

Modèle XFE-Cohésif 3D pour le traitement de la rupture ductile en grandes transformations

A. Kaniadakis^{1,2}, J.P. Crété², P. Longère¹

¹Institut Clément Ader, ISAE-SUPAÉRO, INSA-T, UPS, IMT Mines Albi, Université de Toulouse, France,
{antonio.kaniadakis,patrice.longere}@isae-supaero.fr

²Laboratoire Quartz, ISAE-SUPMÉCA, France, jean-philippe.crete@isae-supmeca.fr

Résumé — Ce travail porte sur le développement d'une méthodologie numérique 3D capable de rendre compte macroscopiquement des différents mécanismes menant jusqu'à la rupture ductile de la structure soumise à de grandes déformations : (i) endommagement ductile, (ii) localisation de la déformation, (iii) propagation de la fissure. Le modèle de GTN est utilisé pour rendre compte de l'endommagement diffus. Pour décrire la localisation de la déformation et l'apparition de la fissure, une approche couplant XFEM et zone cohésive est utilisée. La méthodologie est capable de reproduire les mécanismes de dégradation et la surface de rupture en grandes déformations élasto-plastiques de structures d'essais de laboratoire.

Mots clefs — endommagement ductile, fissuration, XFEM, loi cohésive, grandes déformations.

1. Introduction

Les métaux et alliages sont les matériaux les plus utilisés dans l'industrie du fait de leur haute résistance, de leur bonne ductilité qui leur confère une facilité de mise en forme (laminage, forgeage, emboutissage, ...) et de leur capacité à dissiper une grande quantité d'énergie par déformation plastique avant rupture. La tenue des structures métalliques face à des événements accidentels (collision, choc, ...) ou des chargements sévères (mise en forme, ...) impliquant de grandes déformations présente donc un grand intérêt dans de nombreux secteurs industriels. Afin de déterminer la résistance résiduelle et/ou la tolérance aux dommages des structures métalliques, il est alors essentiel de comprendre et d'être capable de reproduire numériquement les phénomènes complexes qui se produisent au sein de la matière et qui mènent à la ruine de la structure.

A température ambiante (20°C) et au-delà, les métaux et alliages se comportent généralement de manière ductile. Le processus responsable de l'endommagement et de la ruine ultime de la structure, est alors appelé rupture ductile. Bien que celui-ci soit étudié depuis des décennies, il subsiste un certain manque de compréhension et de description. En effet, le processus de rupture ductile semble fortement dépendre du matériau ainsi que du type de chargement thermomécanique appliqué sur la structure. Un consensus existe cependant dans la communauté scientifique concernant les étapes successives qui conduisent à la rupture ductile, voir Figure 1: Amorçage des micro-cavités, voir Figure 1 (b) ; Croissance des micro-cavités, avec dans le cas d'un chargement de tension hydrostatique les micro-cavités croissant en ayant la forme d'un sphéroïde [1], alors que dans le cas d'un chargement en cisaillement les micro-cavités s'aplatissant et tournant dans le même temps, voir Figure 1 (c) et [2] ; Coalescence des micro-cavités, voir Figure 1 (d), pour former une bande étroite (méso-fissure) où la déformation se localise [2] [3] ; Formation d'une fissure, voir Figure 1 (e)).

L'objectif de ce travail est de développer une méthodologie 3D unifiée basée sur la méthode des éléments finis, permettant de reproduire les différentes étapes (voir Figure 1) qui mènent à la ruine ultime des structures métalliques. L'analyse du comportement mécanique de grandes structures

métalliques, comme un avion ou un navire, par la méthode des éléments finis, nécessite une discrétisation spatiale grossière avec une taille de maille de l'ordre du décimètre. Au contraire, les phénomènes menant à la ruine de la structure se déroulent à l'échelle du micromètre. Par conséquent la modélisation numérique de la rupture ductile revient à résoudre un problème multi-échelle. La difficulté est alors d'être capable de décrire les phénomènes microscopiques de la figure 1 dans le contexte de la méthode des éléments finis, en utilisant une taille de maille la plus grande possible.

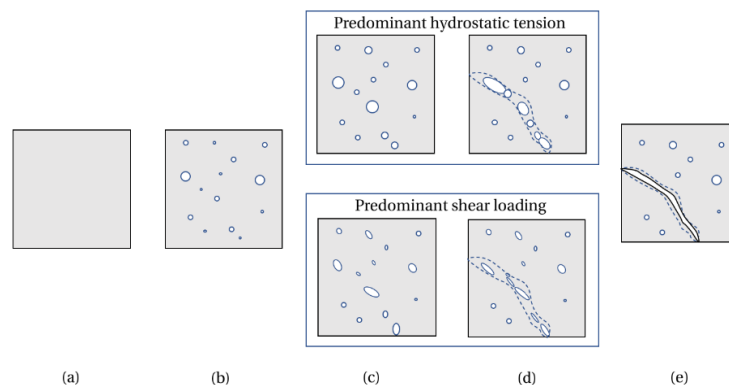


Figure 1 – Processus de rupture ductile : (a) état initial, (b) nucléation de micro-cavités, (c) croissance des micro-cavités, (d) coalescence des micro-cavités par striction interne et/ou cisaillement, (e) macro-fissuration

Une attention particulière est portée à l'objectivité des résultats numériques par rapport au maillage, au choix de la formulation éléments finis non linéaire, au modèle de zone cohésive, et au critère de transition entre endommagement diffus et localisé.

La méthodologie numérique est décrite dans le chapitre 2 et certaines applications sont montrées dans le chapitre 3. Des conclusions et perspectives sont apportées dans le chapitre 4.

2. Modèle XFE-cohésif 3D

Nous détaillons dans ce chapitre les différents aspects numériques permettant de décrire les phénomènes/étapes visibles sur le scénario de la figure 2.

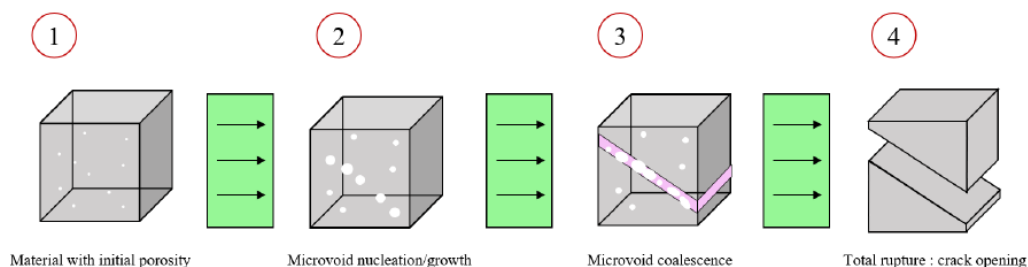


Figure 2 – Scénario du processus de rupture ductile adopté : (1) état initial sans micro-cavités, (2) nucléation/croissance de micro-cavités, (3) coalescence des micro-cavités, (4) rupture totale

2.1. Formulation éléments finis

Étant donné le contexte des grandes déformations dans lequel s'inscrit ce travail, nous avons fait le choix ici d'adopter une approche lagrangienne actualisée (les efforts sont calculés sur la configuration courante) qui se base sur le principe de référentiel tourné. Dans ce travail, nous utilisons le référentiel de Green-Naghdi. La formulation détaillée ici repose sur le principe des puissances virtuelles.

Dans la XFEM, le champ de déplacement $\{u\}$ est classiquement décomposé en une partie continue et discontinue. En utilisant la formulation de la base décalée [4], on exprime alors :

$$\{u\} = \mathbf{N}\{\alpha\} + \mathbf{N}^*\{\beta\} \quad (1)$$

avec $\{\alpha\}, \{\beta\}$ qui représentent les déplacements nodaux des degrés de liberté standards et enrichis, \mathbf{N} la matrice des fonctions d'interpolation, et \mathbf{N}^* qui s'écrit

$$\mathbf{N}^* = \begin{bmatrix} (H(x) - H_I)N_I & 0 & 0 & (H(x) - H_{II})N_{II} & 0 & 0 & \dots \\ 0 & (H(x) - H_I)N_I & 0 & 0 & (H(x) - H_{II})N_{II} & 0 & \dots \\ 0 & 0 & (H(x) - H_I)N_I & 0 & 0 & (H(x) - H_{II})N_{II} & \dots \end{bmatrix} \quad (2)$$

où $H(x)$ est la fonction d'Heaviside qui vaut +0.5 si le point est situé au-dessus de la fissure et -0.5 si le nœud est situé en-dessous de la fissure, et où H_i correspond à la valeur de la fonction d'Heaviside au nœud i . De la même façon, on définit le tenseur des taux de déformation en écriture matricielle tel que :

$$\hat{D} = \mathbf{B}_L\{\dot{\alpha}\} + \mathbf{B}_L^*\{\dot{\beta}\} \quad (3)$$

avec \mathbf{B}_L la matrice qui contient les dérivées des fonctions d'interpolation tel que $\mathbf{B}_L = \mathbf{p} \mathbf{N}$ avec \mathbf{p} l'opérateur différentiel. De la même façon on définit \mathbf{B}_L^* tel que $\mathbf{B}_L^* = \mathbf{p} \mathbf{N}^*$.

La zone cohésive est insérée dans la formulation XFEM-cohésive pour créer une discontinuité forte « cohésive » [5], ce qui conduit au système d'équations discrètes suivant :

$$\mathbf{K} \begin{Bmatrix} \Delta\alpha \\ \Delta\beta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{ext} \\ F_{ext}^* \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} F_{int} \\ F_{int}^* \end{Bmatrix} \quad (4)$$

Les efforts intérieurs et extérieurs correspondant aux degrés de libertés standards et enrichis s'écrivent :

$$F_{int} = \int_V \mathbf{B}_L^T \hat{\sigma}_{n+1} dV \quad F_{int}^* = \int_V \mathbf{B}_L^{*T} \hat{\sigma}_{n+1} dV + F_{coh} \quad (5)$$

$$F_{ext} = \int_{\Gamma_t} \mathbf{N}^T t^i d\Gamma_t \quad F_{ext}^* = \int_{\Gamma_t} \mathbf{N}^{*T} t^i d\Gamma_t \quad (6)$$

avec $\hat{\sigma}_{n+1}$ le tenseur des contraintes de Cauchy en écriture matricielle, t^i le vecteur contrainte représentant les actions extérieures appliquées sur la structure, et F_{coh} les efforts cohésifs qui seront détaillés par la suite.

La matrice de raideur \mathbf{K} est composée de quatre sous-matrices tel que :

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \frac{\partial F_{int}}{\partial \{\Delta\alpha\}} & \frac{\partial F_{int}}{\partial \{\Delta\beta\}} \\ \frac{\partial F_{int}^*}{\partial \{\Delta\alpha\}} & \frac{\partial F_{int}^*}{\partial \{\Delta\beta\}} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Il faut noter que la matrice de raideur \mathbf{K} peut encore s'écrire sous la forme $\mathbf{K} = \mathbf{K}_L + \mathbf{K}_{NL}$ avec \mathbf{K}_L la contribution linéaire et \mathbf{K}_{NL} la contribution non linéaire, dont les expressions ne sont pas données ici pour des questions de place.

Nous utilisons l'approche proposée par Nikolakopoulos [6] pour intégrer les équations précédentes. Ce schéma d'intégration est complété par l'utilisation de la technique F-bar afin de traiter le verrouillage volumique.

2.2. Endommagement diffus

Le matériau considéré est indépendant de la vitesse de déformation et de la température. L'endommagement diffus (étapes 1 et 2 sur la Figure 2) est décrit en utilisant le modèle de GTN [7], dont le potentiel plastique s'écrit :

$$\Phi_{GTN} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_y} \right)^2 + 2q_1 f \cosh \left(-\frac{3}{2} q_2 \frac{p_m}{\sigma_y} \right) - (q_1 f)^2 - 1 = 0 \quad (8)$$

avec σ_y la contrainte d'écoulement du matériau de la matrice, σ_{eq} la contrainte équivalente de Von Mises, f la fraction volumique des micro-cavités, p_m la pression hydrostatique et q_1, q_2 des constantes matériaux. L'écrouissage isotrope est décrit via une loi de Ludwik :

$$\sigma_y = \sigma_0 + B\kappa^n \quad (9)$$

avec σ_0 la limite d'élasticité initiale du matériau, κ la déformation plastique cumulée et B, n des constantes matériaux liées à l'écrouissage. Le taux de porosité \dot{f} est décomposée en deux contributions additives, à savoir \dot{f}_n liée à la nucléation de nouvelles micro-cavités et \dot{f}_g liée à la croissance des micro-cavités existantes:

$$\dot{f} = \dot{f}_n + \dot{f}_g = A_n \dot{\kappa} + (1-f) D_v^p \quad (10)$$

avec D_v^p la contribution volumique du taux de déformation plastique et A_n qui s'exprime sous la forme d'une fonction gaussienne :

$$A_n = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left(-\frac{1}{2} \left(\frac{\kappa - \kappa_N}{s_N} \right)^2 \right) \quad (11)$$

avec f_N la fraction volumique maximale de germination, κ_N la déformation plastique à la vitesse maximale de la germination des micro-cavités et s_N l'écart type.

2.3. Critère d'amorçage de la phase de localisation/coalescence

Pour passer de l'endommagement diffus à la phase de localisation/coalescence (passage de l'étape 2 à l'étape 3 sur la Figure 2), deux points importants doivent être traités :

- Établir un critère d'activation du début de la phase de localisation/coalescence.
- Identifier l'orientation de la bande de localisation/coalescence.

L'activation du début de la phase de localisation/coalescence est conditionnée par une porosité critique f_c . Pour identifier l'orientation du plan de localisation/coalescence, nous nous basons sur les travaux de Nikolakopoulos [7]. Le choix de l'orientation de la bande est ainsi déduit de l'état de contrainte et rend compte de la compétition entre Mode I et Mode II. Les plans de localisation candidats dans l'élément sont respectivement celui qui maximise la contrainte de traction et celui qui maximise la contrainte de cisaillement. Pour discerner les Modes I et II de localisation, nous nous basons sur le taux de triaxialité des contraintes en supposant qu'il existe une zone de transition Mode I + Mode II. Dès lors que le taux de triaxialité est supérieur à une valeur critique notée T_{ten} , l'orientation de la bande est pilotée par le Mode I, si le taux de triaxialité est inférieure à une valeur critique notée T_{sh} , l'orientation de la bande est pilotée par le Mode II, et dans le cas intermédiaire, nous sommes en mode mixte I+II.

2.4. Phase de localisation/coalescence

2.4.1 Introduction

Pour décrire la phase de localisation/coalescence (étape 3 sur la Figure 2), nous utilisons un modèle de zone cohésive. La particularité de celui-ci est qu'il est inspiré des lois de comportement constitutives élasto-plastiques. On retrouve alors la notion de tenseur des contraintes contrairement aux approches cohésives classiques où l'on utilise le vecteur de traction.

Dans ce travail, les efforts cohésifs sont définis tel que :

$$F_{coh} = - \int_V B_L^{*T} \hat{\sigma}^{coh} dV \quad (12)$$

Avec $\hat{\sigma}^{coh}$ le tenseur des contraintes cohésives écrit sous la forme d'un vecteur. Il faut noter qu'à l'amorçage de la bande de localisation ($t = t_{loc}$), nous avons :

$$\int_V \hat{\sigma}_{t=t_{loc}}^{coh} dV = \int_V \hat{\sigma}_{t=t_{loc}} dV \quad (13)$$

Dans la suite, nous travaillons dans la base du plan de localisation ($\vec{n}, \vec{g}^{(1)}, \vec{g}^{(2)}$) (voir Figure 4). Pour plus de lisibilité, nous utiliserons la notation ($\vec{1}, \vec{2}, \vec{3}$) au lieu de ($\vec{n}, \vec{g}^{(1)}, \vec{g}^{(2)}$). Toutes les quantités exprimées dans la base du plan de localisation sont notées avec un tilde au-dessus.

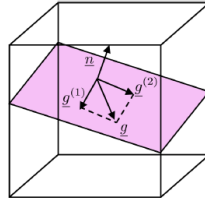


Figure 4 – Élément fini coupé par une bande cohésive

On introduit dans notre approche un tenseur d'ordre 2 défini dans la base de la bande de localisation (voir Figure 4) qui contient les sauts de déplacement au travers de la bande :

$$\underline{\tilde{E}}^{coh} = \begin{bmatrix} \delta_n & \delta_{g(1)} & \delta_{g(2)} \\ \delta_{g(1)} & 0 & 0 \\ \delta_{g(2)} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (14)$$

De la même façon, on introduit le tenseur $\Delta \underline{\tilde{E}}^{coh}$ qui contient les incréments des sauts de déplacement.

On décompose le tenseur des contraintes cohésives en deux contributions :

$$\underline{\tilde{\sigma}}^{coh} = {}^s \underline{\tilde{\sigma}}^{coh} + {}^0 \underline{\tilde{\sigma}}^{coh} \quad (15)$$

avec ${}^s \underline{\tilde{\sigma}}^{coh}$ et ${}^0 \underline{\tilde{\sigma}}^{coh}$ définis par

$${}^s \underline{\tilde{\sigma}}^{coh} = \begin{bmatrix} \tilde{\sigma}_{11}^{coh} & \tilde{\sigma}_{12}^{coh} & \tilde{\sigma}_{13}^{coh} \\ \tilde{\sigma}_{21}^{coh} & 0 & 0 \\ \tilde{\sigma}_{31}^{coh} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad {}^0 \underline{\tilde{\sigma}}^{coh} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \tilde{\sigma}_{22}^{coh} & \tilde{\sigma}_{23}^{coh} \\ 0 & \tilde{\sigma}_{32}^{coh} & \tilde{\sigma}_{33}^{coh} \end{bmatrix} \quad (16)$$

où ${}^s \underline{\tilde{\sigma}}^{coh}$ est la partie « surfacique » du tenseur des contraintes, présent dans les modèles « classiques » de zone cohésive, et ${}^0 \underline{\tilde{\sigma}}^{coh}$ la partie « volumique », qui est généralement négligée et qui n'évolue pas par rapport aux déformations de la zone cohésive. Le tenseur des rigidités élastiques de la

bande de localisation est défini par $\underline{\underline{\tilde{C}}}_{1111}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{2222}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{3333}^{coh} = E_n$ et $\underline{\underline{\tilde{C}}}_{1212}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{1313}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{2121}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{2323}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{3131}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}_{3232}^{coh} = E_g$.

En supposant un incrément de contrainte purement élastique, on définit alors $\Delta \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}^{coh}$ tel que :

$$\Delta \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}^{coh} = \underline{\underline{\tilde{C}}}^{coh} : \Delta \underline{\underline{\tilde{E}}}^{coh} = {}^s \Delta \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}^{coh} \quad (17)$$

2.4.2 Définition de la surface d'écoulement dans la bande

Nous définissons une surface de charge plastique inspirée de Kachanov telle que :

$$\Phi_{coh} = F_{eq} - F_0(1 - D) = 0 \quad (18)$$

avec F_{eq} une contrainte équivalente qui est définie par :

$$F_{eq} = \sqrt{{}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}^{coh} : {}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}^{coh}} \quad (19)$$

F_0 est liée à la résistance de la bande de localisation avant le début de la décohesion et est donc égale à F_{eq} à l'amorçage de la localisation. La variable d'endommagement est définie par

$$D = \left(\frac{K_{eq}}{\Delta c} \right)^{n_{coh}} \quad (20)$$

avec K_{eq} le déplacement équivalent de la bande de localisation:

$$K_{eq} = \sqrt{\langle \tilde{E}_{11}^{coh} \rangle^2 + \tilde{E}_{12}^{coh^2} + \tilde{E}_{13}^{coh^2}} \quad (21)$$

où Δc et n_{coh} sont des paramètres du modèle. Dans ce travail, Δc est supposé dépendre du taux de triaxialité des contraintes. On utilise alors la même approche que celle utilisée pour identifier l'orientation de la bande de localisation. Dès lors que le taux de triaxialité est supérieur à une valeur critique notée T_{ten} , $\Delta c = \Delta c_I$, si le taux de triaxialité est inférieure à une valeur critique notée T_{sh} , $\Delta c = \Delta c_{II}$, et dans le cas intermédiaire, nous sommes en mode mixte I+II. Il faut noter que dès que D atteint une valeur critique notée D_c alors l'élément fini est rompu.

2.4.3 Algorithme de résolution

L'algorithme classique de retour radial utilisé dans le cas des lois de comportement élasto-plastiques est appliqué à la loi de comportement cohésive. On calcule donc dans un premier temps les parties « surfaciques » et « volumiques » du tenseur des contraintes cohésives en supposant un incrément de chargement purement élastique :

$${}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh} = {}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_n^{coh} + \underline{\underline{\tilde{C}}}^{coh} : \Delta \underline{\underline{\tilde{E}}}^{coh} \quad {}^0 \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh} = {}^0 \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_n^{coh} \quad (22)$$

On calcule alors $F_{eq} = \sqrt{{}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh} : {}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh}}$ et une fois que la variable d'endommagement D a été mise à jour, on vérifie si : $\Phi_{coh} = F_{eq} - F_0(1 - D) \leq 0$

Si tel est le cas alors on met à jour le tenseur des contraintes cohésives tel que :

$$\underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{n+1}^{coh} = {}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh} + {}^0 \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{trial}^{coh} \quad (23)$$

Sinon :

$${}^s \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{n+1}^{coh} = F_0(1 - D) \underline{\underline{m}} \quad {}^0 \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{n+1}^{coh} = (1 - D) {}^0 \underline{\underline{\tilde{\sigma}}}_{loc}^{coh} \quad (24)$$

Avec ${}^0\tilde{\sigma}_{loc}^{coh}$ la partie « volumique » du tenseur des contraintes cohésives à l’amorçage de la localisation et \underline{m} le tenseur des directions d’écoulement qui est défini tel que :

$$\underline{m} = \frac{\partial \Phi_{coh}}{\partial {}^s\tilde{\sigma}_{trial}^{coh}} = \frac{{}^s\tilde{\sigma}_{trial}^{coh}}{F_{eq}} \quad (25)$$

Le tenseur des contraintes cohésives s’écrit alors, $\tilde{\sigma}_{n+1}^{coh} = {}^s\tilde{\sigma}_{n+1}^{coh} + {}^0\tilde{\sigma}_{n+1}^{coh}$.

3. Application

La méthodologie a été implantée en tant qu’élément fini utilisateur (UEL) dans le code de calculs commercial par éléments finis Abaqus Standard. Trois types d’éprouvettes sans fissure préexistante ont été testées (voir Figure 6). Les paramètres utilisés dans le modèle de GTN sont répertoriés dans le Tableau 1, les paramètres liés aux critères d’amorçage et au modèle cohésif dans le Tableau 2.

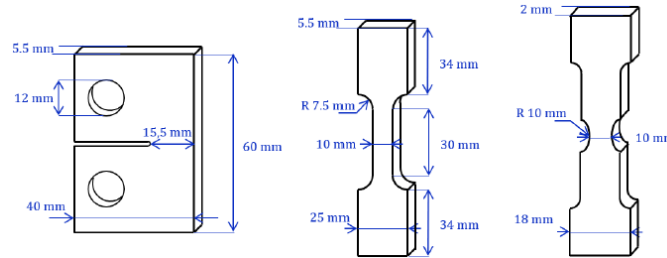


Figure 6 – Éprouvettes considérées dans cette étude : à gauche CT, au centre plate et à droite entaillée

Table 1 – Paramètres du modèle de GTN

E [GPa]	ν	σ_0 [MPa]	B [MPa]	n	f_0 [%]	f_N [%]	s_N	κ_N	$q_1 = q_2$
210	0.33	360	600	0.5	0.1	4	0.1	0.1	1

Table 2 – Paramètres liés au critère d’amorçage et au modèle cohésif

f_c [%]	T_{sh}	T_{ten}	E_n [N/mm ³]	E_t [N/mm ³]	Δc_I [mm]	Δc_{II} [mm]	n_{coh}	D_c
3	0.41	0.57	1000	500	1	3	2	1

Afin de tester l’objectivité des résultats numériques vis-à-vis du maillage, quatre tailles de mailles ont été testées pour chaque éprouvette (Mesh1 correspond au maillage le plus grossier et Mesh4 au maillage le plus fin). Sur la figure 7 est tracée l’évolution de la force en fonction du déplacement pour chaque éprouvette. On peut voir qu’il n’y a quasiment pas de dépendance à la taille de maille dans le cas de l’éprouvette plate et entaillée. Dans le cas de l’éprouvette CT, on observe une légère dépendance à la taille de maille. Sur la figure 8 on peut voir les faciès de rupture obtenus pour chaque type d’éprouvette. On remarque que dans le cas de l’éprouvette CT nous obtenons une rupture en mode I comme attendu et pour les éprouvettes plate et entaillée une rupture en mode II.

2. Conclusions et perspectives

Il a été montré que la méthodologie unifiée développée en grandes transformations dans ce travail, qui combine le modèle de GTN pour décrire l'endommagement diffus, la XFEM-cohésive pour décrire le comportement dans la phase de coalescence/localisation et la XFEM pour représenter la fissure, est capable de reproduire numériquement et objectivement vis-à-vis de la taille de maille, la réponse mécanique globale de structures jusqu'à la ruine totale. Le prochain objectif est de confronter ce modèle à des résultats expérimentaux à l'échelle du laboratoire.

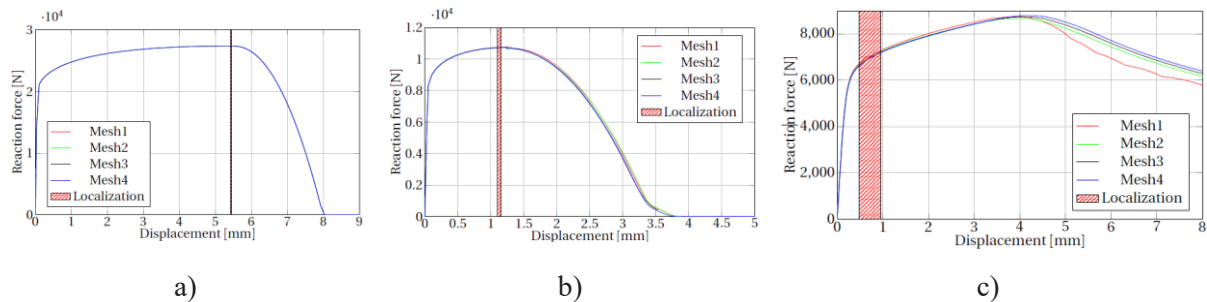


Figure 7 – Force Vs Déplacement : a) éprouvettes plates, b) éprouvettes entaillées et c) éprouvettes CT

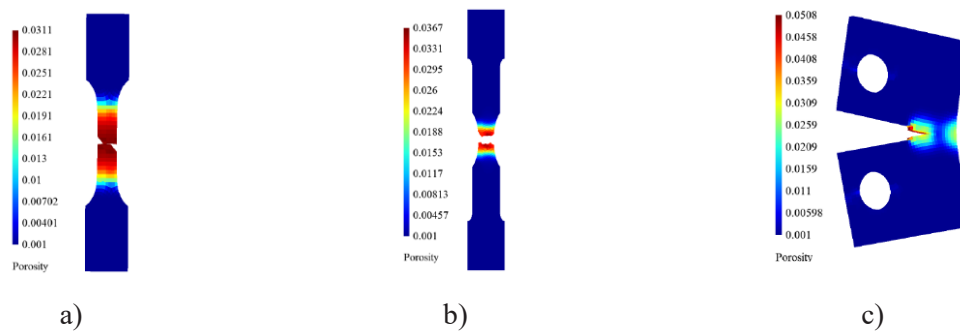


Figure 8 – Facies de rupture : a) éprouvettes plates, b) éprouvettes entaillées et c) éprouvettes CT

Références

- [1] A. L. Gurson. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I, J. Eng. Mater. Technol., 2-15, 1977.
- [2] V. Tvergaard. Behaviour of voids in a shear field, Int. J. Fract., 41-49, 2009.
- [3] A. A. Benzerga, J.B. Leblond. Ductile fracture by void growth to coalescence. Advances in Applied Mechanics, 169-305, 2010.
- [4] G. Zi, T. Belytschko. New crack-tip elements for xfem and applications to cohesive cracks. Int. J. Num. Meth. in Eng., 2221-2240, 2003.
- [5] J. Wolf, P. Longère, J.M. Cadou, J.P. Crété. Numerical modeling of strain localization in engineering ductile materials combining cohesive models and XFEM, Int. J. Mech. Mater. Des., 177-193, 2017.
- [6] K. Nikolakopoulos, J.P. Crété, P. Longère. Volume averaging based integration method in the context of XFEM-cohesive zone model coupling, Mech. Res. Comm., 2020.
- [7] K. Nikolakopoulos, J.P. Crété, P. Longère. Progressive failure of ductile metals: Description via a three-dimensional coupled czm-xfem based approach, Eng. Frac. Mech., 2021.