condition de Courant :

$$\Delta t_{min} = l_{min} \sqrt{\frac{\alpha_{scal} \rho (1-\nu)}{E}} \quad 4.$$

Avec l_{min} la plus petite taille du maillage, ρ , E et ν sont respectivement la masse volumique le module d'Young et le coefficient de Poisson du matériau. Enfin α_{scal} est le facteur de 'mass scaling'.

Nous avons donc choisi de comparer l'essai de traction dont la simulation a été effectuée en mode implicite avec plusieurs simulations réalisées en explicite avec différentes valeurs de « pas de temps minimum » donc de 'mass scaling'. Les paramètres matériaux sont alors les mêmes dans toutes ces simulations. La taille du maillage est imposée à $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$ (Figure 4-9).

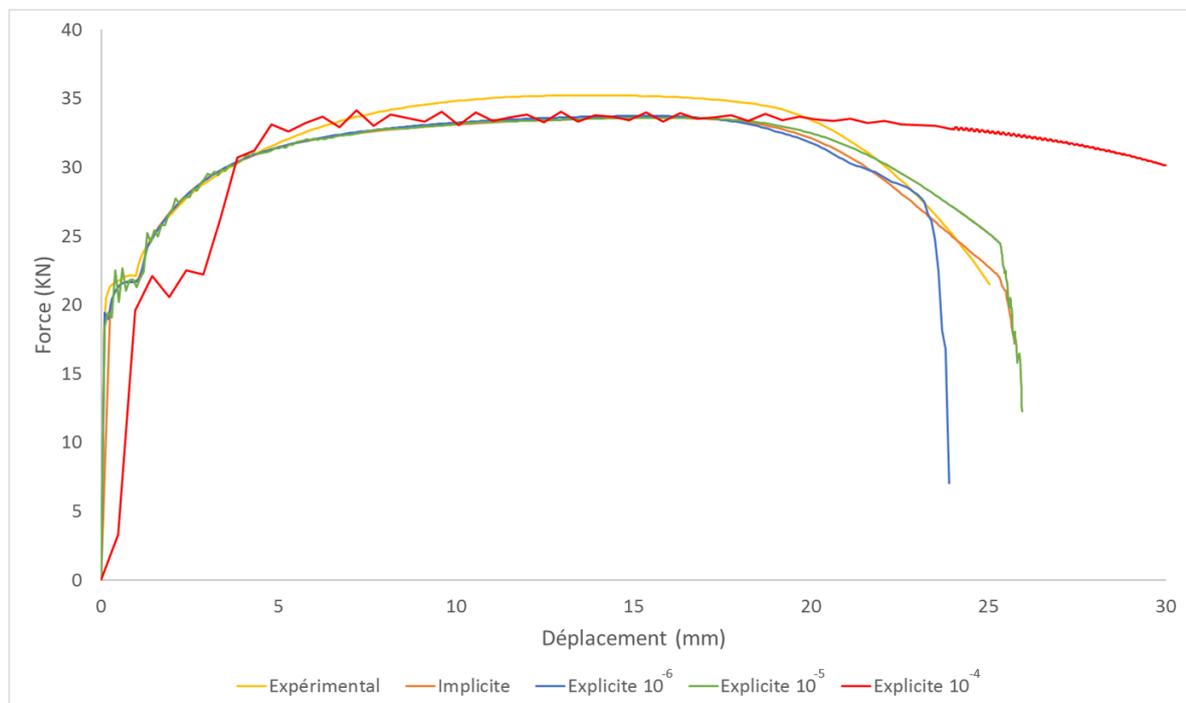


Figure 4-9: Variation de la 'mass scaling'

4. Identification et validation de la modélisation

Il est tout d'abord évident que pour un 'pas de temps minimum' de 10^{-4} s, la stabilité numérique n'est plus assurée, conduisant à une solution visiblement instable et erronée. Pour une valeur de 10^{-5} s, la solution numérique paraît acceptable mais des instabilités (de faibles amplitudes) sont observées en tout début de l'écoulement plastique (Figure 8). Finalement, pour la valeur de 10^{-6} s, la stabilité est assurée tout au long de la solution numérique explicite. Cette solution est quasiment confondue avec la solution numérique implicite qui sont toutes deux relativement proches de la réponse expérimentale. Cependant, le temps CPU pour la solution parfaitement stable est 12 fois plus grand que le temps CPU de la solution obtenue avec un « pas de temps minimum » de 10^{-5} s et 70 fois plus grand que celui de la solution obtenue avec 10^{-4} s (voir Figure 4-10).

Configuration	Explicite 10^{-4}	Explicite 10^{-5}	Explicite 10^{-6}
Temps CPU (s)	1mn et 14s	6mn43s	80 mn

Figure 4-10: Temps de calcul CPU avec le solveur explicite

4.1.5 Dépendance de la réponse numérique à la discrétisation spatiale

Comme tout modèle local, le modèle utilisé ici est fortement dépendant de la discrétisation spatiale (taille du maillage). Pour pallier ce problème, nous utilisons la méthode simple qui consiste à établir pour chaque matériau une taille adéquate du maillage. Cette taille adéquate est celle qui donne une solution la plus proche possible de la solution expérimentale. Elle sera ensuite imposée lors des maillages des différentes structures au moins dans les zones endommagées.

Des simulations d'essais de traction sur l'éprouvette lisse constituée seulement de MB sont effectuées avec des tailles de maille de $0,1 \times 0,1 \times 0,1$; $0,5 \times 0,5 \times 0,5$; $1,0 \times 1,0 \times 1,0$ et $2,0 \times 2,0 \times 2,0$ mm³. Ces éprouvettes sont modélisées en 3D, une coupe des éprouvettes en leur centre est réalisée afin de voir le maillage qui est le plus régulier possible et homogène dans la zone utile de l'éprouvette, les têtes des éprouvettes sont maillées avec un maillage évolutif de taille plus grossière (Figure 4-11). L'éprouvette constituée d'éléments de $0,1 \times 0,1 \times 0,1$ mm³ n'est pas présentée car le maillage est peu lisible lors de son affichage.

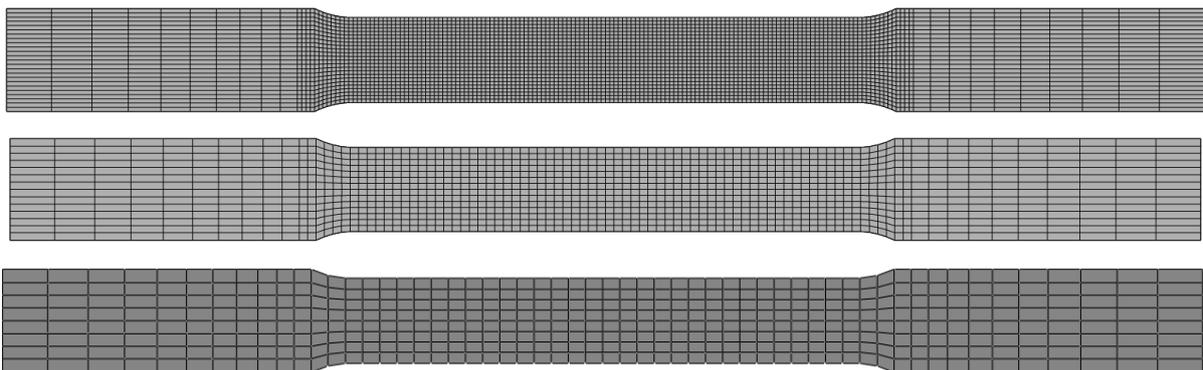


Figure 4-11: Maillage des éprouvettes cylindriques lisses avec des éléments de taille $0,5 \times 0,5 \times 0,5$; $1,0 \times 1,0 \times 1,0$ et $2,0 \times 2,0 \times 2,0$ mm³ dans la zone utile

Les résultats sur ces quatre maillages sont présentés dans la Figure 4-12. Tous les paramètres matériaux sont identiques entre les différents essais, seule la taille du maillage change.

4. Identification et validation de la modélisation

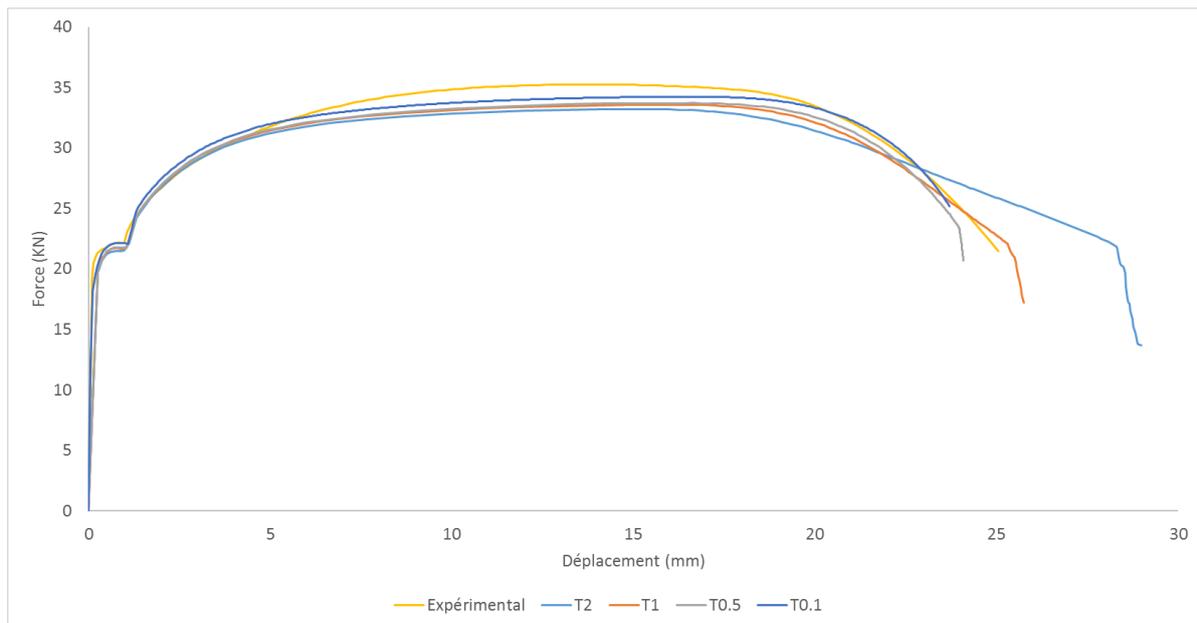


Figure 4-12: Réponse force-déplacement pour trois tailles de mailles imposée sur l'éprouvette lisse

Les résultats sont très proches de la solution expérimentale pour les maillages de taille $0,1 \times 0,1 \times 0,1$; $0,5 \times 0,5 \times 0,5$ et $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$ alors que le maillage de taille $2,0 \times 2,0 \times 2,0 \text{ mm}^3$ conduit à une solution éloignée de la solution expérimentale. Cela vient du fait qu'avec une taille d'élément de $2,0 \times 2,0 \times 2,0 \text{ mm}^3$ il y a trop peu d'éléments dans l'épaisseur (seulement 5), ce qui ne peut conduire à une solution acceptable.

Au centre de l'éprouvette, nous voyons l'amorçage d'une fissure (par endommagement total de 2 éléments) comme on peut le voir sur la Figure 4-13.

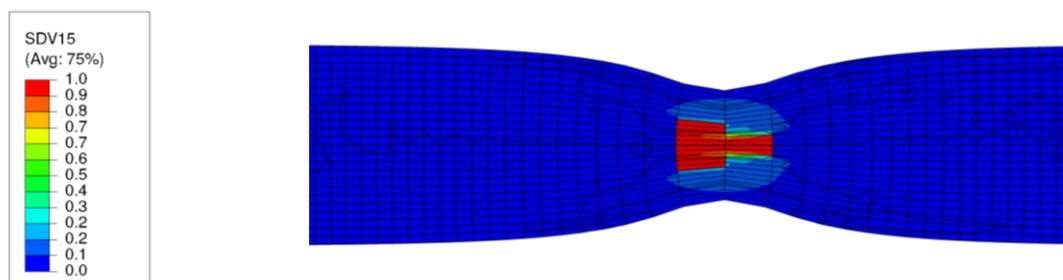


Figure 4-13: Amorçage d'une fissure par endommagement de 4 éléments au centre de l'éprouvette (taille de maillage de $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$)

Grâce au couplage fort comportement-endommagement, on note que la contrainte est nulle dans les éléments totalement endommagés (Figure 4-14).

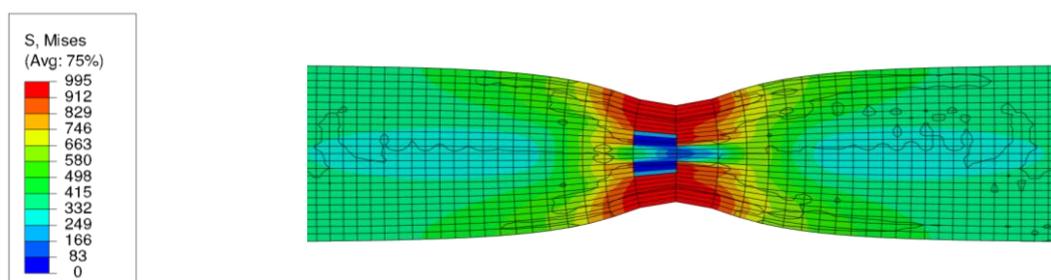


Figure 4-14: Contraintes de von Mises sur l'éprouvette lisse taille $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$ – coupe au centre de l'éprouvette

4. Identification et validation de la modélisation

La même analyse est effectuée sur l'éprouvette entaillée en MB (Figure 4-15). Les éléments de taille $2,0 \times 2,0 \times 2,0 \text{ mm}^3$ n'ont pas été utilisés ici pour leur médiocre solution numérique pour l'éprouvette lisse surtout que le diamètre de l'éprouvette entaillée est plus faible que pour les éprouvettes lisses.

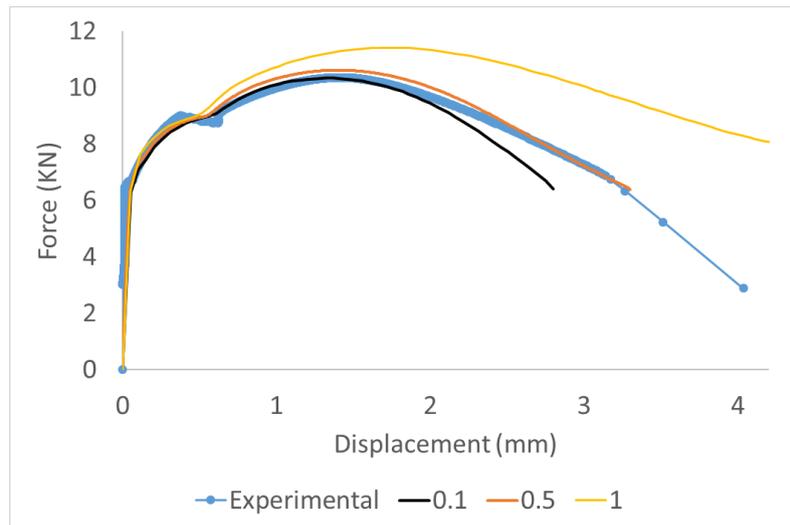


Figure 4-15: Réponses force-déplacement pour trois tailles de mailles imposées sur l'éprouvette entaillée

Nous notons comme pour les éprouvettes lisses que lorsque trop peu d'éléments sont présents dans l'épaisseur, les résultats sont moins précis. Pour une maille de $0,1 \times 0,1 \times 0,1$ et $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$ les résultats sont proches de la solution de référence alors que pour une taille d'éléments de $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$, une grande différence est notée.

4.2 Identification des paramètres matériau

L'ensemble du conteneur est maillé avec des éléments de $5,0 \times 5,0 \times 5,0 \text{ mm}^3$ pour conserver des temps de calculs acceptables. Cependant, les zones critiques seront maillées avec des éléments de taille $2,0 \times 2,0 \times 2,0 \text{ mm}^3$ ce qui permet de mieux appréhender les derniers instants de chargement lorsque le conteneur se rompt seulement par corrosion. Le faible diamètre des éprouvettes sur le matériau de base nous pousse alors à une identification des paramètres sur une taille de maille de $1,0 \times 1,0 \times 1,0 \text{ mm}^3$ pour les éprouvettes cycliques et lisses. Les autres éprouvettes, entaillées et doublement entaillées, pour des raisons de distorsions importantes, seront maillées par des éléments de $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$. Quant à la zone fondue, son diamètre de $6,0 \text{ mm}$ nous impose de travailler avec des éléments de $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$. Enfin, les éprouvettes comprenant une soudure seront aussi maillées par des éléments de $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$. Notons que ces tailles d'éléments du maillage utilisées pour l'identification des paramètres matériaux doivent être conservées pour tout calcul ultérieur sur ces mêmes matériaux.

4.2.1 Matériau de base

La procédure d'identification s'est déroulée en plusieurs temps. Tout d'abord, nous avons réalisé des essais de traction/compression ($R=-1$ avec quelques cycles) à partir d'éprouvettes lisses cylindriques afin de déterminer précisément la limite d'élasticité de $220,0 \text{ MPa}$ et mieux distinguer les parties des écrouissages cinématiques de l'écrouissage isotrope. La Figure 4-16 montre une comparaison des réponses contrainte/déformation numérique et expérimentale pour le premier cycle.

4. Identification et validation de la modélisation

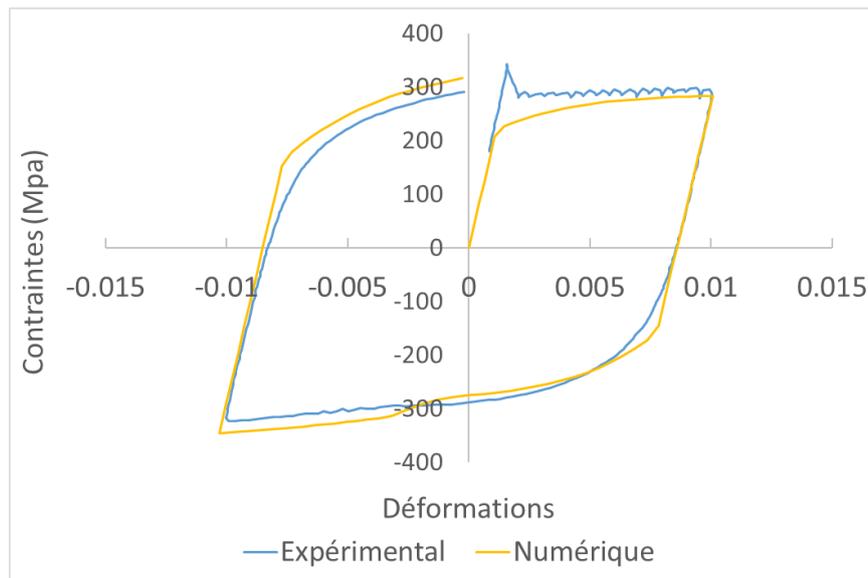


Figure 4-16: Comparaison expérience-calcul sur le premier cycle

Sur ce premier cycle, les points sommets du cycle à $\pm 0.01\%$ de déformation sont correctement décrits, mais les transitions élasticité-plasticité sont moins bien décrites au fur et à mesure que le nombre de cycles augmente (Figure 4-17). Notre objectif n'est pas de décrire correctement le comportement cyclique (fatigue), mais seulement d'avoir une bonne estimation de la limite d'élasticité et des paramètres associés aux écrouissages cinématiques. L'évaluation de ces paramètres étant plus aisée lorsque les déformations sont faibles et que ni l'écrouissage isotrope ni l'endommagement n'ont commencé à croître.

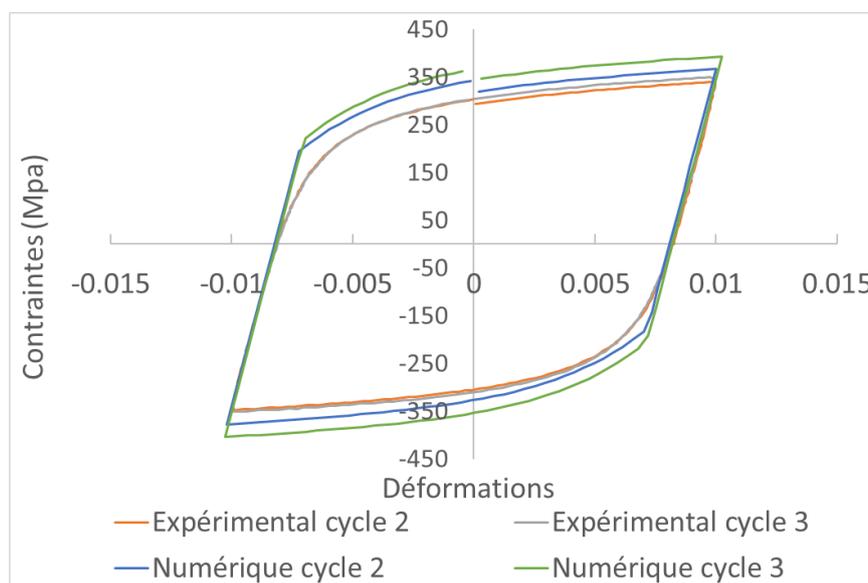


Figure 4-17: Deuxième et troisième cycle

Cependant, nous avons complété notre base expérimentale avec des essais de traction monotones sur des éprouvettes cylindriques lisses afin d'avoir la possibilité de déterminer les paramètres d'écrouissage isotrope ainsi que cinématique. Pour cette première phase d'identification, nous avons considéré que l'effet de l'endommagement ductile est négligeable et nous avons alors uniquement déterminé les paramètres du modèle de comportement reliés à l'élasticité et l'écrouissage. Les paramètres matériaux sont : $E=192,0$ GPa ; $\nu=0,3$; $\sigma_y=220,0$

4. Identification et validation de la modélisation

MPa ; $p^*=0,017$; $Q=550,0$ MPa ; $b=0,0$; $n=0,75$; $C_1=23000,0$ MPa ; $a_1=350,0$; $C_2=3500,0$ MPa ; $a_2=43,0$.

Le plateau de Piobert-Lüders visible sur la réponse contrainte/déformation des essais de traction monotone a été reproduit en intégrant une valeur seuil de plasticité p^* à atteindre pour que le second écrouissage cinématique \underline{X}_2 ainsi que l'écrouissage isotrope R s'activent.

Dans un premier temps, nous n'avons pas introduit d'effet d'endommagement afin de reproduire l'évolution de la courbe force-déplacement jusqu'au point de bifurcation. Cet essai a été réalisé avec une éprouvette maillée avec des éléments de taille $1,0 \times 1,0 \times 1,0$ mm³.

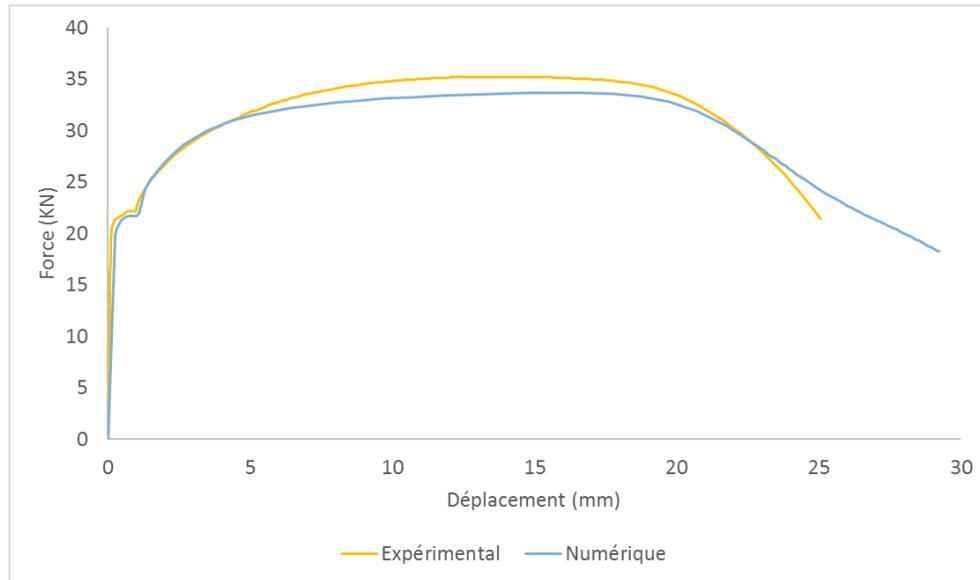


Figure 4-18: Comparaison des courbes numérique et expérimentale sans endommagement sur éprouvette lisse en MB

La comparaison des réponses expérimentale et numérique en force de traction vs déplacement traverse du matériau de base est donnée en Figure 4-18. Le comportement global prédit par le modèle sans endommagement paraît donc satisfaisant, nous pouvons alors prendre en compte l'endommagement pour la suite de l'identification. La simulation du comportement endommagé est comparée à la courbe expérimentale sur la Figure 4-19 où on voit une bonne corrélation entre les deux courbes.

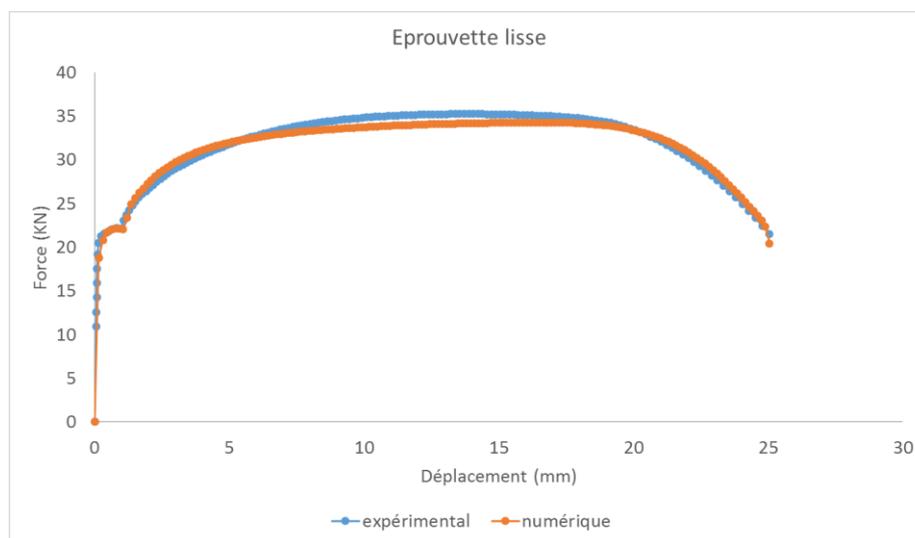


Figure 4-19: Comparaison des courbes numérique et expérimentale avec endommagement sur éprouvette lisse en MB

4. Identification et validation de la modélisation

Sur la configuration finale de l'éprouvette montrée en Figure 4-20, nous voyons clairement la présence de la striction localisée au centre de l'éprouvette qui provoque une diminution importante de la section utile de l'éprouvette.

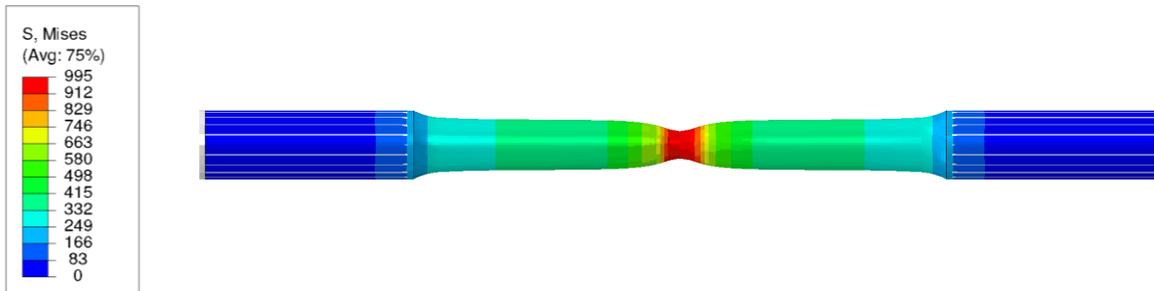


Figure 4-20: Distribution de la contrainte équivalente sur la configuration finale de l'éprouvette lisse en MB

Des vues en coupe (Figure 4-21) permettent de voir la localisation progressive de l'endommagement au centre de l'éprouvette à différentes valeurs du déplacement imposé.

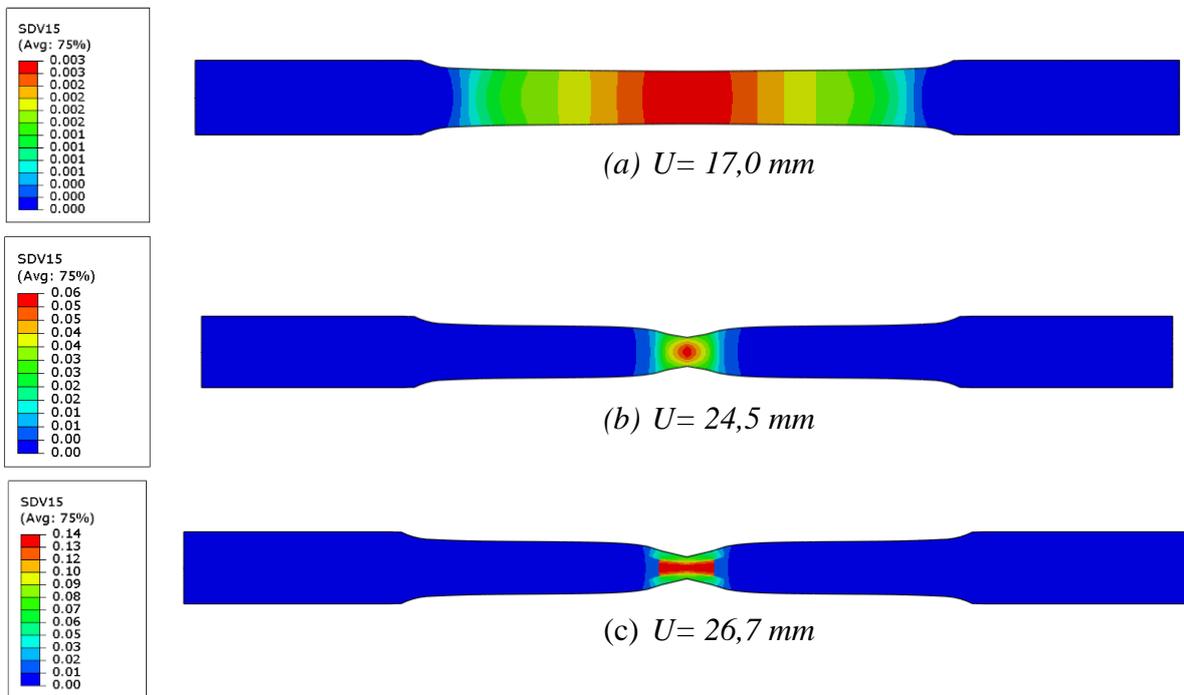


Figure 4-21: Distribution de la variable endommagement dans l'éprouvette à différents déplacements

La striction finale de l'éprouvette expérimentale ainsi que celle de l'éprouvette numériques sont comparées dans la Figure 4-22. Le diamètre final moyen pour 12 éprouvettes expérimentales vaut 4,83 mm alors que le diamètre de l'éprouvette numérique est de 3,91 mm. Rappelons que le diamètre initial est de 10,00 mm. Nous obtenons alors une bonne corrélation entre la striction expérimentale de 52% et la striction numérique de 61%.

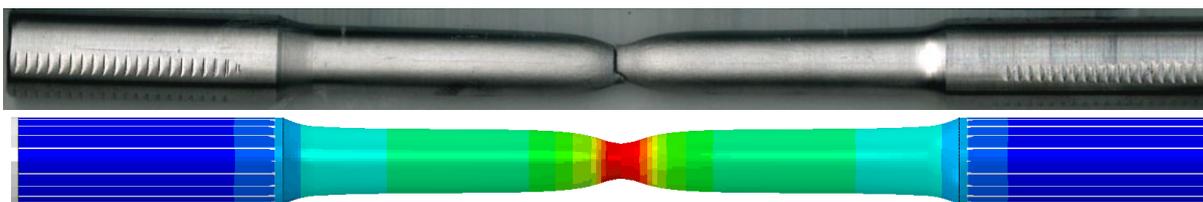


Figure 4-22: Striction des éprouvettes issues du MB

4. Identification et validation de la modélisation

On s'intéresse maintenant aux éprouvettes entaillées qui permettent de caractériser plus précisément l'évolution de l'endommagement. Le faible diamètre de la partie centrale de cette éprouvette impose d'utiliser des éléments de taille $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$ (voir Figure 4-1).

Nous traçons tout d'abord les courbes force-déplacement expérimentale et numérique (Figure 4-23). La courbe numérique s'arrête lorsque la pente expérimentale change, au moment où l'endommagement est déjà très important et proche de sa valeur critique.

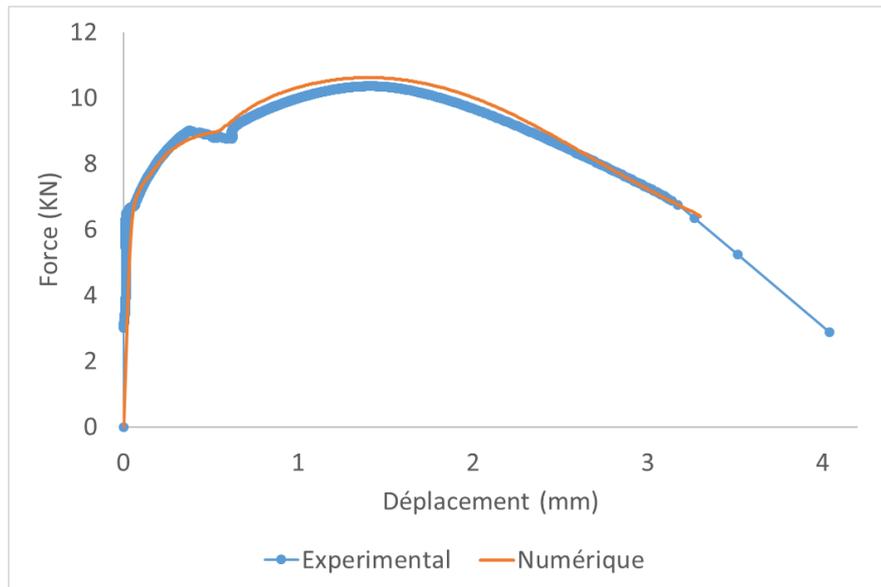


Figure 4-23: Comparaison des courbes force-déplacement numérique et expérimentale avec endommagement sur éprouvette entaillées en MB

Nous voyons sur la vue en coupe de l'éprouvette 3D de la Figure 4-24 la localisation des contraintes dans la partie entaillée de l'éprouvette.

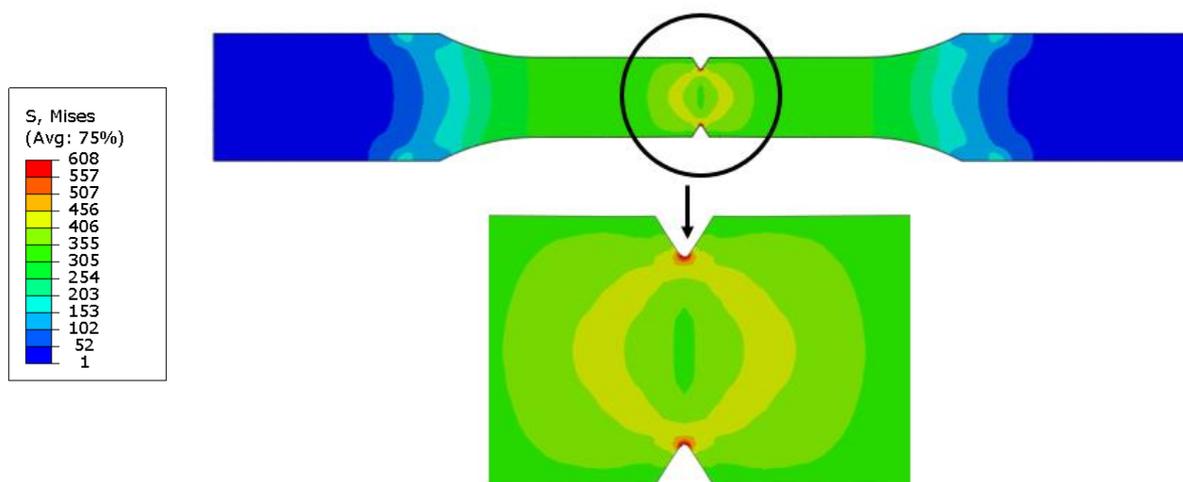


Figure 4-24: : Distribution des contraintes de von Mises dans l'éprouvette pour un déplacement de 1,0 mm

Ainsi que l'endommagement au centre de l'éprouvette, à l'instant précédent son endommagement total, grâce à une vue en coupe dans la Figure 4-25.

4. Identification et validation de la modélisation

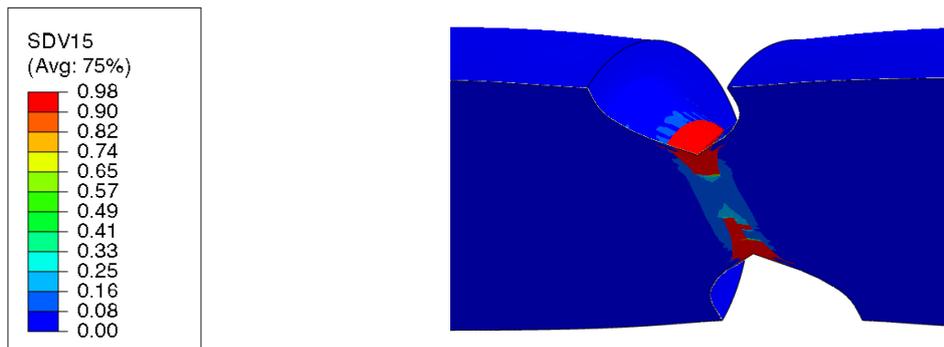


Figure 4-25: : Distribution de l'endommagement dans l'éprouvette pour un déplacement de 2,92 mm

Le tableau de la Figure 4-26, résume les meilleures valeurs des paramètres matériaux issues de ces calculs.

Module d'Young (MPa)	192000		Ecrouissege cinématique	C_1 (MPa)	23000
Coefficient de poisson	0,3			a_1	350
Limite d'élasticité (MPa)	220			C_2 (MPa)	3500
Décalage	0,017			a_1	43
Ecrouissege isotrope	Q (MPa)	550	Coefficients d'endommagement	S	12
	b	0		s	2
	n	0,75		β	0,7

Figure 4-26: Paramètres matériaux du MB

4.2.2 Joint soudé

Sachant que la ZAT est de très faible taille ne permettant pas d'y prélever des éprouvettes, nous avons décidé de déterminer les paramètres matériaux dans cette zone par une loi de mélange entre les paramètres du MB (voir Figure 4-26) et ceux de la ZF.

4.2.2.1 Zone fondue

Pour cette zone matériau, nous ne disposons que d'éprouvettes lisses ce qui ne permettra pas une étude aussi poussée que sur le MB mais nous aurons tout de même un jeu de paramètres matériaux.

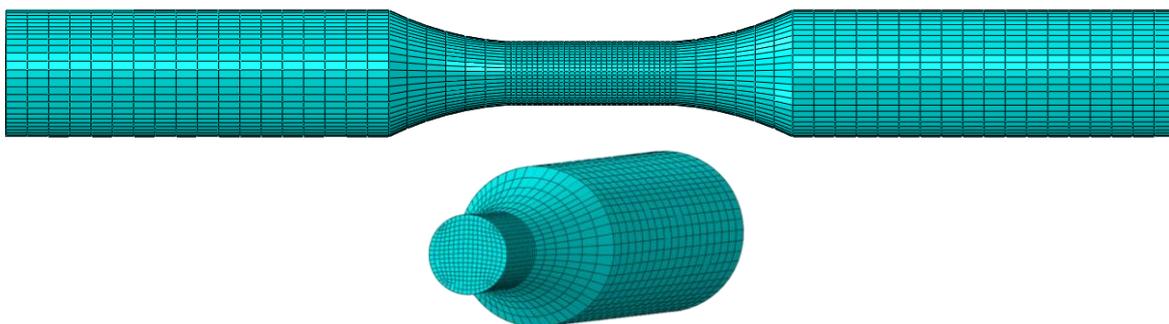


Figure 4-27: Maillage de 0,5x0,5x0,5 mm³ dans la zone utile pour l'éprouvette lisse en ZF

La comparaison des courbes force-déplacement expérimentale et numérique est montrée dans la Figure 4-28 où on voit une corrélation acceptable.

4. Identification et validation de la modélisation

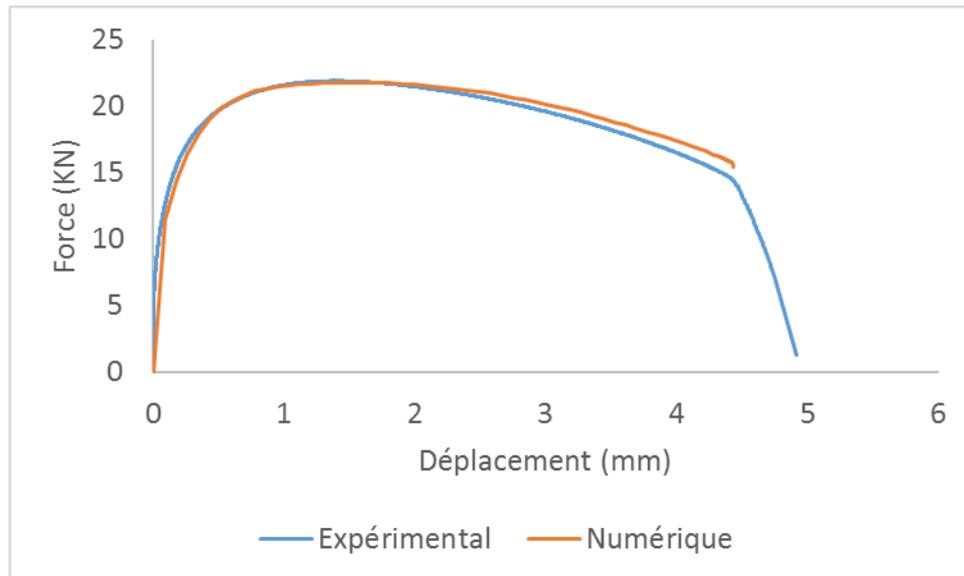


Figure 4-28: Comparaison des courbes Force-déplacement expérimentale et numérique de la ZF

La distribution des contraintes équivalentes sur la configuration finale de l'éprouvette lisse en ZF est donnée sur la Figure 4-29. Elle montre une striction avant rupture bien moins importante que pour le MB, ce qui est en adéquation avec les expérimentations.

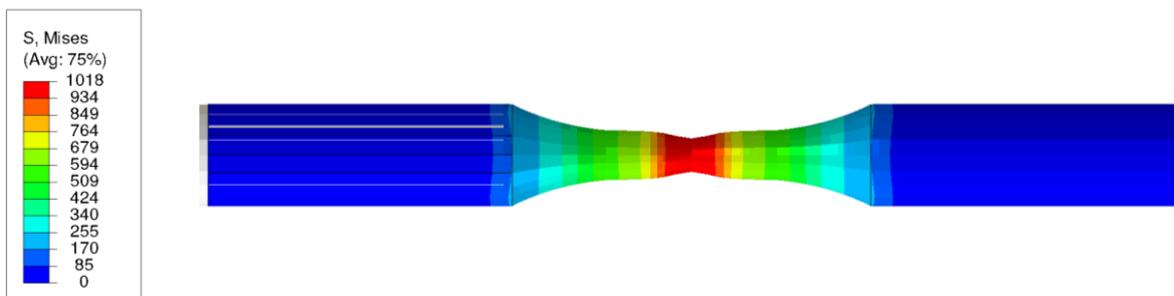


Figure 4-29: Distribution des contraintes équivalentes sur la configuration finale de l'éprouvette lisse en ZF

La striction finale de l'éprouvette expérimentale et de l'éprouvette numérique sont comparées dans la Figure 4-30. Le diamètre final moyen pour deux éprouvettes en ZF vaut 3,35 mm alors que le diamètre de l'éprouvette numérique est de 3,52 mm. Rappelons que le diamètre initial est de 6,00 mm. Nous obtenons alors une bonne corrélation entre la striction expérimentale de 44% et la striction numérique de 41%.

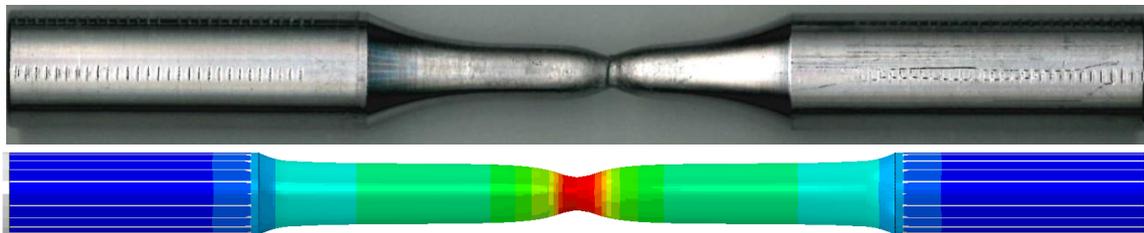


Figure 4-30: Striction des éprouvettes issues de la ZF

Le tableau de la Figure 4-31 résume les meilleures valeurs des paramètres du modèle de comportement sans endommagement de la zone ZF.

4. Identification et validation de la modélisation

Module d'Young (MPa)	192000		Ecouissage cinématique	C_1 (MPa)	38000
Coefficient de poisson	0,3			a_1	100
Limite d'élasticité (MPa)	360			C_2 (MPa)	900
Décalage	0			a_1	11
Ecouissage isotrope	Q (MPa)	360	Coefficients d'endommagement	S	12,5
	b	0,2		s	4,3
	n	0,7		β	0.5

Figure 4-31: Paramètres matériaux de la ZF

Disposant des paramètres matériau sur MB et ZF, nous utilisons les éprouvettes cylindriques lisses contenant un joint soudé pour rechercher les paramètres relatifs à la ZAT.

4.2.2.2 Essais de traction avec des éprouvettes mixtes

La première configuration géométrique que nous avons traitée est présentée sur la Figure 4-32 avec le codage couleur suivant :

- La zone rouge est constituée de 100% de ZF (Zone Fondue)
- Les zones orange représentent la ZAT avec un mélange 50% ZF et 50% MB
- La zone grise est constituée de 100% de MB (Matériau de Base)



Figure 4-32: Décomposition de l'éprouvette contenant un cordon de soudure en trois zones matériaux (MB, ZAT et ZF)

La Figure 4-33 montre la distribution des contraintes équivalentes de von Mises dans l'éprouvette juste avant la rupture complète de l'éprouvette.

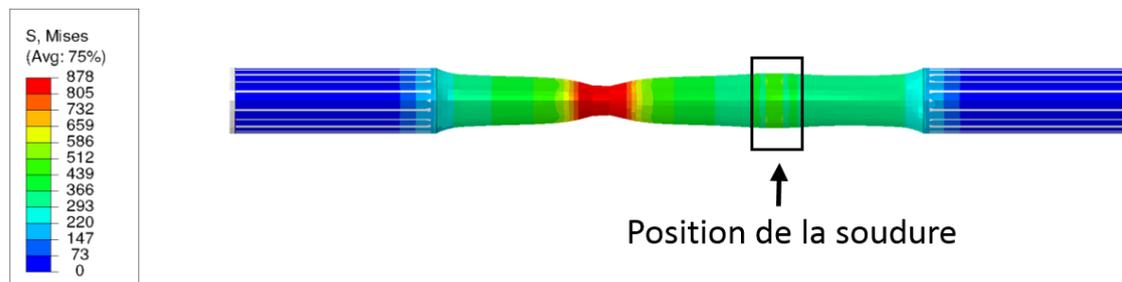


Figure 4-33: Distribution des contraintes équivalentes dans l'éprouvette contenant un joint soudé à 3 zones

On note que la striction s'est formée dans le MB, assez loin de la zone contenant le joint soudé ce qui semble traduire le fait que la zone soudée est plus résistante et se déforme moins que le matériau de base.

En effectuant une vue en coupe sur cette zone ainsi qu'en changeant l'échelle pour mieux voir les hétérogénéités des champs des contraintes (Figure 4-34), nous observons une nette discontinuité des contraintes entre les différentes zones du joint soudé. Ces discontinuités semblent d'autant plus fortes à l'approche de la surface extérieure de l'éprouvette.

4. Identification et validation de la modélisation

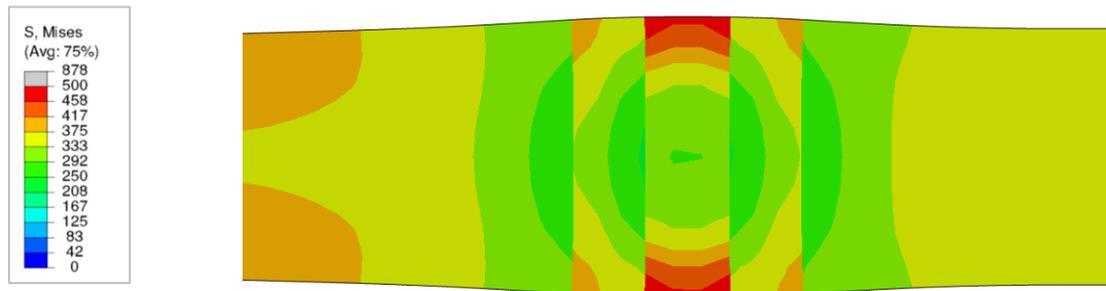


Figure 4-34: Zoom sur la zone de la soudure (à 3 zones) en Figure 4-33

Pour tenter d'atténuer ces discontinuités du champ des contraintes dans le cordon de soudure, nous avons testé une autre configuration géométrique où chacune des deux ZAT (en orange sur la Figure 4-32) est elle-même décomposée en trois zones matériaux, conduisant ainsi à une configuration à 5 zones matériaux avec des caractéristiques qui vont évoluer plus progressivement (Figure 4-35) :

- La ZF est en rouge
- Chacune des 2 ZAT (de part et d'autre de la ZF) est décomposée en 3 zones :
 - En orange la ZAT 1 : composée de 75% de ZF et 25% MB
 - En jaune la ZAT 2 : composée de 50% de ZF et 50% MB
 - En blanc la ZAT 3 : composée de 25% de ZF et 75% MB
- Le MB est en Gris.

La taille de chacune de ces trois zones de la ZAT a été estimée en fonction des mesures de microdureté par indentation (voir §3.3.1).

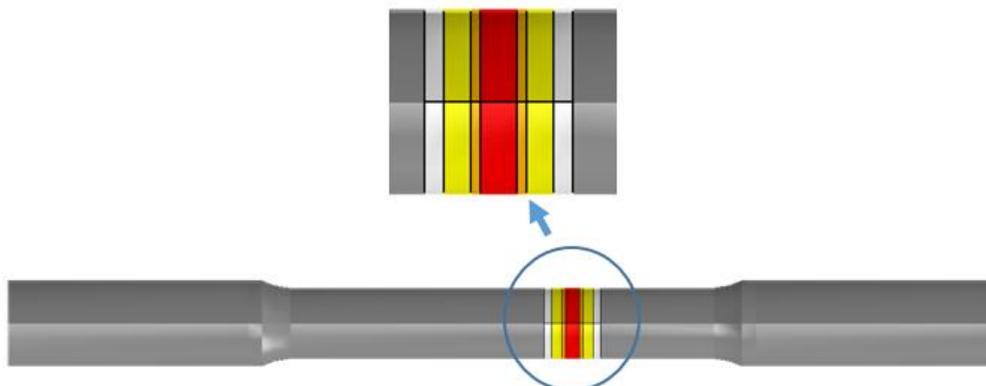


Figure 4-35: Décomposition de l'éprouvette contenant un cordon de soudure en cinq zones matériaux (MB, ZAT1, ZAT2, ZAT3 et ZF)

Une simulation de l'éprouvette de la Figure 4-35 a été effectuée dans les mêmes conditions que pour l'éprouvette avec une seule ZAT. La solution obtenue en termes de contraintes équivalentes est identique à celle présentée en Figure 4-33 (voir Figure 4-36). Cependant, le zoom fait sur le joint soudé montre clairement une forte atténuation des sauts de contraintes entre les différentes zones du joint (Figure 4-37).

4. Identification et validation de la modélisation

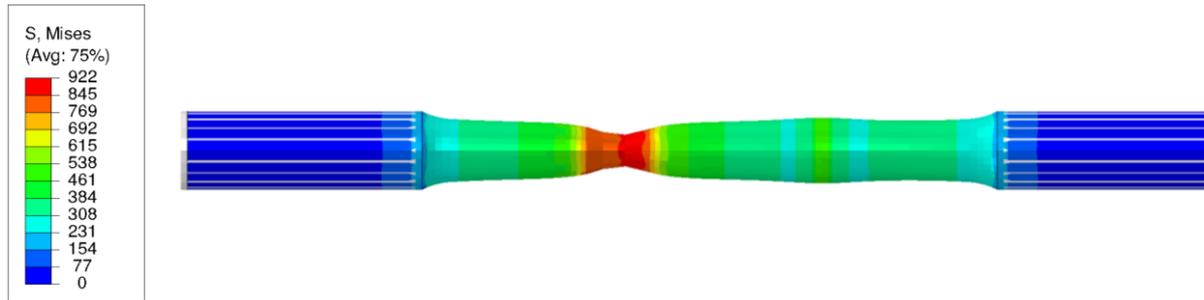


Figure 4-36: Distribution des contraintes équivalentes dans l'éprouvette contenant un joint soudé à 5 zones juste avant rupture

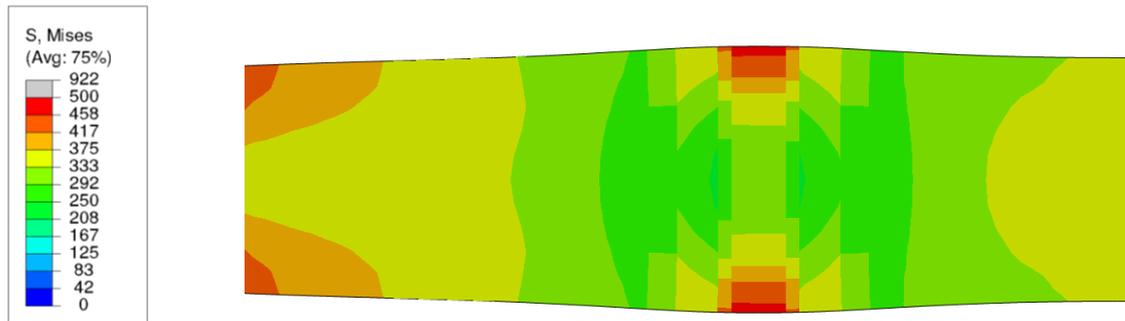


Figure 4-37: Zoom sur la zone de la soudure à 5 zones montrant une atténuation des discontinuités des contraintes

Il est alors évident que la description de la ZAT par cinq zones (avec 3 ZAT : ZAT1, ZAT2 et ZAT3 de la Figure 4-35) conduit à une solution moins discontinue et donc nous allons l'adopter dans la suite.

Enfin, l'examen des courbes force-déplacement de la Figure 4-38 confirme bien la supériorité de la solution fournie par l'éprouvette à 5 zones en comparaison avec la solution expérimentale.

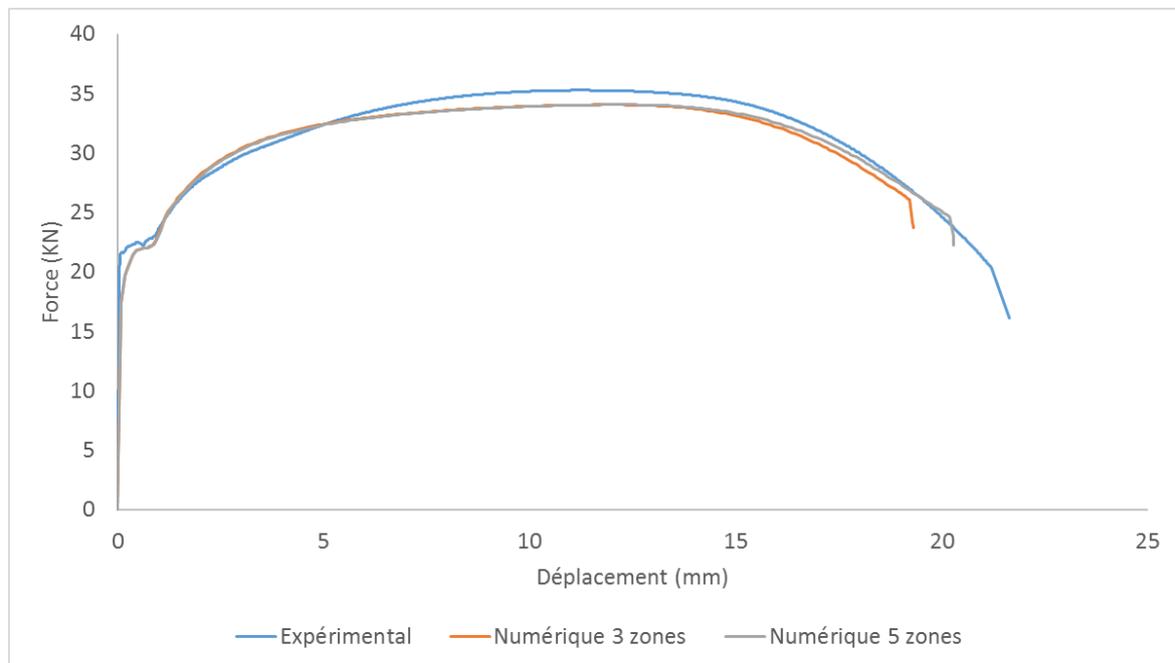


Figure 4-38: Comparaison des solutions obtenues sur éprouvettes à 3 zones et à 5 zones.

Enfin, le tableau de la Figure 4-39 rassemble les meilleures valeurs des paramètres des divers matériaux (MB, ZF et ZAT) qui seront utilisées pour les simulations de conteneurs.

Paramètre		MB	$\frac{3}{4}$ MB $\frac{1}{4}$ ZF	$\frac{1}{2}$ MB $\frac{1}{2}$ ZF	$\frac{1}{4}$ MB $\frac{3}{4}$ ZF	ZF
Module d'Young (MPa)		192000	192000	192000	192000	192000
Coefficient de poisson		0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
Limite d'élasticité (MPa)		220	255	290	325	360
Décalage		0,017	0,01275	0,0085	0,00425	0
Ecrouissage isotrope	Q (MPa)	550	502,5	455	407,5	360
	b	0	0,05	0,1	0,15	0,2
	n	0,75	0,7375	0,725	0,7125	0,7
Ecrouissage cinématique	C_1 (MPa)	23000	26750	30500	34250	3800
	a_1	350	287,5	225	162,5	100
	C_2 (MPa)	3500	2850	2200	1550	900
	a_2	43	35	27	19	11
Coefficients d'endommagement	S	12	12.125	12,25	12,375	12,5
	s	2	2.575	3,15	3,725	4,3
	β	0,7	0,65	0,6	0,55	0,5

Figure 4-39: Valeurs des différents paramètres matériaux des cinq zones matériaux du joint soudé

4.3 Validation expérimentale par exploitation des mesures des champs de déplacement par corrélation d'images

Ce paragraphe est dédié à la comparaison numérique/expérimentale tout d'abord sur l'essai de traction monotone des éprouvettes doublement entaillées (essai TDE) usinées dans le matériau de base, puis sur l'essai de traction sur éprouvettes plates comportant une zone soudée (essai TZS). Un mouchetis initial a été peint sur les éprouvettes afin de pouvoir suivre et mesurer les champs de déplacement des points remarquables de ce mouchetis et déduire certaines composantes dans le plan du tenseur des déformations par DIC (Digital Image Correlation). Pour l'essai TDE nous avons exploité les champs de quelques composantes du tenseur des déformations totales et pour l'essai (TZS) nous nous limiterons aux mesures des champs de déplacements par DIC. La rigidité machine et les biais expérimentaux pouvant intervenir, nous comparerons les différents champs pour un allongement identique de l'éprouvette en deux points choisis sur les résultats de la corrélation d'image et sur les simulations. Pour l'ensemble des modèles numériques une taille de maille a été fixée à $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$.

4.3.1 Eprouvettes plates doublement entaillées

Pour ces éprouvettes doublement entaillées, les comparaisons sont systématiquement effectuées sur les champs des déformations totales obtenus expérimentalement grâce à la méthode optique de corrélation d'images (voir §3.2.3) et les résultats numériques fournis par notre modèle pour un allongement identique de l'éprouvette. Comme évoqué dans la partie expérimentale (§3.2.3), l'éprouvette expérimentale subit un léger glissement dans le mors du haut ce qui entraîne une légère rotation d'environ 2° de la partie haute de l'éprouvette. Cette rotation est imposée comme une condition aux limites lors des simulations numériques.

Seule la configuration (B) de la Figure 3-24b ayant une distance inter-entailles de 15,0 mm est traitée. Les déformations totales axiales (ϵ_{yy}) sont données pour quatre valeurs différentes du déplacement de la traverse (d) sur les figures suivantes : Figure 4-40 pour $d=0,2 \text{ mm}$; Figure 4-41 pour $d=2,6 \text{ mm}$; Figure 4-42 pour $d=13,8 \text{ mm}$ et Figure 4-43 pour $d=16,0 \text{ mm}$. Pour ces instants considérés, nous avons en (a) les composantes de déformations totales dans le plan, mesurées expérimentalement par corrélation d'images ; en (b) les composantes de déformations

4. Identification et validation de la modélisation

totales calculées par simulation numérique ; et en (c) la différence entre les valeurs relevées expérimentalement et prédites par simulation.

On note que les zones de concentration des déformations expérimentales et numériques sont similaires. Cependant l'intensité des déformations localisées est plus forte dans la simulation numérique. La difficulté d'une telle comparaison est de savoir si la différence provient d'un problème de prédiction du modèle numérique ou une faiblesse de précision de la mesure expérimentale. La présence d'une rotation de l'éprouvette bien qu'elle soit reproduite numériquement tend à augmenter l'erreur entre les mesures expérimentales et numériques. Nous notons également que les chemins des fissures expérimentales et numériques sont très proches de l'amorçage (Figure 4-41) jusqu'à la rupture finale (Figure 4-43).

Ces comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques semblent valider la modélisation numérique utilisée et nous permet de procéder, en confiance, aux simulations du comportement et de la rupture par endommagement ductile des conteneurs (voir Chapitre 5).

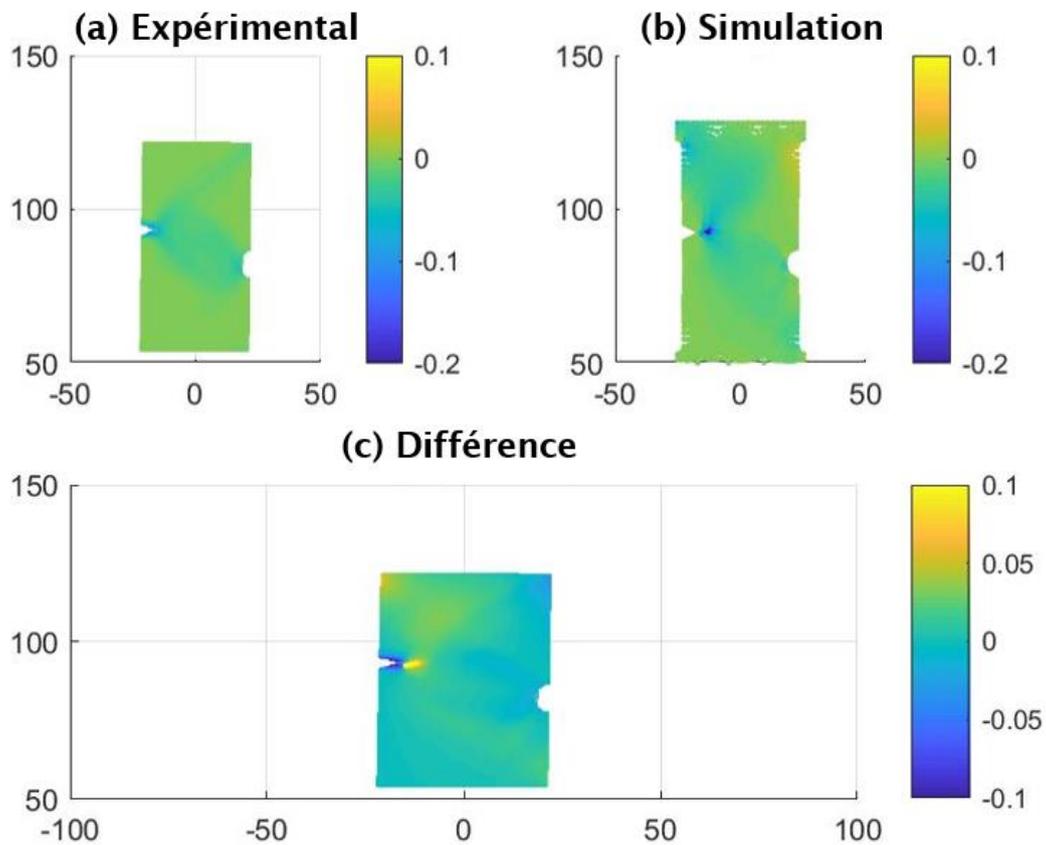


Figure 4-40: Comparaison des distributions des déformations totale axiales (ϵ_{yy}) à $d = 0,2$ mm

4. Identification et validation de la modélisation

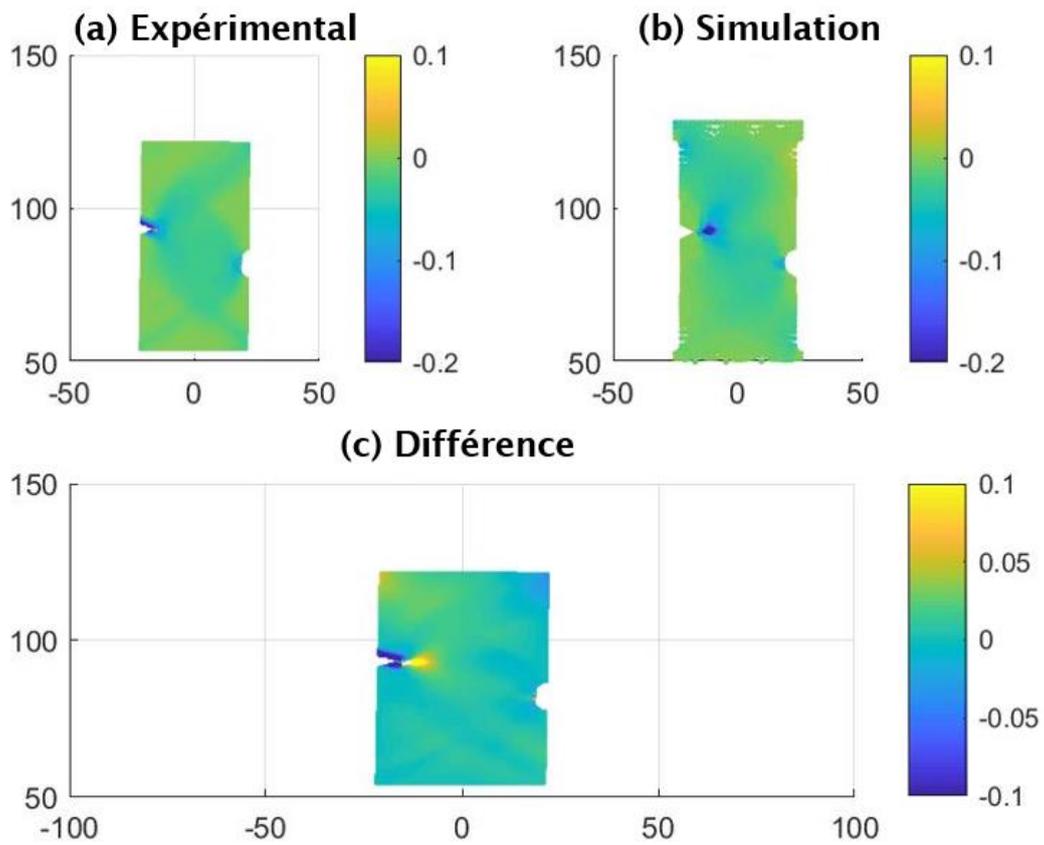


Figure 4-41: Comparaison des distributions des déformations totale axiales (ϵ_{yy}) à $d = 2,6$ mm

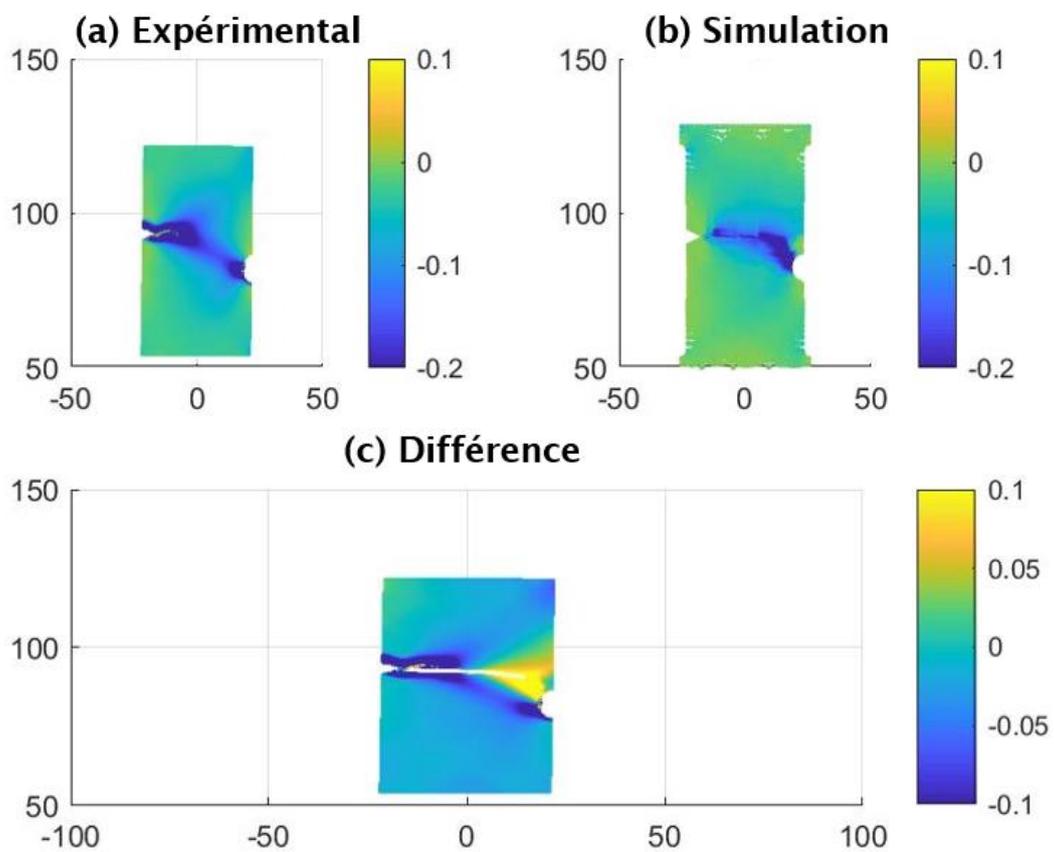


Figure 4-42: Comparaison des distributions des déformations totale axiales (ϵ_{yy}) à $d = 13,8$ mm

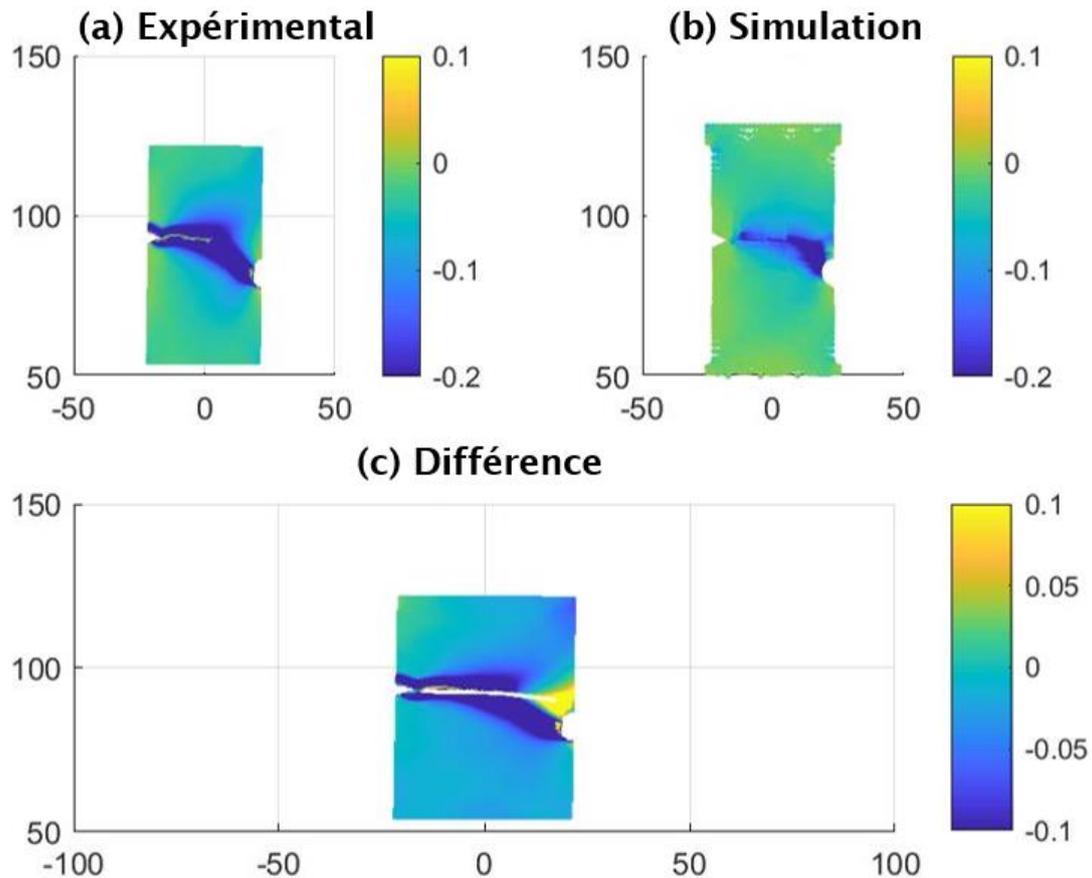


Figure 4-43: Comparaison des distributions des déformations totale axiales (ϵ_{yy}) à $d = 16$ mm

4.3.2 Eprouvettes plates avec joint soudé

La Figure 4-44 montre une comparaison entre les courbes force-déplacement expérimentale et numérique. Là aussi la description numérique via notre modèle de la courbe expérimentale (réponses globales) est assez satisfaisante.

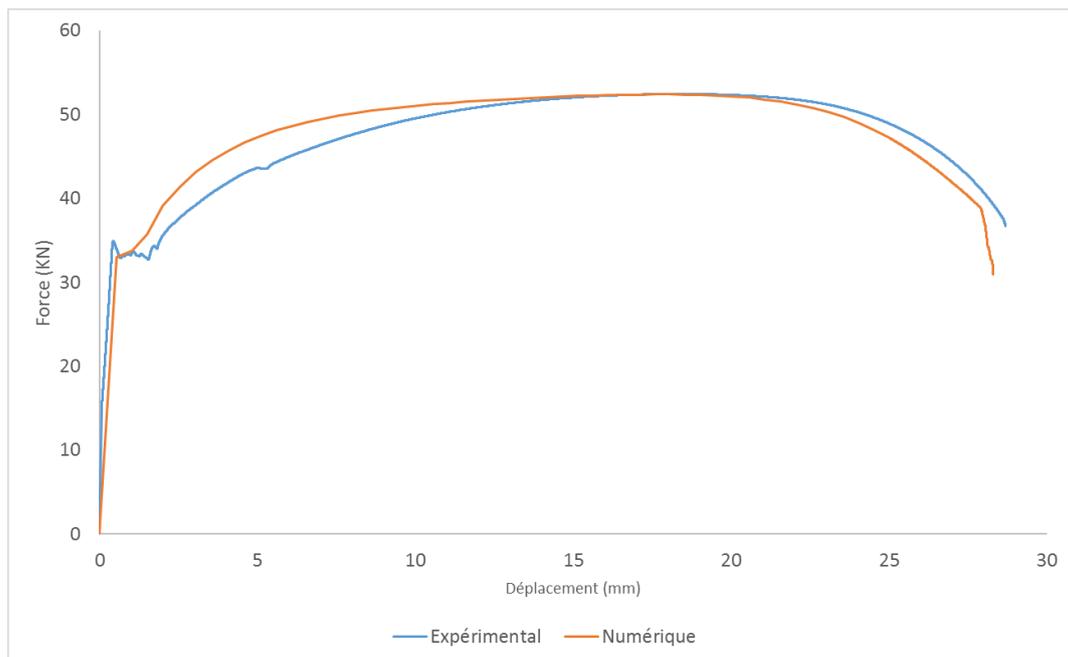


Figure 4-44: Comparaison expérience-calcul des courbes force-déplacement d'une éprouvette plate avec joint soudé

4. Identification et validation de la modélisation

Nous terminons par des comparaisons des distributions des déplacements verticaux (V) mesurés expérimentalement et prédits numériquement par notre modélisation pour quatre valeurs différentes du déplacement imposé que sont $d=0,03$ mm; $d=8,13$ mm; $d=17,58$ mm et $d=24,36$ mm. La zone d'intérêt pour nous est ici la zone du joint soudé et la propagation de la fissure est trop rapide pour l'enregistrer expérimentalement.

Comme pour les éprouvettes doublement entaillées, nous avons en (a) les déplacements verticaux mesurés par corrélation d'image, en (b) les déplacements prédits par simulation numérique et en (c) la différence entre les valeurs relevées expérimentalement et par simulation.

Sur la Figure 4-45 nous avons l'instant initial à $d=0,03$ mm où seul le champ de déplacement dans le plan de la partie centrale de l'éprouvette est mesuré par corrélation d'images, la partie proche des congés n'est pas considérée.

A $d= 8,13$ mm de déplacement de la traverse nous voyons apparaître une zone en bleu attestant des plus faibles déplacements (Figure 4-46). Il s'agit de la soudure, qui est tout d'abord moins déformée que le reste de l'éprouvette mais qui est aussi homogène dans la répartition des déplacements.

On note aussi que plus le déplacement imposé augmente plus l'écart entre les résultats expérimentaux et numériques se resserre (avec un max de 15%) comme on peut le voir sur les Figure 4-46, 4-47 et 4-48.

Au moment de la rupture (Figure 4-48), outre la zone de la soudure qui continue d'être visible, nous voyons apparaître la zone correspondante à la fissure (Figure 4-48c).

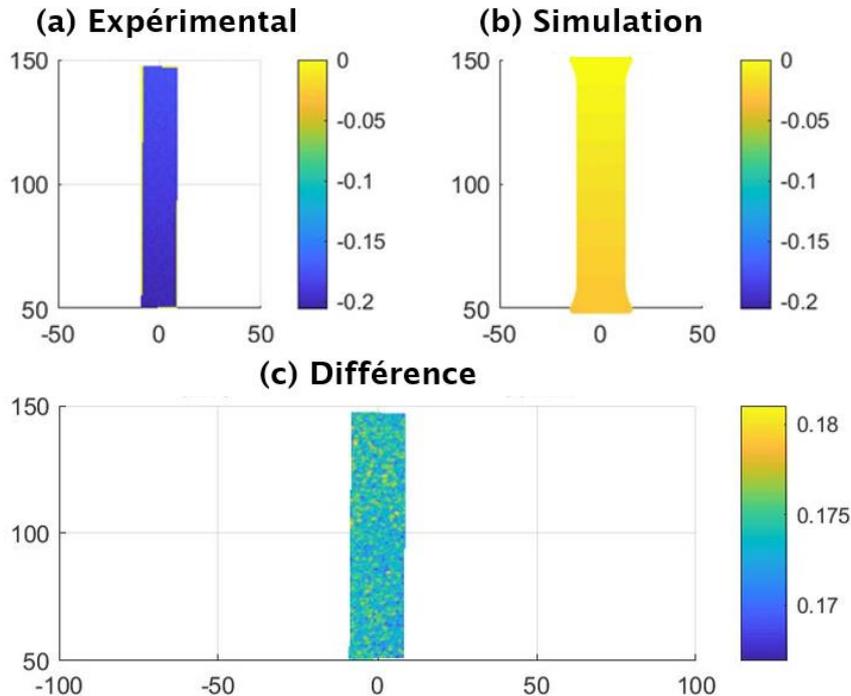


Figure 4-45: Comparaison des distributions des déplacements verticaux (mm) à $d=0,03$ mm

4. Identification et validation de la modélisation

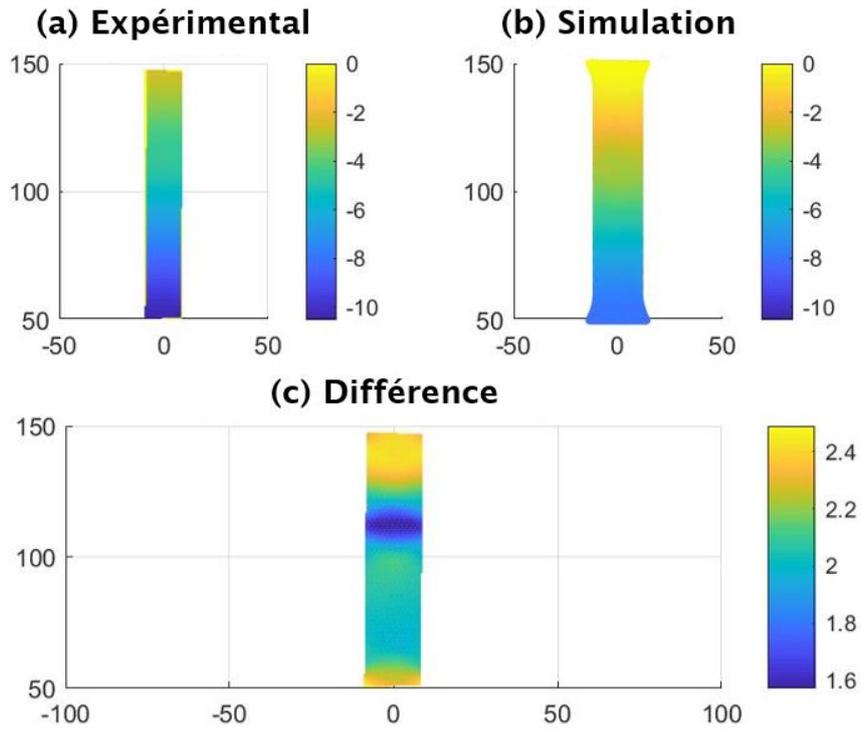


Figure 4-46: Comparaison des distributions des déplacements verticaux (mm) à $d = 8,13$ mm

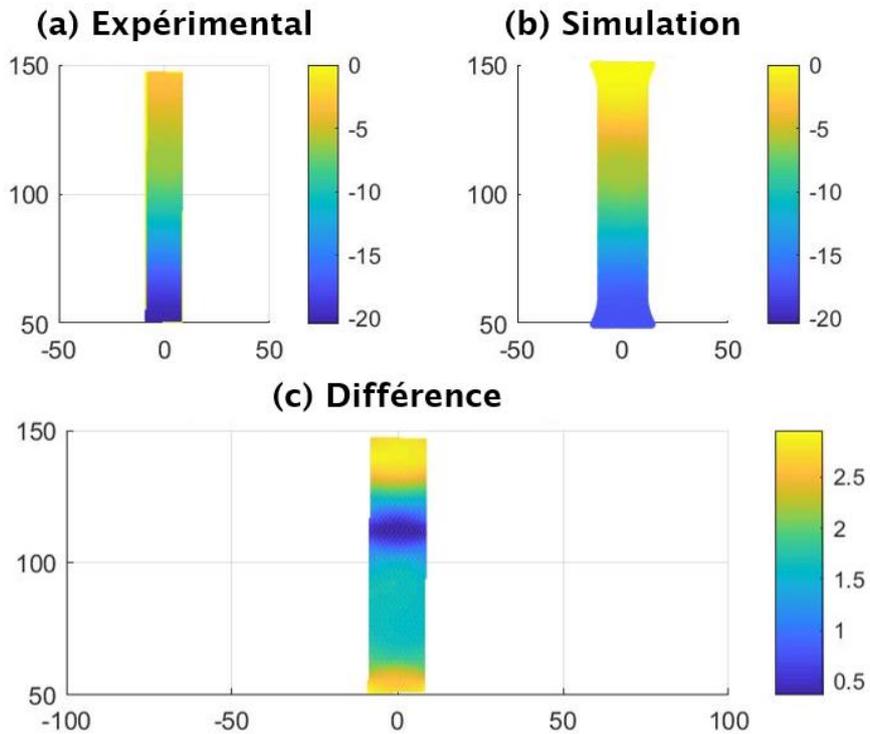


Figure 4-47: Comparaison des distributions des déplacements verticaux (mm) à $d = 17,58$ mm

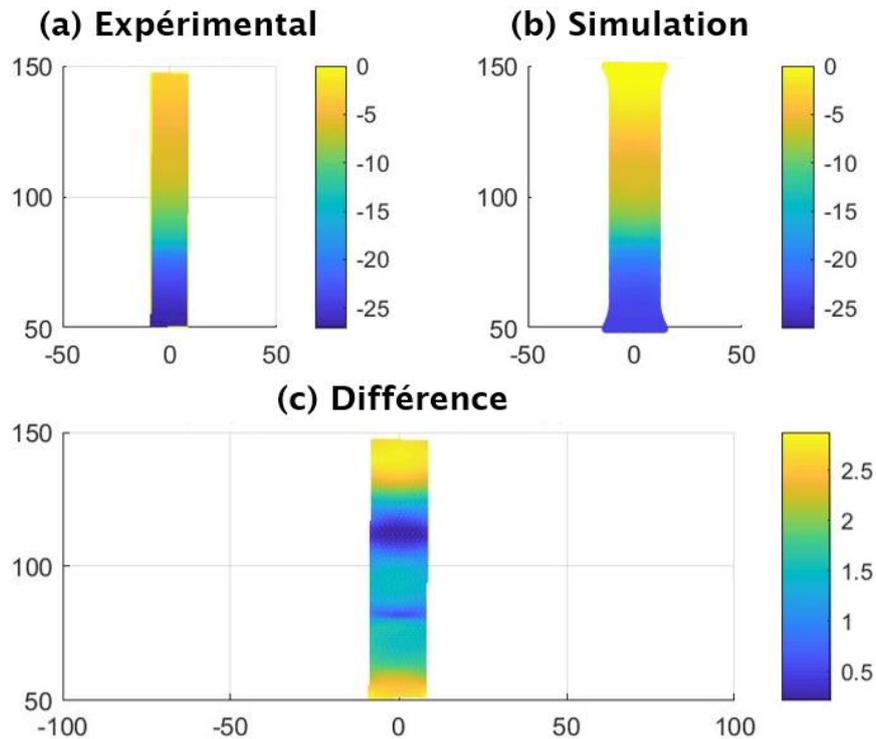


Figure 4-48: Comparaison des distributions des déplacements verticaux (mm) à $d = 24,36$ mm

4.4 Conclusions

Dans ce chapitre nous avons identifié les paramètres de notre modèle élastoplastique couplé à l'endommagement sur le matériau de base ainsi que les différentes zones du joint soudé (ZAT et ZF). Ensuite, nous avons validé cette modélisation sur différentes éprouvettes lisses et entaillées, avec ou sans joints soudés. L'évolution de la fissuration par endommagement ductile a été également validée avec succès sur les éprouvettes doublement entaillées dont l'évolution de la fissuration a été finement reproduite. Enfin, une loi de mélange adéquate a été utilisée afin de reproduire convenablement (en comparaison avec l'expérimentation) le comportement global des joints soudés sur éprouvettes lisses. En ayant conscience des limites du modèle local développé, une taille de maille critique de $0,5 \times 0,5 \times 0,5$ mm³ a été envisagée. En effet, et pour des raisons de coût des calculs, les zones critiques des conteneurs étudiés seront maillées avec des éléments de $2,0 \times 2,0 \times 2,0$ mm³ tandis que les éléments hors de ces zones seront maillés avec des éléments de $5,0 \times 5,0 \times 5,0$ mm³. Les éprouvettes prélevées et les dimensions du conteneur nous imposent cette différence d'échelle, nous avons donc montré la stabilité des résultats lorsque le facteur d'échelle reste faible.

Chapitre 5

Applications sur conteneurs

5.1 Introduction

Dans ce dernier chapitre, nous allons appliquer la modélisation développée dans les chapitres précédents à la simulation numérique de conteneurs contenant des colis primaires et soumis à différentes configurations de chargements, de conditions aux limites et de vitesses de corrosion sélectionnées par l'Andra. Un des principaux objectifs de ces simulations est la détermination d'une épaisseur critique (ou épaisseur de la couche non corrodée) avant apparition d'un niveau d'endommagement critique indicateur de l'initiation d'une fissure dans le conteneur. Un contact colis/conteneur lors de l'écrasement du conteneur est également un indicateur intéressant puisqu'il nous renseigne sur le moment à partir duquel le colis primaire est sollicité mécaniquement. Nous comparons également le temps d'entrée en plasticité des premiers éléments. Les diverses conditions testées sont des chargements modèles, représentant les grandes tendances de l'évolution phénoménologique attendue en situation de stockage. Il serait présomptueux d'affirmer la véracité quantitative des résultats de nos simulations car il est difficile de confirmer le respect de nos hypothèses simplificatrices utilisées pour formuler nos modèles pour des échelles de temps de plusieurs milliers d'années. Nous chercherons surtout à étudier les facteurs critiques menaçant l'intégrité du conteneur et à analyser l'évolution spatio-temporelle des champs mécaniques de contraintes, de déformations plastiques et d'endommagement ductile.

Pour l'ensemble des simulations, nous avons choisi de simplifier la construction du modèle selon les conditions suivantes :

- Les différents chargements et conditions aux limites seront considérés symétriques, seule la moitié géométrique du conteneur est modélisée.
- La géométrie du conteneur maillé (en gris et jaune Figure 5-1) est corrigée, la poignée qui ne joue pas un rôle mécanique important n'est pas représentée. En effet, la poignée ne sert qu'à assurer la manutention des colis dans le conteneur et n'a donc aucun impact sur le comportement de la structure. De plus, contrairement à l'ensemble du conteneur qui se corrode seulement par l'extérieur, la poignée va se corroder aussi par l'intérieur et donc disparaître rapidement par corrosion totale.
- Les patins en céramique ne sont pas modélisés.
- Le chemisage (puis la roche hôte après corrosion totale du chemisage) est modélisé par une surface rigide analytique de forme cylindrique et de rayon de courbure $R=350,0$ mm (pour rappel, le diamètre extérieur du conteneur est de 570,0 mm), en rouge sur la Figure 5-1. Une interaction de contact entre la surface extérieure du conteneur et cette surface rigide est alors introduite. Ce type d'interaction permet de mieux représenter un contact progressif entre le conteneur et le chemisage (puis la roche) mais aussi l'écrasement de la couche corrodée en face externe du conteneur.
- Le colis primaire sera modélisé comme un solide rigide indéformable maillé par des éléments hexaédriques (en bleu Figure 5-1). Des conditions de contact avec frottement seront alors ajoutées entre la surface intérieure du conteneur et la surface extérieure du colis.

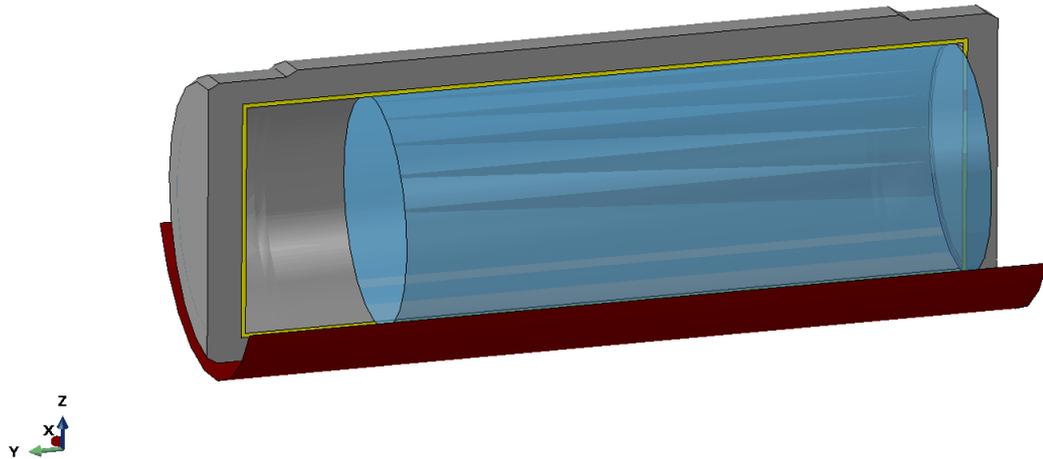


Figure 5-1: Demi-conteneur sans soudure

Dans tous les résultats présentés, les colis primaires seront systématiquement masqués pour faciliter l'observation de la distribution des champs mécaniques dans le conteneur. Pour l'ensemble de nos vues de face, comme présenté sur la Figure 5-1, le vide apical entre le conteneur et le colis sera toujours situé à gauche. La condition de symétrie imposée au conteneur consiste à bloquer la translation selon l'axe X sur la surface en bleu. Quant au colis primaire, les translations selon X et Y ainsi que les rotations selon Y et Z seront bloquées en son centre de gravité, Figure 5-2.

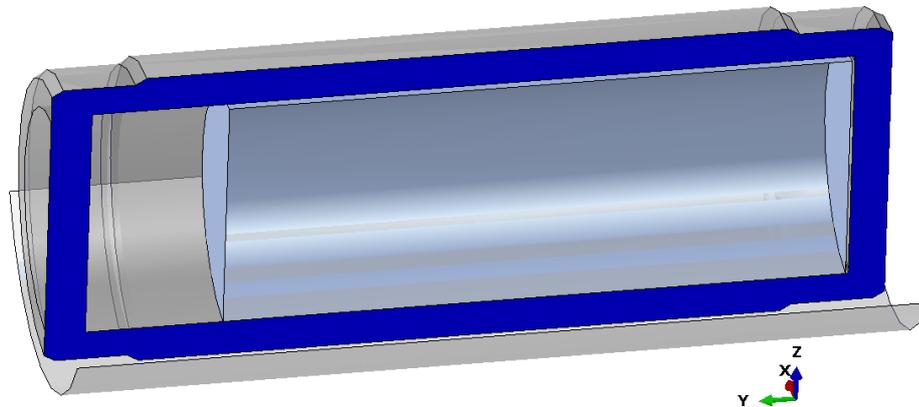


Figure 5-2: Condition de symétrie

Dans toutes les simulations réalisées sur conteneurs sans soudures, les structures sont maillées de la même manière avec le volume du conteneur qui est décomposé en deux parties. La partie colorée en gris sur la Figure 5-1 est maillée avec des éléments hexaédriques de taille identique de $5,0 \times 2,0 \times 5,0 \text{ mm}^3$, excepté dans les congés où certains éléments sont de taille inférieure mais ces éléments sont très rapidement corrodés. La partie colorée en jaune (voir Figure 5-1) est maillée avec des éléments hexaédriques de $2,0 \times 2,0 \times 2,0 \text{ mm}^3$. Cette discrétisation spatiale permet d'avoir une meilleure représentation des champs mécaniques et leurs gradients lorsqu'il ne reste plus qu'une faible épaisseur de zone saine non corrodée. Les conteneurs sont maillés, au total, avec 2641649 éléments C3D8R (éléments hexaédriques à 8 nœuds et à intégration réduite à un seul point d'intégration disponible dans la bibliothèque d'élément du logiciel ABAQUS).

Dans les conteneurs avec zones soudées, le soudage par faisceau d'électrons s'effectue sur toute la circonférence du conteneur comme indiqué dans les zones entourées par des cercles rouges

5. Applications sur conteneurs

sur la Figure 5-3. Par simplification, l'ensemble virole et couvercles a été dessiné en une seule pièce d'où cette présence de soudure sans voir apparaître l'espace virole/couvercle à leur contact.

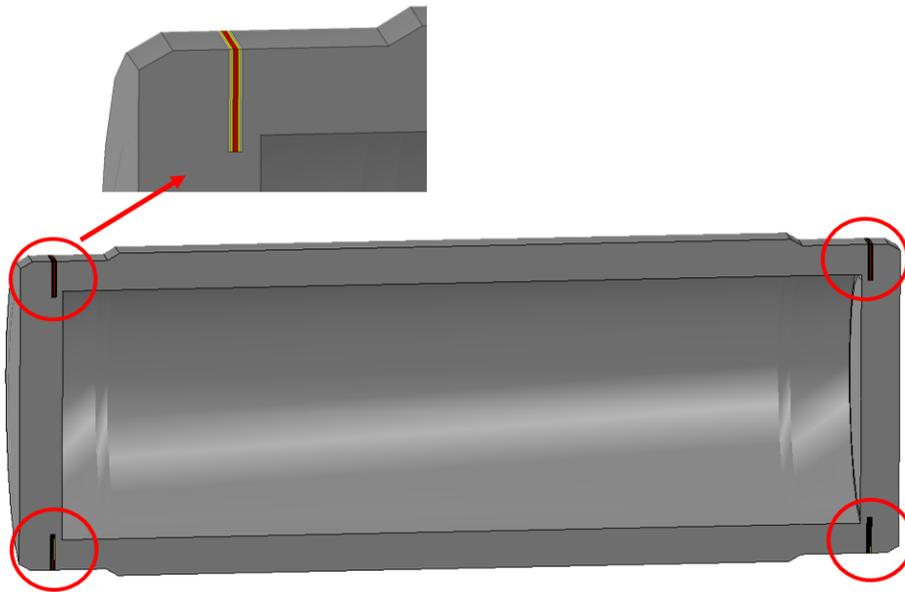


Figure 5-3: Zones soudées du conteneur

Ces « petites » zones soudées sont maillées avec des éléments de plus petite taille (minimum $2,0 \times 0,5 \times 2,0 \text{ mm}^3$). Une partie du maillage est présentée en Figure 5-4.

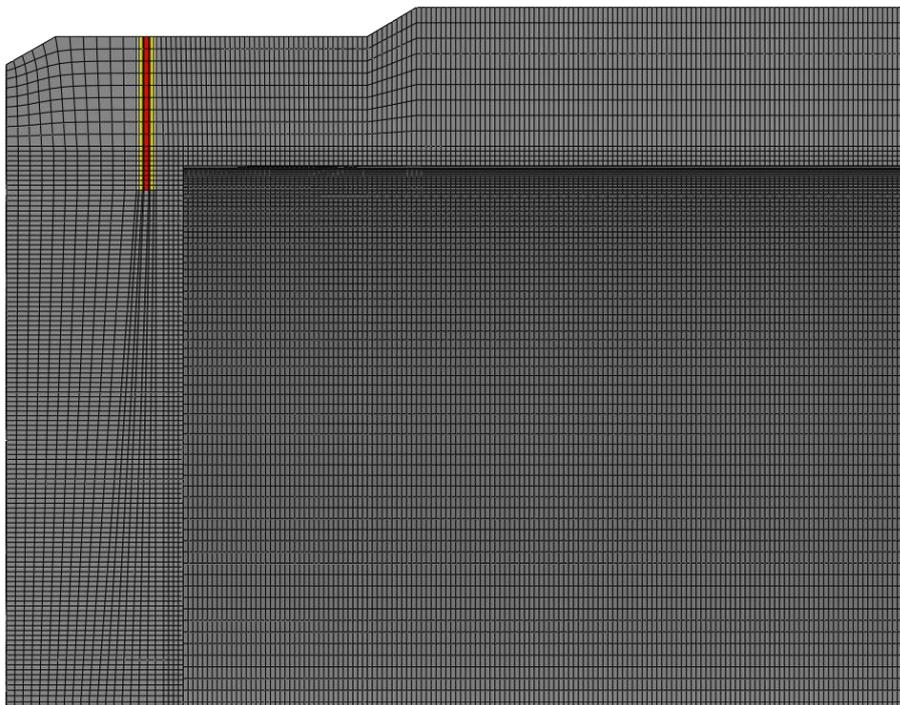


Figure 5-4: Demi-conteneur avec soudure

La manière de mailler les zones soudées du conteneur est identique à celle utilisée pour mailler la zone soudée des éprouvettes mixtes présentées dans le §4.2.2.2. Le maillage de chaque conteneur totalise 3922480 éléments solides C3D8R.

5.2 Présentation des différentes configurations simulées

Nous commençons par la définition d'une configuration de référence nommée (A). Les caractéristiques de cette configuration (A) sont les suivantes :

- Une vitesse de corrosion de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$ homogène et constante dans le temps est appliquée à l'ensemble du conteneur.
- Le chemisage puis la roche venant progressivement au contact du conteneur dans toutes les directions, nous avons décidé de modéliser cet effort sur le conteneur avec un chargement spatio-temporel en pression. Le chargement en pression extérieure modélise alors le scénario suivant : Le chemisage, initialement autour du conteneur se corrode progressivement. Au bout de plusieurs années, la corrosion affecte l'intégrité du chemisage, qui n'arrive plus à résister à la pression de la roche et « flambe » localement. Le flambement du chemisage entraîne des zones locales de contact entre le chemisage et le conteneur (on suppose ici arbitrairement un flambement initial localisé à 180°). Le comportement post-flambement du chemisage étant difficile à prédire, on suppose qu'au cours du temps, ces zones de contact s'étendent à cause de la poussée de la roche jusqu'au moment où le chemisage est complètement corrodé. A long terme, la roche applique ensuite une pression qui tend à recouvrir progressivement l'ensemble de la face externe du conteneur.
- Les zones soudées ne sont pas représentées.
- Le colis primaire est modélisé avec une surface rigide.

Dans un premier temps, attardons-nous un peu plus sur le chargement en pression. La coupe du conteneur (Figure 5-5) permet de rappeler la définition de la position angulaire évoquée dans le §2.6.

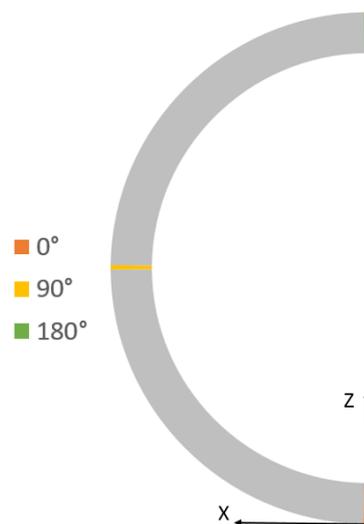


Figure 5-5: Position angulaire sur le conteneur

Les différents spectres de pression à différents instants sont donnés dans la Figure 5-6 pour le cas du chargement (A). Une interpolation linéaire en temps est alors utilisée, plus largement détaillée en §2.6, pour obtenir les courbes de pression à n'importe quel instant « t ».

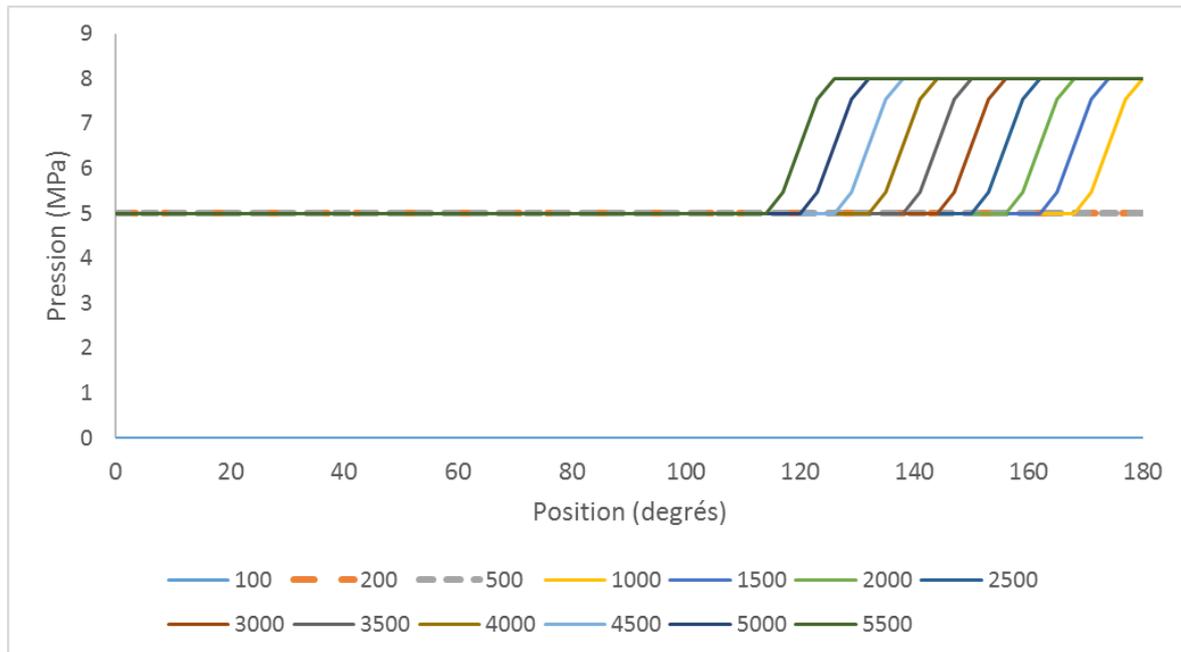


Figure 5-6: Répartition spectrale en pression du chargement (A)

Nous pouvons décomposer le chargement en pression P_{ext} en 5 étapes :

- $0 < t < 100$ ans, correspond à la phase d'exploitation réversible de l'alvéole au cours de laquelle le conteneur n'est pas chargé en pression.
- $100 < t < 200$ ans, après fermeture de l'alvéole et de la galerie d'accès, la pression (eau et/ou gaz) augmente progressivement dans l'alvéole et applique alors progressivement une pression maximale de $P_{fluide} = 5$ MPa au conteneur (y compris sur les couvercles). Cette pression correspond à la pression interstitielle in-situ (on ne prend pas en compte ici les surpressions transitoires d'origine thermique).
- $200 < t < 500$ ans, une pression constante de 5 MPa est appliquée sur toute cette période.
- $500 < t < 1000$ ans, le chemisage commence à flamber et initie un contact avec le conteneur à la position angulaire $\theta_c = 180^\circ$. Ce contact ajoute localement une pression P_c supplémentaire de forme « Gaussienne » tel que de $P_c^{max} = 3$ MPa répartie sur une zone angulaire définie par $160^\circ < \theta < 180^\circ$.
- $1000 < t < 5500$ ans la zone angulaire augmente progressivement pour couvrir au final une zone angulaire de $110^\circ < \theta < 180^\circ$.

La pression totale est alors la somme des différents types de pression $P_{ext} = P_{fluide} + P_c$

Nous avons ensuite construit un total de 6 configurations supplémentaires notées de (B) à (G) sur la base de cette configuration de référence (A). Nous allons donc préciser uniquement les spécificités de chacune des nouvelles configurations par rapport à la configuration (A).

Configuration B :

Pour cette configuration (B), nous voulons savoir si la pression maximale joue un rôle important. Nous augmentons alors la pression de contact maximale de 3 MPa à $P_c^{max} = 7$ MPa (Figure 5-7).

5. Applications sur conteneurs

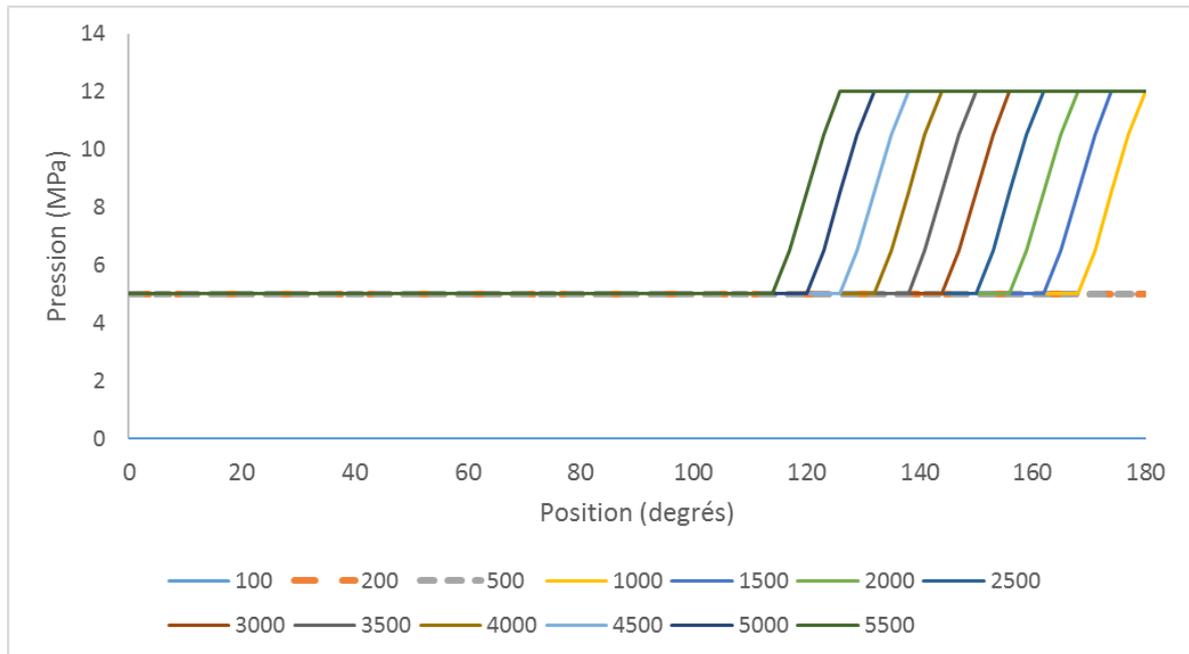


Figure 5-7: Répartition spectrale en pression du chargement (B)

Configuration C :

Comme pour la configuration (B), nous augmentons la pression de contact maximale à $P_c^{max}=7$ MPa mais nous considérons maintenant que le flambement du chemisage peut générer deux zones de contact situées de manière symétrique sur le conteneur et localisées initialement à un angle $\theta_c=120^\circ$. Le nouveau spectre de pression est alors donné sur la Figure 5-8.

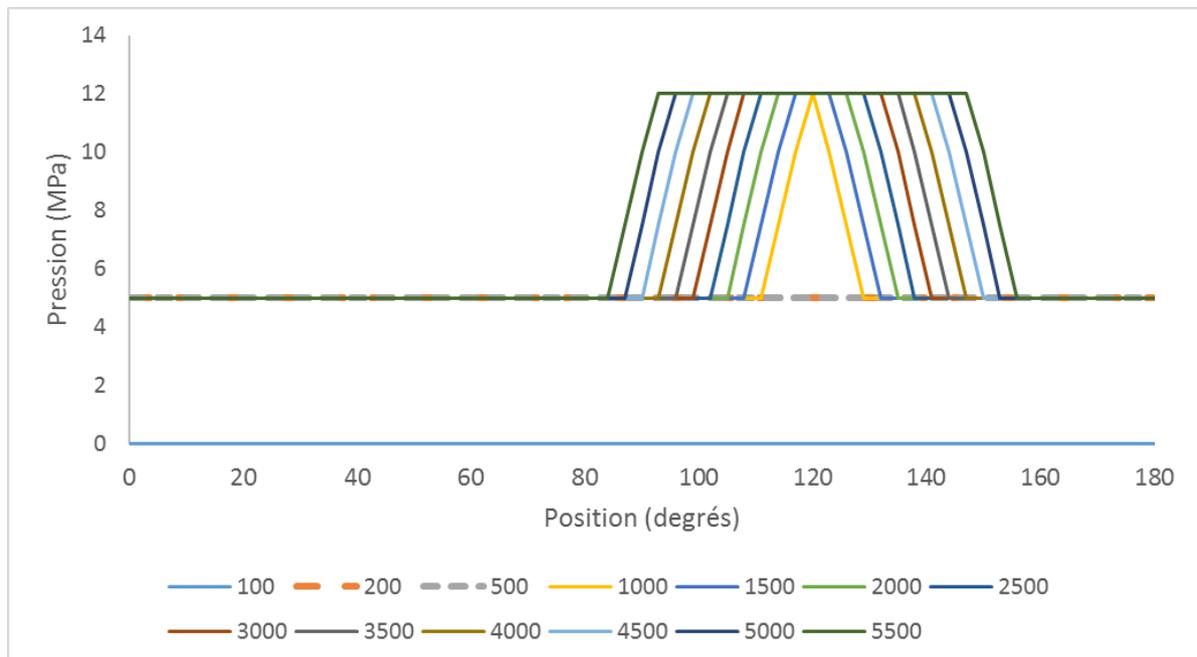


Figure 5-8: Répartition spectrale en pression du chargement (C)

Configuration D :

La configuration (D) est exactement la même que la configuration (A) en terme de chargement, nous avons juste ajouté les soudures et donc changé le maillage.

Configuration E :

Pour cette configuration (E), nous supposons une resaturation partielle de l'alvéole en eau qui arrive à monter à seulement la moitié de la hauteur du conteneur. Il existe ainsi une hétérogénéité de corrosion entre la moitié basse du conteneur noyée dans l'eau et sa moitié haute qui se situe dans l'air. Pour reproduire cette hétérogénéité, nous avons utilisé deux vitesses de corrosion différentes. Une vitesse de corrosion de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$ dans l'eau et une vitesse de corrosion de $5,0 \mu\text{m}/\text{an}$ dans l'air.

La pression appliquée à l'ensemble du conteneur et son évolution est identique à la configuration (B).

Configuration F :

Pour cette nouvelle configuration (F), nous avons choisi de changer de stratégie pour modéliser l'action du chemisage puis de la roche. Nous avons choisi de modéliser la poussée progressive du terrain à partir d'outils rigides de diamètre $600,0 \text{ mm}$ qui viennent écraser le conteneur (voir Figure 5-9). Le chargement en pression fluide est maintenu à 5 MPa mais la pression de contact est remplacée par le contact direct avec des outils rigides.

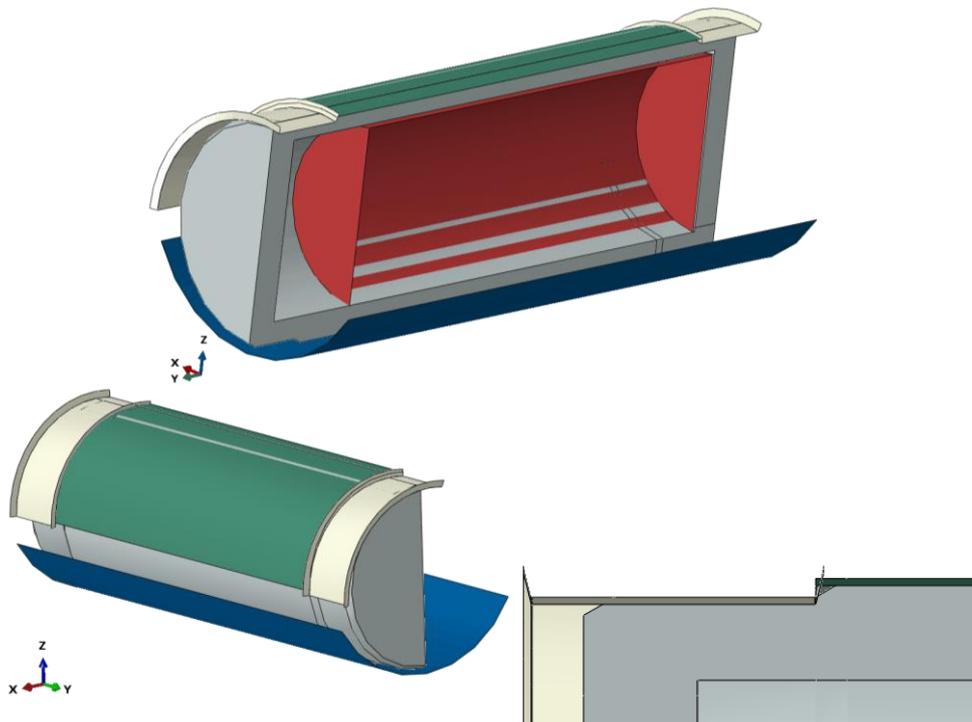


Figure 5-9: Etat initial de la configuration (E)

Nous pouvons observer (Figure 5-9) trois outils indépendants. Les deux outils en beige sont positionnés aux extrémités du conteneur là où son diamètre extérieur est le plus faible. Quant à l'outil vert, il vient au contact sur la partie restante du conteneur.

Pour modéliser la poussée du terrain, nous avons décidé d'appliquer une vitesse de déplacement de $8 \mu\text{m}/\text{an}$ aux trois outils dans la direction (-Z) lorsque $t > 500 \text{ ans}$ (c'est-à-dire après flambement du chemisage). Les autres degrés de liberté de déplacement et de rotation des outils sont fixés.

Configuration G :

Pour cette dernière configuration (G), nous voulons étudier l'influence des cordons de soudure sur le comportement du conteneur. La configuration (G) est alors similaire à la configuration (F) avec des zones soudées en plus.

Récapitulatif :

Un récapitulatif de toutes ces configurations avec un chargement en pression ou par outils rigides est effectué dans le tableau de la Figure 5-10.

	Pression			Angle d'application	Corrosion	Soudure
	Répartition	Minimale	Maximale			
A	hétérogène	5	8	180	homogène	non
B	hétérogène	5	12	180	homogène	non
C	hétérogène	5	12	120	homogène	non
D	hétérogène	5	8	180	homogène	oui
E	hétérogène	5	12	180	hétérogène	non
F	Uniforme + outils	5	-	-	homogène	non
G	Uniforme + outils	5	-	-	homogène	oui

Figure 5-10: Récapitulatif des chargements en pressions

5.3 Analyse des résultats pour les 7 configurations

Pour une grande partie des résultats nous avons masqué volontairement les éléments totalement corrodés afin de ne visualiser que les champs mécaniques dans la partie saine du conteneur.

Rappelons qu'ayant peu d'informations sur la couche de métal totalement corrodé, nous avons choisi de conserver une certaine résistance de cette couche selon les conditions de chargement. Comme nous l'avons signalé au chapitre 2.5.2, nous imposons alors une borne maximum d'endommagement de $d_{max}=0.98$ lorsque le métal est complètement corrodé. Le couplage comportement/endommagement détaillé dans le chapitre 1.5.1 permet alors de maintenir une rigidité minimale dans la zone corrodée telle que :

$$\begin{aligned}\underline{\sigma}_c &= \underline{s} + \sigma_H \underline{l} = 2\mu(g_d(d_{max}))^2 \underline{\varepsilon}_d^e + 3K(g_H(d_{max}))^2 \varepsilon_H \\ &= (2\%) \times 2\mu \underline{\varepsilon}_d^e - 3K \langle -\varepsilon_H \rangle_+ + (2\%) \times 3K \langle \varepsilon_H \rangle_+\end{aligned}\quad 5.1$$

Où $\underline{\sigma}_c$ représente le tenseur des contraintes de Cauchy dans la couche totalement corrodée.

5.3.1 Configuration (A)

La configuration (A) impose un chargement de faible amplitude. Après 200 ans, le chargement est homogène et atteint 5 MPa, les champs de contraintes de von Mises sont alors symétriques dans les couvercles mais aussi dans le sens radial (Figure 5-11). Nous rappelons que la limite d'élasticité du matériau de base (P285NH) est de 220 MPa donc bien plus élevée que les contraintes relevées ici. Le conteneur reste dans un comportement élastique.

5. Applications sur conteneurs

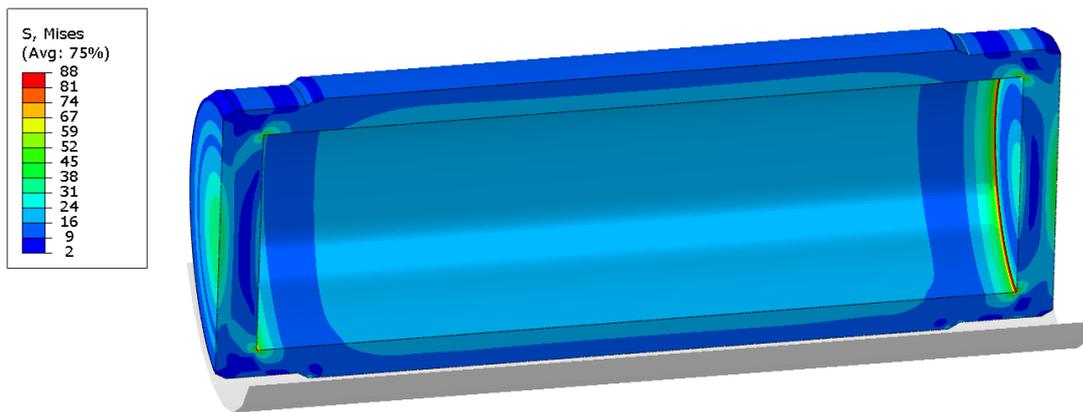


Figure 5-11: Configuration (A) - contraintes de von Mises (MPa) après 200 ans

Après 1000 ans le chargement total à 180° atteint les 8 MPa, l'épaisseur du conteneur est encore conséquente. Nous pouvons observer sur la Figure 5-12 une légère concentration de contraintes aux extrémités avec un maximum de 88 MPa pour la contrainte de von Mises.

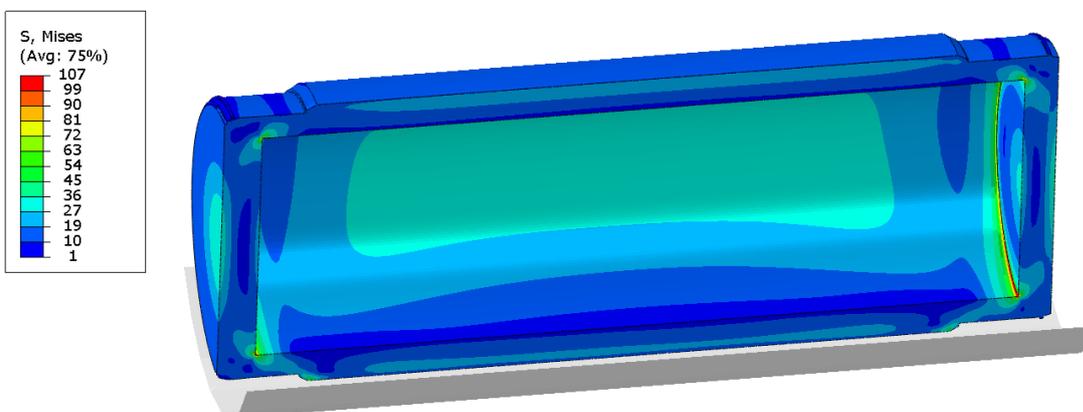


Figure 5-12: Configuration (A) - contraintes de von Mises (MPa) après 1000 ans

Après 3000 ans, l'épaisseur la plus faible du conteneur n'est plus que de 25,0 mm. La distribution spatiale de la contrainte de von Mises commence légèrement à évoluer et nous commençons à observer sur la Figure 5-13 la conséquence de l'ajout de la pression de contact à 180°.

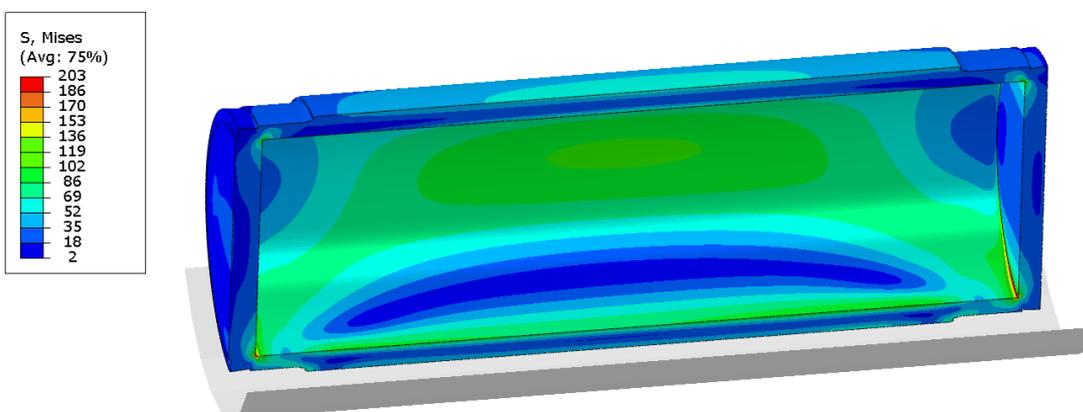


Figure 5-13: Configuration (A) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

Après 5100 ans, le conteneur a plastifié ($\sigma^{\text{mises}} > 220$ MPa) aux jonctions virole/couvercle, mais aussi au centre du conteneur (voir Figure 5-14).

5. Applications sur conteneurs

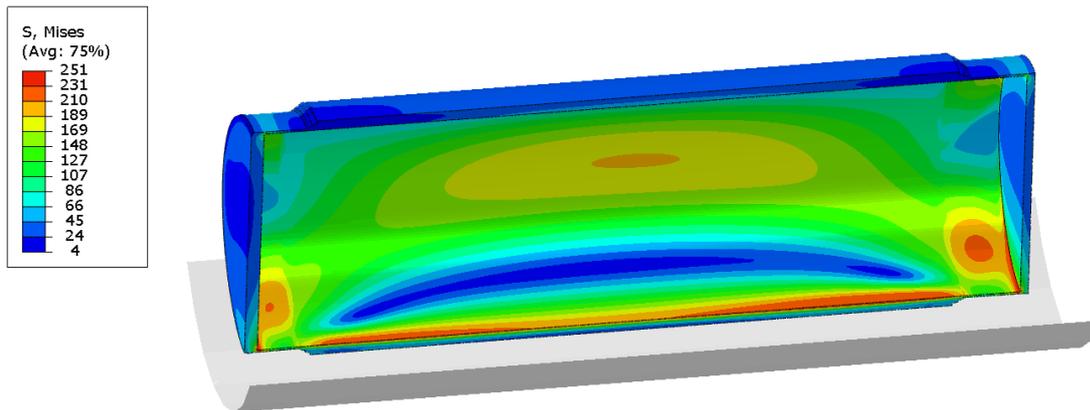


Figure 5-14: Configuration (A) - contraintes de von Mises (MPa) après 5100 ans

La Figure 5-15 montre la répartition spatiale de la déformation plastique cumulée « notée p » après 5100 ans. Les zones du conteneur les plus fines ne sont plus que de 2,0 mm d'épaisseur. Un maximum de $p=0,015$ est localisé aux extrémités du conteneur.

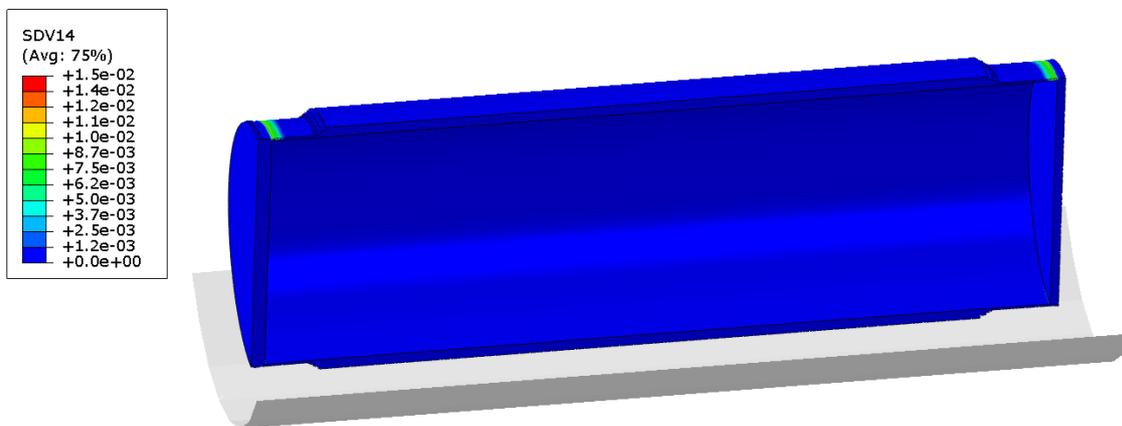


Figure 5-15: Configuration (A) – déformation plastique cumulée après 5100 ans

Après 5100 ans, la zone saine du conteneur la plus fine n'est plus maillée que par une seule rangée d'élément. Le maillage n'est donc plus suffisant pour aller plus loin dans l'analyse des résultats. Nous pouvons cependant conclure que la configuration (A) n'a pas montré de signe fort d'initiation de rupture. Le conteneur s'est corrodé progressivement jusqu'à perdre son étanchéité après 5500 ans. Cette situation peut s'expliquer par la nature du chargement appliqué. La poussée du terrain modélisée par une pression reste un chargement confiné très peu hétérogène.

Un indicateur à considérer sur ces simulations est l'éventuel contact conteneur/colis qui peut survenir lorsque le conteneur est fortement déformé. Sur la Figure 5-16 est reportée la distance minimale (notée d_{\min}) entre la surface intérieure du conteneur et la surface extérieure du colis. Le conteneur se déforme peu, la distance d_{\min} reste alors supérieure à 8,0 mm.

5. Applications sur conteneurs

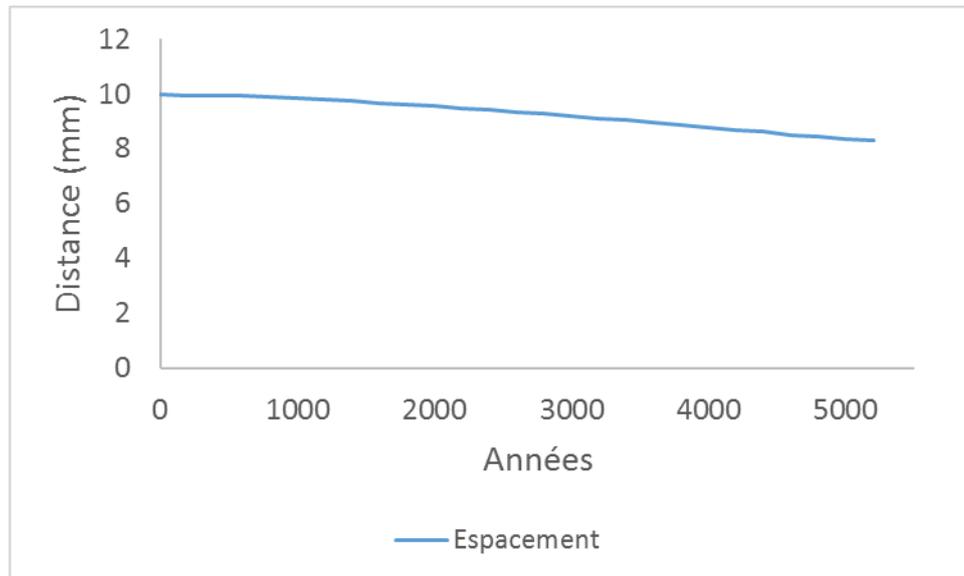


Figure 5-16: Configuration (A) – espacement colis/conteneur

La Figure 5-17 montre la valeur de l'endommagement total 'd' après 1000 ans. Il est ainsi possible de visualiser en rouge (lorsque $d=0,98$) la partie du conteneur totalement corrodé. Nous signalons que les éléments corrodés ne sont pas supprimés et participent au bon fonctionnement du modèle même après un endommagement total. Ces éléments corrodés conservent alors une très faible rigidité (2% du module de cisaillement μ et de compressibilité K) lorsque nous les sollicitons selon un mode de déformation en traction ou cisaillement, mais ils retrouvent un module de compressibilité intact et initial lorsqu'ils sont comprimés.

Par analogie, nous pouvons alors comparer le comportement de l'élément comme une boîte remplie de sable. Le sable ne peut pas transmettre des efforts lorsqu'on essaye de l'étirer ou le cisailier mais il est capable de transmettre des efforts lorsqu'on le comprime. Les éléments corrodés ont donc la fonction de maintenir la transmission des efforts de compression générés par la pression extérieure. Cette propriété est indispensable pour assurer une stabilité numérique (contrôle de la distorsion excessive des éléments) et une prédiction réaliste du comportement de la couche corrodée.

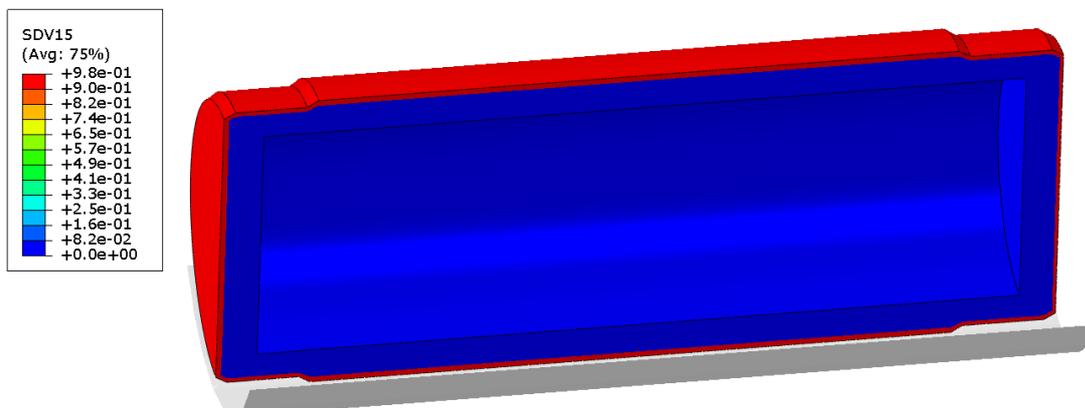


Figure 5-17: Configuration (A) – endommagement total après 1000 ans

L'endommagement purement mécanique relevé après 5100 ans reste à des niveaux extrêmement faible (10^{-5}) et se situe aux zones les plus fines du conteneur (Figure 5-18). L'endommagement se concentre plutôt dans les zones les plus fines du conteneur et semble s'initier dans les zones

5. Applications sur conteneurs

des chanfreins. Ces zones où la variation d'épaisseur est importante est souvent sujette à des rapports de concentration de contrainte importante.

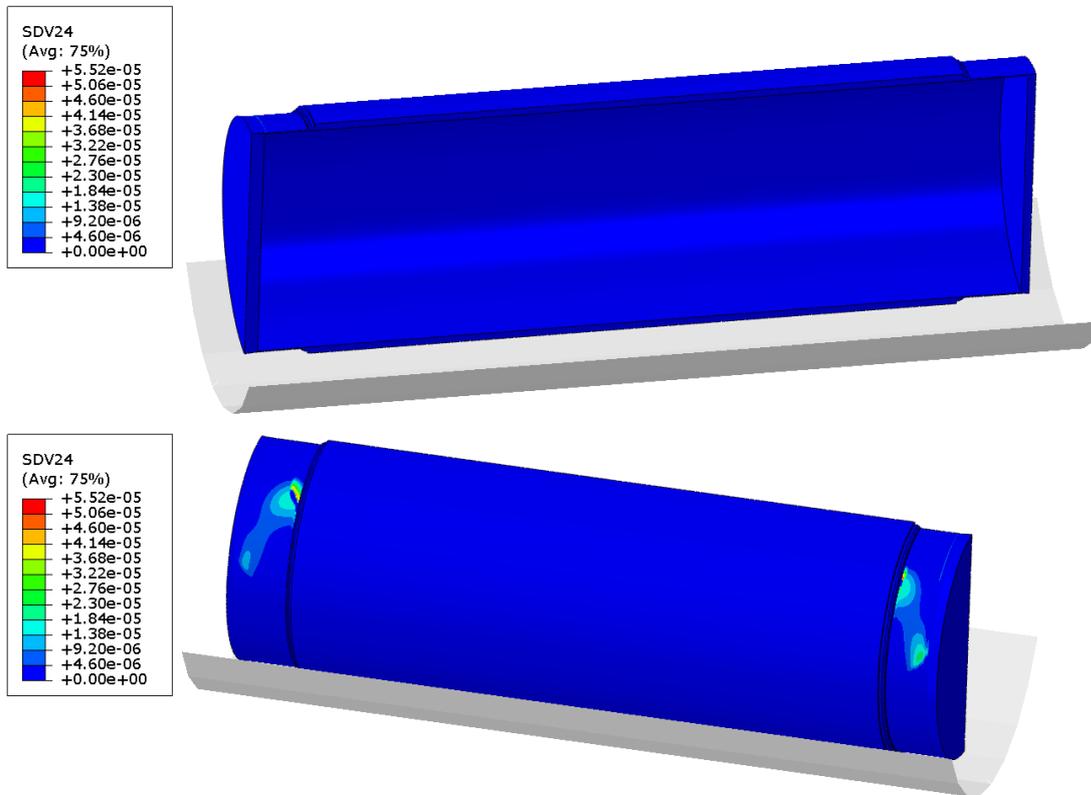


Figure 5-18: Configuration (A) – endommagement mécanique après 5100 ans

Nous avons ensuite réalisé des vues en coupe pour visualiser les contraintes de von Mises selon différents plans et différents instants 3000 et 5200 ans. Les positions des plans de coupe sont au centre du conteneur (i) ainsi qu'au niveau de la fin du colis (ii) (voir Figure 5-19). L'affichage du colis est conservé pour faciliter l'observation de l'espace colis/conteneur mais le couvercle de droite est masqué (iii).

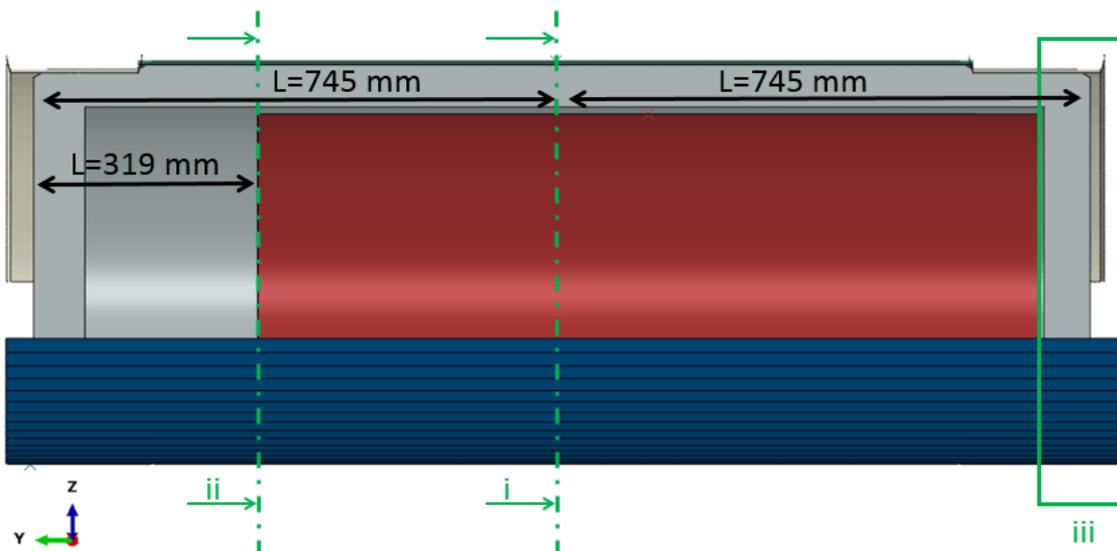


Figure 5-19: Positions des vues en coupe

5. Applications sur conteneurs

Les résultats pour cette configuration et les suivantes seront de gauche à droite : la vue (i) au temps 3000 ans, puis la vue (ii) au temps 3000 ans, puis la vue (i) au temps 5200 ans et enfin la vue (ii) au temps 5200 ans, sont présentés dans la Figure 5-20 pour cette configuration (A).

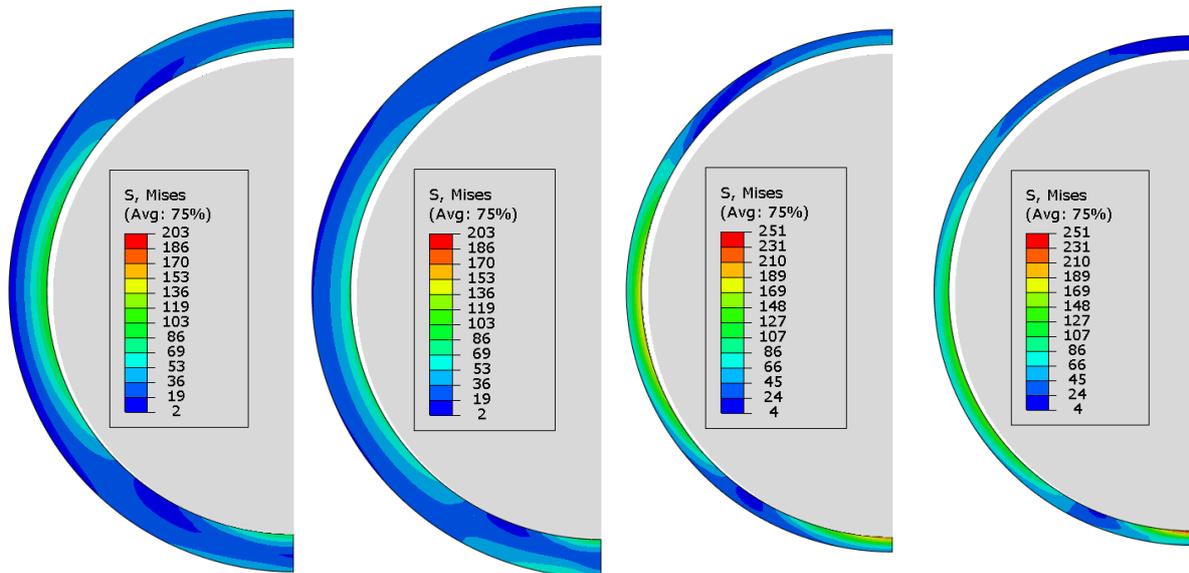


Figure 5-20: Configuration (A) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 5200 ans - contraintes de von Mises (MPa)

L'espace inter colis/conteneur est clairement visible, ces images montrent que les champs de contraintes de von Mises sont homogènes axialement dans l'ensemble de la virole, à 3000 et à 5200 ans.

Une dernière vue en coupe (Figure 5-21) permet de voir l'instant d'entrée en plasticité des premiers éléments hors plasticité induite par la corrosion des éléments. Pour arriver à cette visualisation, tous les éléments qui se sont vu dépasser leur temps d'initiation de corrosion sont masqués. L'initiation de la plasticité se produit alors après 2000 ans (Figure 5-21). Les éléments plastifiés sont décalés de quelques degrés par rapport à l'axe de symétrie du conteneur.

5. Applications sur conteneurs

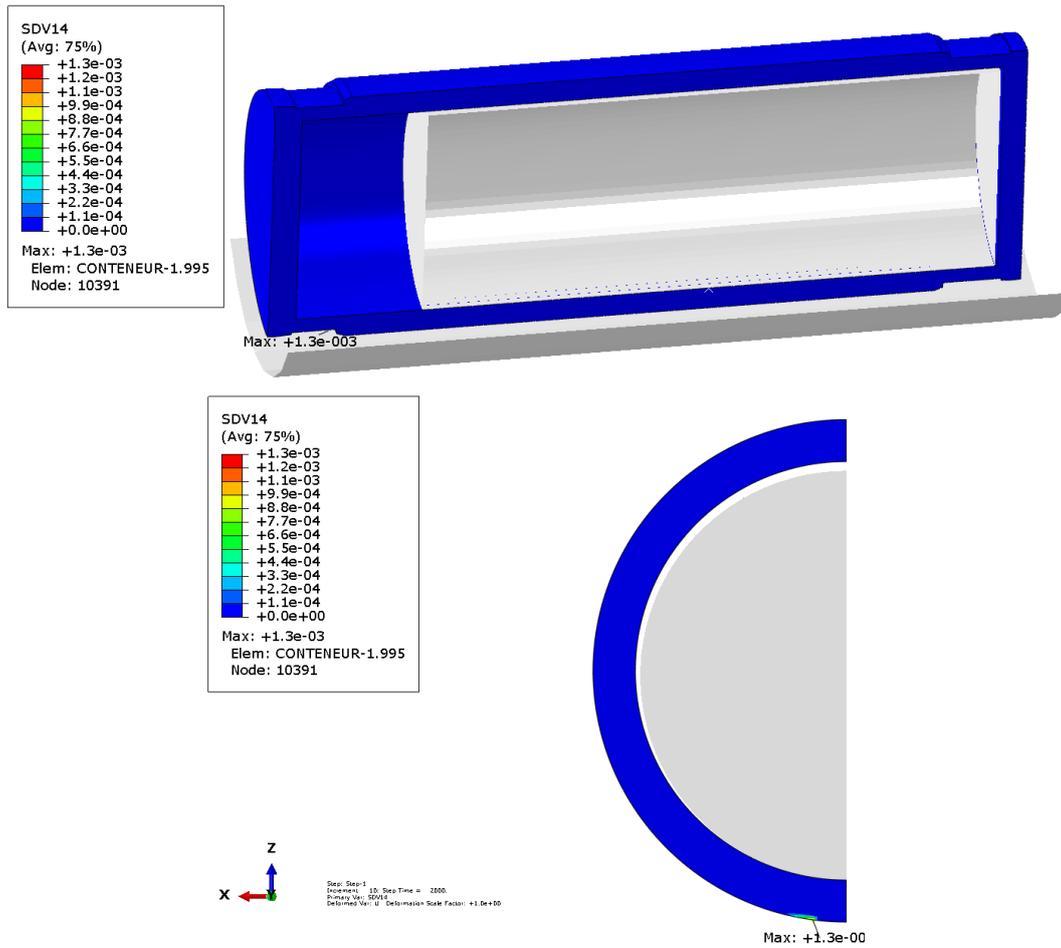


Figure 5-21: Configuration (A) entrée en plasticité après 2000 ans (déformation plastique cumulée)

5.3.2 Configuration (B)

Pour la configuration (B), la pression maximale de contact a été augmentée à 7 MPa. Outre le niveau des contraintes qui est plus élevé par rapport à la configuration (A), aucun changement notable n'apparaît avant 3000 ans (Figure 5-22). La répartition des contraintes de von Mises est assez similaire à la configuration (A).

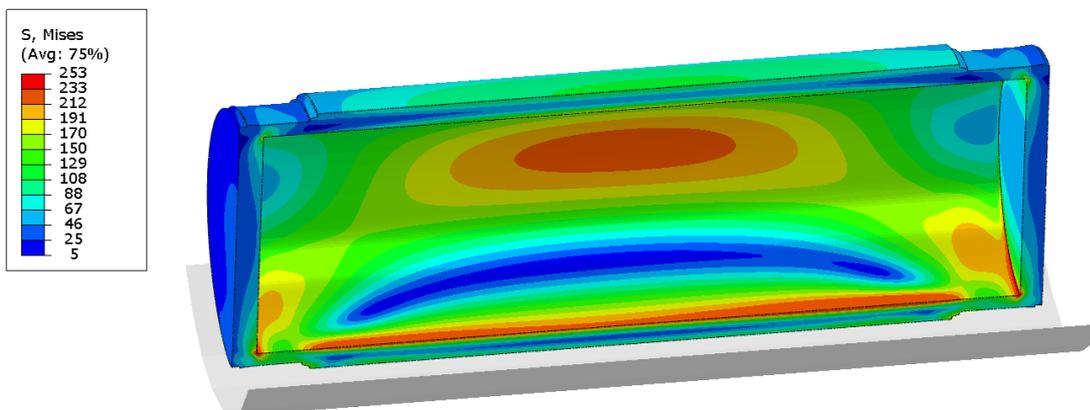


Figure 5-22: Configuration (B) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

5. Applications sur conteneurs

Après 5100 ans, le conteneur est bien plus déformé, nous voyons en effet que le conteneur s'affaisse dans les zones les plus minces (voir Figure 5-23). Le maximum de contrainte est alors de 383 MPa et se concentre toujours au niveau des couvercles.

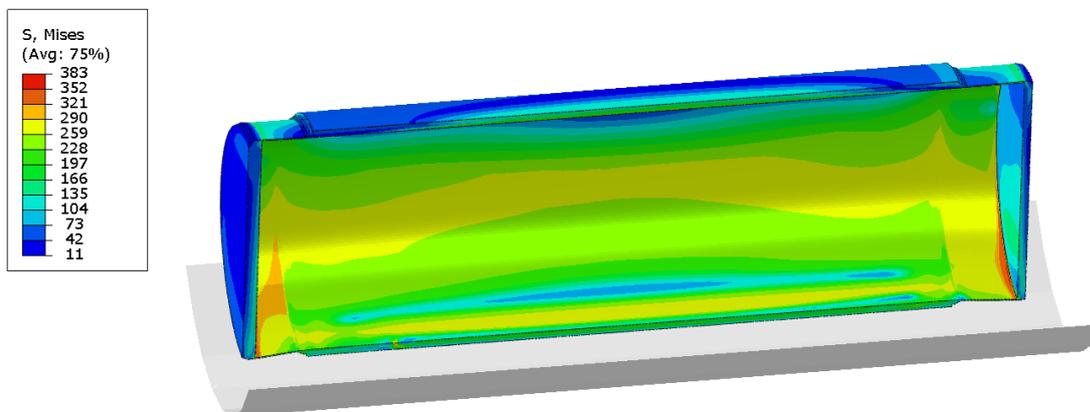


Figure 5-23: Configuration (B) - contraintes de von Mises (MPa) après 5100 ans

Deux points sont à remarquer au niveau de la déformation plastique cumulée 'p', sa valeur maximale est faible (0,093 au maximum) et se situe dans l'interface virole/couvercles qui sont les deux zones les plus fines. La Figure 5-24 montre aussi que le colis primaire se retrouve « pincé » et génère une pression de contact, entourée en rouge.

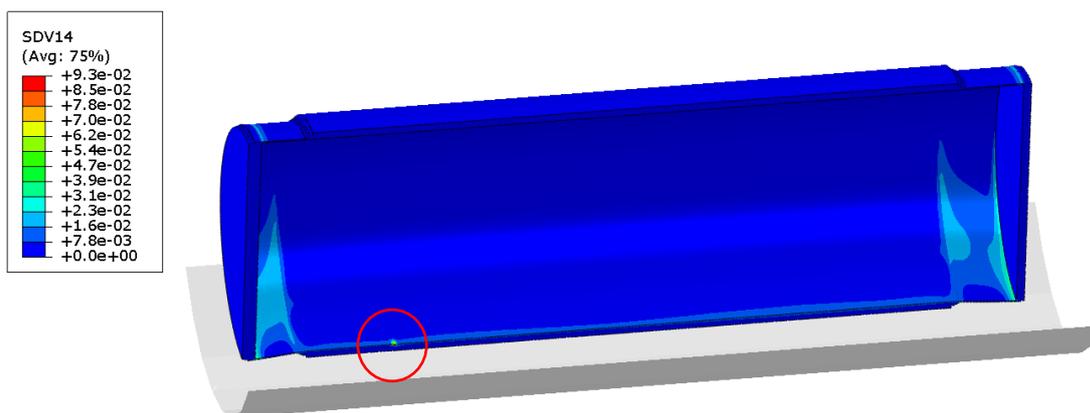


Figure 5-24: Configuration (B) - plasticité cumulée après 5100 ans

Les isovaleurs de l'endommagement ductile sont montrés sur la Figure 5-25. Le maximum reste assez faible $d_m=0,0024$. Nous n'observons pas de formation de fissure dans le conteneur.

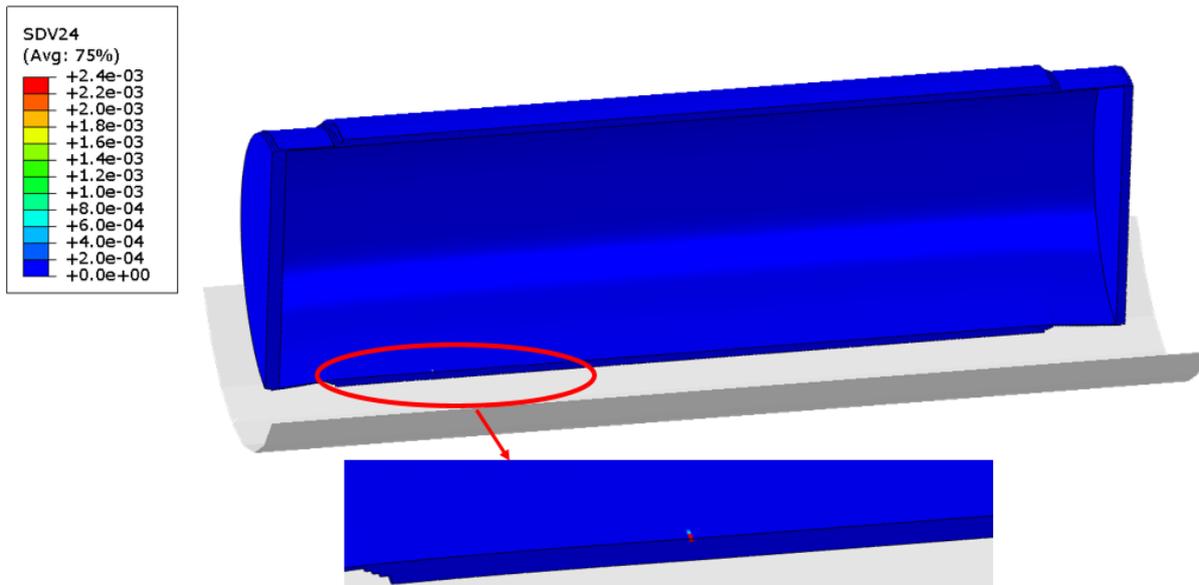


Figure 5-25: Configuration (B) – endommagement ductile après 5100 ans

La Figure 5-26 illustre l'évolution de la distance d_{\min} en fonction du temps. Contrairement au cas précédent, le contact entre le colis et le conteneur se produit à environ 3710 ans. Nous observons une diminution extrêmement rapide de la distance d_{\min} . Nous pouvons donc considérer que le conteneur a flambé à 3710 ans mais que ce mode d'instabilité a été stoppé par le contact avec le colis.

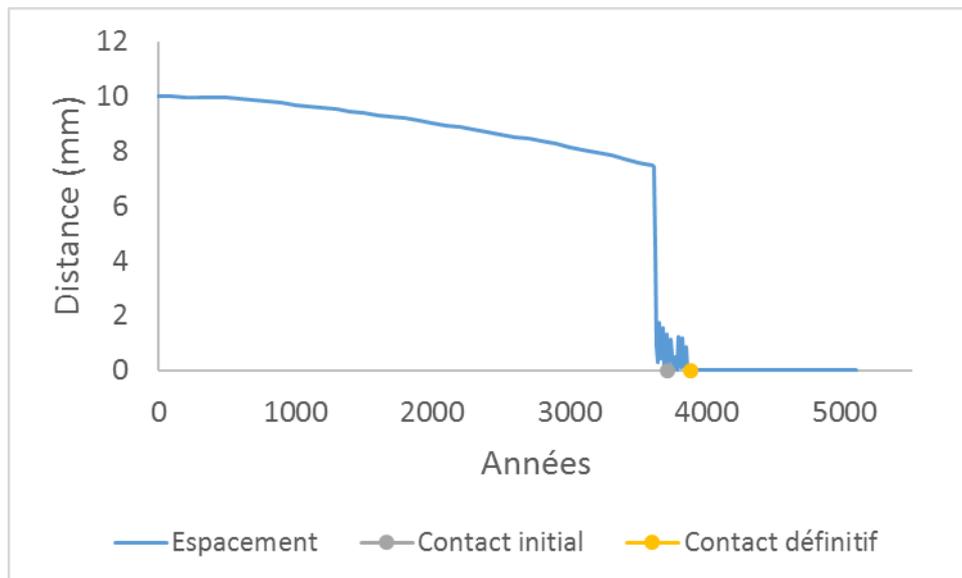


Figure 5-26: Configuration (B) – espacement colis/conteneur

Nous pouvons vérifier sur la Figure 5-27 qu'il n'y a pas de contact colis/conteneur à 3000 ans mais que ce contact est bien présent à 5100 ans. Nous remarquons que contrairement à la configuration (A) qui ne présentait pas de concentration de contraintes localisée importante, l'augmentation de pression de contact génère un maximum de 253 MPa de contrainte de von Mises à 3000 ans au centre de la virole mais pas à la position (ii). Cependant la perte de matière par corrosion tend à assouplir le conteneur, nous observons après 5100 ans une amplitude de contrainte de von Mises de 11 MPa à 383 MPa mais sans réelle différence de répartition entre les plans (i) et (ii).

5. Applications sur conteneurs

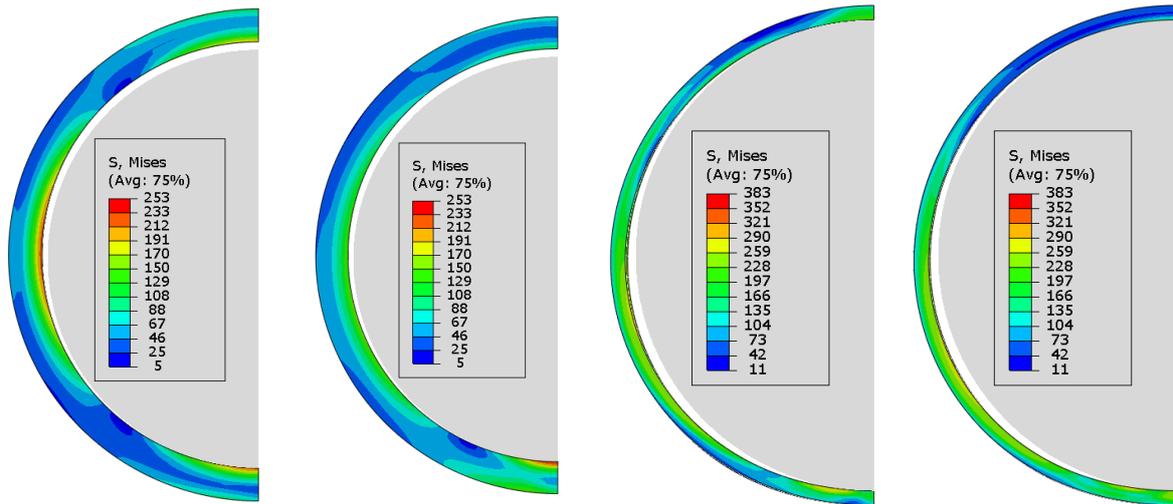


Figure 5-27: Configuration (B) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 5100 ans - contraintes de von Mises (MPa)

L'initiation de l'écoulement plastique se produit après 1600 ans (Figure 5-28) dans l'interface couvercle/virole. L'entrée en plasticité apparaît alors dans une position totalement différente que pour la configuration (A). La pression appliquée sur le conteneur étant plus élevée, ce sont les couvercles qui entraînent l'ensemble du conteneur vers le bas (direction $-Z$) provoquant alors cette concentration de plasticité aux interfaces couvercle/virole.

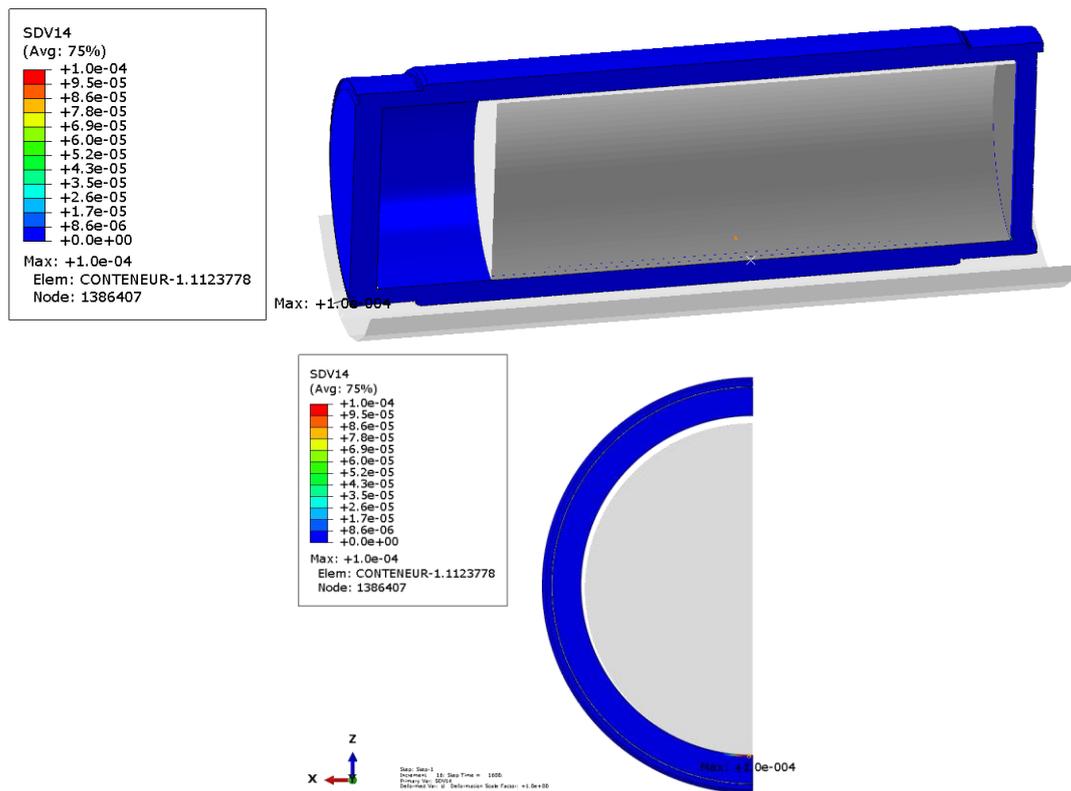


Figure 5-28: Configuration (B) entrée en plasticité après 1600 ans (déformation plastique cumulée)

5.3.3 Configuration (C)

La configuration (C) est directement comparée à la configuration (B), car la seule différence entre ces deux configurations est le lieu d'application du point de contact initial θ_c (120° contre 180° pour la configuration (B)).

Après 3000 ans, les zones sensibles restent les interfaces virole/couvercles. Les champs de contraintes sont du même ordre de grandeur bien que leurs répartitions soient différentes. En effet, nous observons sur la Figure 5-29 une localisation de 163 MPa au niveau de la zone à 120° où la pression de contact est la plus élevée.

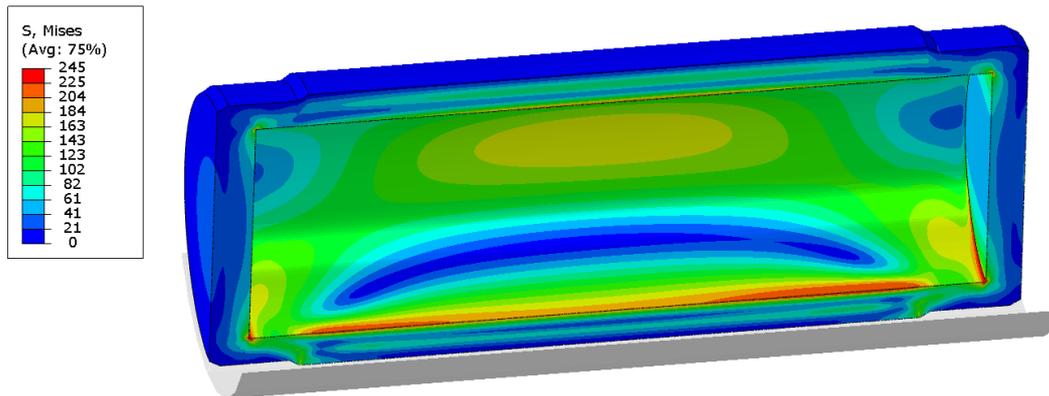


Figure 5-29: Configuration (C) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

La Figure 5-30 présente la répartition de la contrainte de von Mises après 5100 ans. Nous pouvons apercevoir que les extrémités du conteneur sont les parties les plus déformées et que les niveaux maximums de contraintes se localisent dans les couvercles.

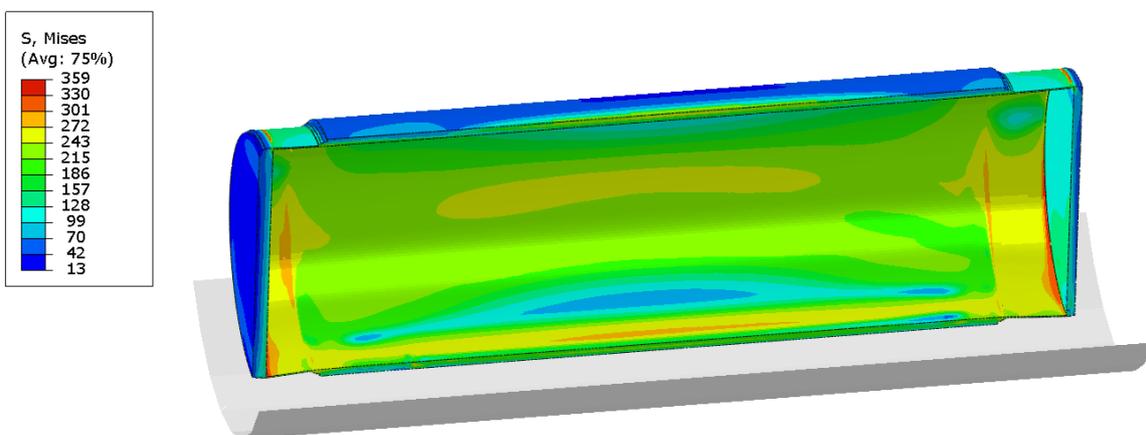


Figure 5-30: Configuration (C) - contraintes de von Mises (MPa) après 5100 ans

Les déformations plastiques cumulées après 5100 ans (voir Figure 5-31) restent localisées dans les zones les plus fines du conteneur.

5. Applications sur conteneurs

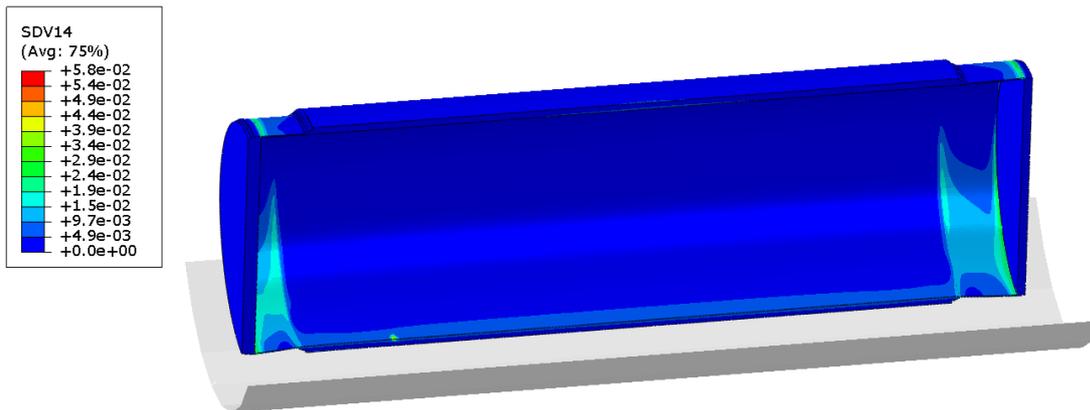


Figure 5-31: Configuration (C) – plasticité cumulée après 5100 ans

La Figure 5-32 montre l'évolution de la distance minimale d_{\min} au cours du temps. Si nous comparons cette évolution à celle déjà analysée pour la configuration (B) à la Figure 5-26, nous constatons un comportement quasi-identique. Seul l'instant du contact colis/conteneur est retardé à 4300 ans contre 3710 ans précédemment (Figure 5-32). La distance semble aussi s'amortir plus lentement à l'approche du contact.

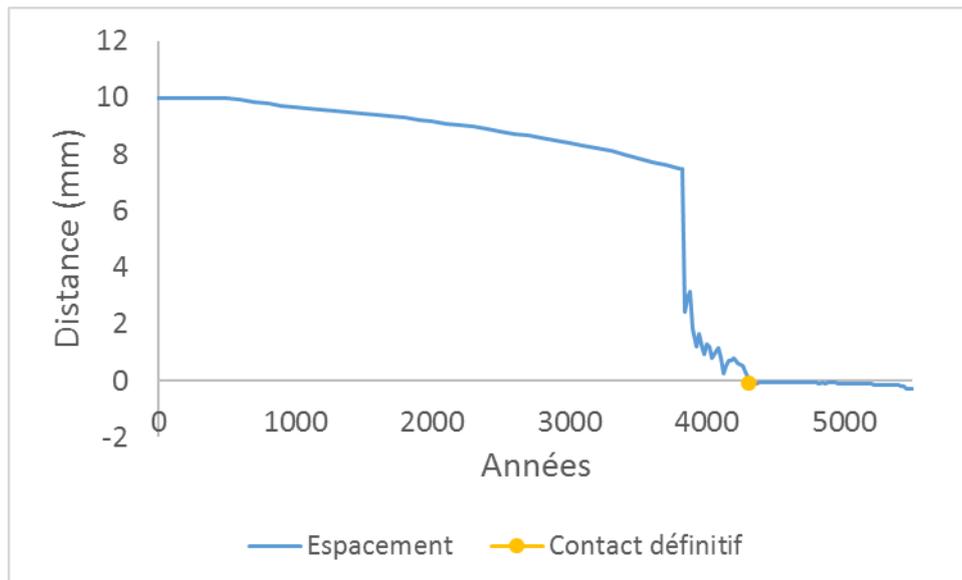


Figure 5-32: Configuration (C) – espacement colis/conteneur

Les vues en coupe, voir Figure 5-33, montrent une légère diminution de la concentration de contraintes qui pouvait apparaître au centre du conteneur à la position (i) et atteint une valeur de 245 MPa au maximum comparé à 253 MPa dans le cas de la configuration (B). Même constat après 5100 ans, les niveaux de contrainte maximums de von Mises sont plus bas et passent de 383 MPa à 359 MPa.

5. Applications sur conteneurs

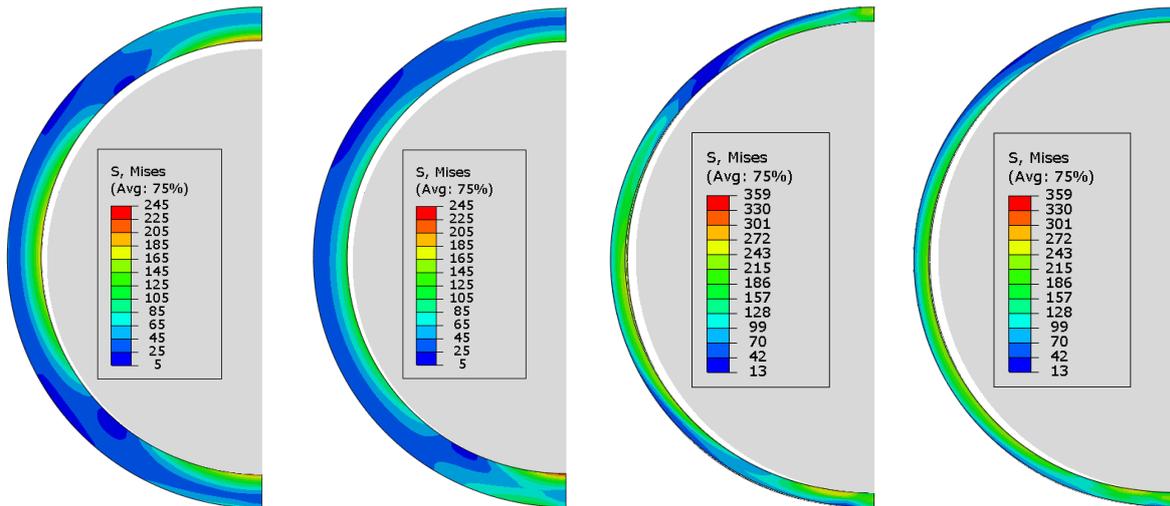


Figure 5-33: Configuration (C) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 5100 ans - contraintes de von Mises (MPa)

Finalement, pour un chargement de faible amplitude (5 et 12 MPa), nous ne voyons pas d'impact significatif sur le comportement mécanique du conteneur.

L'entrée en plasticité apparaît sur l'extérieur du conteneur, proche de la zone la plus chargée (Figure 5-34) mais aussi beaucoup plus tard, après 2800 ans.

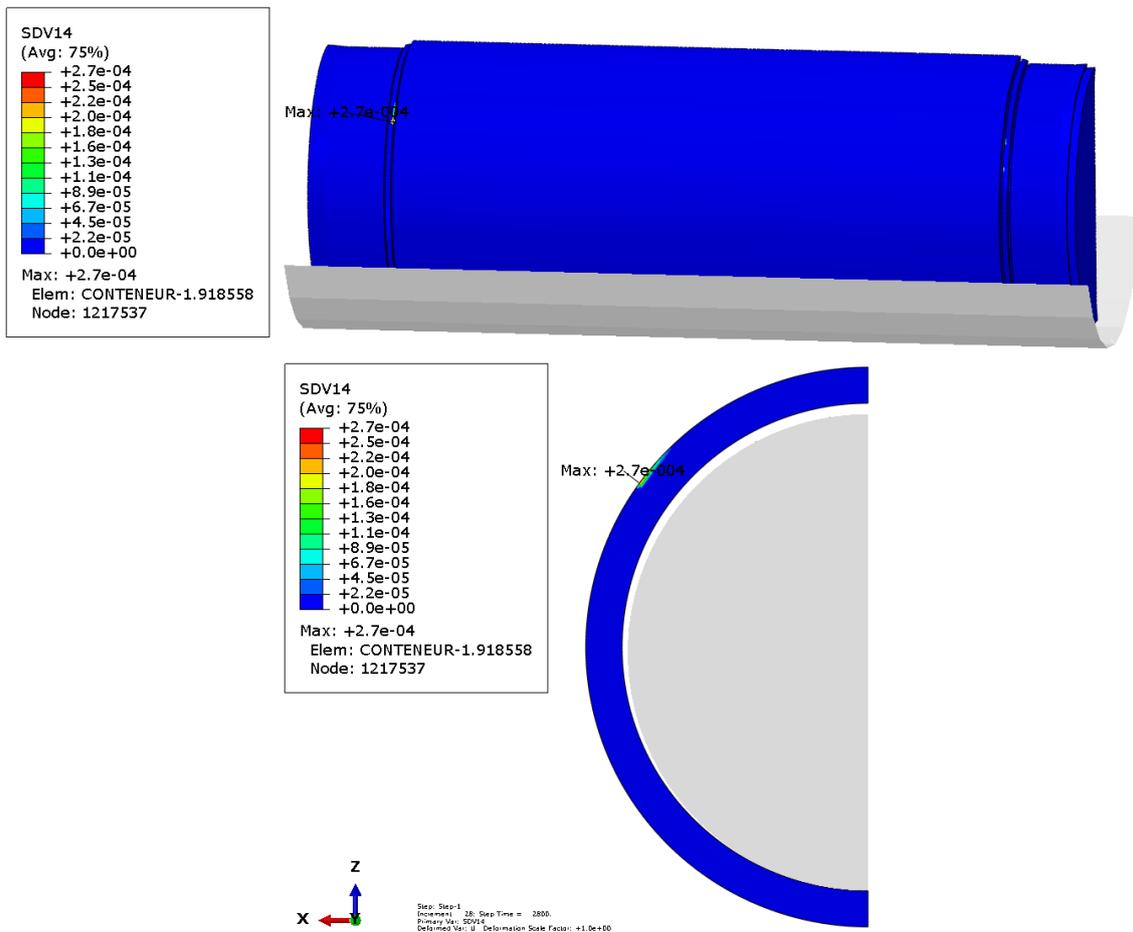


Figure 5-34: Configuration (C) entrée en plasticité après 2800 ans

Nous pouvons déjà conclure que la position du premier point de contact avec le chemisage n'influence pas beaucoup la répartition des contraintes de von Mises mais impacte légèrement son intensité. Un contact à 180° semble plus sévère que le cas d'un chargement à 120°.

5.3.4 Configuration (D)

Il s'agit ici de la configuration (A) avec l'ajout des soudures qui sont plus rigides que le matériau de base.

Les contraintes de von Mises (Figure 5-35) sont identiques à celles qui sont observés sur la configuration (A) après 3000 ans, ce qui est normal puisque le conteneur a plastifié très localement sur des éléments ici masqués car totalement corrodés, le maximum des contraintes de von Mises relevé (204 MPa) est en dessous de la limite d'élasticité (220MPa).

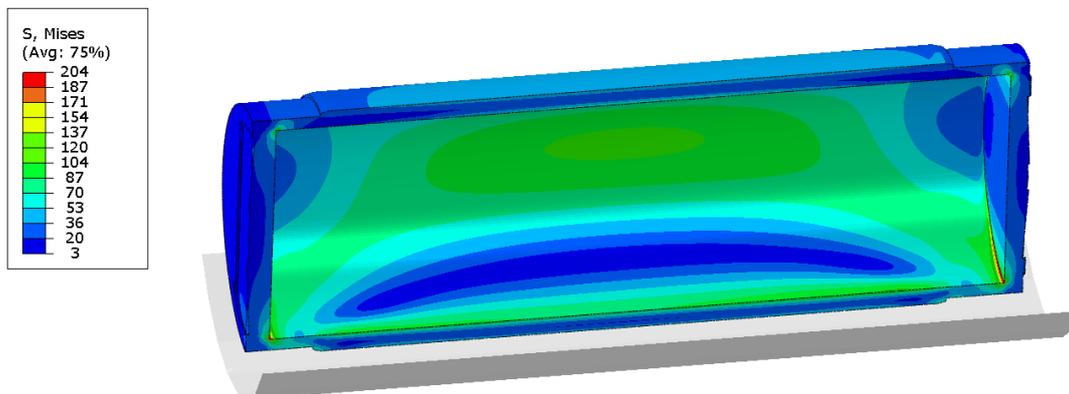


Figure 5-35: Configuration (D) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

Après 5100 ans, la Figure 5-36 permet de voir une concentration de contraintes correspondant à la soudure de droite, le maximum est plus élevé (288 MPa) que pour la configuration (A).

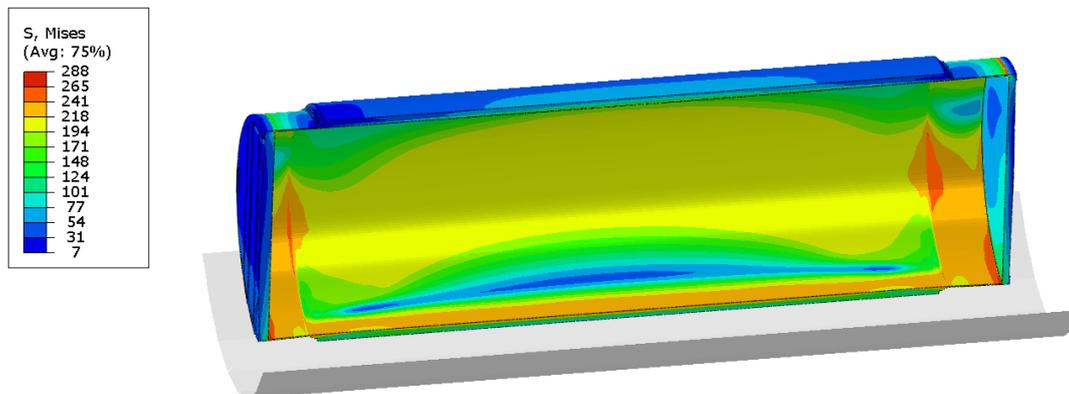


Figure 5-36: Configuration (D) - contraintes de von Mises (MPa) après 5100 ans

La répartition de la déformation plastique (Figure 5-37) est aussi sensiblement différente, elle est concentrée dans les zones les plus fines du conteneur avec une concentration au niveau des interfaces virole/couvercles.

5. Applications sur conteneurs

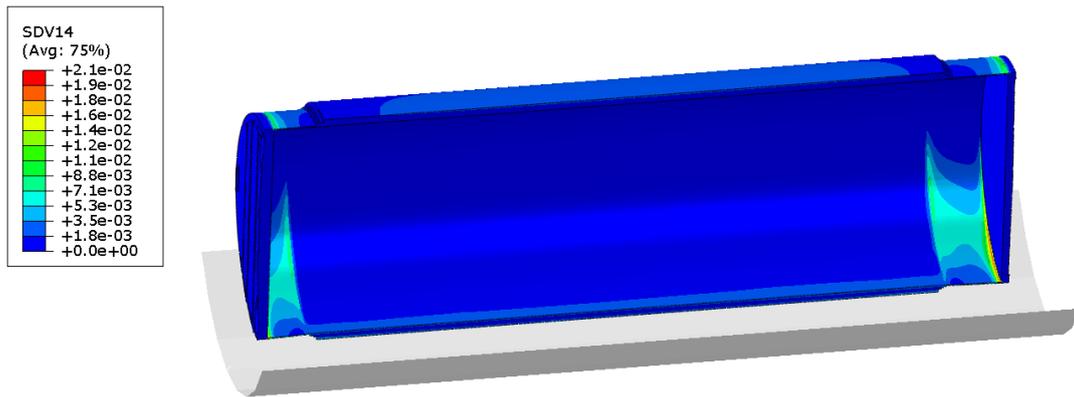


Figure 5-37: Configuration (D) – plasticité cumulée après 5100 ans

Nous voyons sur la Figure 5-38 un espace colis/conteneur semblable à la configuration sans soudures. La différence se produit ensuite, le conteneur n'entre pas en contact avec le colis mais il s'en approche à seulement 2,0 mm avant corrosion totale. Sans soudures le rapprochement était linéaire.

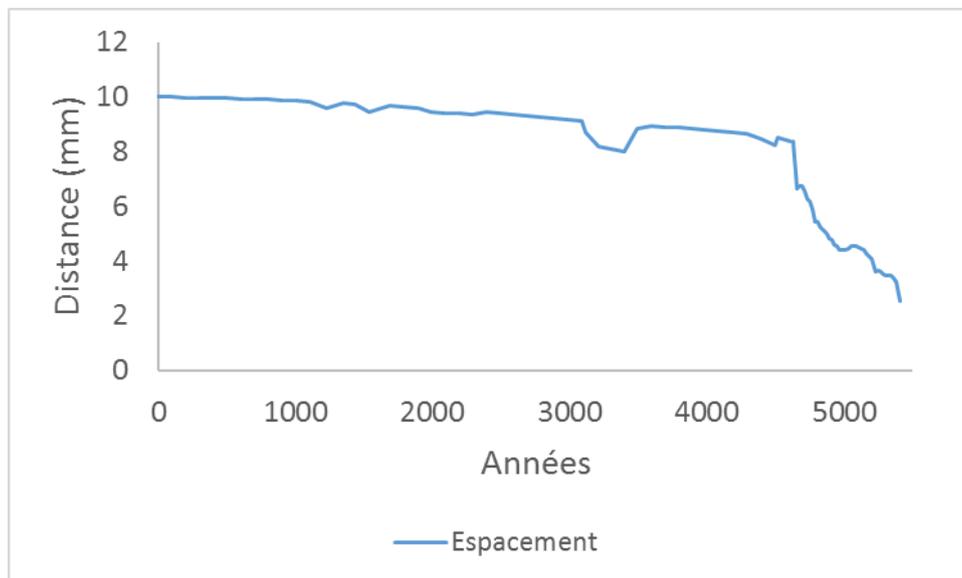


Figure 5-38: Configuration (D) – espacement colis/conteneur

Pour les vues en coupe de la Figure 5-39, la répartition des champs de contraintes de von Mises est exactement la même que pour la configuration (A) après 3000 ans. Cependant, les soudures ont une importance à 5100 ans puisque bien que la répartition soit semblable, le maximum est plus élevé, 269 MPa, contre 251 MPa précédemment.

5. Applications sur conteneurs

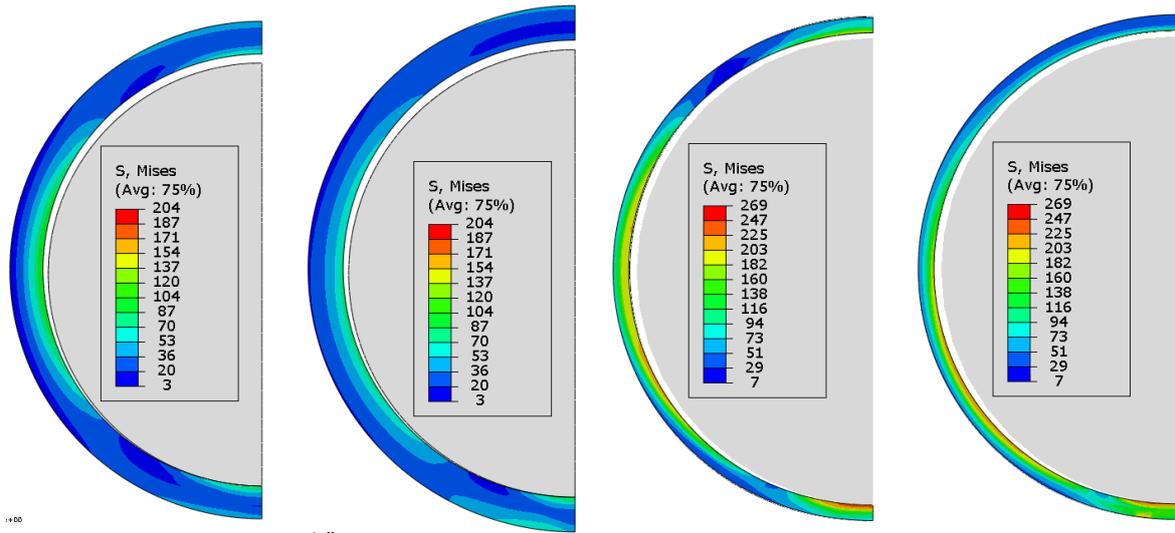


Figure 5-39: Configuration (D) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 5100 ans - contraintes de von Mises (MPa)

L'initiation de l'écoulement plastique se produit après 1530 ans (Figure 5-40) dans l'interface couvercle/virole. L'entrée en plasticité apparaît alors dans une position semblable à la configuration (A), les éléments plastifiés sont décalés de quelques degrés par rapport à l'axe de symétrie du conteneur. La soudure n'a ici pas d'effet significatif sur l'emplacement mais l'entrée en plasticité se produit plus tôt.

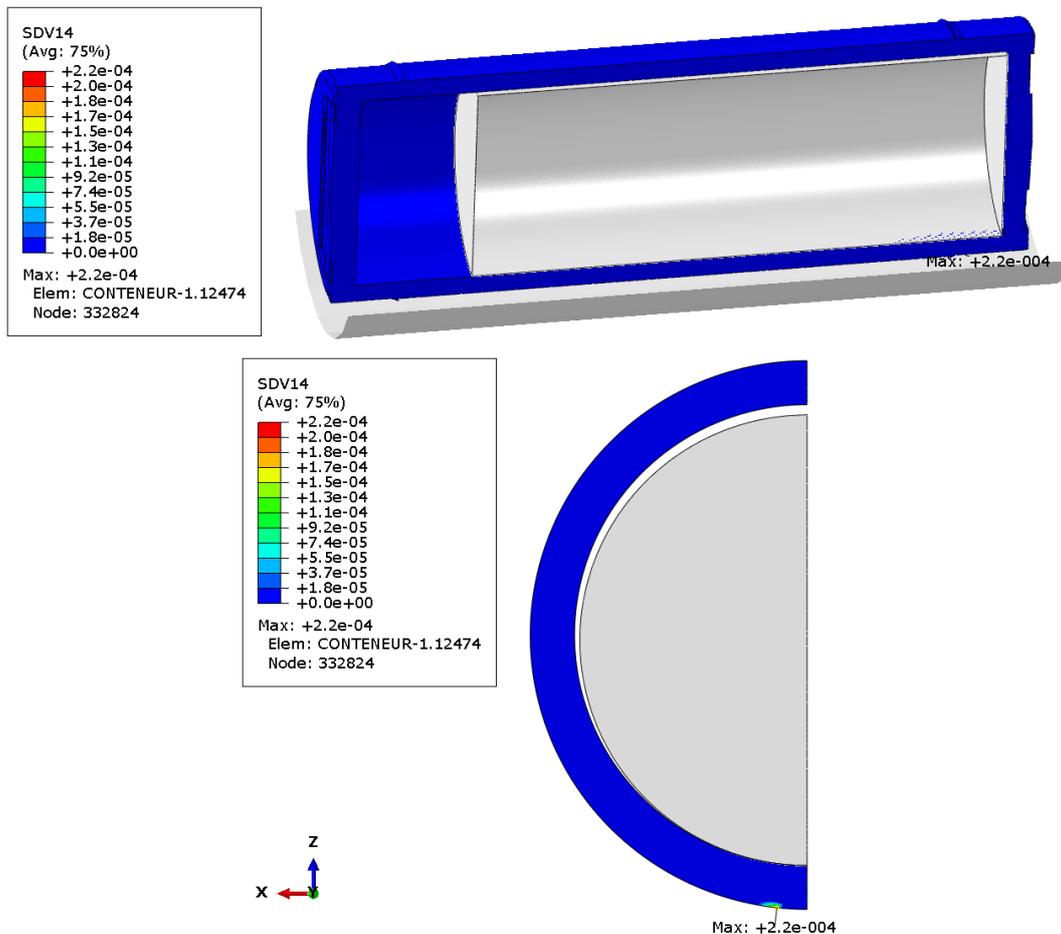


Figure 5-40: Configuration (D) entrée en plasticité après 1530 ans

5. Applications sur conteneurs

La soudure bien que diminuée dans son épaisseur par la corrosion du conteneur n'est pas encore corrodée dans sa largeur sur la Figure 5-41.

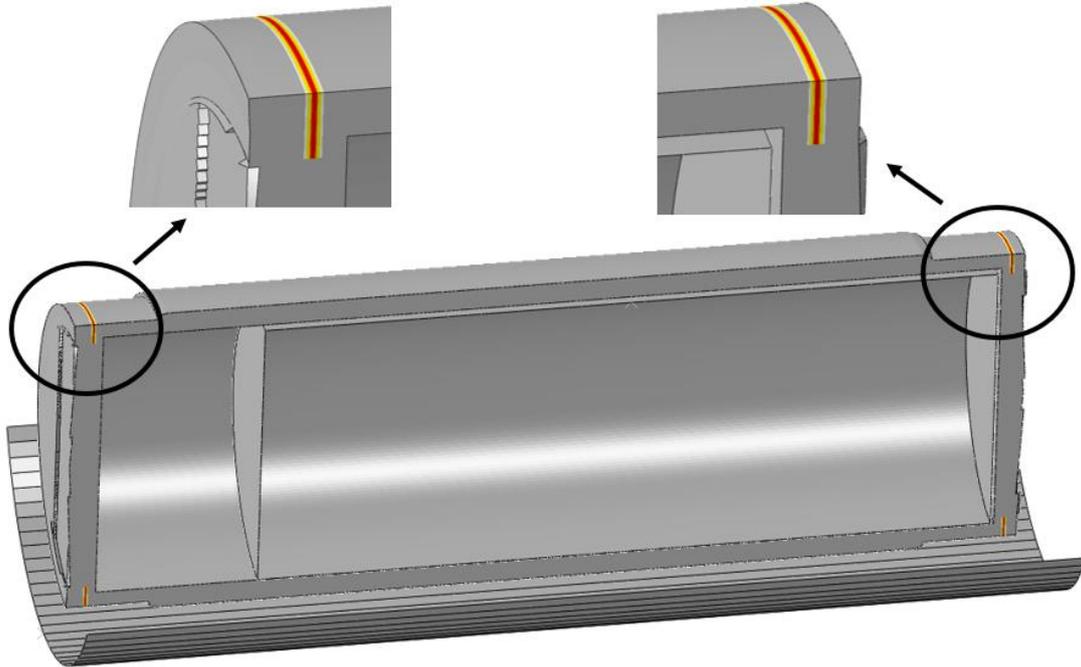


Figure 5-41: Configuration (D) position de la soudure après 3000 ans

Alors qu'après 5100 ans, nous voyons sur la Figure 5-42 que sur la gauche du conteneur les différentes zones de la soudure sont encore présentes puisque ce côté était plus épais à cause de la poignée. Tandis que sur la partie de droite il ne reste plus que de la ZAT.

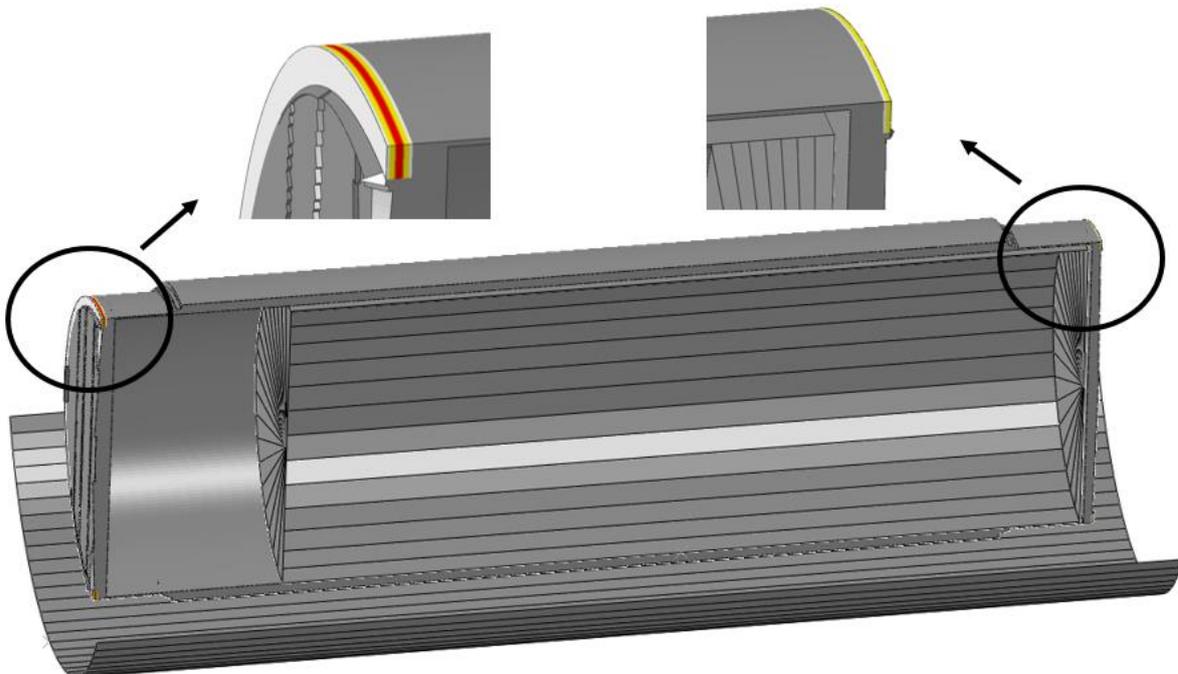


Figure 5-42: Configuration (D) position de la soudure après 5100 ans

Une soudure, même totalement saine, modifie alors le comportement du conteneur pour un chargement en pression de faible amplitude bien que son intégrité ne soit toujours pas menacée.

5.3.5 Configuration (E)

La configuration (E) permet de voir l'impact d'une corrosion due à une resaturation en eau partielle à mi-hauteur du conteneur. Le chargement est identique à la configuration (B) excepté la corrosion qui est plus lente dans la partie supérieure du conteneur ($5,0 \mu\text{m}/\text{an}$ au lieu de $10,0 \mu\text{m}/\text{an}$). La Figure 5-43 montre, après 3000 ans, des concentrations de contrainte proche des couvercles et dans la partie inférieure du conteneur. En effet, dans la partie inférieure, les couvercles ont déjà perdu $30,0 \text{ mm}$ d'épaisseur tandis que la partie supérieure est plus rigide et a seulement perdu $15,0 \text{ mm}$ de matériau à cause de la corrosion.

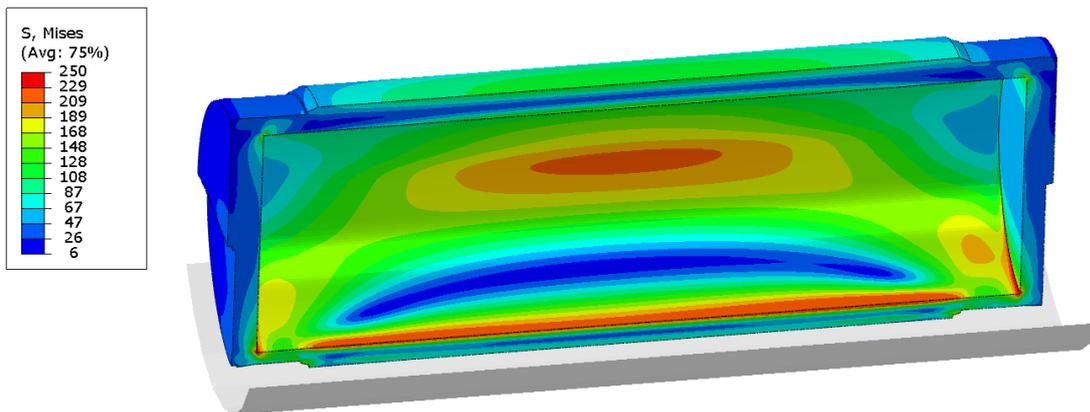


Figure 5-43: Configuration (E) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

Contrairement à la configuration (B), la Figure 5-44 montre que la concentration des contraintes se produit dans l'ensemble inférieur de la partie la plus fine de la virole. En effet, la majeure partie de la pression subie par la partie supérieure de la virole est supportée par les couvercles qui sont encore très épais à cet instant. Un maximum de 369 MPa est détecté dans la zone du couvercle dans sa zone la plus fine.

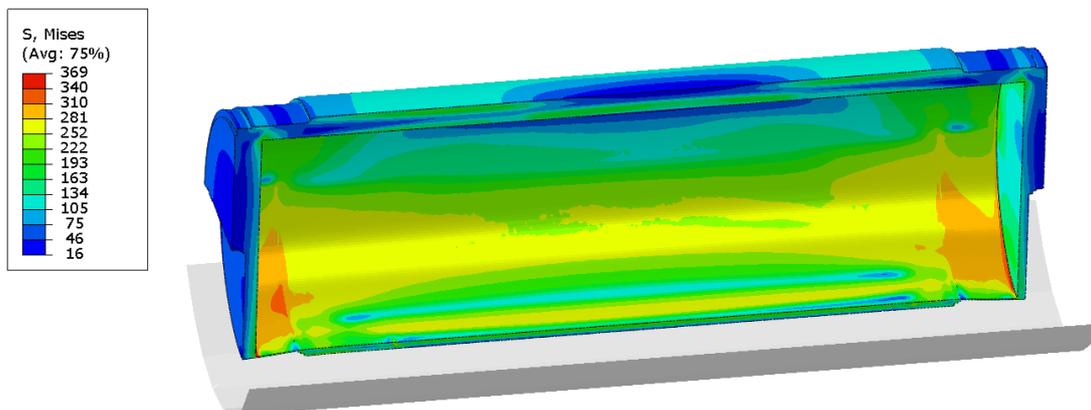


Figure 5-44: Configuration (E) - contraintes de von Mises (MPa) après 5100 ans

Nous constatons que la plasticité cumulée est inférieure à la configuration (B), de moitié, mais sa répartition est assez identique après 5100 ans (voir Figure 5-45).

5. Applications sur conteneurs

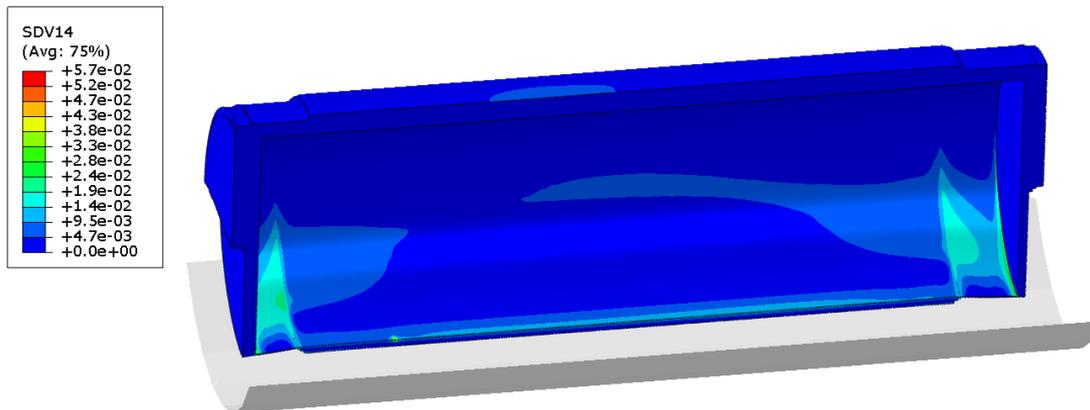


Figure 5-45: Configuration (E) – plasticité cumulée après 5100 ans

Les couvercles permettant de maintenir l'intégrité du conteneur, le contact colis/conteneur se produit à 4460 ans, soit 750 ans après celui de la configuration (B) (Figure 5-46). Nous pouvons aussi remarquer que le flambement à l'air de se produire seulement sur la partie la plus fine du conteneur. Nous observons alors que la chute de la distance se déroule en deux étapes. Une chute assez rapide dans une première étape, puis une décroissance plus amortie et assez progressive sur la deuxième partie. Lorsque nous observons la vue en coupe donnée en Figure 5-47, nous pouvons considérer que le flambement qui entraîne une large déformation du conteneur est uniquement présent sur la demi-moitié inférieure du conteneur, là où l'épaisseur est la plus fine.

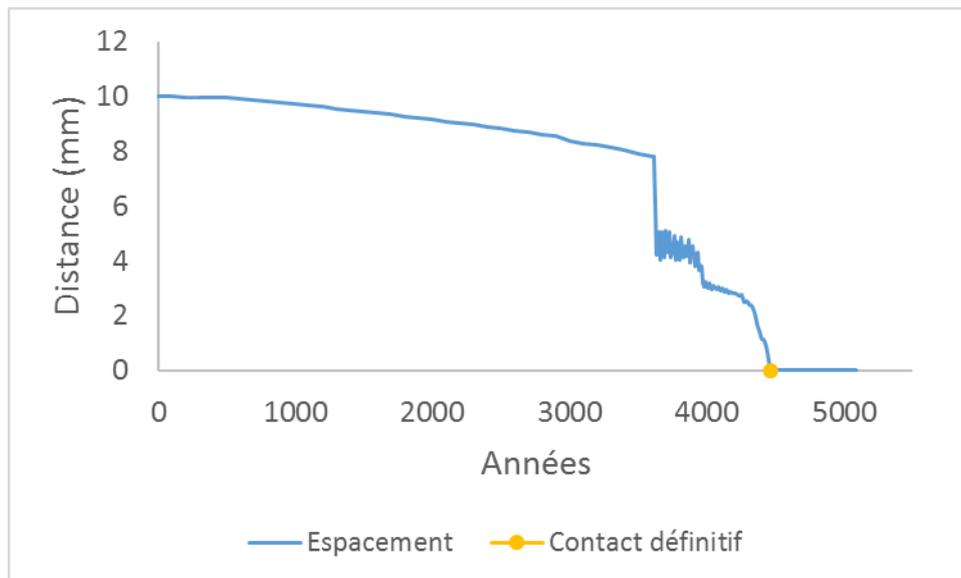


Figure 5-46: Configuration (E) – espacement colis/conteneur

La partie inférieure génère une répartition de contrainte de von Mises assez similaire à la configuration (B), en effet le chargement subit sera surtout différent pour la partie supérieure dont l'épaisseur est deux fois plus importante. Après 3000 ans, les contraintes maximales se situent à 0° et à 80° pour une valeur de 250 MPa (voir Figure 5-47).

5. Applications sur conteneurs

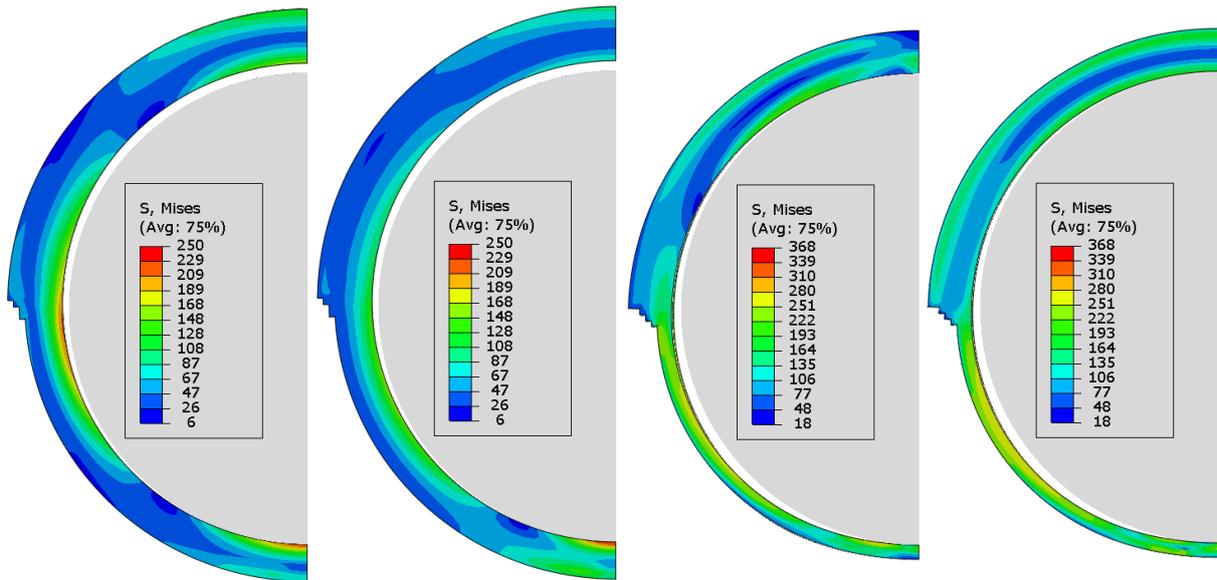


Figure 5-47: Configuration (E) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 5100 ans - contraintes de von Mises (MPa)

La Figure 5-48 montre que le premier point matériel commence à plastifier à partir de $t_p=500$ ans près du couvercle droit.

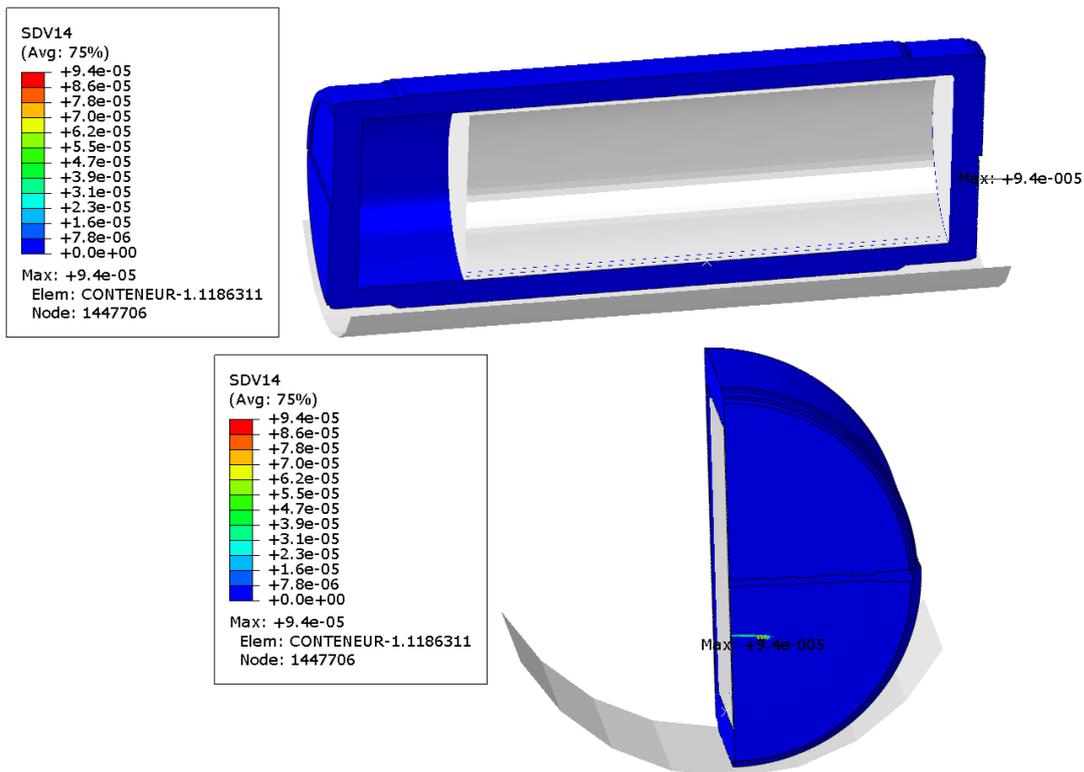


Figure 5-48: Configuration (E) entrée en plasticité après 500 ans

5.3.6 Configuration (F)

Pour cette configuration (F), une partie du chargement est maintenant obtenu par contact avec des outils rigides mobiles. Un chargement en pression fluide est toujours présent avec un maximum à 5 MPa.

5. Applications sur conteneurs

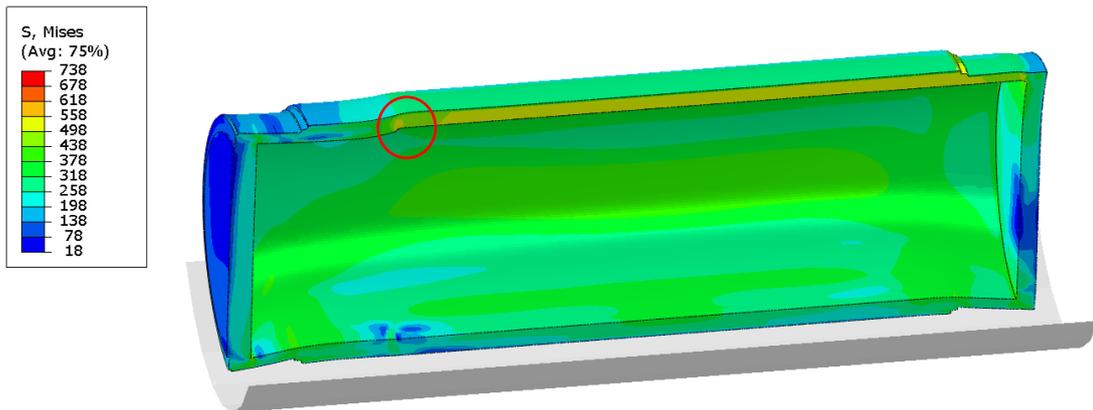


Figure 5-49: Configuration (F) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

La Figure 5-49 montre la répartition de la contrainte de von Mises après 3000 ans. Une différenciation claire de la plasticité cumulée est visible sur la Figure 5-50 entre la partie à gauche du conteneur qui comporte la zone de vide et le reste du conteneur. Il n'est pas tenu par le contact avec le colis dans cette zone à gauche et peut donc se déformer avec un peu plus de facilité. Tandis que le reste du conteneur est totalement écrasé entre le conteneur et le colis. Un maximum de 738 MPa de contrainte de von Mises se concentre dans le coin du contact colis/conteneur entouré d'un cercle rouge.

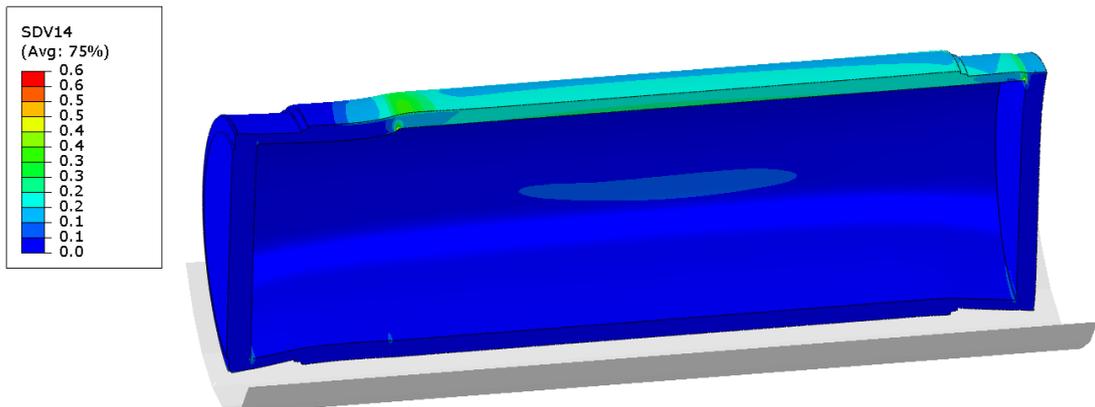


Figure 5-50: Configuration (F) - plasticité cumulée après 3000 ans

La Figure 5-51 présente le champ d'endommagement ductile. L'endommagement purement mécanique s'est initié (maximum de 0,012) à l'interface colis/conteneur sur la droite ainsi qu'au contact colis/conteneur (Figure 5-51).

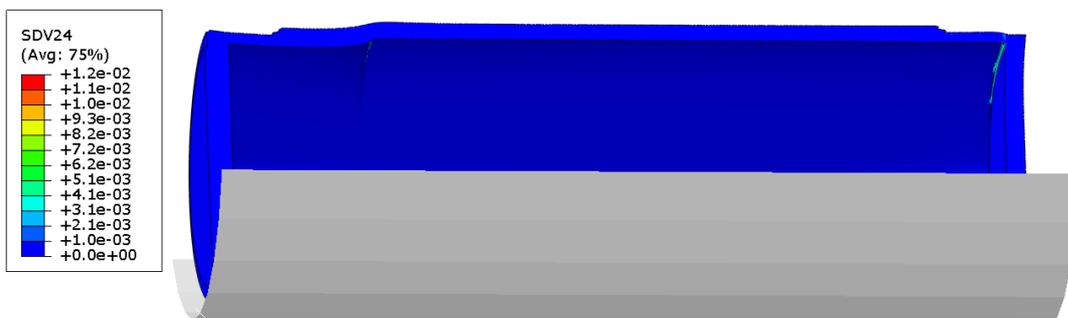


Figure 5-51: Configuration (F) - plasticité cumulée après 3000 ans

Si nous analysons la répartition de pression générée par les contacts entre les outils et le conteneur (voir Figure 5-52) nous constatons que les niveaux de pression sont beaucoup plus

5. Applications sur conteneurs

importants (environ 500 MPa et localement supérieur) que le maximum de pression imposé dans les configurations précédentes (maxi 12 MPa au total).

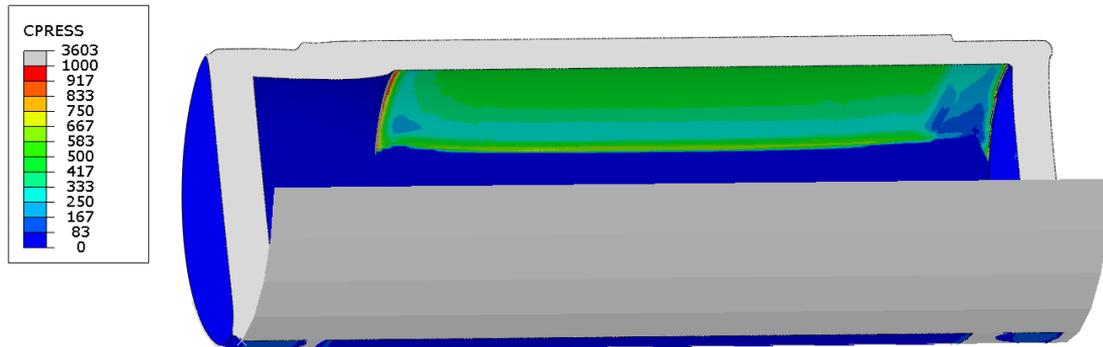


Figure 5-52: Configuration (F) – pression de contact après 3000 ans

Nous observons toutefois que le conteneur continue à conserver son étanchéité après 4385 ans malgré des contraintes localement très élevées (Figure 5-53).

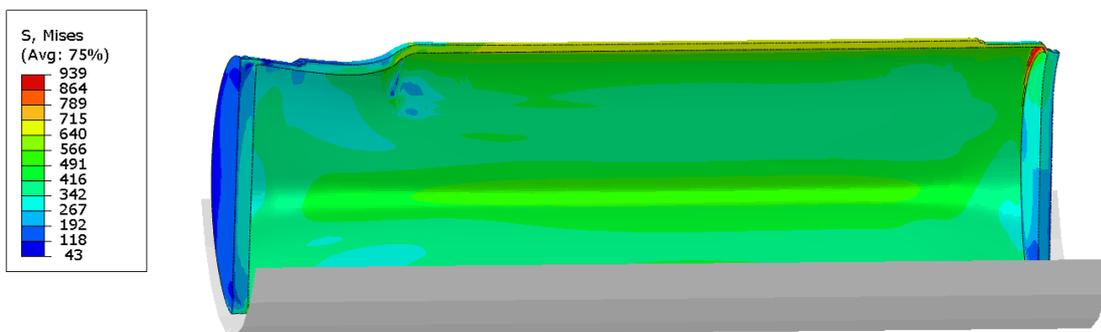


Figure 5-53: Configuration (F) - contraintes de von Mises (MPa) après 4385 ans

Après 4385 ans, la plasticité cumulée s'est localisée dans l'interface virole/couvercle de droite comme nous pouvons l'observer sur la Figure 5-54. La partie gauche contenant le vide se déforme préférentiellement, il est donc normal de retrouver cette concentration dans la partie de droite.

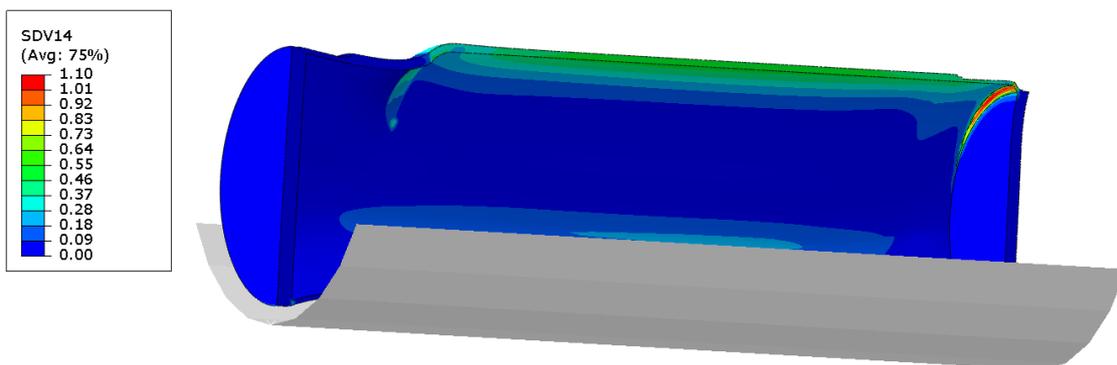


Figure 5-54: Configuration (F) – plasticité cumulée après 4385 ans

Les éléments au contact colis primaire/conteneur sont plus fortement endommagés mécaniquement (voir Figure 5-55). Bien que la valeur de l'endommagement critique ne soit pas atteinte ($d=0,3 < 0,98$), le faible nombre d'éléments dans l'épaisseur du conteneur nous fait considérer que la possibilité de perte d'étanchéité est forte et se produit après 4385 ans.

5. Applications sur conteneurs

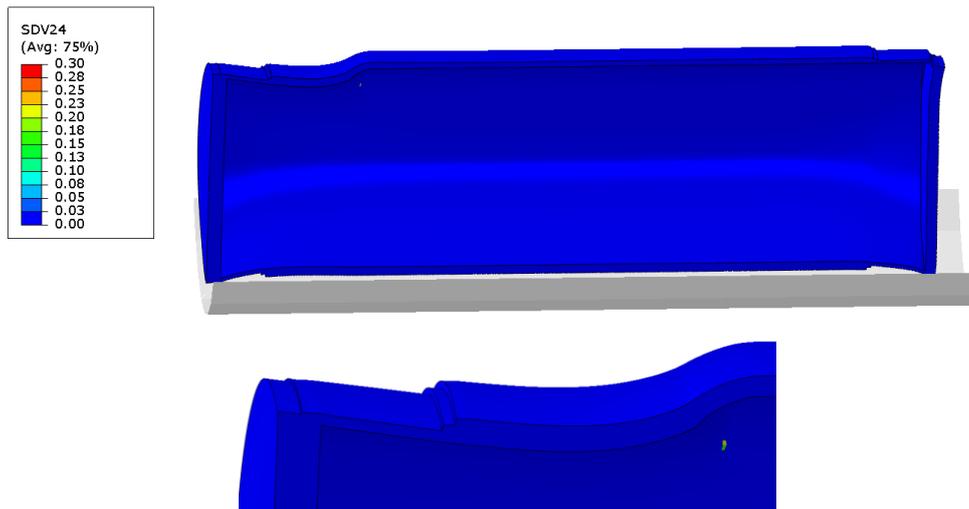


Figure 5-55: Configuration (F) – endommagement mécanique après 4385 ans

Les Figure 5-56 & Figure 5-57 montrent la répartition de contact, après 4385 ans, respectivement à l'intrados et l'extrados du conteneur. La pression de contact relevée est en moyenne de 600 MPa. Excepté la localisation à 875 MPa visible sur la Figure 5-57 et les quelques éléments atteignant les 4633 MPa mais leurs extrêmes localisation au niveau du contact colis/conteneur ne les rend pas représentatifs.

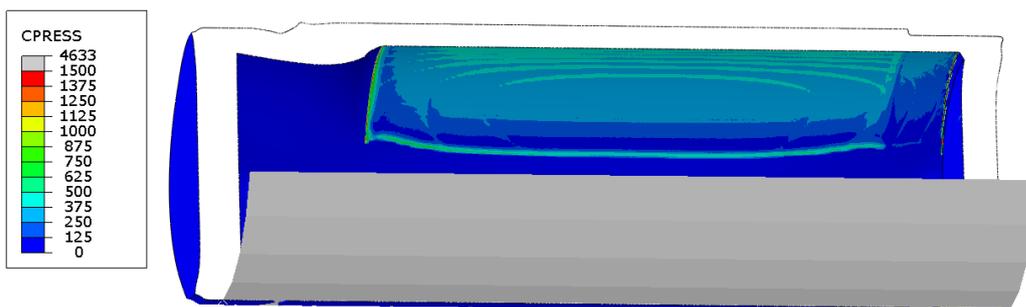


Figure 5-56: Configuration (F) – pression de contact après 4385 ans

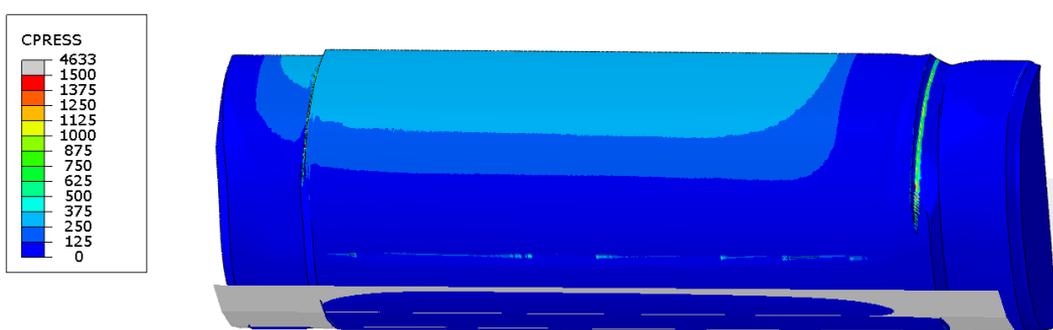


Figure 5-57: Configuration (F) – pression de contact après 4385 ans

Bien que nous considérons que l'intégrité du conteneur soit menacée au-delà de 4385 ans, si nous regardons l'endommagement mécanique après 5100 ans, il s'avère qu'il ne s'est pas encore propagé jusqu'à la surface extérieure du conteneur bien qu'il se soit propagé à l'intérieur (voir Figure 5-58 et Figure 5-59).

5. Applications sur conteneurs

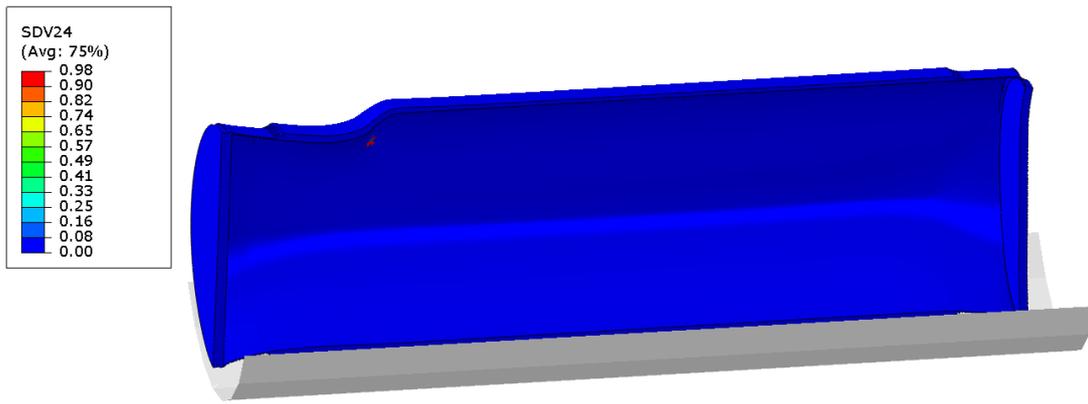


Figure 5-58: Configuration (F) – endommagement mécanique après 5100 ans

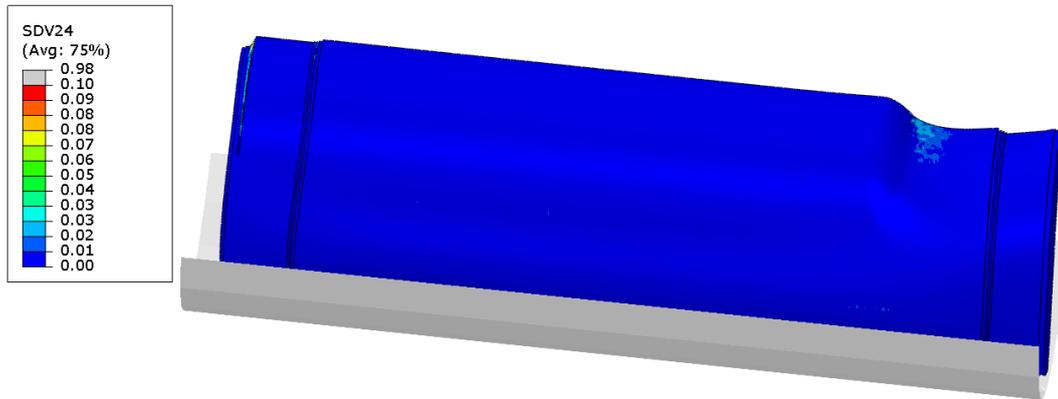


Figure 5-59: Configuration (F) – endommagement mécanique après 5100 ans extérieur

Si nous traçons la distance d_{\min} en fonction du temps donnée en Figure 5-60, elle évolue de manière assez linéaire. Les outils rigides étant pilotés en déplacement avec une vitesse constante, la distance d_{\min} est directement affectée par le déplacement de ces outils. Nous notons alors une rapide convergence du conteneur sur le colis après 1660 ans.

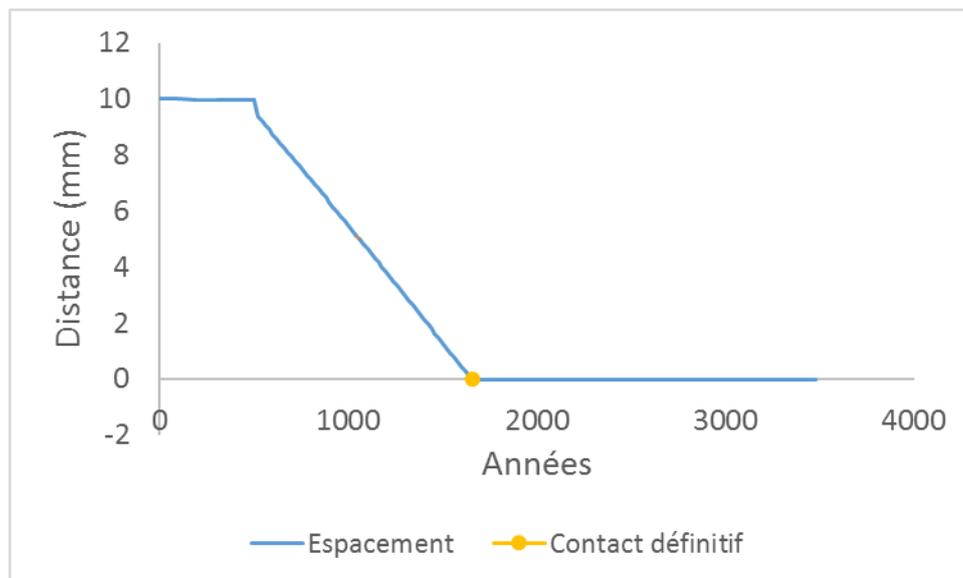


Figure 5-60: Configuration (F) – espacement colis/conteneur

5. Applications sur conteneurs

Rappelons que les éléments totalement endommagés (ici dû à la corrosion) sont masqués sur les vues en coupe, l'espace entre les outils et le conteneur est donc comblé par les éléments corrodés (voir Figure 5-61).

Les différentes vues en coupe (i) et (ii) des champs de von Mises pour les deux instants 3000 ans et 4385 ans sont disponibles sur la Figure 5-61. Après 3000 ans les contraintes les plus importantes sont localisées à la position (ii). Après 4385 ans, un phénomène de cloquage vers l'extérieur apparaît pour une position angulaire à 60°. L'écrasement du conteneur dans la zone de contact bilatéral conteneur/colis et conteneur/outils génère un état de contrainte maximale de 719 MPa dans la position (i).

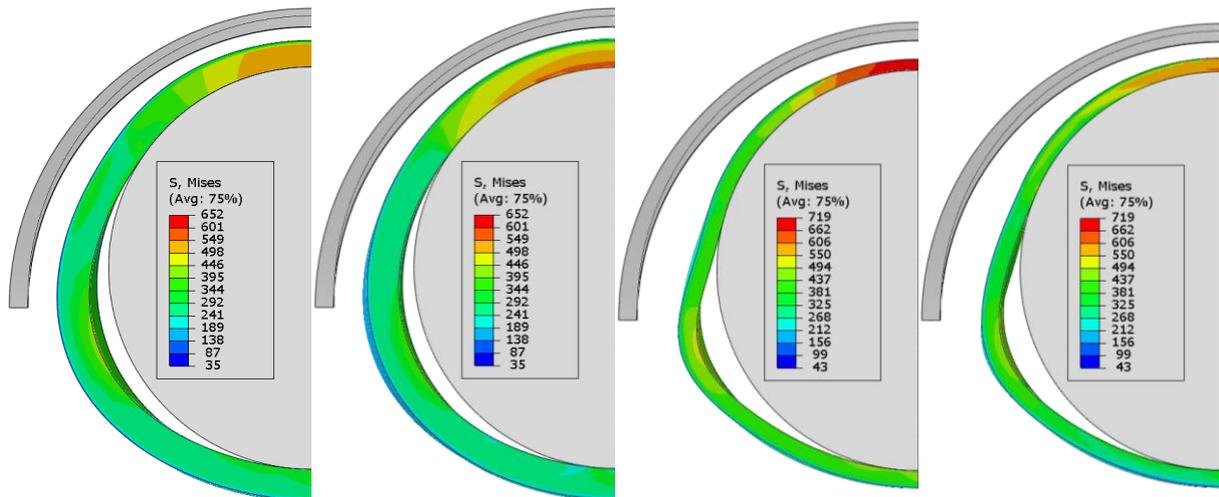


Figure 5-61: Configuration (F) vues en coupe, au centre du conteneur puis au niveau de la fin du colis à 3000 et 4385 ans - contraintes de von Mises (MPa)

Le premier signe d'écoulement plastique s'amorce à $t_p=520$ ans, outre les contacts outils/virole au niveau des couvercles, la plus grande concentration intervient au contact conteneur/support (voir Figure 5-62).

5. Applications sur conteneurs

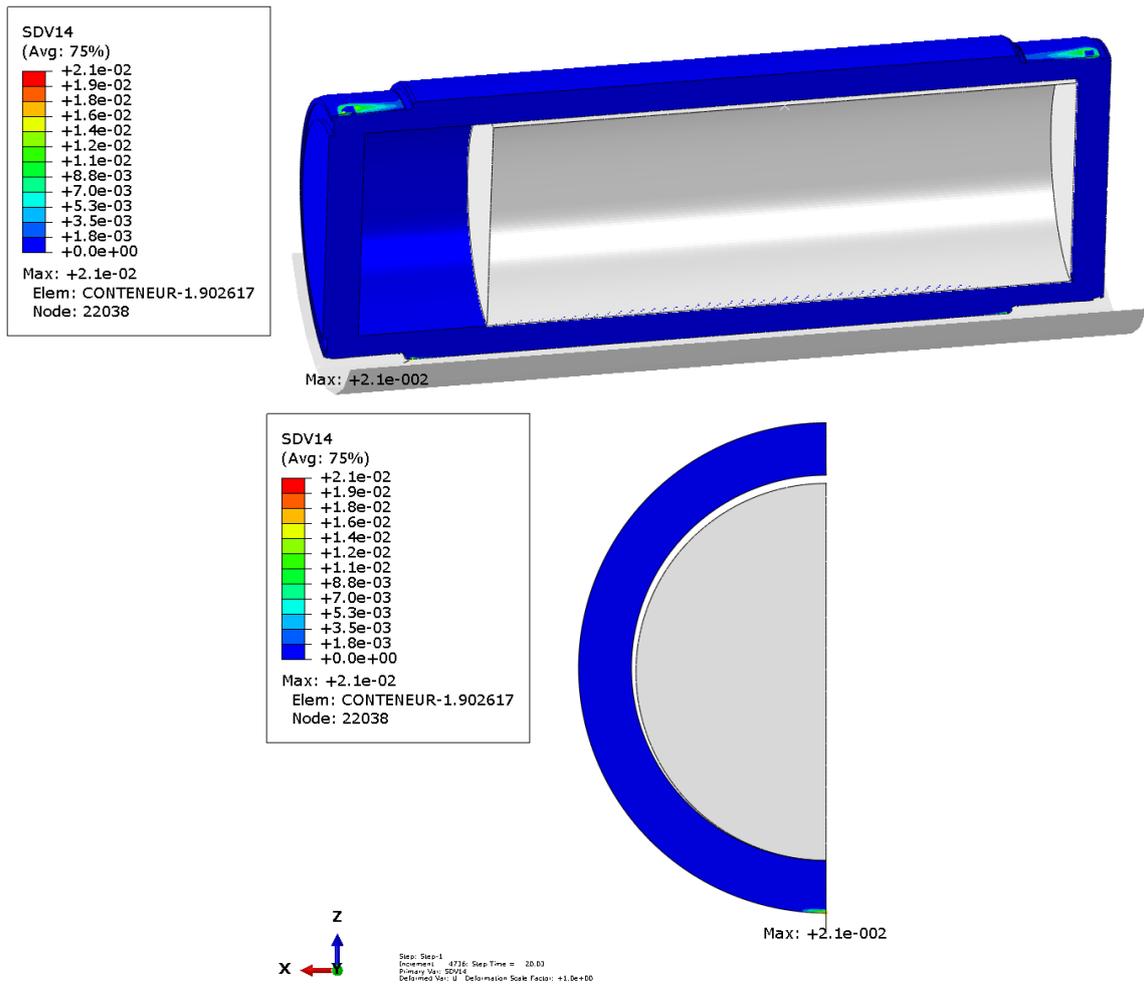


Figure 5-62: Configuration (F) entrée en plasticité après 520 ans

5.3.7 Configuration (G)

À la différence de la configuration (F), nous introduisons les cordons de soudure. Comme nous l'avons déjà mentionné sur La Figure 5-4, le maillage est aussi légèrement différent car perturbé localement par les nouvelles contraintes de discrétisation spatiale imposée par la présence des cordons de soudure.

Après 3000 ans, un maximum de 711 MPa de contrainte de von Mises est atteint dans différentes zones du conteneur. Ces zones sont entourées sur la Figure 5-63. Les zones de soudures comportant une certaine hétérogénéité en comportement mécanique se retrouvent être des lieux privilégiés de concentration de contrainte.

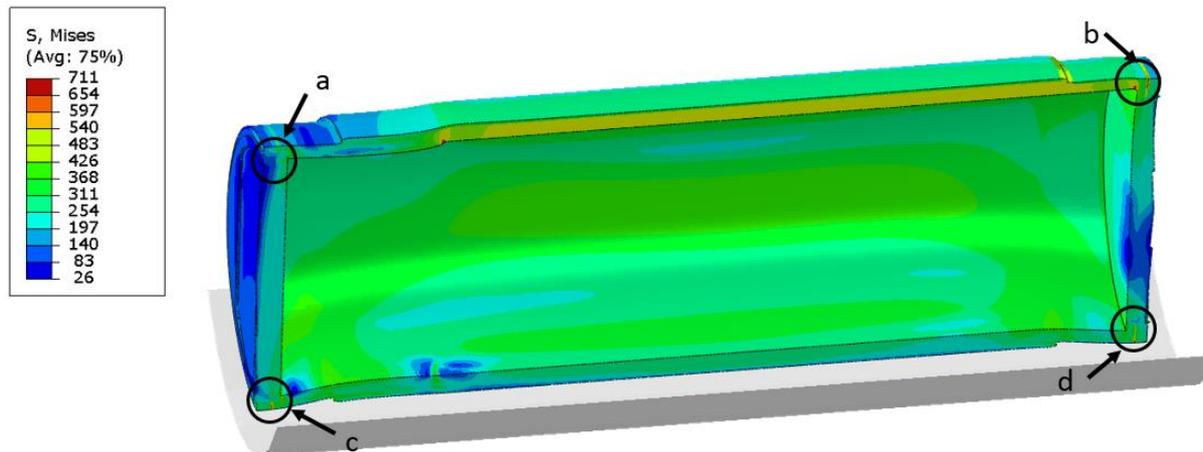


Figure 5-63: Configuration (G) - contraintes de von Mises (MPa) après 3000 ans

Des vues zoomées sont insérées en Figure 5-64 afin de faciliter l'observation de ces concentrations de contraintes qui suivent parfaitement les deux lignes de soudure.

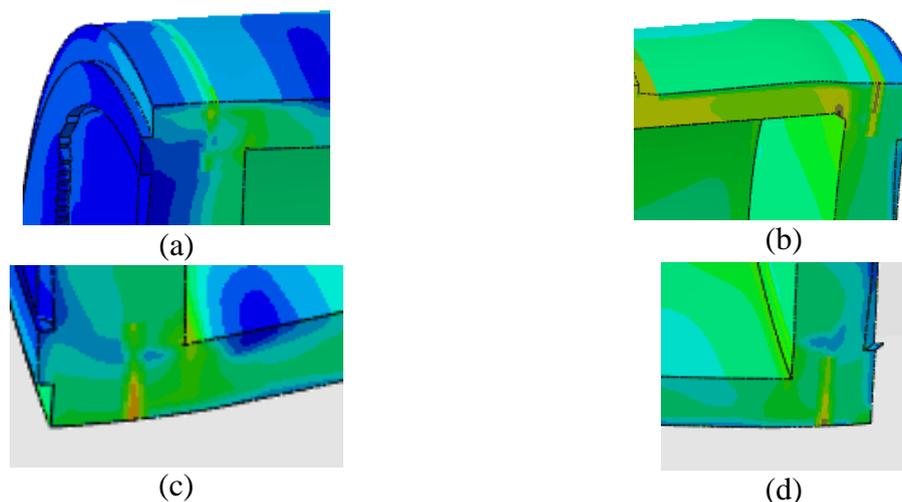


Figure 5-64 : Vues relevées sur la Figure 5-63

Le métal constituant la soudure ayant un R_m supérieur au métal de base, les zones fondues acceptent alors des niveaux de contraintes de von Mises plus importants que sur le reste du conteneur. La soudure (a) ne présente pas d'importante concentration de contraintes. Pour ce qui est des soudures aux positions (b), (c) et (d), elles ne présentent pas de fortes discontinuités dans les champs de contraintes, conformément aux études effectuées dans le §4.2.2.2.

L'instant d'entrée en plasticité est analogue à la configuration (F). La Figure 5-65 présente la répartition de la déformation plastique cumulée dans le conteneur. La zone en contact avec les outils tend à se plastifier plus favorablement que les autres zones.

5. Applications sur conteneurs

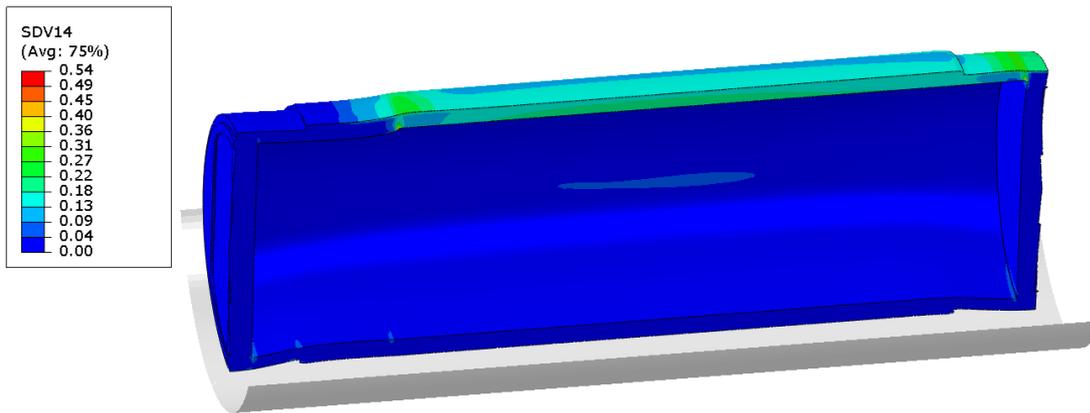


Figure 5-65: Configuration (G) – plasticité cumulée après 3000 ans

L'endommagement purement mécanique atteint un niveau maximum semblable au niveau de l'interface colis/conteneur sur la droite (voir Figure 5-66).

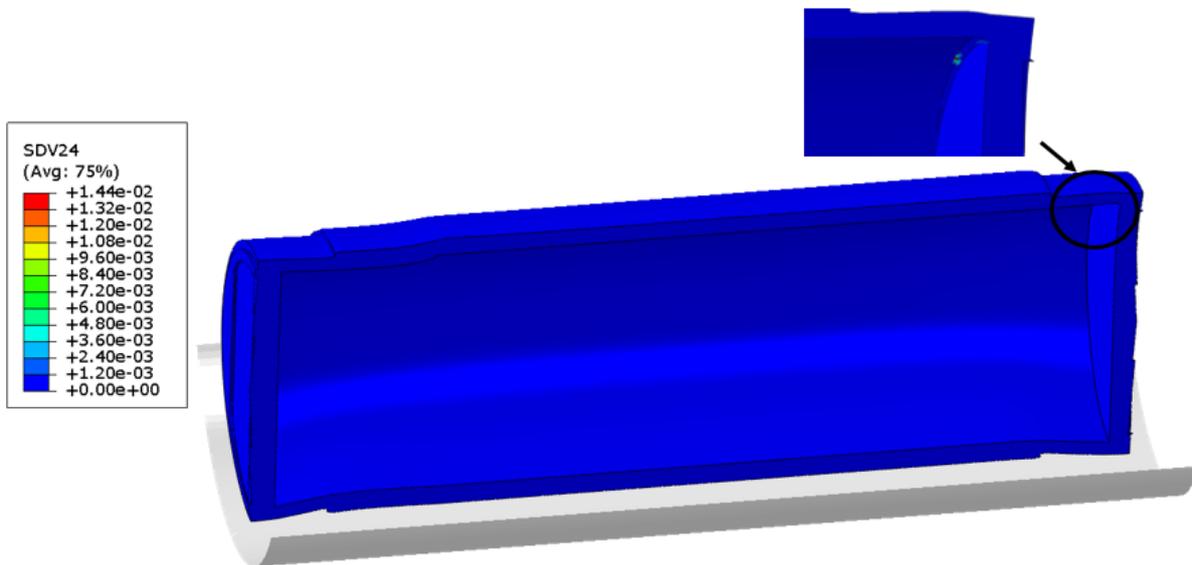


Figure 5-66: Configuration (G) – plasticité cumulée après 3000 ans

Comme précédemment, le conteneur continue à préserver son étanchéité après 4385 ans malgré des contraintes localement très élevées. La Figure 5-67 montre que les soudures commencent à être gagnées par la corrosion après 4385 ans. La zone saine restante est alors surtout constituée de métal de base.

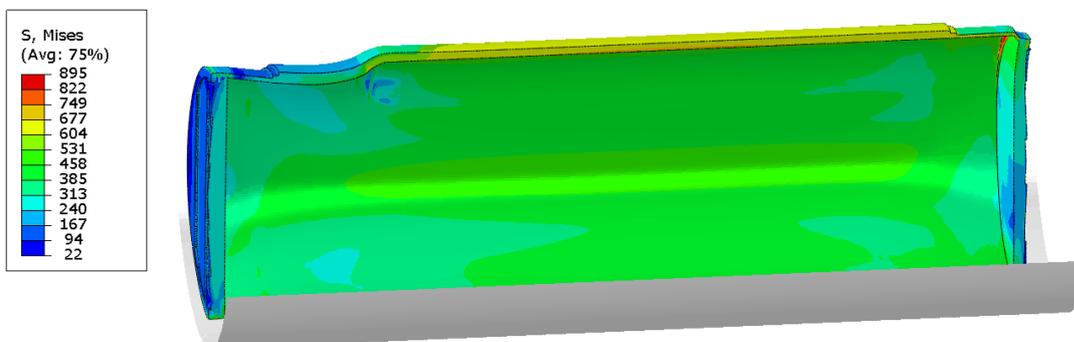


Figure 5-67: Configuration (G) - contraintes de von Mises (MPa) après 4385 ans

5. Applications sur conteneurs

Les niveaux maximums de plasticité cumulée sont légèrement inférieurs à la Figure 5-54 (10%) mais leur répartition ne s'en trouve pas affectée par la présence des soudures (Figure 5-68).

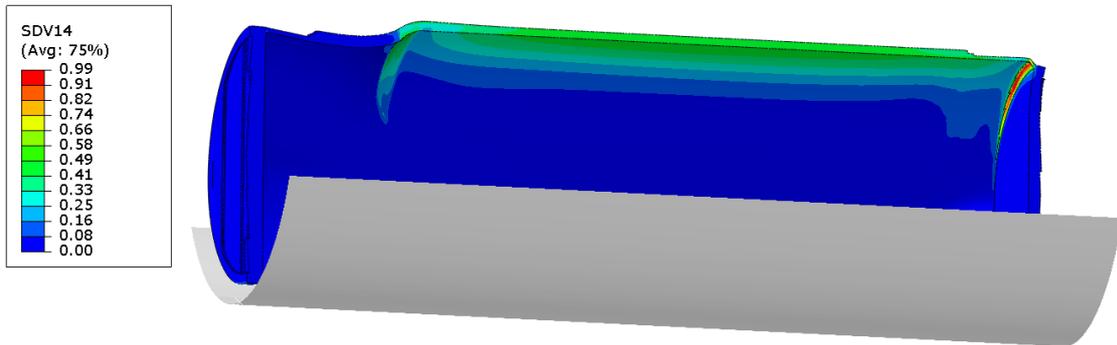


Figure 5-68: Configuration (G) – plasticité cumulée après 4385 ans

Les éléments qui se situent dans la zone d'écrasement occasionnée par le contact bilatéral colis/conteneur et outils/conteneur ne sont pratiquement pas endommagés mécaniquement comme ils l'étaient avec la configuration sans soudure (Figure 5-55). Les niveaux d'endommagement dans l'ensemble du conteneur sont encore très faibles (Figure 5-69).

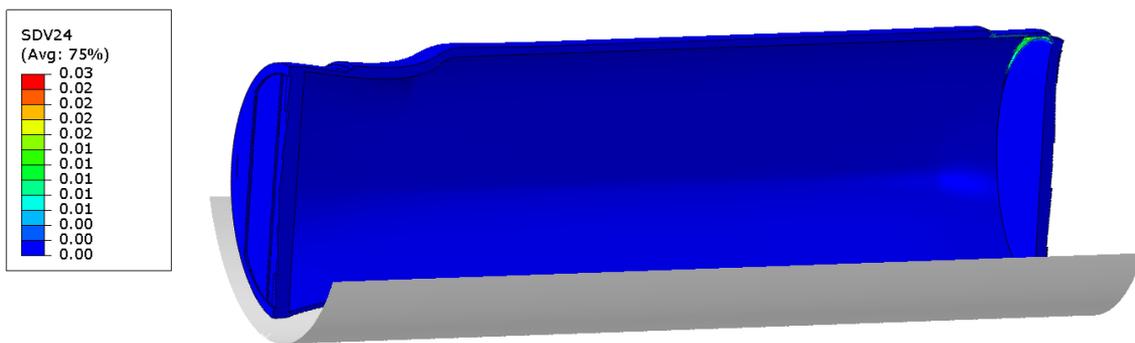


Figure 5-69: Configuration (G) – endommagement mécanique après 4385 ans

L'initiation de l'endommagement est retardé au contact colis/conteneur, il intervient après 4550 ans (Figure 5-70).

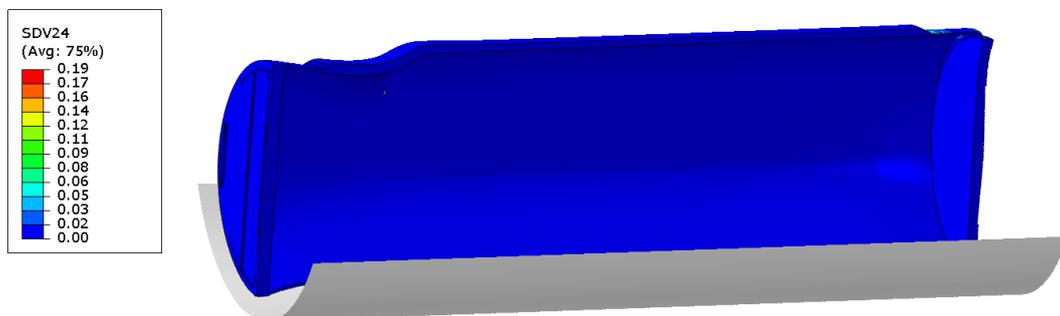


Figure 5-70: Configuration (G) – endommagement mécanique après 4550 ans

L'évolution de la distance d_{\min} a une forme très semblable à celle déjà analysée dans la configuration (F). Le contact colis/conteneur intervient après 1800 ans, voir Figure 5-71, soit 140 ans après la configuration (F).

5. Applications sur conteneurs

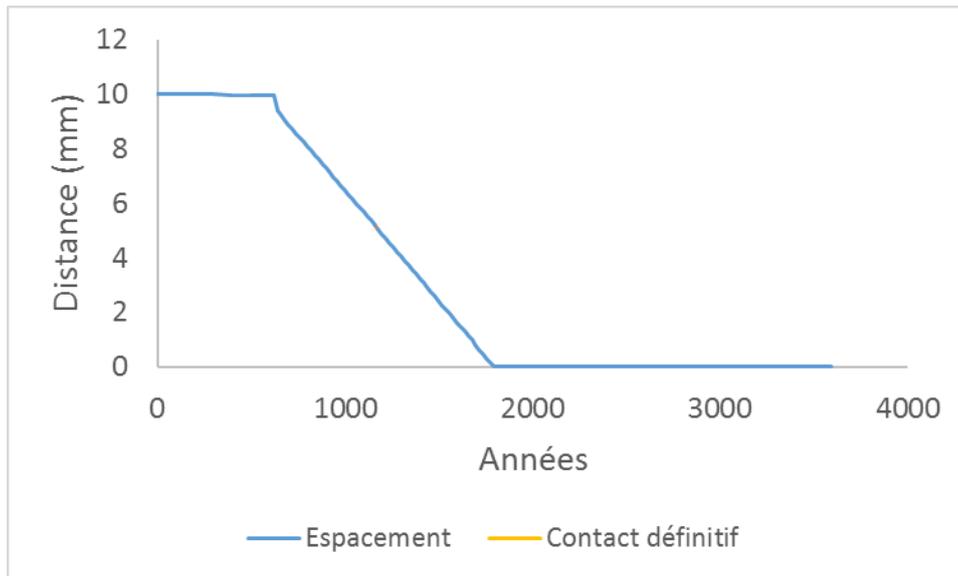


Figure 5-71: Configuration (G) – espacement colis/conteneur

On confirme une fois encore que la soudure rigidifie l'ensemble du conteneur et lui permet une meilleure résistance mécanique. Quant à l'initiation de la plasticité, elle s'effectue après 640 ans (Figure 5-72) soit 120 ans après la version sans soudure mais au même endroit.

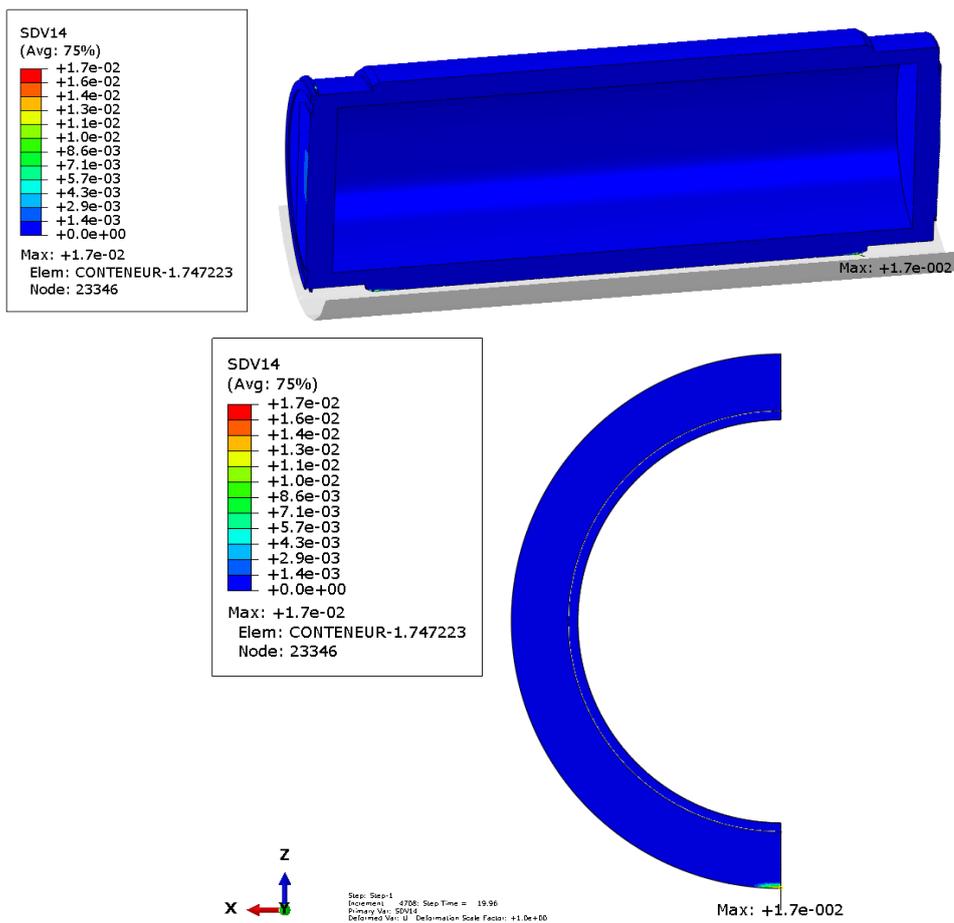


Figure 5-72: Configuration (G) entrée en plasticité après 620 ans

5.4 Analyses et interprétation des résultats

Les trois indicateurs choisis, le temps auquel le contact colis/conteneur se produit, l'instant auquel la plasticité s'initie hors éléments corrodés ainsi que l'instant auquel l'endommagement mécanique est critique (il s'agit d'un élément totalement endommagé alors qu'il n'est pas corrodé) sont répertoriés pour chacune des configurations dans la Figure 5-73.

<i>Configurations</i>	<i>Contact colis/conteneur « année »</i>	<i>Initiation de la plasticité « année »</i>	<i>Endommagement mécanique critique « année »</i>
A	jamais	2000	jamais
B	3710	1600	jamais
C	4300	2800	jamais
D	jamais	1530	jamais
E	4460	500	jamais
F	1660	520	4385
G	1800	640	4550

Figure 5-73: Résumé des indicateurs pour chaque configuration traitée

Nous rappelons que pour toutes les configurations en pression (A) à (E), le chargement de 5 MPa est appliqué à l'ensemble du conteneur à partir de 200 ans. Entre 200 et 500 ans, aucune plasticité n'est observée, les niveaux de contraintes de von Mises induits étant bien en dessous de la limite d'élasticité du P285NH. Ensuite, une augmentation linéaire de la pression maximale induite localement, à une position et une intensité différente selon la configuration considérée, est appliquée entre 500 et 1000 ans.

Nous remarquons que ces conditions ont un impact fort sur un éventuel contact colis/conteneur. En effet, dans deux cas sur cinq le conteneur maintiendra une rigidité suffisante pour ne pas flamber et entraîner ce contact avant corrosion complète.

Excepté le cas (E) dont l'hétérogénéité de corrosion induit une plasticité assez tôt, l'ordre de grandeur des autres cas est semblable bien que le fait d'appliquer la pression maximale à un angle $\theta_c=120^\circ$ retarde largement l'instant d'entrée en plasticité par rapport à un angle $\theta_c=180^\circ$.

L'endommagement mécanique n'évolue pas assez pour être considéré comme un facteur menaçant l'intégrité du conteneur avec ces chargements en pression.

C'est totalement différent, bien sûr, pour les chargements avec les outils rigides puisque les niveaux de pressions de contact générés sont de l'ordre de 600 MPa. Nous pouvons tout de même remarquer que la présence de la soudure permet de retarder les trois phénomènes mesurés par les indicateurs. La soudure étant ici saine (aucun endommagement initial) et son matériau étant plus rigide que le matériau de base, elle permet de rigidifier l'ensemble du conteneur.

L'évolution de la contrainte de von Mises et de la contrainte hydrostatique est ensuite observée dans trois éléments successifs situés au centre du conteneur (Figure 5-74). Il s'agit de la configuration (A) qui est chargée seulement en pression, à 5 MPa de pression fluide et 8 MPa pour le chargement localisé. Le spectre de chargements est donné dans la Figure 5-6.

5. Applications sur conteneurs

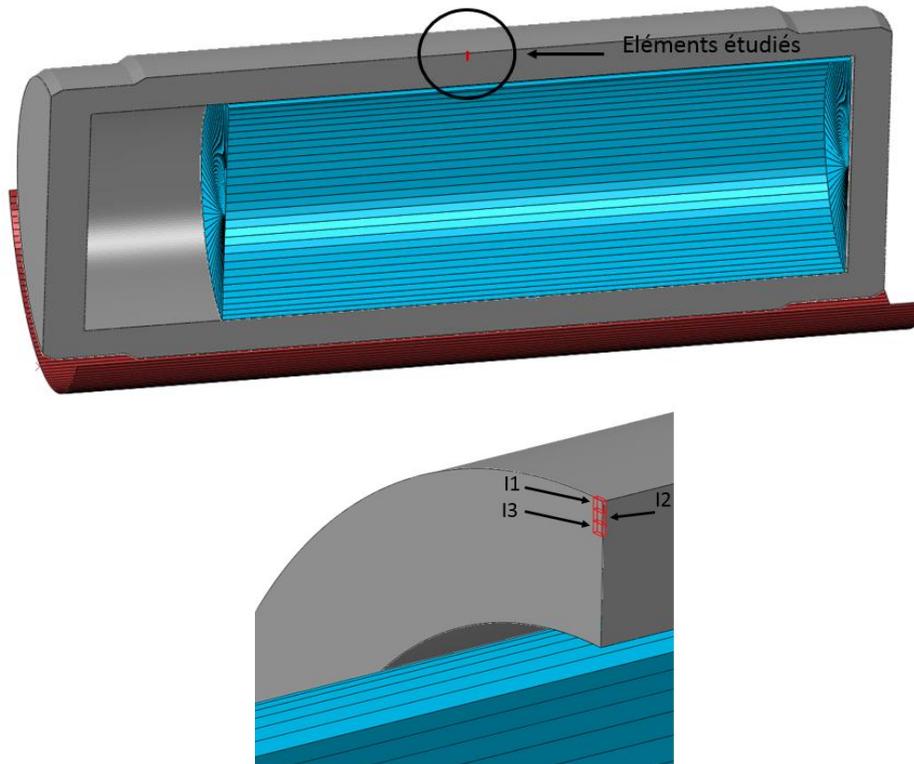


Figure 5-74: Emplacement des trois éléments étudiés I1, I2 et I3

Puisque nous avons postulé que les éléments totalement corrodés retrouvent un module de compressibilité du métal sain et conservent un module de cisaillement de 2% par rapport à un état sain lorsqu'ils sont sollicités en compression. Nous devons alors nous assurer que les contraintes hydrostatiques et contraintes de von Mises reflètent bien cette propriété pour les éléments complètement corrodés. Les valeurs relevées sur ces trois éléments sont données sur la Figure 5-75. Les valeurs sont relevées tous les 200 ans, d'où des contraintes qui semblent évoluer dès $t=0$ ans alors que c'est une interpolation du chargement vu à 200 ans.

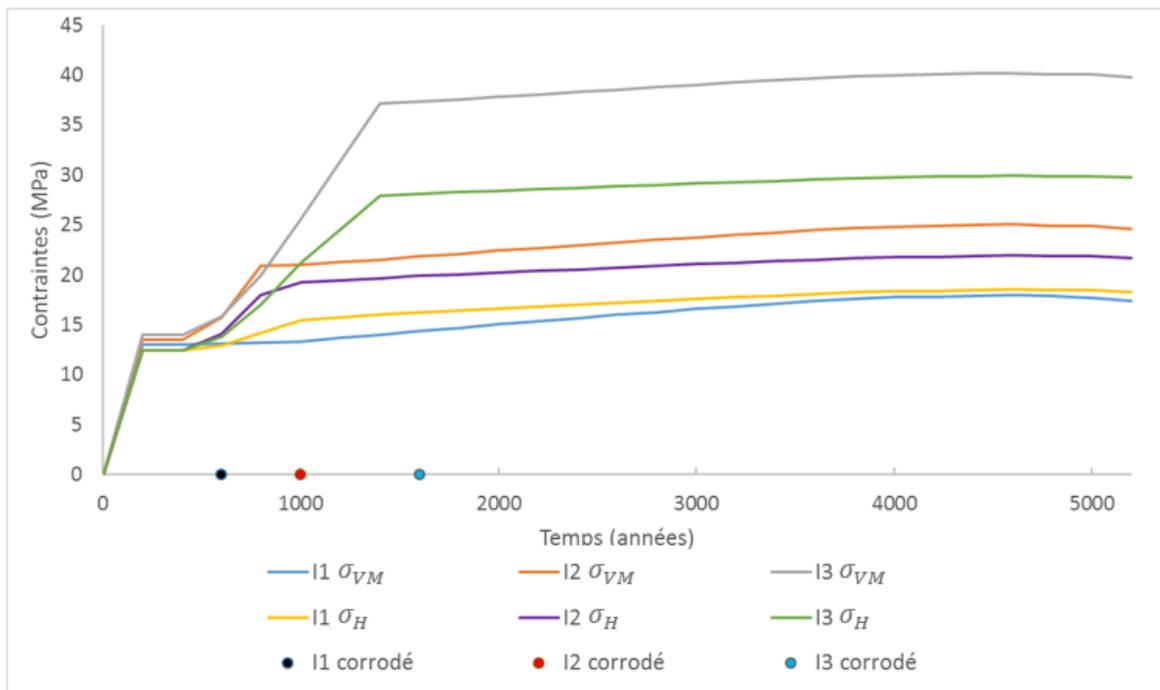


Figure 5-75: Contrainte de von Mises (MPa), contrainte hydrostatique (MPa) et instant de corrosion

L'élément I_1 est en réalité corrodé après 500 ans, I_2 après 1000 ans et I_3 après 1500 ans, le choix de sauvegarder les champs sur ABAQUS tous les 200 ans biaise ici la vue des éléments totalement corrodés. Nous pouvons toutefois voir qu'après corrosion totale, la contrainte hydrostatique et la contrainte de von Mises de chacun des trois éléments évoluent très peu.

5.5 Conclusions

Les résultats obtenus montrent que les conditions de chargement imposées en pression ont des niveaux d'influence divers sur les résultats. En effet, l'augmentation de 50% de la pression maximale appliquée sans changer la pression minimale, entre la configuration (A) et (B), entraîne un contact colis/conteneur qui ne se produisait pas au préalable. Cependant, cet écrasement et ces déformations plus importantes ne soient pas en mesure d'induire une plasticité cumulée suffisante pour que l'endommagement mécanique atteigne des valeurs significatives.

Puis, entre la configuration (B) et (C), nous avons modifié l'angle d'application d'un même chargement (imposant alors un chargement localisé sur deux zones contre une seule précédemment), passant de la partie supérieure du conteneur (180°) à une position moins élevée (120°). Ce changement de position a alors peu d'impact sur les champs de contraintes, de plasticité et d'endommagement mécanique, mais nous voyons toutefois que le contact colis conteneur se produit 400 ans plus tard. Le chargement maximal appliqué par le dessus du conteneur est donc attendu le plus critique.

La simulation (D) permet de voir l'impact d'une soudure par rapport à la simulation (A). Le fait d'avoir un matériau plus rigide dans la soudure entraîne une initiation de la plasticité bien plus tôt que pour le conteneur sans soudures (1530 ans contre 2000 ans). De plus, pour un même chargement mécanique, les couvercles étant plus rigides, c'est l'ensemble de la virole qui est affectée et qui vient se rapprocher bien plus du colis sans toutefois rentrer en contact.

Le dernier essai (E) concernant ces chargements en pression est l'impact de la modification de la vitesse de corrosion du conteneur. Celle-ci a été diminuée par deux sur la partie supérieure du conteneur. Nous voyons alors peu de différence avec la configuration (B). La majorité du chargement étant transmis par les couvercles sur l'ensemble du conteneur, celui-ci sera alors plus résistant à la déformation et le contact conteneur/colis se produira 700 ans plus tard. Finalement, les chargements en pression testés ne sont pas suffisants pour menacer l'intégrité du conteneur avant corrosion totale de celui-ci.

Le chargement avec des outils rigides, configurations (F) et (G) est très différent, nous voyons ici des grandes déformations et une évolution de l'endommagement. Les pressions de contact sont alors très élevées, nous sommes ici à des niveaux de 600 MPa ce qui conduit à un endommagement des premiers éléments après 4385 ans. On note toutefois que le colis en verre est ici considéré comme un solide indéformable, si celui-ci était déformable dans sa totalité, les déformations du conteneur seraient mieux réparties sur toute la virole et l'endommagement s'initierait probablement encore plus tard. La présence des soudures, lorsque celles-ci ne sont pas sujettes à des différences de vitesses de corrosion par rapport au reste du matériau constituant le conteneur, ne constituent pas des zones critiques, elles ont plutôt tendance à renforcer le comportement mécanique du conteneur.

Conclusions et perspectives

L'objectif de cette thèse était l'étude du comportement et de l'endommagement à long terme de conteneurs de stockage de déchets radioactifs de Haute Activité (HA) soudés par faisceau d'électrons et soumis à diverses sollicitations mécaniques dans un environnement de corrosion généralisée. Afin de mener à bien ce projet, un modèle de comportement mécanique fortement couplé à l'endommagement ductile a été défini (Chapitre 1) puis discrétisé et implémenté dans la plateforme ABAQUS (Chapitre 2). Ensuite (Chapitre 3), une campagne relativement exhaustive d'essais mécaniques a été réalisée. Elle a permis l'identification de tous les paramètres du modèle de comportement et d'endommagement pour les divers matériaux composant le conteneur soudé (Chapitre 4). Enfin, dans le dernier chapitre nous avons utilisé le modèle développé dans le chapitre 1, numérisé dans le chapitre 2 et identifié et validé dans le chapitre 4 sur la base d'essais du chapitre 3, pour simuler numériquement le comportement et, le cas échéant, la rupture de conteneurs dans différentes configurations de sollicitations et de corrosion.

Le premier chapitre a permis de sélectionner un modèle de comportement élastoplastique avec écrouissages non linéaires cinématique et isotrope fortement couplés à l'endommagement ductile isotrope et faiblement couplé à la corrosion généralisée. Les raisons de nos choix, en fonction de considérations liées à l'évolution des matériaux dans le temps (plusieurs millénaires) mais aussi aux temps de calculs engendrés par la taille du conteneur (plusieurs semaines pour un modèle macroscopique) ont été explicitées.

Dans le second chapitre, la discrétisation du problème d'évolution dans l'espace (par éléments finis) et dans le temps (par différences finies) et son implémentation dans le logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS ont été présentées. Les équations de comportement sont résolues, en chaque point de Gauss, à l'aide de la méthode itérative (implicite) de prédiction élastique et correction plastique avec réduction du nombre d'équations. Pour la résolution globale du problème d'évolution, nous avons d'abord utilisé le schéma statique implicite et itératif (ABAQUS/Standard) pour ses bonnes propriétés de stabilité numérique avec des pas de temps relativement grands. Cependant, quand la convergence devient difficile à atteindre nous recourons à un solveur dynamique explicite (ABAQUS/Explicit) qui permet de conduire une simulation jusqu'à son terme avec des pas de temps faibles et avec l'aide de la procédure de Mass Scaling pour accélérer un peu les calculs.

Le troisième chapitre, a permis l'obtention d'une base de données expérimentales en réalisant des essais sur l'acier P285NH avec différents types d'éprouvettes lisses ou entaillées, plates ou cylindriques, issues du matériau de base ainsi que du joint de soudure. Les essais effectués sur le matériau de base montrent un comportement similaire dans les différentes directions de l'espace quel que soit le lieu de prélèvement dans la virole, validant ainsi le développement d'un modèle de comportement isotrope retenue lors de la formulation du modèle macroscopique. L'étude effectuée sur la soudure et plus particulièrement sur la zone fondue montre que ses grains aciculaires lui confèrent une meilleure résistance mécanique que le matériau de base. L'hétérogénéité induite par la présence de cette zone fondue a rendu nécessaire l'emploi d'une loi de mélange entre les propriétés de la ZF et celles du MB afin d'accéder aux propriétés du matériau de la ZAT dans laquelle il n'était pas facile de prélever des éprouvettes d'essais.

6. Conclusions et perspectives

Dans le quatrième chapitre, une étude de sensibilité de plusieurs paramètres du modèle a été réalisée afin de faciliter la procédure d'identification de tous les paramètres dans le MB et la ZF. Une loi de mélange simple a été utilisée pour déterminer les paramètres du modèle dans la ZAT. Des mesures fines par corrélation d'images, réalisées sur éprouvettes entaillées (matériau de base) mais aussi sur éprouvettes plates (ZF), ont permis de valider la procédure d'identification et la méthodologie numérique développée.

Les indicateurs employés dans le dernier chapitre concernant la caractérisation de l'évolution du comportement du conteneur ont permis de tirer plusieurs conclusions.

- Les chargements en pression testés ne conduisent pas à l'endommagement mécanique du conteneur qui perd donc son étanchéité par corrosion totale de toute son épaisseur.
- Une pression maximale de 8,0 MPa appliquée à 180° sur le conteneur (i. e. représentant le comportement post-flambement du chemisage) ne produit pas une sollicitation suffisante pour générer un contact entre le conteneur et le colis vitrifié ; alors qu'un chargement à 12,0 MPa le permet.
- La position critique pour un chargement en pression appliquée au conteneur se situe à 180°, par comparaison avec le même chargement appliqué à 120° et sur deux zones.
- Le fait de corroder le conteneur avec des vitesses différentes à mi-hauteur de celui-ci avec 5,0 $\mu\text{m}/\text{an}$ pour la partie supérieure et 10,0 $\mu\text{m}/\text{an}$ pour la partie inférieure, n'engendre pas de rupture précoce en comparaison avec une vitesse de corrosion homogène de 10,0 $\mu\text{m}/\text{an}$.
- Ayant corrodé moins rapidement la partie supérieure du conteneur, nous observons un instant de contact colis/conteneur plus tardif que pour le cas avec corrosion homogène.
- Devant les faibles niveaux d'endommagement atteint dans les différentes configurations testées, nous avons effectué des simulations avec vitesses de déplacements imposées par des outils rigides (indéformables). La conséquence est alors des contraintes mécaniques bien plus importantes (de l'ordre de 600 MPa) induisant des déformations plastiques non négligeables et un endommagement ductile avant corrosion totale du conteneur (au-delà de 4000 ans). Une comparaison avec un conteneur ayant deux zones soudées a permis de constater que celles-ci améliorent la rigidité globale du conteneur et retardent l'entrée en plasticité du conteneur.

En termes de perspectives, plusieurs pistes d'amélioration sont envisageables :

- Aspects théoriques

Parmi les points faibles de la modélisation adoptée, nous pouvons signaler que l'utilisation d'un modèle local conduit à une solution fortement dépendante de la discrétisation spatiale (maillage) et temporelle (pas de temps). En première approximation nous avons utilisé la technique « ingénieur » qui consiste à identifier le modèle avec une discrétisation optimale qu'il convient de conserver pour tous les calculs ultérieurs. La solution élégante et plus rigoureuse à ce problème consiste à utiliser des modèles de comportement et d'endommagement non locaux formulés dans le cadre des milieux continus généralisés permettant d'assurer l'indépendance de la solution vis-à-vis de la discrétisation de l'espace et du temps. Ce type de modélisation, plus lourdes à l'usage, permettrait une discrétisation aussi fine que la géométrie l'exige, sans incidence (à convergence) sur la solution du problème.

6. Conclusions et perspectives

Une autre piste à explorer serait l'amélioration de la modélisation de la corrosion en la faisant gouverner par une équation de diffusion (transport de masse). Cette équation aux dérivées partielles, avec des conditions aux limites appropriées, fournira une forme faible additionnelle avec une inconnue nodale supplémentaire (variable corrosion) et dont la résolution sur chaque incrément de temps fournira la valeur de la variable corrosion en chaque nœud du maillage. Cette variable sera transférée aux points de Gauss pour réaliser un couplage fort corrosion-comportement-endommagement. Les conditions aux limites sont cependant très compliquées à déterminer.

- Aspects expérimentaux

Une exploitation plus fine des mesures par corrélation d'images pourrait être effectuée. En effet, nous avons utilisé les éprouvettes doublement entaillées essentiellement pour suivre le trajet de localisation de la déformation (et donc le chemin de fissuration) sans réaliser une étude de sensibilité du chemin de la fissuration aux paramètres importants. Cette étude de sensibilité reste donc à faire.

Il y aura également besoin d'essais de validation plus conséquents à réaliser sur maquettes instrumentées. La difficulté de soudage par faisceau d'électrons sur 55,0 mm, les besoins d'une force d'écrasement importante, mais aussi le temps limité pour les travaux de thèse n'aura pas permis de réaliser ces expérimentations qui seront très utiles pour la validation de la totalité de la modélisation.

- Aspects numériques

Avec la formulation locale, la taille du maillage est déterminée par la procédure d'identification et aboutit souvent à des tailles de maillage très faibles par rapport à l'épaisseur de la structure. L'utilisation de ces faibles tailles d'éléments conduit à des temps de calcul prohibitifs. Il conviendrait donc de recourir à :

- Une modélisation non locale (voir ci-dessus) et l'implémenter numériquement (i) en formulant de nouveaux éléments avec de nouvelles inconnues nodales, (ii) en rajoutant des formes faibles supplémentaires provenant des équations de bilan micromorphiques additionnelles, et (iii) en mettant en place un algorithme adéquat de résolution de toutes les formes faibles sur chaque incrément de charge
- Une résolution adaptative incluant l'adaptation du maillage 3D afin de raffiner le maillage dans les zones "actives" et le « déraffiner » dans les zones où aucune dissipation n'est active (zones d'élasticité).
- Des méthodes appropriées de réduction de modèles éventuellement combinées avec des techniques de parallélisation des calculs afin de réduire significativement les coûts des calculs pour les structures industrielles.

Annexes

7.1 Dérivées de l'opérateur tangent

L'ensemble des dérivées de l'opérateur tangent incrémental $\frac{d\Delta\sigma_{n+1}}{d\Delta\varepsilon_{n+1}}$ (exprimé dans l'équation 2.103) est donné dans cette annexe.

$$\frac{d\Delta\sigma_{n+1}}{d\Delta\varepsilon_{n+1}} = \frac{d\Delta S_{n+1}}{d\Delta\varepsilon_{n+1}} + \frac{d\Delta\sigma_{H_{n+1}}}{d\Delta\varepsilon_{n+1}} \otimes \underline{I} \quad 7.1$$

Commençons par la partie déviatorique de cette dérivée :

$$\begin{aligned} \frac{\partial\Delta S_{n+1}}{\partial\Delta\varepsilon_{n+1}} &= 4\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \otimes \Delta\varepsilon_{d_{n+1}} + 2\mu (g_{d_{n+1}})^2 \frac{\partial\Delta\varepsilon_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \\ &\quad - 2\mu \frac{\partial\Delta\varepsilon_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \otimes \Delta\lambda N_{n+1} - 2\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial\Delta\lambda}{\partial\Delta\varepsilon} \otimes N_{n+1} \\ &\quad - 2\mu g_{d_{n+1}} \frac{\partial N_{n+1}}{\partial\Delta\varepsilon} \Delta\lambda + \frac{2g_{d_{n+1}} S_n}{(g_{d_n})^2} \otimes \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \end{aligned} \quad 7.2$$

$$\frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} = \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial d_n} \frac{\partial d_{n+1}}{\partial\Delta\varepsilon} \quad 7.3$$

$$\frac{\partial\Delta\varepsilon_{d_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} = [I]_{dev} \quad 7.4$$

$$\frac{\partial N_{n+1}}{\partial\Delta\varepsilon} = \frac{g_{d_{n+1}}}{R^* + C_a^*} \frac{\partial Z_{n+1}^*}{\partial\Delta\varepsilon} \quad 7.5$$

Puis la partie hydrostatique de cette dérivée :

$$\begin{aligned} \frac{d\Delta\sigma_{H_{n+1}}}{d\Delta\varepsilon_{n+1}} &= 2g_{H_{n+1}} \frac{\partial g_{H_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \frac{\sigma_{H_n}}{(g_{H_n})^2} + 2K g_{H_{n+1}} \frac{\partial g_{H_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} \text{trace}(\Delta\varepsilon_{n+1}) \\ &\quad + K (g_{H_{n+1}})^2 \frac{\partial\text{trace}(\Delta\varepsilon_{n+1})}{\partial\Delta\varepsilon} \end{aligned} \quad 7.6$$

$$\frac{\partial g_{H_{n+1}}}{\partial\Delta\varepsilon} = \frac{\partial g_{d_{n+1}}}{\partial d_n} \frac{\partial d_{n+1}}{\partial\Delta\varepsilon} \quad 7.7$$

$$\frac{\partial\text{trace}(\Delta\varepsilon_{n+1})}{\partial\Delta\varepsilon} = I_3 \quad 7.8$$

Références bibliographiques

- Abdul-Latif, A., 1994. Approches multi-échelles pour la description de l'anélasticité avec endommagement (thesis). Compiègne.
- Asano, H., Maeda, K., Aritomi, M., 2006. Long-Term Integrity of Waste Package Final Closure for HLW Geological Disposal, (III): Applicability of Electron Beam Welding to Overpack Final Closure. *Journal of Nuclear Science and Technology* 43, 206–221. <https://doi.org/10.1080/18811248.2006.9711083>
- Benzerga, A.A., Besson, J., Pineau, A., 1999. Coalescence-Controlled Anisotropic Ductile Fracture. *J. Eng. Mater. Technol* 121, 221–229. <https://doi.org/10.1115/1.2812369>
- Besson, J., Steglich, D., Brocks, W., 2003. Modeling of plane strain ductile rupture. *International Journal of Plasticity* 19, 1517–1541. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(02\)00022-0](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00022-0)
- Bonet, J., Wood, R.D., 2008. *Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis*. Cambridge University Press.
- Brüning, M., 2003a. An anisotropic ductile damage model based on irreversible thermodynamics. *International Journal of Plasticity* 19, 1679–1713.
- Brüning, M., 2003b. Numerical analysis of anisotropic ductile continuum damage. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 192, 2949–2976.
- Brüning, M., 2001. A framework for large strain elastic–plastic damage mechanics based on metric transformations. *International Journal of Engineering Science* 39, 1033–1056. [https://doi.org/10.1016/S0020-7225\(00\)00077-X](https://doi.org/10.1016/S0020-7225(00)00077-X)
- Bulidon, N., 2019. Etude de la fissuration assistée par l'environnement des aciers peu alliés en situation de stockage géologique des déchets radioactifs (thèse). Université de Lyon.
- Cailletaud, G., 1987. Une approche micromécanique phénoménologique du comportement inélastique des métaux (thèse). Paris 6.
- Chaboche, J.L., 1988. Continuum Damage Mechanics: Part II—Damage Growth, Crack Initiation, and Crack Growth. *J. Appl. Mech* 55, 65–72. <https://doi.org/10.1115/1.3173662>
- Chaboche, J.-L., 1978. Description thermodynamique et phénoménologique de la viscoplasticité cyclique avec endommagement. ONÉRA.
- Chaboche, J.L., 1977. Sur l'utilisation des variables d'état interne pour la description du comportement viscoplastique et de la rupture par endommagement. *Problems Non-Linear de Mécanique* 137–159.
- Chaboche, J.L., Boudifa, M., Saanouni, K., 2006. A CDM Approach of Ductile Damage with Plastic Compressibility. *International Journal of Fracture* 137, 51–75. <https://doi.org/10.1007/s10704-005-3061-5>
- Cordebois, J.-P., Brunet, M., Sidoroff, F., Pomey, G., Ecole d'été d'Oléron, 1990. *Physique et mécanique de la mise en forme des métaux*. Presses du CNRS : IRSID, Paris, France.
- Cordebois, J.P., Sidoroff, F., 1982. Damage Induced Elastic Anisotropy, in: Boehler, J.-P. (Ed.), *Mechanical Behavior of Anisotropic Solids / Comportment Mécanique Des Solides Anisotropes*. Springer Netherlands, pp. 761–774.
- Dassault Systèmes, 2011. ABAQUS Documentation.
- Dawicke, D.S., Piascik, R.S., Newman, J.C., 1997. Prediction of Stable Tearing and Fracture of a 2000-Series Aluminum Alloy Plate Using a CTOA Criterion. *Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume*. <https://doi.org/10.1520/STP16230S>

8. Références bibliographiques

- De Motte, R., Mingant, R., Kittel, J., Ropital, F., Combrade, P., Necib, S., Deydier, V., Crusset, D., 2018. Near surface pH measurements in aqueous CO₂ corrosion. *Electrochimica Acta* 290, 605–615. <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2018.09.117>
- Desmorat, R., Cantournet, S., 2008. Modeling Microdefects Closure Effect with Isotropic/Anisotropic Damage. *International Journal of Damage Mechanics* 17, 65–96. <https://doi.org/10.1177/1056789507069541>
- Dogui, A., 1989. Plasticité anisotrope en grandes déformations.
- Elices, M., Guinea, G.V., Gómez, J., Planas, J., 2002. The cohesive zone model: advantages, limitations and challenges. *Engineering Fracture Mechanics* 69, 137–163. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(01\)00083-2](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(01)00083-2)
- Féron, D., Crusset, D., Gras, J.-M., 2008. Corrosion issues in nuclear waste disposal. *Journal of Nuclear Materials, Proceedings of the Third International Workshop on Long-Term Prediction of Corrosion Damage in Nuclear Waste Systems* 379, 16–23. <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2008.06.023>
- Fletcher, C.A.J., 1984. Computational Galerkin Methods, in: *Computational Galerkin Methods*, Springer Series in Computational Physics. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 72–85. https://doi.org/10.1007/978-3-642-85949-6_2
- François, D., Pineau, A., Zaoui, A., 1993. Comportement mécanique des matériaux : viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact.
- Garrison, W.M., Moody, N.R., 1987. Ductile fracture. *Journal of Physics and Chemistry of Solids* 48, 1035–1074. [https://doi.org/10.1016/0022-3697\(87\)90118-1](https://doi.org/10.1016/0022-3697(87)90118-1)
- Gelin, J.-C., 1985. Modèles numériques et expérimentaux en grandes déformations plastiques et endommagement de rupture ductile (thèse).
- Germain, P., 1973. *Cours de mécanique des milieux continus*. Masson.
- Gologanu, M., 1997. *Etude de quelques problèmes de rupture ductile des métaux (thèse)*. Paris 6.
- Gurson, A.L., 1977. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *J. Eng. Mater. Technol* 99, 2–15. <https://doi.org/10.1115/1.3443401>
- Hallai, J.F., Kyriakides, S., 2011. On the effect of Lüders bands on the bending of steel tubes. Part II: Analysis. *International Journal of Solids and Structures* 48, 3285–3298. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2011.07.012>
- Hammi, Y., 2000. *Simulation numérique de l'endommagement dans les procédés de mise en forme (thesis)*. Troyes.
- Hammi, Y., Horstemeyer, M.F., Bammann, D.J., 2003. *An Anisotropic Damage Model for Ductile Metals*.
- Hild, F., 2003. *Mesures de champs de déplacement par corrélation d'images et applications en mécanique des solides*.
- Hughes, T.J.R., 2012. *The Finite Element Method: Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis*. Courier Corporation.
- Issa, M., 2010. *Modélisation et simulation numérique des procédés de fabrication sous conditions extrêmes*.
- James, M.A., Newman, J.C., 2003. The effect of crack tunneling on crack growth: experiments and CTOA analyses. *Engineering Fracture Mechanics* 70, 457–468. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(02\)00131-5](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(02)00131-5)
- Kachanov, L.M., 1958. Time of the Rupture Process under Creep Conditions, *Izy Akad. Nank S. S. R. Otd Tech Nauk* 8, 26–31.
- Kardestuncer, H., 1987. *Finite element handbook*.

8. Références bibliographiques

- Ladeveze, P., Lemaitre, J., 1984. Damage effective stress in quasi unilateral conditions, in: 16th International Congress of Theoretical and Applied Mechanics, Lyngby, Denmark.
- Lambert-Perlade, A., 2001. Rupture par clivage de microstructures d'aciers bainitiques obtenues en conditions de soudage (Theses). École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Leblond, J.-B., Gologanu, M., Devaux, J., 1993. Approximate models for ductile metals containing non-spherical voids—Case of axisymmetric prolate ellipsoidal cavities. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 41, 1723–1754. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(93\)90029-F](https://doi.org/10.1016/0022-5096(93)90029-F)
- Lee, E.H., 1969. Elastic-Plastic Deformation at Finite Strains. *J. Appl. Mech* 36, 1–6. <https://doi.org/10.1115/1.3564580>
- Lemaitre, J., 1992. *A Course on Damage Mechanics*.
- Lemaitre, J., 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *J. Eng. Mater. Technol* 107, 83–89. <https://doi.org/10.1115/1.3225775>
- Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Benallal, A., Desmorat, R., 2009. *Mécanique des matériaux solides - 3ème édition*. Dunod.
- Lemaitre, J., Desmorat, R., 2005. *Engineering damage mechanics: ductile, creep, fatigue and brittle failures*. Springer Science & Business Media.
- Lemaitre, J., Desmorat, R., Sauzay, M., 2000. Anisotropic damage law of evolution. *European Journal of Mechanics - A/Solids* 19, 187–208. [https://doi.org/10.1016/S0997-7538\(00\)00161-3](https://doi.org/10.1016/S0997-7538(00)00161-3)
- Lemarchand, C., 1999. *De la dynamique des dislocations a la mecanique des milieux continus : developpement et application d'une simulation micro-macro (thesis)*. Paris 6.
- Mura, T., 1987. *Micromechanics of Defects in Solids* : T. Mura : 9789024732562 [WWW Document]. URL <https://www.bookdepository.com/Micromechanics-Defects-Solids-T-Mura/9789024732562> (accessed 5.2.19).
- Murakami, S., 2012. *Continuum Damage Mechanics: A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture, Solid Mechanics and Its Applications*. Springer Netherlands.
- Murakami, S., 1988. Mechanical Modeling of Material Damage. *J. Appl. Mech* 55, 280–286. <https://doi.org/10.1115/1.3173673>
- Necib, S., Bumbieler, F., Duret-Thual, C., Bulidon, N., Crusset, D., Combrade, P., 2017. Assessment of the resistance to environmentally assisted cracking (EAC) of C-steel casing and overpack in the COx claystone. *Corrosion Engineering, Science and Technology* 52, 95–100. <https://doi.org/10.1080/1478422X.2017.1336003>
- Nemat-Nasser, S., Hori, M., 1999. *Micromechanics: overall properties of heterogeneous materials*. Elsevier, Amsterdam.
- O'Dowd, N.P., Shih, C.F., 1991. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter—I. Structure of fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 39, 989–1015. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(91\)90049-T](https://doi.org/10.1016/0022-5096(91)90049-T)
- Oudin, H., 2008. *Méthode des éléments finis*.
- Pineau, A., 2006. Development of the local approach to fracture over the past 25 years: Theory and applications. *International Journal of Fracture* 138, 139–166. <https://doi.org/10.1007/s10704-006-0035-1>
- Pineau, A., 1982. Review of fracture micromechanisms and a local approach to predicting crack resistance in low strength steels. *Advances in Fracture Mechanics Research, ICF5, 1982* 553–577.

8. Références bibliographiques

- Pirondi, A., Bonora, N., Steglich, D., Brocks, W., Hellmann, D., 2006. Simulation of failure under cyclic plastic loading by damage models. *International Journal of Plasticity* 22, 2146–2170. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2006.03.007>
- Raabe, D., 1998. *Computational materials science: the simulation of materials microstructures and properties*. Wiley-VCH.
- Rice, J.R., 1968. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. <https://doi.org/10.1115/1.3601206>
- Rice, J.R., Tracey, D.M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17, 201–217. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7)
- Rousselier, G., 1987. Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture. *Nuclear Engineering and Design* 105, 97–111. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(87\)90234-2](https://doi.org/10.1016/0029-5493(87)90234-2)
- Rousselier, G., 1981. Finite deformation constitutive relations including ductile fracture damage 26.
- Saanouni, K., 2012. *Damage Mechanics in Metal Forming: Advanced Modeling and Numerical Simulation*. ISTE Ltd., London : Hoboken, NJ.
- Saanouni, K., 1988. Sur l'analyse de la fissuration des milieux élasto-viscoplastiques par la théorie de l'endommagement continu (thesis). Compiègne.
- Saanouni, K., Chaboche, J.L., 2003. 3.06 - Computational Damage Mechanics: Application to Metal Forming Simulation, in: Milne, I., Ritchie, R.O., Karihaloo, B. (Eds.), *Comprehensive Structural Integrity*. Pergamon, Oxford, pp. 321–376. <https://doi.org/10.1016/B0-08-043749-4/03072-X>
- Saanouni, K., Forster, C.H., Hatira, F.B., 1994. On the Anelastic Flow with Damage. *International Journal of Damage Mechanics* 3, 140–169. <https://doi.org/10.1177/105678959400300203>
- Silva, E.G. da, 2011. *Méthodes et Analyse Numériques*.
- Simo, J.C., Tarnow, N., Doblare, M., 1995. Non-linear dynamics of three-dimensional rods: Exact energy and momentum conserving algorithms. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38, 1431–1473. <https://doi.org/10.1002/nme.1620380903>
- Simo, J.C., Taylor, R.L., 1986. A return mapping algorithm for plane stress elastoplasticity. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 22, 649–670. <https://doi.org/10.1002/nme.1620220310>
- Suquet, P., 1981. An approach by homogenization to a form of damage. *Comptes rendus de l'académie des sciences - série II* 292, 809–812.
- Suquet, P.M., 1993. Overall potentials and extremal surfaces of power law or ideally plastic composites. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 41, 981–1002. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(93\)90051-G](https://doi.org/10.1016/0022-5096(93)90051-G)
- Takeda, R., 2016. Study of Crack Propagation of Ductile Fracture for Advanced High Strength Steels. Presented at the Transactions of Society of Automotive Engineers of Japan.
- Thomason, P.F., 1990. *Ductile fracture of metals*. Pergamon Press, Oxford.
- Tvergaard, V., 1989. Material Failure by Void Growth to Coalescence, in: Hutchinson, J.W., Wu, T.Y. (Eds.), *Advances in Applied Mechanics*. Elsevier, pp. 83–151. [https://doi.org/10.1016/S0065-2156\(08\)70195-9](https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70195-9)
- Tvergaard, V., 1982. Ductile fracture by cavity nucleation between larger voids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 30, 265–286. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(82\)90033-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(82)90033-3)

8. Références bibliographiques

- Voyiadjis, G.Z., 1999. *Advances in Damage Mechanics: Metals and Metal Matrix Composites*.
- Voyiadjis, G.Z., Al-Rub, R.K.A., Palazotto, A.N., 2004. Thermodynamic framework for coupling of non-local viscoplasticity and non-local anisotropic viscodamage for dynamic localization problems using gradient theory. *International Journal of Plasticity* 20, 981–1038.
- Voyiadjis, G.Z., Kattan, P.I., 1992. A plasticity-damage theory for large deformation of solids—I. Theoretical formulation. *International Journal of Engineering Science* 30, 1089–1108.
- Zhan, M., Du, H., Liu, J., Ren, N., Yang, H., Jiang, H., Diao, K., Chen, X., 2010. A method for establishing the plastic constitutive relationship of the weld bead and heat-affected zone of welded tubes based on the rule of mixtures and a microhardness test. *Materials Science and Engineering: A* 527, 2864–2874. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.01.009>
- Zhang, Z.L., Thaulow, C., Hauge, M., 1997. Effects of crack size and weld metal mismatch on the has cleavage toughness of wide plates. *Engineering Fracture Mechanics* 57, 653–664. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(97\)00053-2](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(97)00053-2)

Résumé

L'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (Andra) est en charge d'étudier le stockage des déchets de Haute Activité (HA) dans un centre de stockage géologique (projet Cigéo). Il est prévu d'encapsuler les déchets HA dans des conteneurs mécano-soudés en acier non allié P285NH, puis de les insérer dans des alvéoles de stockage réalisées dans une formation argileuse à 500 m de profondeur. L'objectif principal de la thèse est de savoir si le modèle proposé et la méthode numérique associée sont capables de prédire fidèlement le comportement à long terme (plusieurs centaines d'années) de ces conteneurs en situation de stockage, notamment l'épaisseur critique à partir de laquelle la rupture ductile apparaît. Le comportement ductile de l'acier P285NH a été caractérisé par des essais sur des éprouvettes prélevées sur une maquette échelle 1:1. Des essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes lisses et entaillées issues du matériau de base ainsi que du joint soudé. Pour ces matériaux, un modèle de comportement élastoplastique avec écrouissages non linéaires cinématique et isotrope fortement couplés à l'endommagement ductile isotrope et faiblement couplé à la corrosion généralisée, a été développé. Sa formulation est basée sur la thermodynamique des processus irréversibles avec des variables d'état macroscopiques en considérant des grandes déformations plastiques. Plusieurs cas de simulations sur conteneurs soumis à différents chargements mécaniques et vitesses de corrosion sont réalisés.

Mots clés : élastoplasticité ; endommagement, mécanique de l'(milieux continus) ; acier – ductilité ; simulation par ordinateur ; essais dynamiques

Abstract

Andra, the French national radioactive waste management agency, is in charge of studying the possibility of disposal of High Level activity Wastes (HLW) in deep geological repository. Andra has planned to encapsulate HLW in non-alloy P285NH steel overpacks before inserting them into horizontal steel cased micro-tunnels called HLW disposal cells. The objective of this PhD is to study the long-term behavior of a welded steel overpack subjected to mechanical loading and generalized corrosion. Several tensile tests have been performed on smooth and notched specimens taken from both base material and welded material. For these materials, an elastoplastic behavior model with mixed nonlinear hardening strongly coupled with ductile isotropic damage and weakly coupled with generalized corrosion is developed. It is formulated based on the classical thermodynamics of irreversible processes framework with state variables at the macroscopic scale assuming the large plastic strains and small elastic strains.

The comparisons between numerical and experimental results allow us to be confident in the capability of numerical simulations performed on P285NH to simulate the initiation and propagation of cracks. Finally, the addition of corrosion allows performing multiple simulations on overpacks, subjected to different mechanical loading conditions and corrosion conditions.

Keywords : elastoplasticity; continuum damage mechanics; steel—ductility; computer simulation; dynamic testing

Jérémy SERVEAUX

Doctorat : Matériaux, Mécanique, Optique et Nanotechnologie

Année 2019

Rupture ductile d'un conteneur de déchets radioactifs HA soudé et soumis à une corrosion généralisée

L'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (Andra) est en charge d'étudier le stockage des déchets de Haute Activité (HA) dans un centre de stockage géologique (projet Cigéo). Il est prévu d'encapsuler les déchets HA dans des conteneurs mécano-soudés en acier non allié P285NH, puis de les insérer dans des alvéoles de stockage réalisées dans une formation argileuse à 500 m de profondeur. L'objectif principal de la thèse est de savoir si le modèle proposé et la méthode numérique associée sont capables de prédire fidèlement le comportement à long terme (plusieurs centaines d'années) de ces conteneurs en situation de stockage, notamment l'épaisseur critique à partir de laquelle la rupture ductile apparaît. Le comportement ductile de l'acier P285NH a été caractérisé par des essais sur des éprouvettes prélevées sur une maquette échelle 1:1. Des essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes lisses et entaillées issues du matériau de base ainsi que du joint soudé. Pour ces matériaux, un modèle de comportement élastoplastique avec écrouissages non linéaires cinématique et isotrope fortement couplés à l'endommagement ductile isotrope et faiblement couplé à la corrosion généralisée, a été développé. Sa formulation est basée sur la thermodynamique des processus irréversibles avec des variables d'état macroscopiques en considérant des grandes déformations plastiques. Plusieurs cas de simulations sur conteneurs soumis à différents chargements mécaniques et vitesses de corrosion sont réalisés.

Mots clés : élastoplasticité - endommagement, mécanique de l'(milieux continus) - acier, ductilité - simulation par ordinateur - essais dynamiques.

Ductile Fracture of Welded High Level Radioactive Waste Overpack Subjected to a Generalized Corrosion

Andra, the French national radioactive waste management agency, is in charge of studying the possibility of disposal of High Level activity Wastes (HLW) in deep geological repository. Andra has planned to encapsulate HLW in non-alloy P285NH steel overpacks before inserting them into horizontal steel cased micro-tunnels called HLW disposal cells. The objective of this PhD is to study the long-term behavior of a welded steel overpack subjected to mechanical loading and generalized corrosion. Several tensile tests have been performed on smooth and notched specimens taken from both base material and welded material. For these materials, an elastoplastic behavior model with mixed nonlinear hardening strongly coupled with ductile isotropic damage and weakly coupled with generalized corrosion is developed. It is formulated based on the classical thermodynamics of irreversible processes framework with state variables at the macroscopic scale assuming the large plastic strains and small elastic strains.

The comparisons between numerical and experimental results allow us to be confident in the capability of numerical simulations performed on P285NH to simulate the initiation and propagation of cracks. Finally, the addition of corrosion allows performing multiple simulations on overpacks, subjected to different mechanical loading conditions and corrosion conditions.

Keywords: elastoplasticity - continuum damage mechanics - steel, ductility - computer simulation - dynamic testing.

Thèse réalisée en partenariat entre :



Ecole Doctorale "Sciences pour l'Ingénieur"