



**HAL**  
open science

# General synthesis of fracture mechanics modelisation of lower head failure developed at IRSN for nuclear reactor core melting accident

Gregory Nicaise

## ► To cite this version:

Gregory Nicaise. General synthesis of fracture mechanics modelisation of lower head failure developed at IRSN for nuclear reactor core melting accident. PSN-RES/SAG/2014-00459, IRSN - Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire. 2014. hal-04270018

**HAL Id: hal-04270018**

**<https://hal.science/hal-04270018>**

Submitted on 3 Nov 2023

**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.

Copyright

**IRSN**

INSTITUT  
DE RADIOPROTECTION  
ET DE SÛRETÉ NUCLÉAIRE

*Faire avancer la sûreté nucléaire*

**Mécanique fond de cuve en accident grave  
Synthèse générale des travaux SAG sur la période 2010-  
2013 et principaux enseignements**

Grégory Nicaise

PSN-RES/SAG/B2EGR

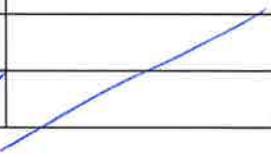
Rapport PSN-RES/SAG/2014-00459

**Pôle sûreté des installations et des systèmes nucléaires**  
Service des Accidents Graves

**Fiche descriptive du rapport**  
**Report description sheet**

**Mécanique fond de cuve en accident grave**  
**Synthèse générale des travaux SAG sur la période 2010-2013**  
**et principaux enseignements**

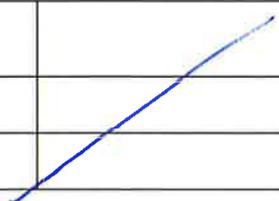
Rapport PSN-RES/SAG/2014- *00459*

	Unité Unit			Approbation pour diffusion Approval for diffusion	
	Rédacteur(s) Author(s)	Vérificateur(s) Reviewer(s)	Chef d'unité Head of unit	Chef de service Head of department	Directeur Director
Nom Name	G. NICAISE	H. BONNEVILLE	E. RAIMOND	J-M. BONNET E. RAIMOND	J-C. MICAELLI
Date	28/02/2014	<i>16/12/2014</i>	<i>16/12/2014</i>	<i>19/12/2014</i>	
Visa					

Qualité  
Quality

Nom name	<i>CAROLI</i>
Date	<i>17/12/14</i>
Visa	

Projet  
Project

Nom name	
Date	
Visa	

**Fiche descriptive du rapport**  
*Report description sheet*

**Title**

Mécanique fond de cuve en accident grave  
 Synthèse générale des travaux SAG sur la période 2010-2013 et principaux enseignements

**Sub title**

**Auteur/author(s) :**

G. NICAISE

Type de document : <i>Document type :</i>	RT	Date de diffusion : <i>Distribution date :</i>	
Référence archivage :	SAG-2014-337	E-mail :	gregory.nicaise@irsn.fr
Élément EOTP	001/09/01/01		

Mots-clés (Max. 5) :	Fusion de cœur, Rupture cuve, Modélisation Eléments Finis
Key-words (Max. 5):	Core melting, lower head vessel failure

## Fiche descriptive du rapport *Report description sheet*

---

---

### RESUME

Ce document présente la modélisation déployée, sous le logiciel ABAQUS, par le Service des Accidents Graves sur la période 2010-2013, concernant le comportement thermomécanique d'un fond de cuve de REP (type 1300MWe) en situation de fusion de cœur, avec relocalisation d'un bain de corium stratifié essentiellement. L'essentiel du travail de modélisation repose sur une méthodologie dont tous les points sont exposés dans ce document, l'objectif étant d'élaborer un outil suffisamment robuste numériquement et pertinent physiquement.

La modélisation développée restitue une reproductibilité jugée très satisfaisante des comportements élastoplastique et élastoviscoplastique endommageables ductilement, par comparaison aux diverses données expérimentales accessibles sur l'acier de cuve 16MND5. Les validations numériques et physiques se sont appuyées sur plusieurs échelles d'analyse (cube unitaire, éprouvettes, hémisphère représentative du fond de cuve à échelle 1/5), sous divers modes de sollicitation mécaniques (traction, fluage).

A l'échelle réacteur, la modélisation intègre la variation spatiotemporelle des flux thermiques délivrés par un corium déphasé en cours de déversement dans le fond de cuve. Ces conditions ont ici été générées par des calculs de séquence accidentelle sous ASTEC v1.3.3.

Trois scénarios de fusion de cœur typiques ont été étudiés sur une géométrie 2D axisymétrique simplifiée, différant essentiellement par leur niveau de pression (basse, moyenne et haute), mettant en évidence trois types possibles de rupture (fusion à basse pression, rupture ductile par déformation de fluage à moyenne pression, rupture ductile par déformation plastique à haute pression).

La possibilité d'un refroidissement externe de la cuve a également été intégrée dans la modélisation, permettant d'observer notamment que dans ces situations, toute une partie de l'épaisseur du fond de cuve reste froide, ce qui a amené à devoir considérer des lois de comportement de l'acier irradié, puisque ces défauts ne seraient pas restaurés. Ces effets, intégrés à la modélisation, n'ont pas semblé devoir être considérés par la suite, pour l'analyse éventuelle de stratégie de refroidissement externe qu'EDF pourrait proposer à l'avenir.

Enfin la prise en compte de trous de passage pour les tubes guides d'instrumentation en fond de cuve a été étudiée. Ils peuvent être le lieu privilégié d'une perte précoce d'étanchéité, par dilatation (l'essai Sandia OLHF-4 le met en évidence). L'étude recommande de décliner cette problématique dans les futures études menées avec le logiciel ASTEC en intégrant un critère de rupture supplémentaire basé sur la dilatation différentielle des trous de passage.

Aucun résultat dans ce document ne doit être considéré en tant que tel sans oublier les hypothèses qui les sous-tendent et qui concernent essentiellement la physique du corium en fond de cuve lors d'un accident grave. **Néanmoins, nous montrons dans ce document en quoi les outils simplifiés d'évaluation de la mécanique du fond de cuve dans le code scénario ASTEC sont suffisamment fiables pour d'ultérieures études réacteurs, avec l'ajout du nouveau critère de défaillance mentionné ci-dessus.**

**HISTORIQUE DES MODIFICATIONS/CHANGE HISTORY**

Indice de révision <i>Revision</i>	Référence <i>Reference</i>	Date	Auteur <i>Author</i>	Pages ou paragraphes modifiés <i>Pages or paragraphs changed</i>	Nature des modifications <i>Nature of the changes</i>
0		28/02/2014	G. NICAISE		
1		15/05/2014	G. NICAISE	tous	Prise en compte des observations de H. BONNEVILLE Intégration d'un tableau synthétisant les enjeux associés à chaque étude
		16/12/2014	G. NICAISE	tous	Prise en compte des observations de E. RAIMOND

---

## SOMMAIRE

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION</b>	<b>7</b>
<b>2</b>	<b>SYNTHESE GENERALE 2010-2013</b>	<b>11</b>
<b>2.1</b>	<b>2010: RECADRAGE DE LA PROBLEMATIQUE A L'ECHELLE REACTEUR, CONDITIONS LIMITES ENVISAGEES EN ACCIDENT GRAVE, ET PREMISSES DE LA MODELISATION EN ELEMENTS FINIS</b>	<b>11</b>
<b>2.2</b>	<b>2011: DEVELOPPEMENT, VALIDATION MULTI-ECHELLE ET TESTS DE ROBUSTESSE DE LA MODELISATION DU PROBLEME EN ELASTOVISCOPLASTICITE ENDOMMAGEABLE</b>	<b>18</b>
<b>2.3</b>	<b>2012: MISE A JOUR DES CONDITIONS LIMITES ASTEC v1.3.3 → ASTEC v2.0.2</b>	<b>26</b>
<b>2.4</b>	<b>2013: ETUDES COMPLEMENTAIRES</b>	<b>28</b>
<b>3</b>	<b>CONCLUSION</b>	<b>36</b>
	<b>ANNEXE : ARCHITECTURE GLOBALE DE LA MODELISATION, PROCEDURES DE LANCEMENT ET DE POST TRAITEMENT</b>	<b>37</b>

## 1 INTRODUCTION

Au sein de la cuve d'un réacteur nucléaire à eau pressurisée ou bouillante, un accident de fusion généralisée du cœur, qui serait induit par une perte prolongée de tous systèmes possibles d'évacuation de la puissance résiduelle, conduit à la relocalisation gravitaire en fond de cuve des assemblages combustible dégradés, et de leurs structures support, sous forme d'un bain de *corium* de constitution générale [ $\text{UO}_2$ , Zr,  $\text{ZrO}_2$ , Fe, et autres éléments d'alliage des aciers], d'une puissance de l'ordre de la dizaine de megawatts, pendant plusieurs jours après l'initiation de l'accident, et l'arrêt automatique du réacteur (AAR) qui lui est immédiatement consécutif.

Ces phénomènes de dégradation du cœur et de formation de corium en fond de cuve, prédictibles par la théorie, ont été observés a posteriori pour l'accident de Three Miles Island (figure 1) en 1979 aux Etats Unis (tranche TMI-2), et seront vraisemblablement également observés pour les récents accidents de fusion de cœur sur les réacteurs de la centrale de Daïchi au Japon en 2011, au vu des premiers éléments disponibles à ce jour. Dans ces situations accidentelles extrêmes, le fond de cuve hémisphérique au contact du bain de corium relocalisé, peut subir un transitoire thermique intense, le plaçant rapidement<sup>1</sup> dans un régime potentiel de déformation viscoplastique<sup>2</sup> pouvant induire une rupture ductile si les conditions de chargements mécaniques (pression en cuve) le permettent, ou conduisant à sa fusion localisée<sup>3</sup>.

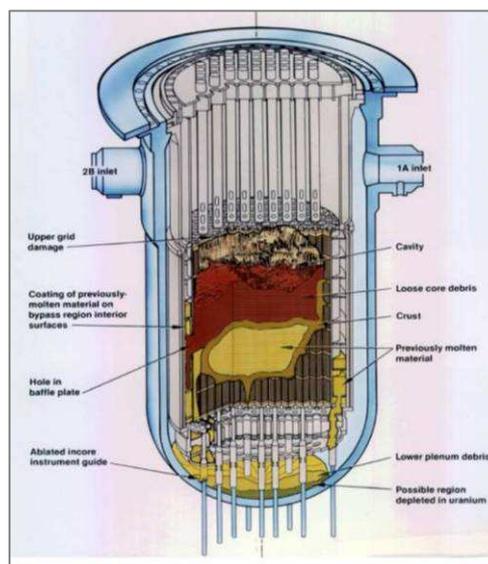


Figure 1: vue schématique de la dégradation du cœur en cuve lors de l'accident de fusion de TMI-2 (n'a pas conduit à la rupture cuve)

L'estimation, aussi précise que possible, des modes et délais de la potentielle rupture du fond de cuve est stratégique, pour la prédiction de la progression éventuelle de l'accident hors cuve. En effet :

- l'estimation du délai à rupture permet d'envisager ou non certaines mesures ultimes de refroidissement sur le cœur dégradé ;
- le mode de rupture, la position et la taille de la brèche potentiellement induite en fond de cuve permettent d'envisager la quantité de corium qui serait déversé dans le puits de cuve, mais aussi sa vitesse d'éjection et autres paramètres physiques importants à évaluer, afin de caractériser l'agression ultérieure de l'enveloppe de confinement (interaction corium béton et érosion radier, explosion de vapeur dans le puits de cuve, ou encore échauffement direct de l'enveloppe) et de savoir dans quelle mesure et dans quel délai cette dernière barrière de confinement reste efficace vis-à-vis de la rétention des radioéléments libérés dans l'enveloppe.

<sup>1</sup> généralement moins d'une heure après le début de fusion du cœur en cas de défaillance totale des systèmes d'appoint en eau du cœur.

<sup>2</sup> la température de début de fluage significatif de l'acier de cuve sous faible contrainte est évaluée à 973K.

<sup>3</sup> pour l'acier de cuve 16MND5 (majeure partie des REP français) la fusion est initiée pour une température d'environ 1750K (solidus) et est complète à 1800K (liquidus).

En termes de modélisation, l'IRSN dispose du logiciel ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code), développé et utilisé au Service des Accidents Graves (PSN-RES/SAG), dont les différents modules traitent de l'ensemble de la phénoménologie physique d'un accident de fusion de cœur et permet de calculer le Terme Source radiologique émis à l'environnement (figure 2).

En particulier, le module ICARE est dédié au calcul de la dégradation du cœur, de la formation et de l'évolution du corium en fond de cuve mais aussi du comportement thermomécanique du fond de cuve soumis aux intenses flux thermiques délivrés par le corium (de l'ordre du MW/m<sup>2</sup>) (figure 3), via une modélisation type éléments finis simplifiée en 2D, en particulier en ce qui concerne la détermination du mode de rupture (maillage peu dense, critères de rupture simplifiés et laissés au choix de l'utilisateur).

Il existe également un modèle d'évolution de taille de brèche dans le module RUPICUV qui traite le déversement le corium dans le puits de cuve. Le modèle considère ici sur un trou circulaire au pôle de la cuve d'un diamètre initial fixé par l'utilisateur (habituellement pris à 0.3m). L'évolution de la taille du trou est obtenue par un calcul de la vitesse d'érosion se basant simplement sur la résolution de l'équation de transfert de chaleur entre le corium et l'acier.

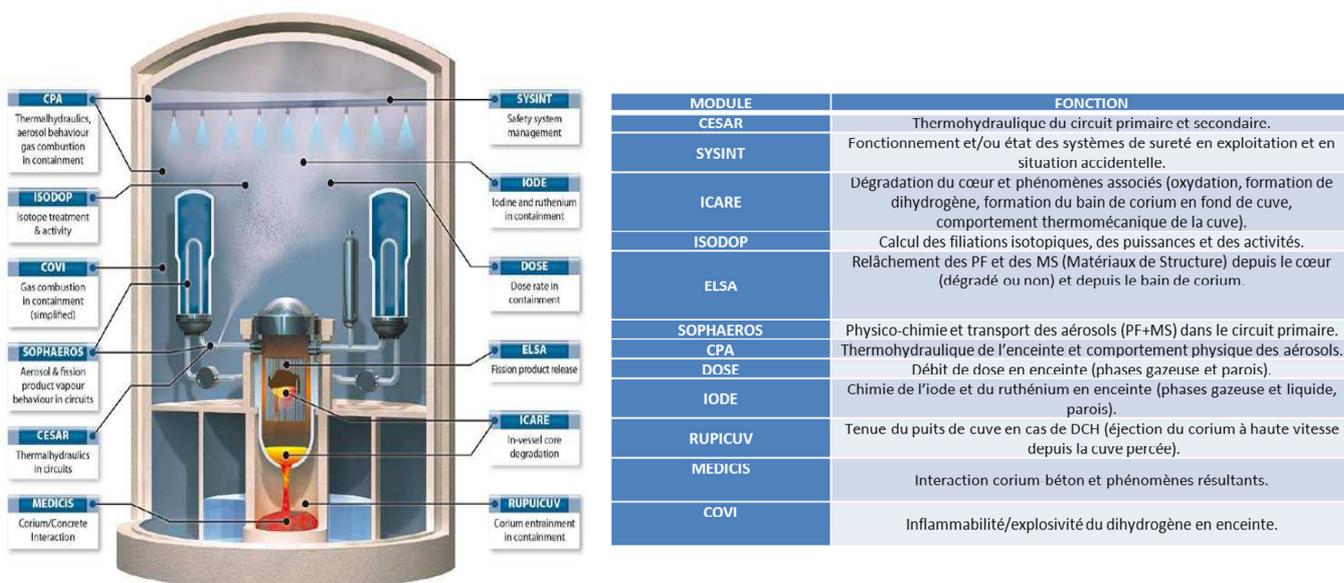


Figure 2: Fonctions des différents modules du code ASTEC

Afin de pouvoir analyser plus en détail la physique locale du fond de cuve, et d'infirmier ou confirmer les tendances données par les modèles simplifiés précédemment cités, les années 2010-2013 ont vu le déploiement progressif, au sein du Service des Accidents Graves, d'un système de modélisation plus détaillé, dont l'ambition première est de pouvoir évaluer de façon globale la prédominance des divers modes de rupture possibles.

Après quatre années de développement et calculs, on dispose ainsi aujourd'hui d'un ensemble de routines FORTRAN adjointes à des modèles 2D-axisymétrique (sur une géométrie hémisphérique simplifiée du fond de cuve à l'échelle 1), ou 3D (sur géométrie hémisphérique à échelle 1/5 avec prise en compte des pénétrations), soumises au solveur implicite du code éléments finis ABAQUS, permettant de calculer, suivant divers modèles physiques représentatifs du comportement physique de l'acier 16MND5 sous sollicitations thermiques et mécaniques, avec et sans prise en compte des effets du rayonnement en service, la déformation élastoviscoplastique, les endommagements en plasticité et viscoplasticité, l'atteinte de la fusion et la vitesse d'ablation du fond de cuve et/ou l'initiation d'une rupture ductile.

De nombreux cas de qualification et validation « renforcée » (4 niveaux de validation) ont conforté la pertinence physique de la modélisation mise en place (simulation d'essais de traction et de fluage, simulation d'essai plus intégraux sur géométrie hémisphérique).

La robustesse de la modélisation a été éprouvée au travers différents cas d'études aux conditions limites thermiques et mécaniques évolutives (intégration spatiotemporelle des flux thermiques délivrés à la face interne de cuve par le corium, considération de coefficients d'échange de chaleur variables en paroi externe dans le cas d'un refroidissement externe). Sur les quatre dernières années, près de 1500 calculs ont été menés sous ABAQUS, sur des modèles représentatifs, discrétisés généralement en 5000 à 50000 mailles.

On présente dans ce document la synthèse générale des résultats obtenus et les grands enseignements à considérer pour la suite du travail. On expose également en annexe un guide pratique d'utilisation du système de modélisation déployée sous ABAQUS.

Les parties 2.1 et 2.2 sont détaillées document par document, puisqu'elles retracent la mise en place de la modélisation d'un point de vue méthodologique. Les parties 2.3 et 2.4 constituent des études complémentaires et sont ainsi plus générales.

Les documents cités dans ce rapport (documents 1 à 13) sont stockés sous : \\SAG\X-METIERS\03\_R&D  
Installation REP Mécanique fond de cuve\L-ABAQUS\_NICAISE\RAPPORTS

N°	Titre et référence	Objectifs visés	Objectifs atteints
1	Analyse de scénarios à partir des calculs ASTEC V1.3 pour l'EPS2 1300 RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 119	Encadrement de conditions limites en accident grave pour les études mécanique depuis ASTEC 1.3.3	Trois scénarios typiques choisis et extraction des conditions limite spatiotemporelles
2	Calculs thermo-mécaniques ABAQUS à partir des résultats de calculs ASTEC V1.3 pour l'EPS2 1300 RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 162	Mise en place d'une modélisation simplifiée (élastoviscoplasticité non endommageable) pour tester la correcte intégration de variation spatiotemporelle des conditions limite dans la modélisation ABAQUS	Bonne intégration des conditions limite. Bonne reproduction du <i>focusing effect</i> .
3	Méthodologie pour le développement d'une loi matériau utilisateur sous ABAQUS (UMAT / VUMAT) RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 187	Analyse des diverses possibilités d'intégrer l'endommagement ductile dans la loi matériau élastoviscoplasticité	Les méthodes se basant sur un solveur explicite ont été écartées (cout du temps de calcul et complexité mathématique), choix d'un couplage partiel entre variable d'endommagement et dégradation de la matrice de raideur (USDFLD).
4	Analyse et reproduction d'un calcul de propagation de fissure sur une éprouvette CT utilisant le paramètre « Gfr » RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 172	Test d'opérabilité d'un modèle de propagation de fissure livré par le CEA (modèle Gfr)	Le modèle fait appel à <i>n</i> reprises calculs. Il n'est pas opérationnel sur une géométrie hémisphérique (trajet de fissure devant être pré-déterminé). Abandon de ce modèle
5	Développement numérique et validation d'une loi matériau utilisateur élastoviscoplasticité endommageable (EVPE) - Calculs thermomécaniques sur une cuve en situation d'accident grave RAPPORT DSR/SAGR N° 2011 - 225	Développement numérique de la loi élastoviscoplasticité endommageable. Validation analytique multi-échelle et recalcul des trois séquences d'étude définies au document 2	Validation OK. Stabilité du modèle y compris dans les phases de divergence proches de la rupture. Trois modes de ruptures identifiés en fonction de la pression en cuve  Comparaison des résultats avec des calculs EDF sous ASTER
6	Epreuves de robustesse de la modélisation développée par variation des conditions limites internes et externes RAPPORT DSR/SAGR N° 2011 - 250	Test de robustesse de la modélisation et analyse de sensibilité  Mise en place d'une modélisation d'un potentiel refroidissement externe	Robustesse OK. Régularité des résultats sur toute la gamme de pression cuve [1-160 bars]  Observation d'un fort gradient thermique en cas de refroidissement externe conduisant à repenser les lois matériaux et y intégrer les effets d'endommagement par irradiation non restaurés
7	Modélisation de l'essai « OLHF-1 » RAPPORT PSN-RES/SAG 2012-00026	Validation de la modélisation sur géométrie hémisphérique	Validation OK. Essai très bien reproduit
8	Mise en place du modèle fond de cuve autonome et prise en compte du refroidissement externe de la cuve avec ASTEC V2.0.2 Rapport AME/CST/12-S320375/N3 - Rév. A	Régénération de nouvelles conditions limite au passage ASTEC v1.3.3 à v2.0.2	La non portabilité des jeux de données entre ces deux versions d'ASTEC a conduit à devoir régénérer les conditions limite des trois séquences d'études en utilisant le module fond de cuve en autonome
9	Calculs thermomécaniques sur une cuve hémisphérique en conditions de chargement thermique issues d'ASTEC v2 Rapport AME/CST/12-S320375/N4 - Rév. A	Recalcul des trois séquences d'étude avec les nouvelles conditions limite	Les résultats montrent que les nouveaux modèles de stratification du corium en fond de cuve d'ASTEC v2 sont peu réalistes. Abandon de ces conditions limites
10	Développement et qualification d'une modélisation numérique de propagation de rupture en traction et fluage sur le 16MND5 Rapport AME/CST/12-S320375/N5 - Rév. A	Développement numérique d'une modélisation de la propagation de rupture ductile au-delà de son initiation	Modélisation opérationnelle en plasticité pure
11	Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 Rév. A	Recalcul de l'essai OLHF1 en 3D, y compris la phase de propagation de rupture	Objectif échoué : bug dans ABAQUS ne permettant pas d'étendre le modèle de propagation dans les cas de coexistence de déformations plastique et viscoplastique. Signalement du problème à Dassault Systems. Objectif abandonné
12	Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 Rév. B	Prise en compte des traversées en fond de cuve afin d'étudier la compétition entre amorçage de rupture par <i>focusing effect</i> et amorçage au niveau de singularités géométriques  Recalcul et analyse de l'essai OLHF4 en 3D en support	Recalcul OLHF4 OK. L'interprétation des résultats montre que la perte d'intégrité de la cuve intervient de façon précoce (loin d'un instant de critère de rupture mécanique en tout point de la cuve) au niveau des traversées alors qu'elles ne sont pas le lieu de déformation maximale, justifiant l'ajout d'un nouveau critère de rupture dans ASTEC (dilatation différentielle des traversées).
13	Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 Rév. C	Prise en compte des effets d'irradiation, en cas de refroidissement externe  Correction des lois matériau  Recalcul de plusieurs séquences avec refroidissement externe	Les dommages d'irradiation initiaux non restaurés en cas de refroidissement externe ne semblent pas propices à déclencher une rupture précoce, du moins avec les conditions limites utilisées dans cette étude.

## 2 SYNTHESE GENERALE 2010-2013

### 2.1 2010: RECADRAGE DE LA PROBLEMATIQUE A L'ECHELLE REACTEUR, CONDITIONS LIMITES ENVISAGEES EN ACCIDENT GRAVE, ET PREMISSES DE LA MODELISATION EN ELEMENTS FINIS

Préalablement au début de l'année 2010, certains programmes expérimentaux avaient été suivis et/ou financés par l'IRSN pendant une dizaine d'années, visant en particulier à déterminer les lois analytiques (échelle de l'éprouvette) de comportement thermomécanique de l'acier 16MND5, suivant diverses nuances présentes sur le parc des REP français.

En termes de comportements physiques, nécessaires à connaître pour construire une modélisation numérique à l'échelle de la cuve d'un REP, citons :

- Le comportement élastoplastique et la fonction reliant la déformation plastique à l'endommagement ductile,
- Le comportement viscoplastique (fluage) et la fonction reliant déformation viscoplastique à l'endommagement ductile,
- Le coefficient de dilatation suivant les diverses phases allotropiques de l'acier de cuve (martensito-bainitique ou austénitique au-delà de la température d'austénitisation ~1000K)
- La conductivité thermique, et la capacité calorifique de l'acier, les températures solidus et liquidus, et l'enthalpie de fusion.

On trouvera dans le livre « *Les accidents de fusion de cœur des réacteurs nucléaires de puissance* » ([http://www.irsn.fr/FR/Larecherche/publications-documentation/collection-ouvrages-IRSN/Documents/IRSN\\_Livre-Accidents-fusion-coeur\\_2013.pdf](http://www.irsn.fr/FR/Larecherche/publications-documentation/collection-ouvrages-IRSN/Documents/IRSN_Livre-Accidents-fusion-coeur_2013.pdf)) au paragraphe 5.1.3 un résumé des diverses études entreprises afin de caractériser ces comportements et de les traduire en modèles physiques, depuis la petite échelle, jusqu'à l'échelle hémisphérique représentative d'un fond de cuve (essais LHF et OLHF, à échelle REP 1/5), ainsi que les questions restées ouvertes, en particulier celle de la prédominance des modes de rupture (fusion localisée, et/ou rupture ductile) en situation réaliste.

S'appuyant de l'ensemble des résultats acquis, il restait à étudier d'un point de vue théorique le comportement d'un fond de cuve, où l'ensemble de lois physiques de la matière sont traduites, soumis aux conditions les plus réalistes d'un accident grave, telles qu'elles sont envisagées à l'état de l'art des résultats rendus par les codes de calcul réacteur, ici le code ASTEC, qui prédit, en cas de fusion de cœur, la formation d'un corium potentiellement stratifié en fond de cuve, tant que celle-ci reste intègre, avec la possibilité d'une attaque thermique préférentielle au niveau d'une phase métallique concentratrice des flux thermiques émis à la paroi interne de la cuve. Nous présentons ainsi ci-après un résumé des différentes études menées au SAG à l'échelle réacteur, notamment la méthode de développement et de validation de la modélisation, et les grands enseignements pouvant être tirés des résultats obtenus, en termes d'analyse de sûreté.

- **Document n° 1 (février 2010): Analyse de scénarios à partir des calculs ASTEC V1.3 pour l'EPS2 1300**  
**RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 119**

Dans cette toute première étude, nous avons balayé un ensemble de scénarios (une cinquantaine) d'accidents de fusion de cœur calculés par le code ASTEC v1.3.3, afin d'en choisir trois, très éloignés les uns des autres en terme de chargements thermiques et mécaniques imposé au fond de cuve. Les scénarios retenus ont ainsi été les suivants :

- séquence PB1.1 : scénario de petite brèche sur le circuit primaire conduisant, suite à la perte de divers secours en eau, à la fusion du cœur, sous une pression faible, de l'ordre de 3 bars en cuve,
- séquence PDS2.1 : scénario de perte non secourue de sources électriques conduisant à une fusion du cœur sous pression moyenne de 80 bars,
- séquence PDS7.1 : scénario de perte non secourue de sources électriques conduisant à une fusion du cœur sous pression moyenne de 160 bars.

On notera ici que la variabilité des scénarios s'est surtout entendue sous l'angle du chargement mécanique (pression), en effet, pour la majorité de la cinquantaine de scénarios analysés, les masses de corium relocalisées en fond de cuve et leur puissance sont voisines.

Depuis le calcul ASTEC de ces trois séquences de dégradation du cœur, ont été récupérées :

- l'évolution des flux thermiques, en fonction du temps et de l'espace, délivrés à la face interne de la cuve, par les différentes phases du corium en cours de déversement dans le fond de cuve,
- l'évolution de la pression interne en cuve en fonction du temps.

Ces données ont également été livrées à EDF, dans le cadre d'une action bipartite, afin d'être étudiées dans des études éléments finis avec le code ASTER (code EDF).

- **Document n°2 (juillet 2010): Calculs thermo-mécaniques ABAQUS à partir des résultats de calculs ASTEC V1.3 pour l'EPS2 1300**  
**RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 162**

Cette étude constitue le point de départ du déploiement de la modélisation aux éléments finis sous ABAQUS à l'échelle réacteur, intégrant la variation spatio-temporelle des conditions limites thermiques et mécaniques des trois séquences d'études préalablement citées.

Afin d'user de prudence dans le déploiement d'une telle modélisation, qui combine à la fois des conditions limites évolutives dans le temps et l'espace, et des comportements physiques en lien avec ces évolutions, nous nous sommes en premier lieu attachés à mener des calculs en restreignant le comportement physique de l'acier à un comportement mécanique idéalisé, non endommageable, en plasticité comme en viscoplasticité (développement d'une routine spécifique CREEP.f intégrant un modèle de fluage de Norton Bailey validé expérimentalement), sur une géométrie 2D idéalisée (non prise en compte des perforations en fond de cuve), dans le but d'évaluer en premier lieu la gamme de déformations possible du fond de cuve, et les modes dominants de déformations (plastique ou visqueuse) suivant les divers scénarios.

Ainsi l'ensemble des lois de comportement connues du 16MND5, hors endommagement ductile, a été transcrite dans le jeu de données .inp sous ABAQUS, et appliqué à un modèle hémisphérique 2D axisymétrique à échelle REP 1300, comportant 4270 mailles.

L'évolution spatiotemporelle des conditions thermiques imposées à la paroi interne du fond de cuve par les différentes phases du corium en cours de déversement a fait l'objet du développement d'une routine FORTRAN spécifique à chaque séquence (DFLUX.f).

Cette première étude a clairement montré que sous l'hypothèse d'un corium stratifié tel que modélisé dans ASTEC v1.3.3, une zone préférentielle d'attaque thermique de la cuve (point chaud, ou dit « *focusing effect* ») s'établit en regard de la phase métallique du corium. C'est donc au même endroit que se concentrent les déformations plastiques ou viscoplastiques suivant le niveau de température atteint (viscoplastique si  $T > 973K$ ). Ce constat est retrouvé sur l'ensemble des séquences d'études, donc quel que soit le niveau de pression dans la gamme [3-160] bars.

On trouve en figure 3 une illustration de ces résultats du point de vue thermique et en figure 4, du point de vue des déformations subies.

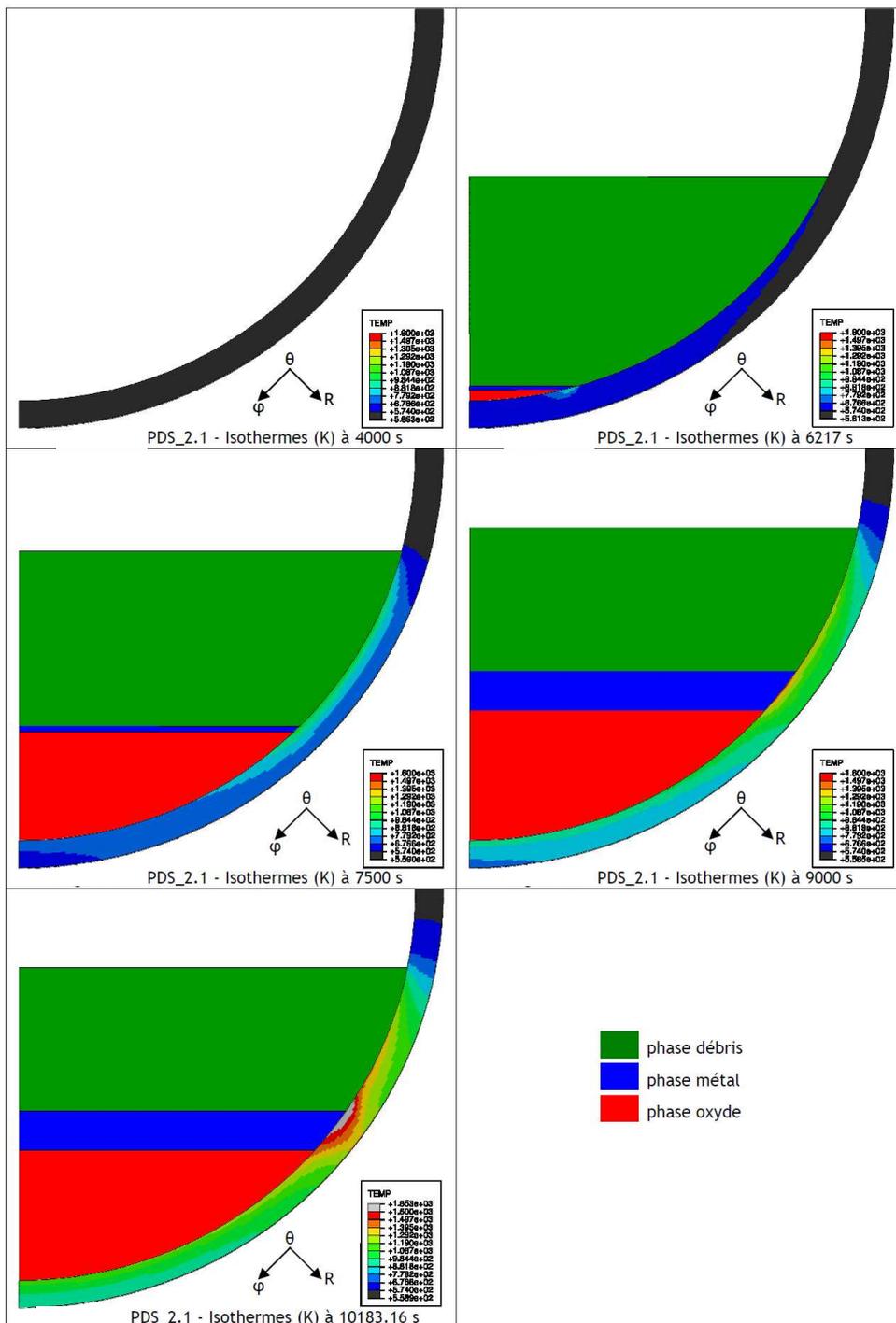


Figure 3: Evolution calculée, sous ABAQUS, du champ de température de la face interne du fond de cuve au cours du déversement du corium pour la séquence PDS2.1 calculée sous ASTEC v1.3.3

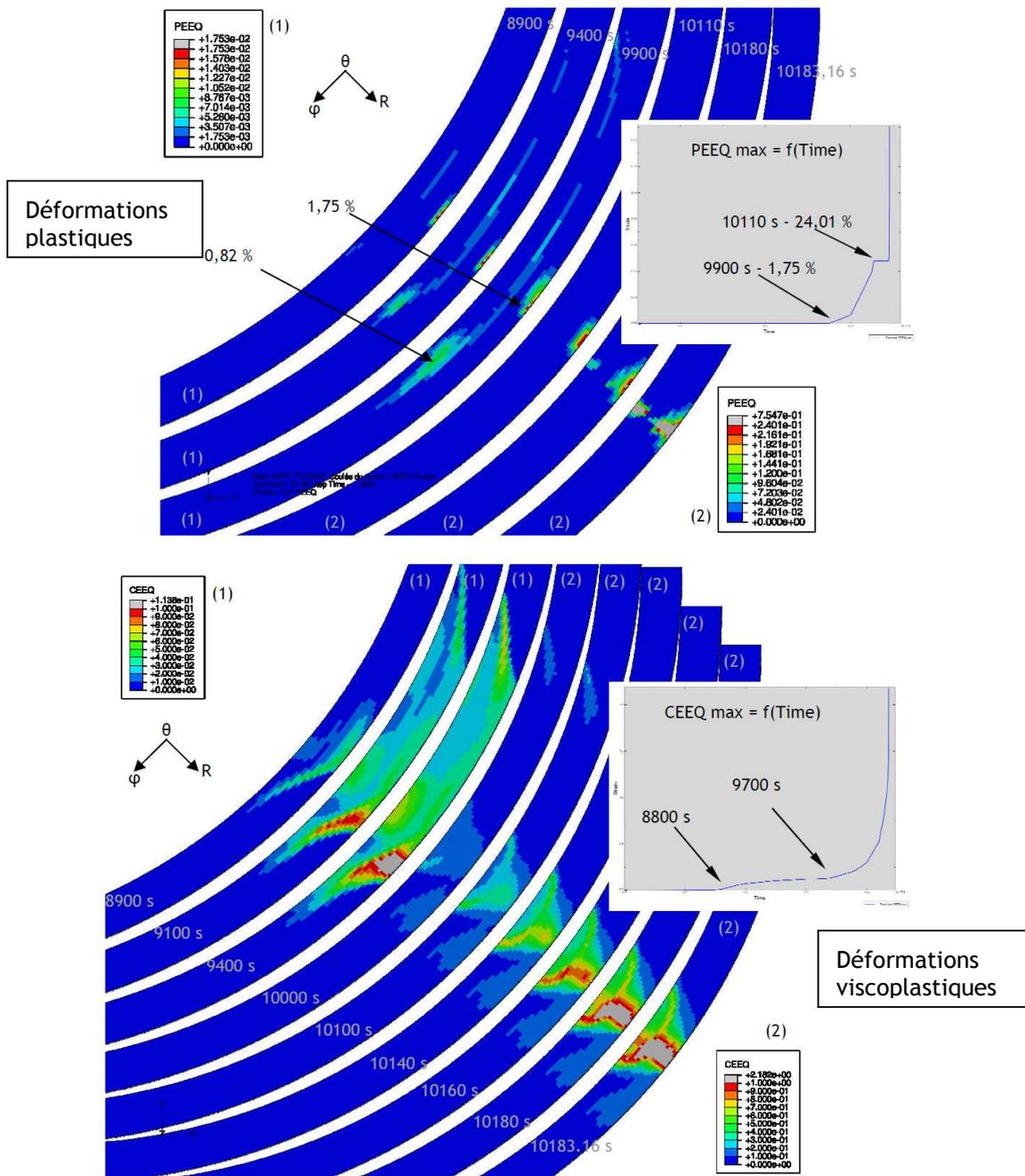


Figure 4: Evolution calculée, sous ABAQUS, du champ de déformations plastiques (PEEQ) et viscoplastiques (CEEQ) subies par le fond de cuve au cours du déversement du corium pour la séquence PDS2.1. Cette figure illustre uniquement la localisation des déformations, puisque l'endommagement ductile n'avait pas encore été intégré à la modélisation, les valeurs finales calculées ne sont pas réalistes. On constate que les déformations sont localisées au niveau du point chaud.

- **Document n°3 (novembre 2010): Méthodologie pour le développement d'une loi matériau utilisateur sous ABAQUS (UMAT / VUMAT)**

**RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 187**

Les premiers résultats obtenus dans l'étude précédente considéraient un comportement de l'acier idéalisé, sans prise en compte de la dégradation de la matrice de raideur du système au cours du développement de l'endommagement ductile de l'acier de cuve, l'emmenant vers une potentielle rupture.

Intégrer le calcul de l'endommagement ductile, en plasticité comme en viscoplasticité, est un point complexe et potentiellement ardu à intégrer numériquement. L'endommagement ductile se traduit microscopiquement par la formation de vide dans la matière, donc de discontinuités pouvant rendre les calculs aux éléments finis instables et divergents, nécessitant des processus de régularisation de variables tendant vers l'infini.

Cette étude avait ainsi pour but de présenter une méthode « classique » d'intégration des effets de l'endommagement ductile dans les lois de comportements, en particulier la modification à apporter à l'écriture du jacobien contrainte/déformation :  $J = \frac{\partial \Delta \sigma}{\partial \Delta \varepsilon}$

en intégrant de façon explicite l'influence de l'endommagement sur la réponse en contrainte de tout incrément de déformation. On attend par *de façon explicite* la possibilité et/ou l'aisance d'utiliser un schéma de résolution explicite (solver *EXPLICIT* d'ABAQUS), qui est généralement très consommateur en temps de calcul, du moins sur des machines conventionnelles qui équipent le SAG (4 à 8 cœurs de quelques GHz).

En pratique, cette méthode s'est révélée impraticable dans de raisonnables délais, pour d'autres raisons que le simple temps de calcul. En effet, l'écriture mathématique d'un jacobien intégrant l'endommagement ductile, tel que connu dans les aciers, s'est avérée particulièrement complexe en élastoviscoplasticité. Nous n'en avons par ailleurs trouvé aucun exemple dans la littérature. En outre, nous estimons que l'emploi d'une méthode si complexe, dans sa mise en œuvre comme dans son coût en temps de calcul, nécessitait a minima l'établissement et la transcription numérique de lois physiques basée sur les micromécanismes déterminants dans le processus d'endommagement ductile (lois locales décrivant la décohésion matrice/précipités, en fonction du taux local de triaxialité de contraintes, nécessitant par ailleurs l'établissement d'une loi de distribution de ces précipités, représentative pour l'acier 16MND5, à toute température). Une réflexion s'est alors engagée sur des méthodes de prise en compte de l'endommagement ductile plus simples, physiquement (empiriques macroscopiques) et numériquement (semi-couplage de la dégradation de la matrice de raideur aux tenseurs, sans explicitation du jacobien, voir §2.2).

- **Document n°4 (décembre 2010): Analyse et reproduction d'un calcul de propagation de fissure sur une éprouvette CT utilisant le paramètre « Gfr »**  
RAPPORT DSR/SAGR N° 2010 - 172

Au cours de la réflexion qui s'était ainsi engagée, nous avons souhaité analyser et tester en parallèle un modèle de propagation de fissure (développé sous CASTM) qui avait été livré par le CEA lors de précédentes collaborations avec l'IRSN, dans le but d'observer son éventuelle opérabilité sur une géométrie hémisphérique. Concrètement, ce modèle s'est révélé impraticable en l'état sur une autre géométrie que celle d'une éprouvette dédiée à la mécanique de la rupture (éprouvette CT, en figure 5), et a montré qu'il nécessitait de nombreuses reprises du calcul. Il n'était pas opérationnel pour calculer une propagation de fissure dont le trajet n'était pas déjà déterminé a priori.

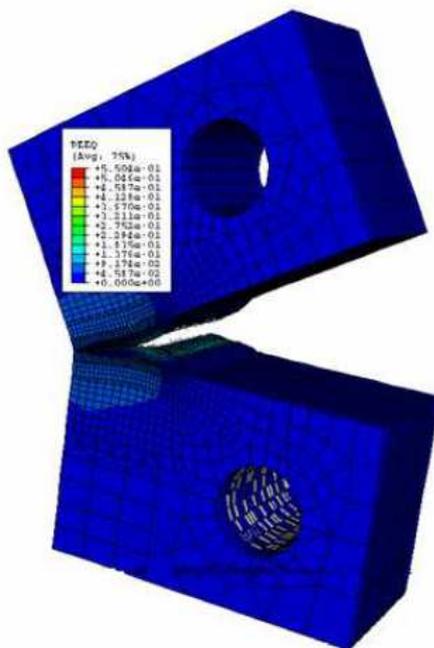


Figure 5: Calcul de propagation de la propagation d'une rupture ductile à 1000°C sous ABAQUS sur une éprouvette CT en acier 16MND5, en utilisant les paramètres d'énergie de rupture livrés par le CEA dans le cadre du modèle dit « Gfr ».

## 2.2 2011: DEVELOPPEMENT, VALIDATION MULTI-ECHELLE ET TESTS DE ROBUSTESSE DE LA MODELISATION DU PROBLEME EN ELASTOVISCOPLASTICITE ENDOMMAGEABLE

- **Document n° 5 (juillet 2011): Développement numérique et validation d'une loi matériau utilisateur élastoviscoplastique endommageable (EVPE) - Calculs thermomécaniques sur une cuve en situation d'accident grave**

RAPPORT DSR/SAGR N° 2011 - 225

Cette étude a constitué le point central de la modélisation déployée sous ABAQUS, puisque nous y avons développé une procédure FORTRAN (USDFLD.f) permettant de modéliser le comportement élastoviscoplastique avec prise en compte de l'endommagement ductile en plasticité et en viscoplasticité (via le modèle dit de Kachanov), sans passer par l'explicitation du jacobien contrainte/déformation évoqué précédemment. Concrètement, l'endommagement est traduit par une variable scalaire  $D$ , appliquée aux points de Gauss, traduisant la dégradation de la matrice de raideur du système, décomposée en  $D_{pl}$  (endommagement plastique) et  $D_{vpl}$  (endommagement viscoplastique), variant de façon continue de 0 à 1, pour respectivement un état non endommagé et un état rompu. Si cette variable  $D$  est explicitement reliée aux grandeurs tensorielles (tenseurs des contraintes et des déformations) son calcul est opéré de façon implicite, rendant ainsi partiel le couplage des tenseurs à l'endommagement (évaluation préalable de l'endommagement au pas de temps  $t+1$ , et considération de cette valeur entre le pas de temps  $t$  et  $t+1$ ).

Cette méthode s'est avérée sans point dur dans sa mise en œuvre numérique, mais du fait du couplage partiel entre endommagement et évolution des contraintes et des déformations, nous avons mis en place une validation « renforcée » de ces développements numériques, pour avancer en toute confiance :

- Validation analytique de l'élastoplasticité et de l'élastoviscoplasticité endommageables sur un cube à un point de Gauss (vérification des erreurs potentielles de codage),
- Validation (sur les expériences CEA) de l'élastoplasticité endommageable sur éprouvettes 2D et 3D entre 473K et 973K par simulation d'essais de traction (vérification par ailleurs de la pertinence du comportement physique, en particulier de l'amorçage de l'endommagement ductile à cœur, sur zone de triaxialité de contraintes maximale, comme prévu par la théorie, cf fig.6)),
- Validation (sur les expériences du programme REVISA) de l'élastoviscoplasticité endommageable sur éprouvettes 2D et 3D entre 973K et 1273K sous différentes charges statiques.

Nous avons également mené une validation finale sur échelle hémisphérique en simulant les essais OLHF1 et OLHF4 (voir figures 12, 17, et 18).

On donne pour illustration en figure 6 la comparaison calcul/expérience d'un essai de traction mené jusqu'à rupture, montrant l'excellente performance de la modélisation, ainsi que la bonne reproduction du développement de l'endommagement ductile à cœur.

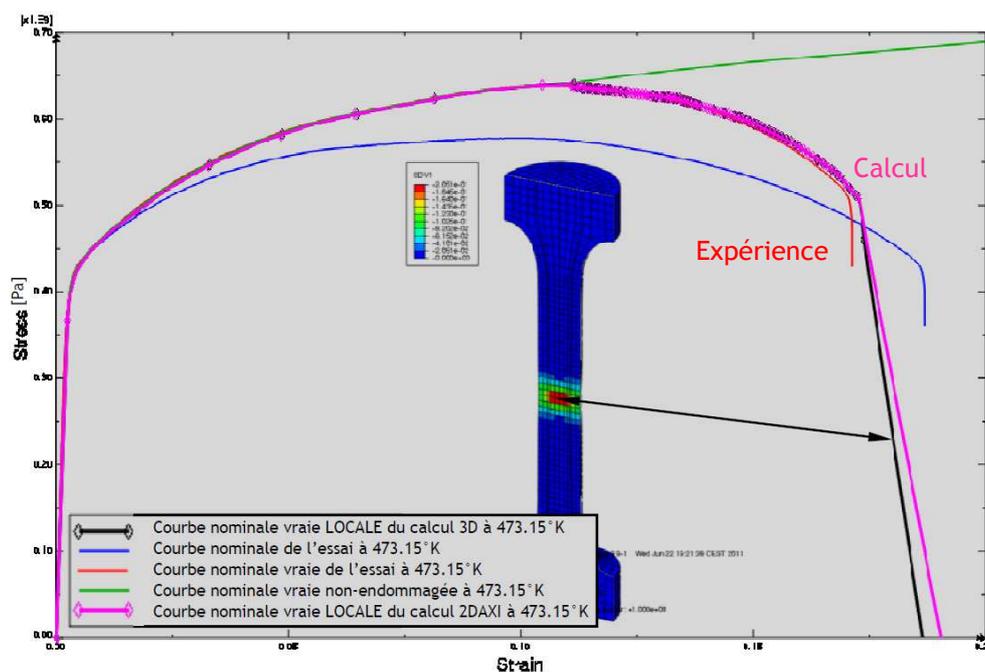


Figure 6: exemple de validation du calcul sous ABAQUS de comportement élastoplastique endommageable du 16MND5 jusqu'à rupture sur essai de traction à 473K

La modélisation de l'endommagement ductile en plasticité comme en viscoplasticité étant intégrée et validée, nous avons pu reconduire les calculs des trois séquences d'étude afin de les mener jusqu'à la détection d'une rupture ductile, lorsque la fusion complète de l'épaisseur n'intervient pas avant.

La figure 7 résume les résultats obtenus :

- Pour la séquence basse pression (PB1.1), aucun endommagement critique n'est détecté avant la fusion généralisée au niveau du point chaud (~1750K),
- Pour la séquence moyenne pression (PDS2.1), on détecte l'amorçage d'une rupture ductile en viscoplasticité, pour une déformation locale de 37% majoritairement de fluage, en face interne de la cuve, au niveau du point chaud, alors à ~1650K,
- Pour la séquence haute pression (PDS7.1), on détecte l'amorçage d'une rupture ductile par endommagement plastique pour une déformation locale de 66% majoritairement plastique, en face externe de la cuve, au niveau du point chaud, alors à ~970K.

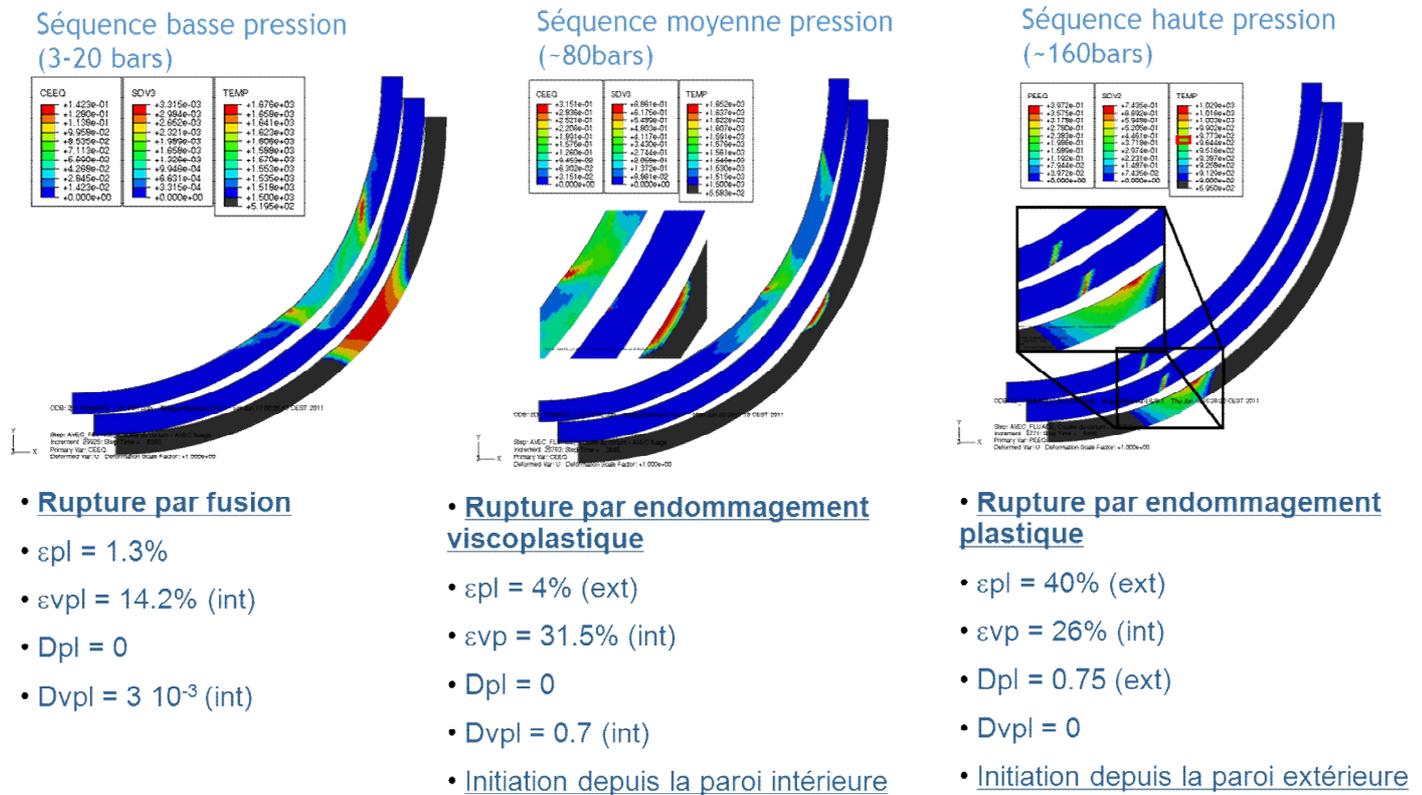


Figure 7: calcul ABAQUS des trois séquences d'études et présentation des résultats en déformation (CEEQ : déformation visqueuse équivalente, PEEQ : déformation plastique équivalente), endommagement (SDV3), et température, à l'arrêt du calcul sur atteinte de fusion généralisée (basse pression), ou d'endommagement ductile en viscoplasticité (moyenne pression), ou d'endommagement ductile en plasticité pure (haute pression) (les calculs sont arrêtés par divergence du taux d'endommagement  $dD/dt$  qui est fonction de  $1/(1-D)$ )

On constate ainsi trois modes de rupture différents, selon la pression considérée en cuve.

Une première comparaison des résultats rendus par les modélisations EDF et IRSN a été réalisée à l'issue de l'obtention de ces résultats (tableau 1) sur les trois séquences d'étude. Rappelons que les mêmes transitoires thermiques sont considérés, à la différence près que côté EDF, la modélisation thermomécanique n'est pas couplée : l'évolution temporelle du champ de température est calculée en premier, puis le calcul mécanique est effectué. Côté IRSN, la résolution thermomécanique est couplée.

On note au tableau 1 une très bonne concordance des temps à rupture pour les séquences à basse et moyenne pression. Par ailleurs, en termes de mode et de localisation de la rupture, les résultats sont similaires.

Scénario (pression primaire moyenne)	IRSN		EDF	
	Mode de rupture	Temps à rupture [s]	Mode de rupture	Temps à rupture [s]
<b>PB1.1 (3 bars)</b>	Rupture par fusion (au niveau de la zone chaude centrée sur la phase Métal du corium et étendue de part et d'autre)	~29000	Rupture par fusion (au niveau de la zone chaude centrée sur la phase Métal du corium et étendue de part et d'autre)	~28500
<b>PDS_2.1 (80 bars)</b>	Rupture par endommagement (initiation de la fissure en paroi interne, au niveau de la zone chaude, se propageant vers l'extérieur)	10062	Rupture par endommagement (initiation de la fissure en paroi interne, au niveau de la zone chaude, se propageant vers l'extérieur)	10410
<b>PDS_7.1 (160 bars)</b>	Rupture par endommagement (initiation de la fissure en paroi externe, au niveau de la zone chaude, se propageant vers l'intérieur)	11361	Rupture par endommagement (initiation de la fissure en paroi externe, au niveau de la zone chaude, se propageant vers l'intérieur)	14035

Tableau 1 : comparaison des résultats EDF/IRSN sur les trois séquences d'étude

On constate néanmoins un écart significatif du temps à rupture pour la séquence à haute pression, où le régime dominant de déformation et d'endommagement est élastoplastique. Après investigation côté IRSN, il apparaît que dans la modélisation EDF, le comportement mécanique est modélisé uniquement selon une loi élastoviscoplastique couplée au modèle d'endommagement de Kachanov. En plasticité pure (pour  $T < 973K$ ) les grandeurs caractéristiques de ce modèle (valable uniquement pour  $T > 773K$ ) sont extrapolées vers les basses températures.

Cet emploi est impropre et devrait être révélé si un exercice de validation, similaire à celui mené par IRSN, était opéré sur la modélisation EDF. Nous avons incité EDF à réaliser cet exercice pour avancer de façon plus prudente dans leur modélisation, proposition qui est restée sans suite.

Afin de montrer que l'écart sur la séquence PDS7.1 provient bien de cet emploi impropre d'une loi d'endommagement en fluage appliquée à un comportement élastoplastique, des calculs sous ABAQUS ont été menés en désactivant le calcul de l'endommagement en plasticité tel que réalisé à l'IRSN, et en extrapolant le modèle d'endommagement de Kachanov vers les basses températures, pour illustrer l'erreur méthodologique commise côté EDF. Les résultats sont présentés en figure 8, où l'on constate bien que le modèle de Kachanov n'est pas adapté au calcul d'endommagement en plasticité pure. L'endommagement reste très faible, ce qui explique pourquoi pour un régime de déformation et d'endommagement élastoplastique, la rupture est obtenue plus tardivement côté EDF.

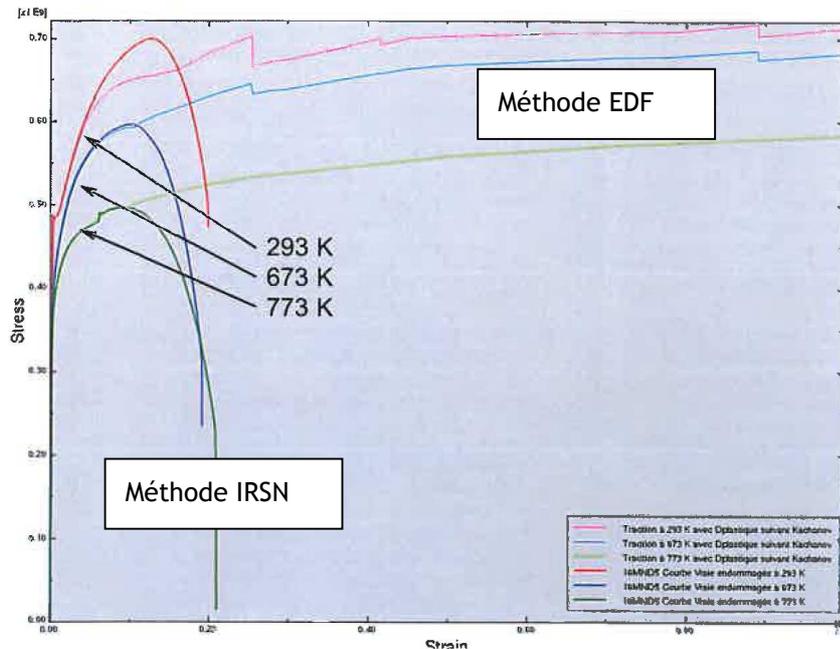


Figure 8: Comparaison des résultats en élastoplasticité selon les méthodes IRSN et EDF (simulation d'essais de traction)

- **Document n° 6 (novembre 2011): Epreuves de robustesse de la modélisation développée par variation des conditions limites internes et externes**  
**RAPPORT DSR/SAGR N° 2011 - 250**

Suite au calcul des trois séquences d'étude préalablement présenté, nous avons ici réalisé une analyse de sensibilité de la modélisation aux variations de conditions limites internes (variation de la pression entre 1 et 160 bars) et externes (simulation d'un refroidissement externe). Plus de 200 calculs à l'échelle réacteur ont été réalisés lors de cette étude, tous convergés, montrant ainsi l'excellente robustesse de la modélisation déployée en regard de toute condition susceptible d'être rencontrée en accident grave.

Le scénario de référence fixé, du point de vue des flux thermiques délivrés à la face interne de la cuve est celui de la séquence PB1.1 (FLUX REF.). La pression en cuve est maintenant découplée, variant de 1 à 160 bars. Les flux thermiques internes varient de FLUX REF. à 2 x FLUX REF.

On présente en figure 9 l'ensemble des résultats obtenus, en termes de temps à rupture et de mode de rupture, suivant la pression considérée et les flux thermiques internes.

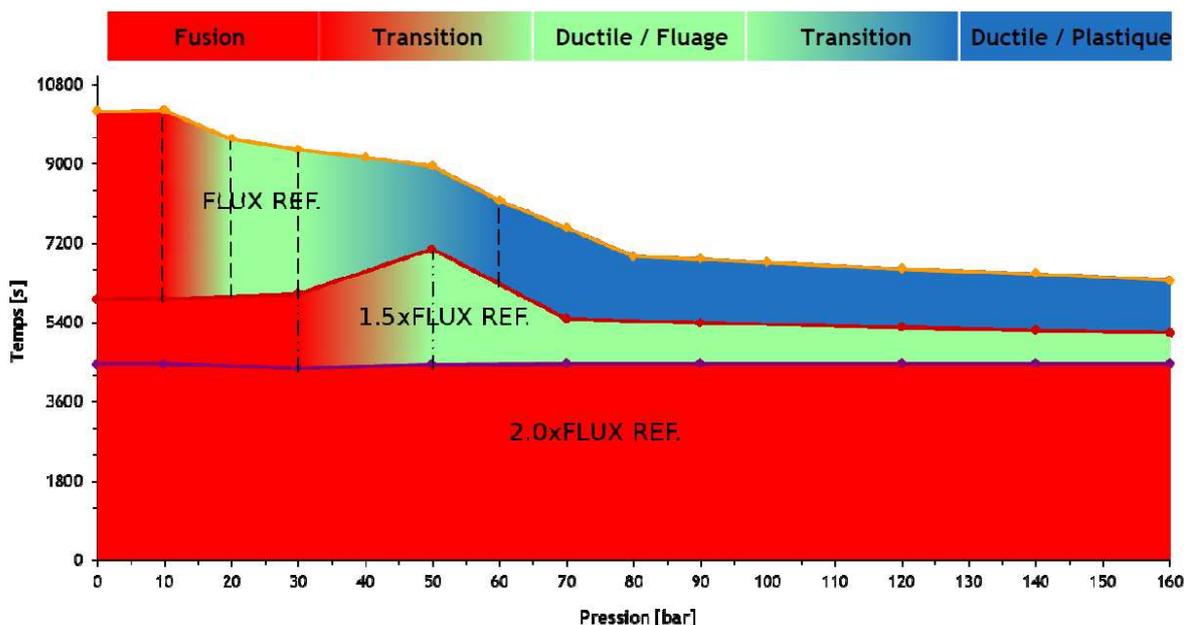


Figure 9: Temps à rupture (au-delà du début des coulées de corium en fond de cuve) et mode de rupture après démarrage de la coulée du corium (séquence PB1.1) en fonction de la pression du circuit primaire et des flux thermiques internes considérés.

On note ainsi qu'à FLUX REF., la fusion est le mode de rupture entre 1 et 20 bars, puis entre 20 et 60 bars, la rupture intervient essentiellement par déformation de fluage. Au-delà de 60 bars, la rupture intervient essentiellement par déformation plastique, mode pour lequel le temps à rupture est quasi indépendant de la pression (contrairement au fluage, la déformation plastique ne dépend pas du temps).

On constate par ailleurs qu'à 2 X FLUX REF., la fusion devient l'unique mode de rupture au long de la gamme de pression considérée en accident grave, avec indépendance du temps à rupture.

**Constatons enfin simplement qu'en toutes conditions confondues, la rupture de la cuve intervient entre 4500 s et 10000 s après le début des coulées de corium dans le fond de cuve.**

Nous avons par ailleurs développé dans cette étude une routine (FILM.f) permettant de simuler un refroidissement externe en face externe de la cuve, qui serait opéré par le noyage volontaire du puits de cuve. Si habituellement le coefficient d'échange de chaleur en paroi externe est considéré hors refroidissement à  $6\text{W/K/m}^2$ , on prend pour cette étude un coefficient évoluant suivant  $\Delta T = T_{\text{paroi}} - T_{\text{sat}}$  (température d'ébullition de l'eau) et culminant en valeur maximale à  $20\text{ kW/K/m}^2$ .

Nous avons considéré divers instants de déclenchement du refroidissement, de T initiale +10% à T initiale +90% (critère appliqués sur la face externe -comme si un capteur y était positionné). Les résultats obtenus sont présentés en figure 10 où sont reportées les évolutions de températures maximales atteintes en faces interne et externe. Le scénario thermique choisi pour cette étude reste celui de la formation de corium pour la séquence PB1.1, la pression interne ayant été découplée et fixée à 10 bars.

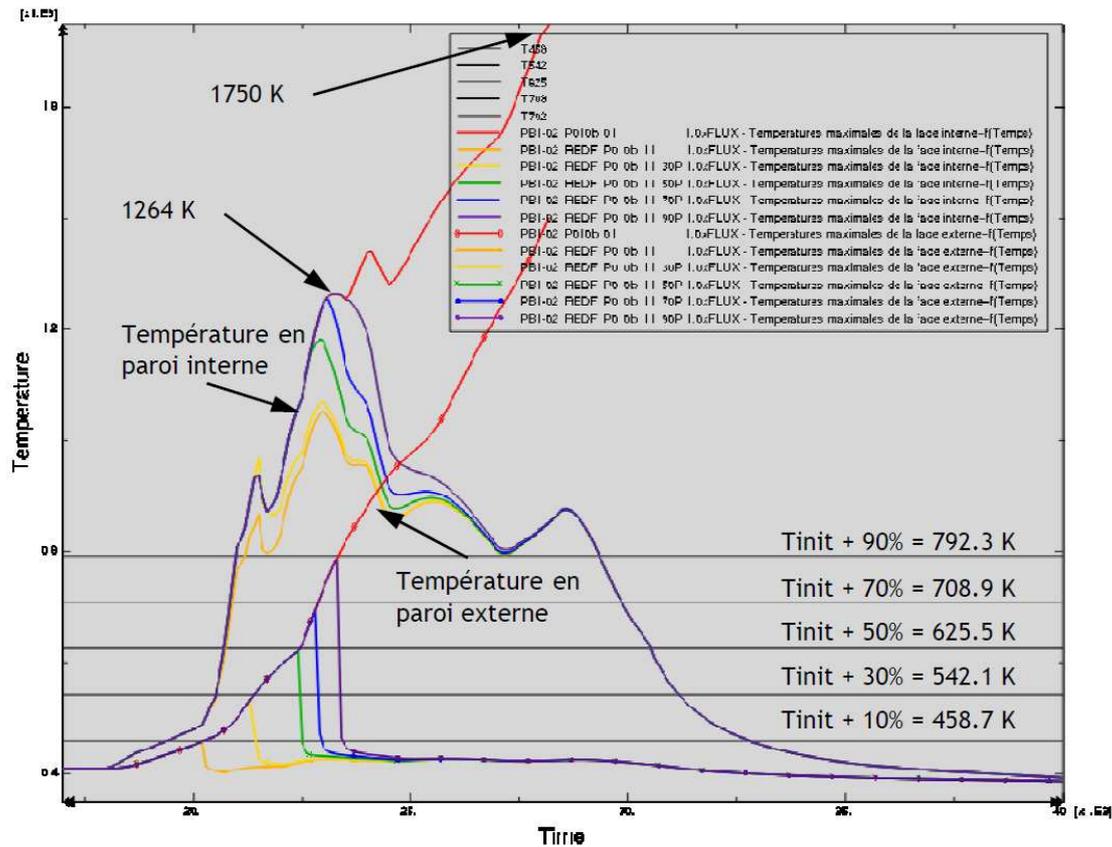


Figure 10: Evolutions temporelles des températures maximales des parois interne et externe de la cuve avec la modification du coefficient d'échange de chaleur en paroi externe. Les deux courbes en rouge représentent les températures maximales en faces interne et externe pour un cas sans refroidissement.

Nous constatons en premier lieu que la procédure développée pour considérer un refroidissement forcé en paroi externe est opérationnelle. Dans notre étude, on trouve ainsi que quelle que soit l'instant de déclenchement du refroidissement, la fusion de la cuve en paroi interne est toujours évitée ( $T_{max} = 1264 \text{ K}$  pour un déclenchement du refroidissement sur critère d'atteinte de  $792.3 \text{ K}$  en face externe de la cuve). Ceci ne constitue pas une conclusion en tant que telle sur la sauvegarde potentielle de la cuve vis-à-vis d'un refroidissement externe dont la stratégie n'est pas à ce jour élaborée.

Par ailleurs, si l'on observe la distribution de température à l'instant d'atteinte de la température maximale en face interne pour le cas  $T_{init} + 90\%$  (figure 11), on constate un gradient très important ( $\Delta T = 800 \text{ K}$ ) dans l'épaisseur de la cuve, avec une veine froide maintenue en face externe de la cuve. Dès lors, une question s'est posée : l'hypothèse tacite de restauration des défauts d'irradiation par la ré-austénitisation de l'acier, intervenant lors de la montée en température de la cuve pour un scénario classique, ne tient plus pour ce type de cas avec refroidissement, où toute une partie de l'épaisseur reste en dessous de la température d'austénitisation. Dès lors, au regard par ailleurs du fort gradient de température pouvant introduire d'importantes contraintes de cisaillement, avec ainsi une influence directe sur la contrainte équivalente de Von mises, il nous est apparu primordial de réétudier ce genre de cas, en considérant des lois matériaux prenant en compte l'influence des défauts d'irradiation initiaux (cf. §2.4, objectif 3).

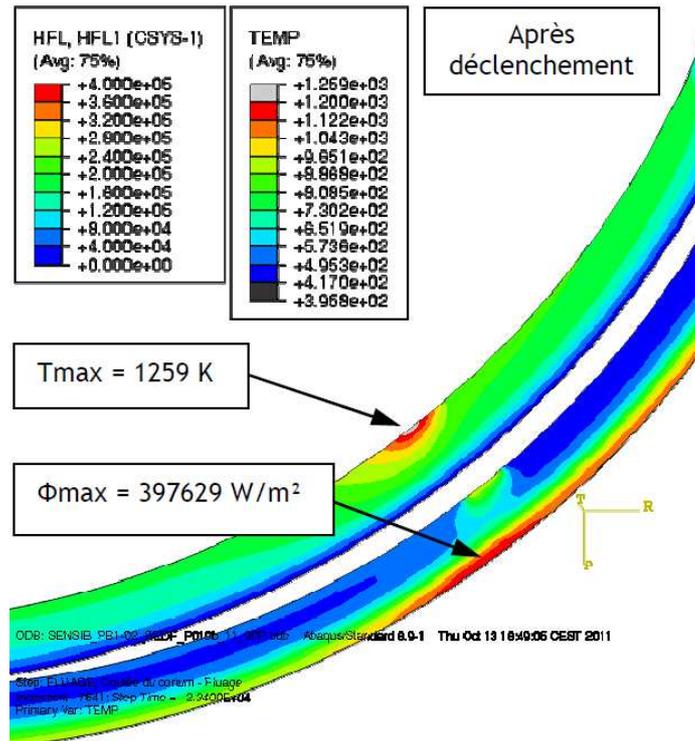


Figure 11: Champs de température [K] et de flux thermiques surfaciques [W/m<sup>2</sup>] après déclenchement du refroidissement externe sur critère  $T_{max} = 792.3$  K (calcul ABAQUS).

- **Document n° 7 (janvier 2012): Modélisation de l'essai « OLHF-1 »**  
RAPPORT PSN-RES/SAG 2012-00026

Puisqu'il nous apparaissait important de valider notre modélisation de l'élastoviscoplasticité endommageable sur une échelle hémisphérique, qui est celle du problème de la rupture cuve, nous avons recalculé l'essai OLHF1 (hémisphère échelle cuve REP 1/5 échauffée et mise sous pression de 50 bars). Cette modélisation avait par ailleurs également été menée par le CEA sous CAST3M en 2002 [*Post-test calculations based on OLHF-1 test* Rapport DM2S - SEMT/LM2S/RT/02-005, L. Nicolas].

On constate en figure 12 la performance de la modélisation sous ABAQUS, avec très bonne restitution de la flèche et des épaisseurs finales mesurées post-essai. Alors que la rupture est détectée à 192.9 min lors de l'essai, elle l'est à 189.6 min sous ABAQUS, et à 181.2 min pour la modélisation CEA sous CAST3M.

La localisation de la brèche obtenue par le calcul ABAQUS est en tout point identique à celle observée pour l'essai (amorçage de fissure en fluage sur la zone de plus faible épaisseur initiale).

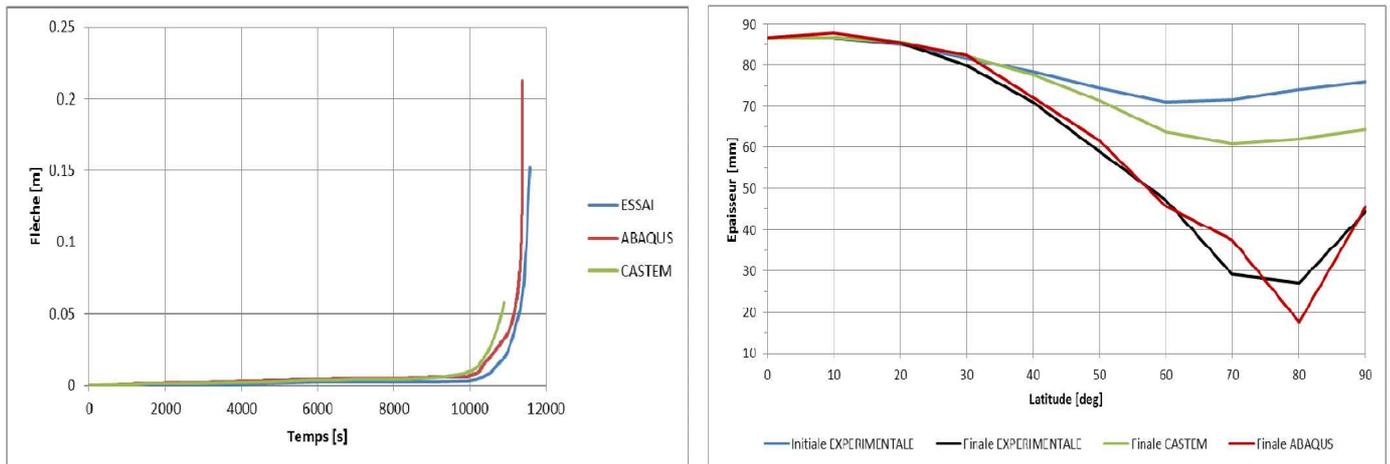


Figure 12: Flèches et épaisseurs finales mesurées sur l'essai OLHF-1 et calculées par IRSN sous ABAQUS et par CEA sous CASTEM.

### 2.3 2012: MISE A JOUR DES CONDITIONS LIMITES ASTEC V1.3.3→ASTEC V2.0.2

Suite aux évolutions du code ASTEC et au passage de la version v2 qui présente de nombreuses évolutions en particulier sur les modèles de stratification du corium, nous souhaitons mettre à jour les conditions limites de flux thermiques pour nos trois séquences d'étude, en les recalculant sous ASTEC v2.0.2, et repasser les calculs ABAQUS avec ces nouvelles conditions limites, avec et sans refroidissement.

D'un point de vue pratique, la portabilité des jeux de données de ASTEC v1.3.3 vers ASTEC v2.0.2 n'était pas opérationnelle. Il a donc fallu récupérer les données relatives aux coulées de corium dans les calculs sous ASTEC v1.3.3 et les injecter en données d'entrée dans le module fond de cuve d'ASTEC utilisé en mode autonome, en version v2.0.2, pour bénéficier des mises à jour des modèles de stratification, et observer la variation des conditions limites. Ce travail est restitué dans le document : **Mise en place du modèle fond de cuve autonome et prise en compte du refroidissement externe de la cuve avec ASTEC V2.0.2, Rapport AME/CST/12-S320375/N3 – Rév. A (document n°8)**

En pratique les évolutions des modèles de stratification se sont avérées encore peu robuste et très instables. Certains flux thermiques délivrés par à la paroi du fond de cuve par certaines phases du corium culminent à plus de 10MW/m<sup>2</sup>, amenant la fusion de la cuve avant même la fin des coulées de corium. Nous ne détaillerons donc pas davantage ici l'ensemble de ce travail qui n'a malheureusement pas trouvé d'intérêt notable, outre la révision nécessaire des modèles de stratification du corium d'ASTEC en version 2.0.2.

Nous avons néanmoins reconduit l'ensemble des calculs ABAQUS sous ces nouvelles conditions limites, avec et sans refroidissement, et l'ensemble du travail est restitué dans le document : **Calculs thermomécaniques sur une cuve hémisphérique en conditions de chargement thermique issues d'ASTEC v2, Rapport AME/CST/12-S320375/N4 – Rév. A (document n°9)**



## 2.4 2013: ETUDES COMPLEMENTAIRES

A l'issue de l'année 2011, la modélisation sous ABAQUS ayant été largement éprouvée, nous tenions à plusieurs objectifs complémentaires :

### **Objectif 1 : Développer un modèle de propagation de rupture ductile en élastoviscoplasticité endommageable**

Ici nous cherchions à tenter de pouvoir calculer la propagation d'une fissure, dont le mécanisme local est la rupture ductile à haute température. Il faut comprendre que, bien que l'acier soit placé dans un régime d'élastoviscoplasticité endommageable dès que sa température dépasse 973K, le micromécanisme local de propagation de fissure peut s'étudier uniquement sous l'angle de la plasticité instantanée (hautes vitesses locales de déformation en pointe de fissure). La phénoménologie envisagée était que si la rupture de la cuve est amorcée par la mécanique plutôt que par la thermique (cas des séquences à moyenne ou haute pression), la taille de fissure allait dépendre des conditions de chargement mécaniques, lesquelles seraient évolutives dans le temps, puisque la cuve allait se dépressuriser au cours de la propagation de la fissure, après la vidange du corium situé au-dessus du niveau de la potentielle fissure (laquelle est évidemment envisagée au niveau du point chaud). Encadrer ainsi les dimensions possibles de la brèche sur la cuve aurait permis de donner des conditions d'entrée pour les calculs visant à évaluer de façon déterministe la propagation de l'accident hors cuve (explosion de vapeur, interaction corium-béton).

Des premiers développements numériques ont ainsi été menés en plasticité pure et fluage pur (mais non les deux ensemble), sur éprouvettes de traction, où nous avons pu modéliser la propagation de rupture, comme illustré en figure 14. L'étude et les développements sont restitués dans : ***Développement et qualification d'une modélisation numérique de propagation de rupture en traction et fluage sur le 16MND5, Rapport AME/CST/12-S320375/N5 - Rév. A (document n° 10)***

La technique de modélisation est simple : on procède au retrait des éléments ayant atteint le seuil critique d'endommagement plastique ou visqueux, en régularisant les contraintes au bord des éléments rompus.

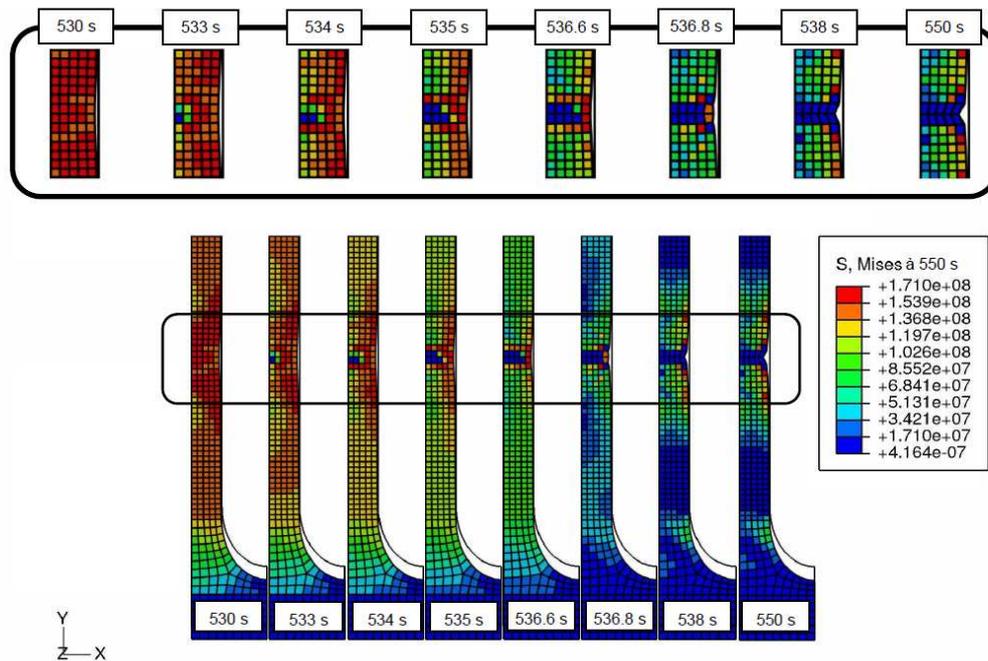


Figure 14: propagation de l'endommagement plastique lors d'un essai de traction numérique à 773 K sous une vitesse de déformation de  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ .

On observe une vitesse de fissuration qui varie entre 0.81 et 1.3 mm/s ce qui est conforme aux expériences pour la rupture ductile des aciers martensitobainitiques sous une vitesse de traction de  $1.64 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  à 773K. La modélisation donne ainsi beaucoup de satisfaction.

Nous avons ainsi tenté de passer directement à la re-modélisation de l'essai OLHF1, en 3D sur un modèle à 22804 éléments (figure 15), afin de calculer la taille finale de la brèche en lien avec la vitesse de dépressurisation observée pendant cet essai (figure 16). L'étude est restituée dans le document : *Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux*, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 Rév. A (document n° 11)

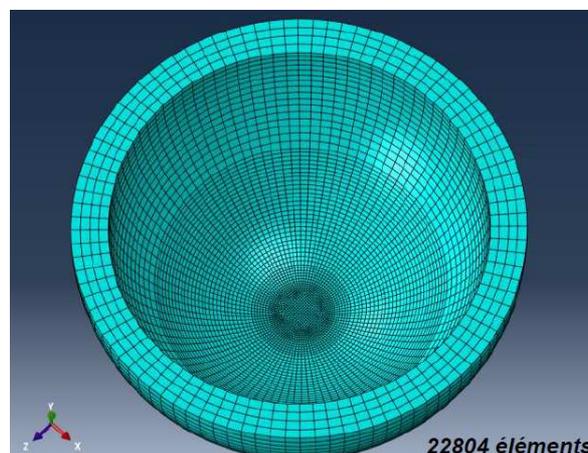


Figure 15: Maillage pour la modélisation 3D de l'essai OLHF1

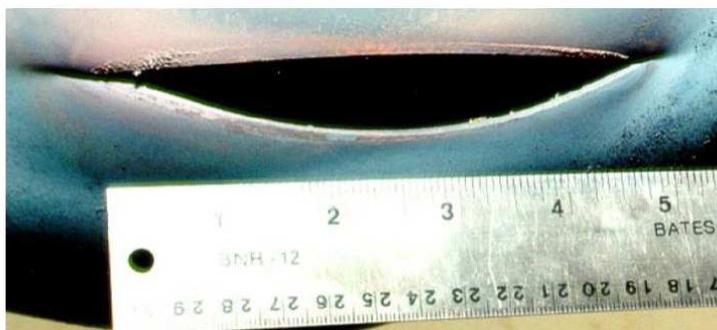


Figure 16: OLHF-1 - gros plan sur la fissure

Jusqu'à l'initiation de la fissure, le calcul s'est déroulé correctement (figure 17). Néanmoins il n'a pas été possible de faire converger les calculs au-delà de l'initiation de fissure sans réellement pouvoir comprendre d'où venait le problème.

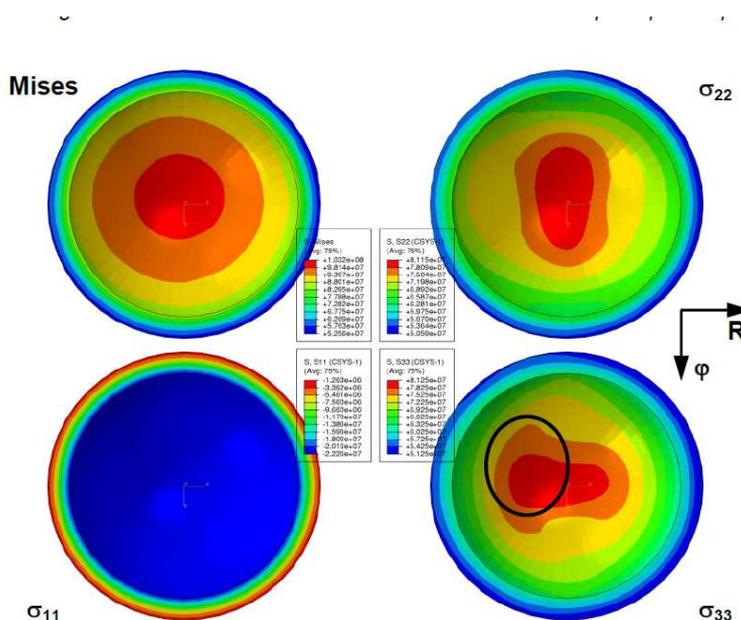


Figure 17: OLHF-1 - iso-valeurs des contraintes principales sphériques et de Von Mises en vue de dessus

Suite aux différents échanges avec le support d'ABAQUS et malgré les informations transmises initialement, il a été fait état, au début du mois de septembre 2013, de l'impossibilité de faire fonctionner ensemble la propriété du matériau "CREEP" avec les propriétés du matériau "PLASTIQUE", "DAMAGE INITIATION" et "DAMAGE EVOLUTION" (bug du code ABAQUS). Les équipes de développement sont à pied d'œuvre pour résoudre au mieux le problème. La mise en oeuvre du calcul de propagation de fissure, couplé à la dépressurisation, n'a donc pas encore pu être réalisée, et à notre grand regret, cet objectif a dû être abandonné.

A la réflexion, cet objectif était plus théorique et ambitieux que réaliste : en effet, il eut fallu tenir compte également, pour une situation en réacteur, des phénomènes d'érosion des pointes de fissure en cours de propagation par le passage du corium, ce qui était hors de nos moyens dans le temps imparti.

**Objectif 2 : Considération d'une géométrie fond de cuve réaliste avec prise en compte des pénétrations en fond de cuve, et possibilité d'une rupture précoce**

Nous avons jugé cet objectif majeur. En effet, la géométrie idéalisée sans prise en compte des traversées ne permet pas d'observer les concentrations locales de contraintes aux bords des trous de passage des pénétrations, lesquels peuvent être ainsi le lieu privilégié de l'amorçage d'une rupture.

Nous avons ainsi modélisé l'essai OLHF-4, qui tenait compte de ces pénétrations, en 3D. Cette tâche, en particulier la création d'un modèle très réaliste de l'essai a été fastidieuse et ardue (modèle à 36540 éléments). L'étude est restituée dans le document *Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 Rév. B* (document n° 12)

La figure 18 présente la comparaison calcul/expérience pour cet essai. On constate que le calcul reproduit très bien la dilation-contraction des trous de passage et de leurs déplacements.

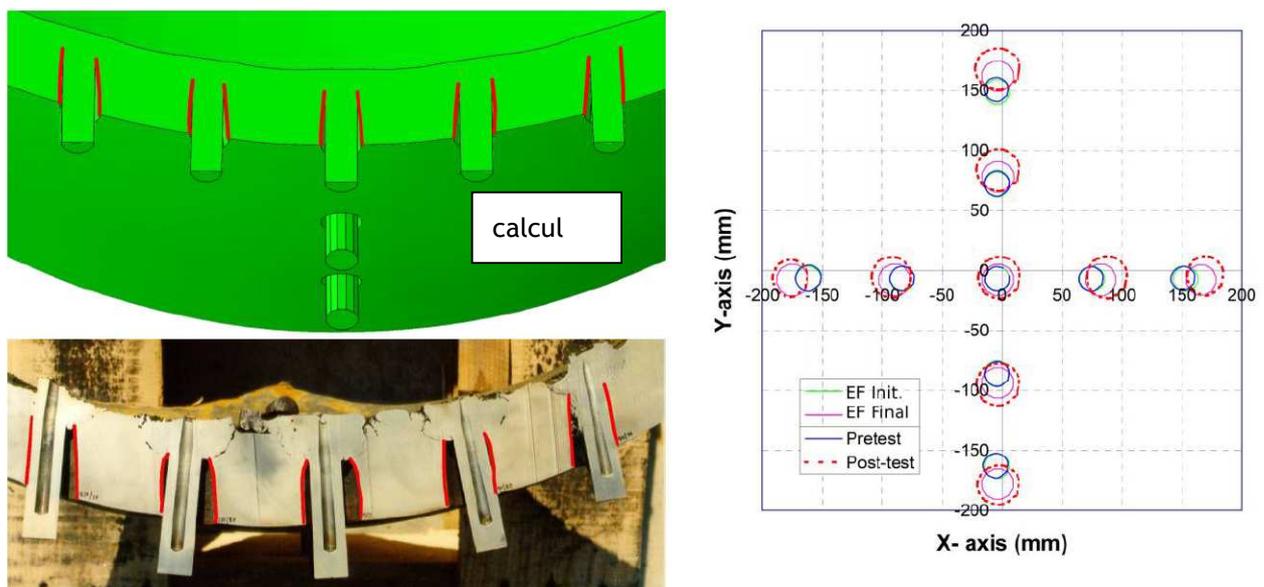


Figure 18: OLHF-4 - Comparaison calcul - essai des dilatations des perforations de la cuve : en vue de coupe et en projection orthogonale X-Y

Fort de cette bonne reproductibilité, nous avons pu analyser la distribution du champ de déformation (essentiellement viscoplastique pour cet essai) calculé sous ABAQUS (figure 19).

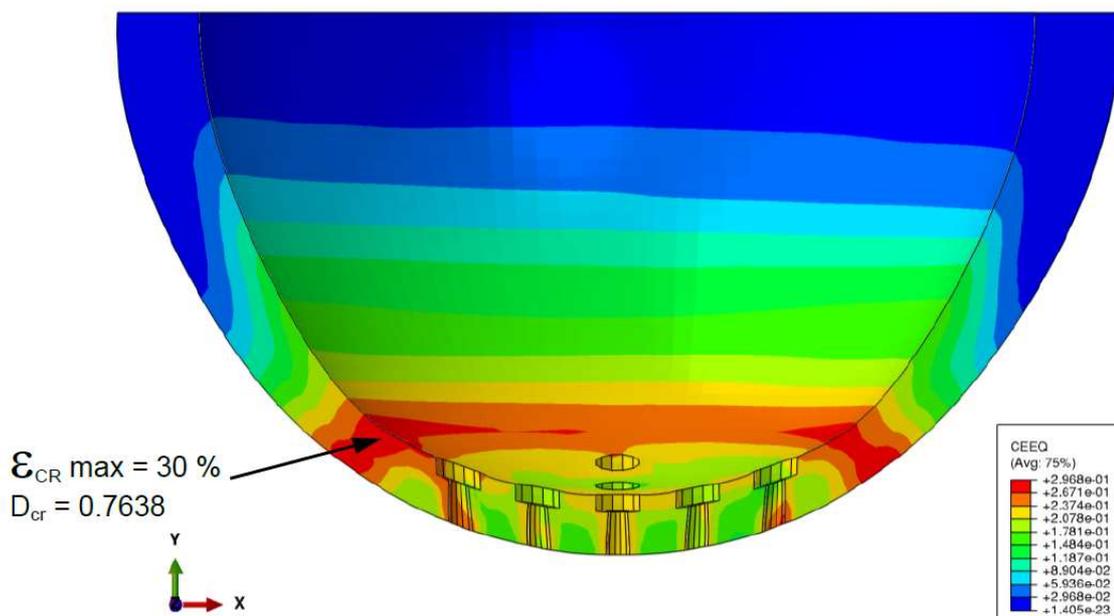


Figure 19: OLHF-4 - OLHF-4 - Iso-valeurs des déformations visqueuses

Nous constatons ici un résultat essentiel : alors même que le champ de température est relativement uniforme pour cet essai, le siège principal des déformations n'est pas localisé à l'endroit des trous de passage des traversées. Par ailleurs à l'instant de perte d'intégrité de la cuve, les déformations et endommagements maximaux dans la cuve ne sont pas atteints.

Ainsi, dans l'hypothèse où la géométrie de l'essai OLHF4 serait représentative du fond de cuve d'un REP, nous soulignons qu'il est important d'intégrer dans les études réacteurs à venir la présence des trous de pénétrations et d'établir un critère de défaillance précoce de la cuve basé sur leur dilatation différentielle. Dans l'essai OLHF4, la perte d'étanchéité de la cuve intervient pour une dilatation différentielle du diamètre des trous d'environ +30%. Ce critère doit être précisé pour un REP via des études dédiées, et intégré dans les critères de défaillance du module de calcul de mécanique de la cuve dans ASTEC.

### Objectif 3 : les défauts d'irradiation non restaurés en cas de refroidissement externe peuvent-ils avoir une influence sur le processus de rupture de la cuve ?

On cherche ici à répondre à une question cruciale, à la fois posée par la cohérence et la rigueur désirée de notre étude, et se voulant anticipatrice des questions pouvant se poser à l'analyse de sûreté quant au jugement potentiel du bien fondé d'éventuelles stratégies de refroidissement externe en cas d'accident grave : si dans le cas classique, i.e. hors refroidissement externe, il était commode de pouvoir utiliser des lois de comportement mécanique en traction relatives au 16MND5 vierge puisque le transitoire thermique accidentel amène l'acier à sa complète restauration ( $T > 973\text{K}$ ), l'étude préalablement menée en cas de refroidissement montre que toute une épaisseur de la cuve reste froide, comme illustré au §2.2, figure 11. Dans ces zones, un comportement mécanique relatif à l'acier irradié doit ainsi être considéré.

Nous avons reconstruit des lois de comportement pour l'acier irradié, et avons développé une fonction de restauration de ces lois vers un état vierge, suivant la température atteinte dans chaque élément.

Cette étude est restituée dans le document : *Poursuite du développement de la modélisation du comportement à rupture d'un acier de cuve de REP, sous ABAQUS, en thermoélastoviscoplasticité endommageable, sur une géométrie 3D hémisphérique. Couplage de la dépressurisation en lien avec l'aire fissurée. Validation sur deux essais expérimentaux*, Rapport AME/CST/FAE1001/N2 **Rév. C (document n° 13)**

On trouve généralement (en particulier dans la liste des références du document n°13) que l'acier de cuve subit un défaut d'irradiation s'élevant à 0.1 dpa (déplacement par atome) au bout de 40 ans de fonctionnement ce qui équivaut pour le matériau à une fluence de  $7.10^{19}$  n.cm<sup>-2</sup> (d'énergie > 1 MeV). Sur la base des quelques études théoriques sur les lois de comportement de l'acier de cuve irradié (références à consulter dans le document n°13), nous avons décidé d'appliquer des critères de durcissement assez pénalisants :

- Augmentation de la limite d'élasticité sans modification de la déformation plastique associée, ce qui a donc pour conséquence d'augmenter le module d'Young;
- Augmentation de la contrainte ultime, et de la déformation à striction,
- Augmentation de la contrainte à la rupture avec modification de la déformation plastique totale associée, de sorte que l'énergie de fracturation soit réduite d'environ 50%.

On présente ainsi en figure 20 l'opération de modification des lois de comportement réalisée, pour des températures de 473K et 973K.

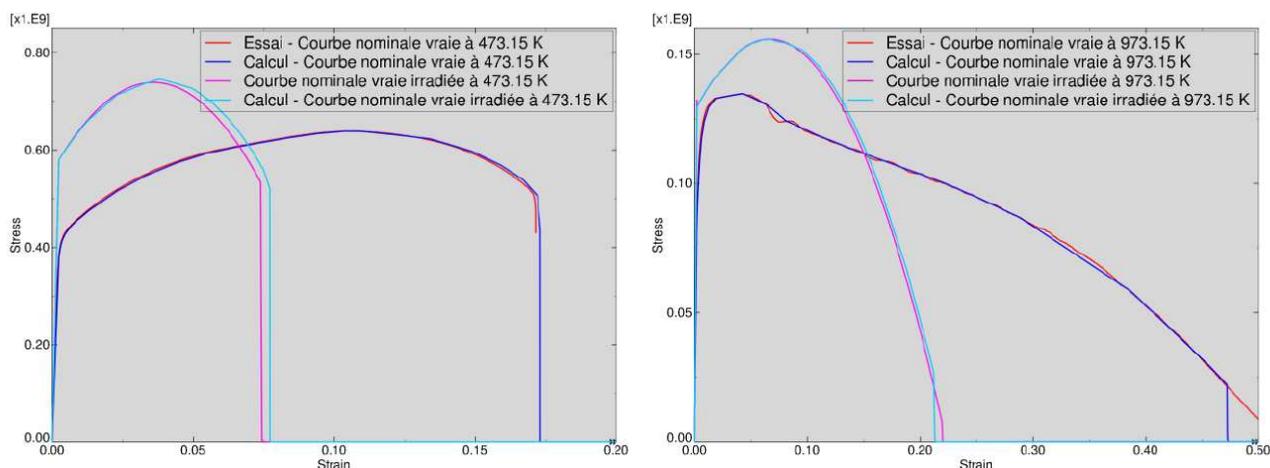


Figure 20: modélisation de la variation des lois de comportement à 473K et 973K du 16MND5 pour tenir compte des effets d'irradiation sur 40 ans de service

Nous jugeons ces modifications assurément pénalisantes s'agissant de l'acier de fond de cuve (réduction de l'énergie de rupture de 50%).

Par ailleurs, la fonction de restauration des lois de l'acier irradié est la suivante : initiation de la restauration à 973.15 K et restauration complète à 1073.15 K, avec variation linéaire de la restauration entre ces deux bornes.

Nous avons ainsi repassé un ensemble d'études sur géométrie 2D axisymétrique (reprise des calculs menés en 2011) avec refroidissement selon la grille présentée ci-dessous :

Type de flux	pression interne stationnaire	Refroidissement externe	Déclenchement	Commentaire(s)
PB1	20 bars	Non	-	-
PB1	20 bars	Oui	Tinit + 10 %	Intensité 20kW/m <sup>2</sup> /K
PB1 x 1.5	80 bars	Oui	Tinit + 10 %	Intensité 20kW/m <sup>2</sup> /K
PB1 x 1.5	80 bars	Oui	Tinit + 10 %	Intensité 10kW/m <sup>2</sup> /K
PB1 x 1.5	160 bars	Oui	Tinit + 10 %	Intensité 10kW/m <sup>2</sup> /K

Le type de flux correspond au flux thermiques du corium de la séquence PB1.1, pouvant être intensifié par un facteur 1.5 (prévision de l'évolution des modèles de stratification d'ASTEC). L'intensité du refroidissement externe, à savoir le coefficient d'échange de chaleur en face externe, varie entre 10 et 20 kW/m<sup>2</sup>/K. La température de déclenchement du refroidissement est toujours prise égale à Tinitiale+10%.

On présente en figure 21 le cas le plus extrême (160 bars en pression), pour lequel seule une très faible épaisseur de la cuve est restaurée de ses défauts (figure 22). Nous ne constatons malgré tout pas d'endommagement significatif ( $10^{-4}$ ) malgré les fortes contraintes cisailantes ( $\sim 700\text{MPa}$ ) induites par l'hétérogénéité des lois matériau (restaurées/irradiées) illustrées en figure 22.

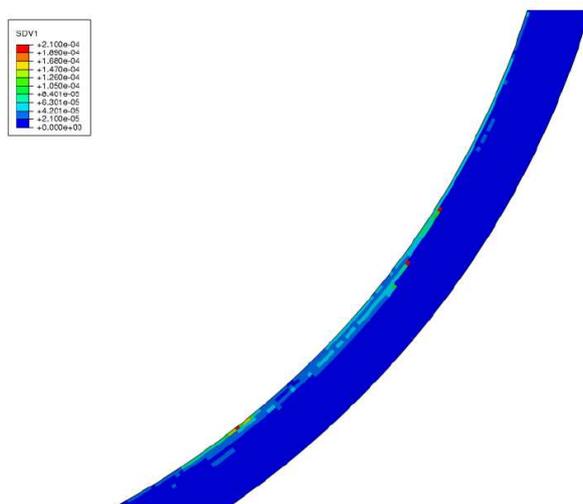


Figure 21: absence d'endommagement ductile significatif pour le cas de transitoire avec refroidissement externe, sous pression de 160 bars et prise en compte des effets d'irradiation.

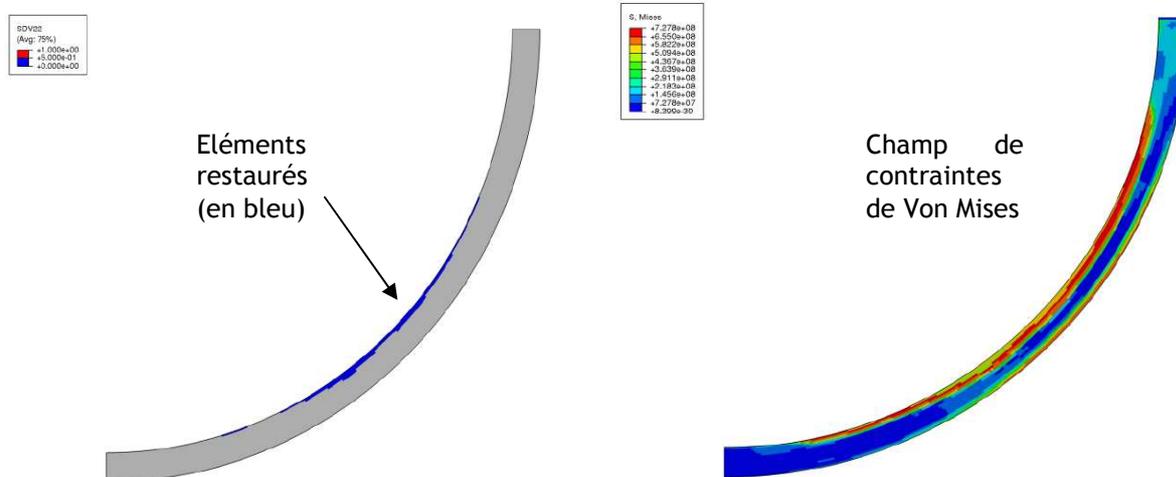


Figure 22: Champs d'éléments restaurés en intégralité ( $T > 1073\text{K}$  à au moins un instant lors de la séquence) et champ de contrainte pour le cas de transitoire avec refroidissement externe, sous pression de 160 bars et prise en compte des effets d'irradiation.

Nous estimons ainsi, en l'état des hypothèses sur les conditions limites thermique interne et externe envisagées en accident grave, que le problème des effets d'irradiation, en regard de stratégies potentielles de refroidissement externe, n'a pas vocation à être considéré par l'analyse de sûreté.

### 3 CONCLUSION

Les deux premières années de développement 2010-2011 et les deux années d'études complémentaires 2012-2013 montrent que la modélisation déployée au SAG sous ABAQUS pour le traitement du problème de la mécanique du fond de cuve en situation apparaît pertinente, robuste et digne de confiance dans les résultats qu'elle peut restituer. Elle constitue ainsi, si besoin en était, un outil privilégié à disposition de l'analyse de sûreté dans le domaine des accidents de fusion de cœur.

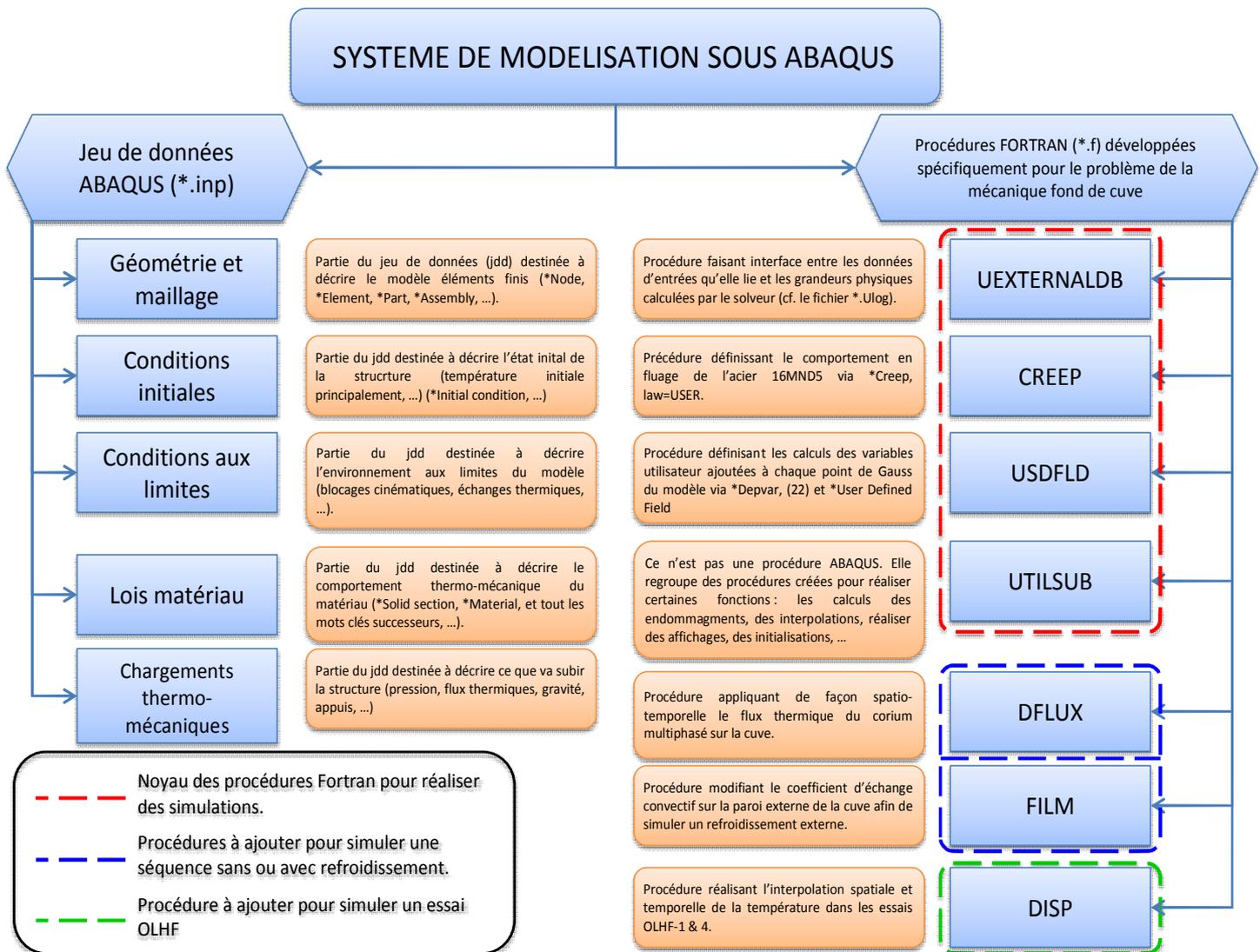
Peu de conclusions pérennes peuvent être dégagées à l'issue de ce travail concernant spécifiquement les délai et mode de rupture, les tailles de brèche envisageables, car les résultats que cette modélisation peut rendre, avec manifestement une maîtrise adéquate des phénomènes physiques mis en jeu dans l'acier de cuve, dépend explicitement des conditions d'entrée qui lui sont fournies par les codes scénario. Il semble primordial que l'effort soit porté sur ces sujets dans l'avenir (modèles de stratifications du corium, stratégies de refroidissement externe).

Sous les hypothèses actuelles issus des résultats rendus par le code ASTEC, dans sa version v1.3.3, nous pouvons néanmoins avancer que :

- **En cas de refroidissement externe, la non-utilisation de loi matériaux réalistes, intégrant le durcissement par irradiation au cours de 40 années en service, n'invalide pas les études, pouvant donc se baser sur des lois du 16MND5 vierge ;**
- **La modification de la géométrie considérée dans ASTEC, avec intégration des trous de passage de pénétrations, et le calcul de leur dilatation différentielle jusqu'à une valeur critique de perte d'étanchéité par décohésion du tube guide, doivent être considérés dans les futures études réacteur ; la modélisation et l'analyse réalisées sur l'essai OLHF-4 montrent clairement qu'une défaillance précoce par perte d'étanchéité peut survenir avant l'atteinte de critères de fusion ou de rupture par endommagement mécanique ; une partie de la dilatation observée de ces trous étant de la déformation purement plastique (réagissant donc instantanément au chargement mécanique) et il est tout à fait possible d'envisager des situations où l'effet instantané d'un renoyage tardif en cuve et du transitoire de pression qu'il induirait, serait une perte précoce d'étanchéité au niveau des traversées ; ces situations potentielles doivent faire l'objet d'études de sensibilité approfondies, en déclinant les conditions du problème (géométrie et critère de dilatation différentielle maximale) dans les études menées avec ASTEC.**

On trouvera en Annexe certains détails techniques sur la modélisation ABAQUS du SAG (architecture des routines, procédures de lancement...). Nous attirons l'attention sur le fait que cette modélisation nécessite d'être prise en main par un utilisateur expert, que ce soit dans les codes éléments finis en général, dans le développement numérique sous FORTRAN et PYTHON, ainsi qu'en métallurgie physique.

## ANNEXE : ARCHITECTURE GLOBALE DE LA MODELISATION, PROCEDURES DE LANCEMENT ET DE POST TRAITEMENT



Le logiciel ABAQUS, son serveur de licences, et son aide en ligne ont été installés sur le serveur ACALU201 alias SODIUM, basé à Fontenay-Aux-Roses.

Il est possible de stocker localement les résultats de calcul sur cette même machine dans le dossier suivant : /irsn/local02/travail/CALCULS\_SAG/ABAQUS/... si les droits d'écriture sont ouverts.

A priori toutes les machines Linux/Unix peuvent lancer l'interface graphique de pré et post traitement d'ABAQUS, c'est-à-dire le CAE, si tant est que les dossiers /produits/appli soient remontés sur ces machines.

---

Pour les versions installées sur le serveur, des alias peuvent être créés pour simplifier l'écriture de la commande :

- Interface graphique (CAE) :

```
alias abaqus69="abaqus69_64 cae &"
```

```
alias abaqus610="abaqus-6.10-2_64 cae &"
```

```
alias abaqus611="abaqus-6.11-1_64 cae &"
```

- Etat des licences utilisées :

```
alias abaqus69lic="abaqus69_64 licensing -ru"
```

```
alias abaqus610lic="abaqus-6.10-2_64 licensing -ru"
```

```
alias abaqus611lic="abaqus-6.11-1_64 licensing -ru"
```

Pour lancer un calcul la commande à exécuter est la suivante :

```
abaqus-6.11-1_64 } job=***(.inp) user=***.f
```

```
abaqus-6.10-2_64 }
```

```
abaqus69_64 }
```

Plus d'informations sont disponibles ici :

<http://acalu201:2080/v6.10/books/usb/default.htm?startat=pt01ch03s02abx02.html>

Le mot clé 'job' demande le nom du fichier de calcul SANS l'extension. Le lancement du calcul se fait en général dans le dossier où se situe le fichier de données.

Le mot clé 'user' demande le chemin d'accès jusqu'à l'unique fichier FORTRAN 77 contenant l'ensemble des procédures utilisateur .f (cf. figX) concaténées au sein de ce fichier dont le dénomination est libre.

Le lien hypertexte de l'aide en ligne est :

<http://acalu201:2080/v6.9/index.html>

<http://acalu201:2080/v6.10/index.html>

<http://acalu201:2080/v6.11/index.html>

Lors de l'exécution d'un calcul, les fichiers suivant sont regardés :

- Nom\_du\_job.log : pour rapidement constater s'il y a un problème d'exécution. Il est préférable de réaliser des 'datacheck' avant tout (mot clé 'datacheck' dans la ligne de commande ou bien via le CAE);
- Nom\_du\_job.msg & Nom\_du\_job.dat : pour avoir une description succincte de l'erreur ;
- Nom\_du\_job.sta : pour suivre l'évolution du pas de temps de calcul ;
- Nom\_du\_job.Ulog : fichier utilisateur créé par la procédure Uexternaldb.f pour suivre les évolutions des différentes grandeurs calculées.

Un ensemble de scripts et macros, rédigées en python, ont été mis en place afin d'automatiser les post-traitements sous ABAQUS des différents calculs, on les trouvera dans le dossier ROUTINES/PYTHON du dossier principal regroupant l'ensemble des rapports techniques, des données et des calculs menés situé à l'adresse :

\\Rose\ancien\_seac\$\SEAC-ARBRE\03\_R&D Installation REP Mécanique fond de cuve\L-ABAQUS\_NICAISE

