Simulation numérique de la rupture de structures navales sous l'effet d'explosions au contact

Patrice Longère, Anne-Gaëlle Geffroy, Bruno Leblé

▶ **To cite this version:**

Patrice Longère, Anne-Gaëlle Geffroy, Bruno Leblé. Simulation numérique de la rupture de structures navales sous l'effet d'explosions au contact. 10e colloque national en calcul des structures, May 2011, Giens, France. pp.Clé USB. hal-00592807

HAL Id: hal-00592807
https://hal.science/hal-00592807

Submitted on 3 May 2011

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.

CSMA 2011
10e Colloque National en Calcul des Structures
9-13 mai 201 Presqu'île de Giens (Var)

Simulation numérique de la rupture de structures navales sous l'effet d'explosions au contact

P. Longère[1,2], A-G. Geffroy[3], B. Leblé[3],

[1] Université de Toulouse, ISAE/ICA (EA814), France, patrice.longere@isae.fr
[2] Université Européenne de Bretagne, UBS/LIMATB (EA4250), France,
[3] DCNS, France, anne-gaelle.geffroy@dcnsgroup.com ,bruno.leble@dcnsgroup.com

Résumé — Dans un contexte de vulnérabilité militaire des bâtiments de surface, cette étude a pour objectif la prédiction numérique de la réponse de structures navales soumises à explosion au contact. Une vaste campagne expérimentale a été menée, incluant des tests mécaniques de laboratoire ainsi que des essais d'explosion en air libre, permettant de construire un formalisme original au travers d'un modèle multi-surfaces. Des essais numériques d'explosion ont finalement permis d'évaluer le modèle implanté en tant que loi utilisateur.
Mots clefs — Explosion, Dynamique, Endommagement, Rupture, Modélisation non linéaire, Simulation numérique.

1 Introduction

L'objectif de ce travail est la prédiction numérique de la réponse d'une structure navale à une explosion au contact. A cette fin, une modélisation avancée du comportement du matériau constitutif sous sollicitations sévères de déformation, de vitesse de déformation et de température a été développée et des simulations numériques ont été menées.

2 Présentation du matériau de l'étude

Le matériau de l'étude est un acier doux ferrito-perlitique constitutif de coques de bâtiments de surface. Sa composition chimique est donnée en Tab.1. Le matériau est composé d'environ 87% de ferrite et de 13% de perlite, sous forme lamellaire. Le matériau relativement pur peut être considéré comme initialement exempt d'inclusions.

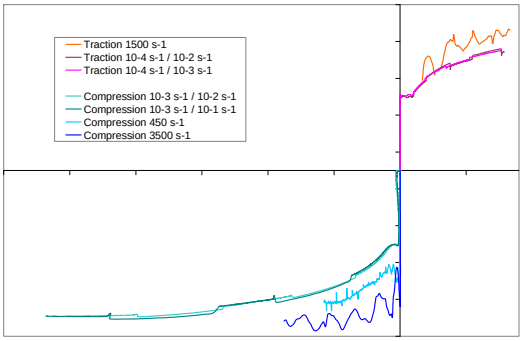
TAB. 1 – Composition chimique (en masse) du matériau de l'étude

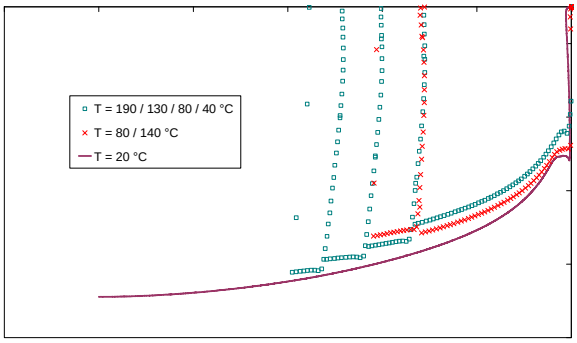
C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cu (%)	Mo(%)
0.126	0.443	1.52	0.014	0.001	0.017	0.009
Ni (%)	Cr (%)	V (%)	Nb (%)	Ti (%)	Al-T (%)	
0.027	0.028	0.001	0.033	0.004	0.048	

Des essais quasi-statiques ont été réalisés sur des éprouvettes de laboratoire, avec des vitesses variant de 10^{-4} s^{-1} à 10^{-2} s^{-1} pour les tests en traction et à des vitesses comprises entre 10^{-3} s^{-1} et 10^{-1} s^{-1} pour les tests en compression. Afin de quantifier au mieux les effets de la vitesse de déformation sur le comportement du matériau, des essais avec sauts de vitesses ont été effectués en plus des essais à vitesses monotones. La même procédure a été suivie pour l'étude de l'influence de la température initiale, où des essais avec saut de température ont été réalisés à vitesse quasi-statique. Enfin des essais dynamiques de compression et de traction, employant des dispositifs d'essais rapides par barres d'HOPKINSON, ont permis de déterminer les effets des sollicitations rapides sur le comportement. Des vitesses variant entre 450 s^{-1} et 3500 s^{-1} ont ainsi été testées pour les essais en compression, et une

vitesse de 1500 s^{-1} pour les essais en traction. Seuls les résultats expérimentaux significatifs sont représentés dans la suite.

Les courbes contrainte-déformation obtenues à vitesses quasi-statiques et dynamiques, et à température ambiante sont représentées sur la figure 1a. On peut aisément remarquer, sur les courbes de traction quasi-statique, la présence d'un plateau de PIOBERT-LÜDERS. La figure 1a montre également l'écrouissage non linéaire du matériau avec une tendance à la saturation (voir les courbes en compression). L'effet de la vitesse semble modéré à faible vitesse, alors qu'il devient significatif à grande vitesse. De plus, une légère asymétrie peut être observée entre le seuil d'écoulement obtenu en compression et celui obtenu en traction. La figure 1b montre que l'effet de la température initiale est relativement significatif. Cet adoucissement thermique ne semble pas affecter l'écrouissage du matériau.

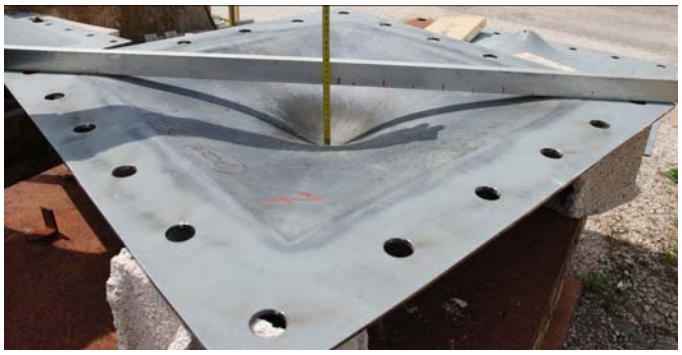




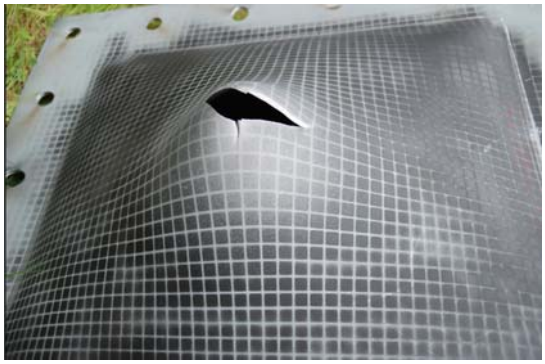
a) Influence de la vitesse de déformation (20°C) b) Influence de la température initiale (10^{-3} s^{-1})

FIG. 1 – Effets de la vitesse de déformation et de la température initiale sur le comportement du matériau de l'étude.

Parallèlement, afin de pouvoir valider numériquement les modèles de comportement construits à partir de résultats de laboratoire, des essais d'explosion en air libre ont été mis en place. Ces essais ne permettent pas d'obtenir des mesures résolues en temps, toutefois des observations après explosions ont permis d'identifier plusieurs états de la plaque en fonction de la masse d'explosif et de la distance entre l'explosif et la plaque, voir Fig.2 et [1].



a) Gonflement ($C=C_0$ et $D=D_0$).



b) Début de fissuration ($C=2C_0$ et $D=D_0$-3mm).

c) Déchirure en pétales ($C=2C_0$ et $D=D_0$-5mm).

FIG. 2 – Etat des plaques après différentes configurations d'essai d'explosion en air libre

Les observations microstructurales d'éprouvettes sollicitées à différentes amplitudes de déformation jusqu'à rupture et des plaques soumises à explosion ont révélé un endommagement sous la forme de micro-cavités et de micro-fissures dont l'amorçage se produit à des déformations plastiques avancées.

3 Equations constitutives

Compte tenu des sollicitations sévères considérées, à savoir des explosions en champ proche, une attention particulière a été portée pour identifier le plus fidèlement possible les effets combinés de l'écrouissage plastique, de l'adoucissement thermique et de la viscoplasticité.

Sur la base des observations expérimentales, un modèle élasto-thermo-viscoplastique endommageable multi-surfaces a été construit, destiné en particulier à reproduire la transition de comportement entre un métal dense et un métal micro-poreux. Dans l'approche adoptée, qui s'inspire en partie des travaux [2], le matériau métallique élasto-thermo/viscoplastique considéré est en effet supposé initialement exempt de cavités, i.e. initialement non micro-poreux. Lorsque les conditions de déformation plastique, de vitesse de déformation, de température et de taux de triaxialité des contraintes sont réunies, le matériau est supposé devenir microporeux.

On note $\underline{\underline{\sigma}} = -p_m \underline{\underline{\delta}} + (2/3)\sigma_{eq}\underline{\underline{n}}$, où $p_m = -Tr\underline{\underline{\sigma}}/3$ représente la pression, $\underline{\underline{\delta}}$ le tenseur identité, $\sigma_{eq} = \sqrt{(3/2)\underline{\underline{s}} : \underline{\underline{s}}}$ la contrainte équivalente, $\underline{\underline{n}} = (3/2)\underline{\underline{s}}/\sigma_{eq}$ la direction de l'écoulement plastique, et $\underline{\underline{s}}$ la partie déviatorique du tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$. De même, on note $\underline{\underline{D}}^p = (1/3)\dot{\varepsilon}^{pM}\underline{\underline{\delta}} + \dot{\varepsilon}^{pD}\underline{\underline{n}}$, où $\dot{\varepsilon}^{pM}$ et $\dot{\varepsilon}^{pD}$ représentent la dilatance et la distorsion inélastiques intervenant dans l'expression du taux de déformation plastique $\underline{\underline{D}}^p$.

3.1 Fonction seuil du matériau sain

La fonction seuil du matériau non endommagé est donnée sous la forme :

$$\Phi_0 = \tilde{\sigma}_{eq}^2 - 1 = 0 \ ; \ \tilde{\sigma}_{éq} = \sigma_{éq}/\overline{\sigma}_y \qquad (1)$$

où $\overline{\sigma}_y$ représente la contrainte d'écoulement rendant compte de l'écrouissage plastique, de l'adoucissement thermique et de la viscosité plastique :

$$\sigma_y = \left\{R_0 + R_\infty\left[1-\exp(-k\kappa)\right]^\beta\right\}\left[1-\left(T/T_{fusion}\right)^m\right] \ ; \ \overline{\sigma}_y = \sigma_y + Y\left[\dot{\kappa}\exp\left(V_a p_m/(k_B T)\right)\right]^{1/n} \qquad (2)$$

où R_0 représente le rayon initial du cylindre de HUBER-MISES à 0°K, R_∞ la valeur de la force d'écrouissage isotrope à saturation, κ la variable d'écrouissage isotrope (déformation plastique cumulée) et T la température absolue. Les quantités k et β sont des constantes relatives à l'écrouissage, m une constante relative à l'adoucissement thermique et T_{fusion} la température de fusion de l'acier. L'équation $(2)_2$ rend compte du caractère supposé thermiquement activé du mécanisme à l'origine de l'asymétrie traction-compression, avec les quantités Y et n représentant les constantes viscoplastiques du modèle et la quantité V_h celle d'un volume d'activation ; k_B est la constante de BOLZTMANN, voir [3].

3.2 Fonction seuil du matériau endommagé

Soumis à des chargements monotones impliquant des taux de triaxialité positifs ou nuls, et lorsque les conditions en termes de taux de triaxialité, de déformation plastique, de vitesse de déformation et de température sont réunies, le matériau est supposé sujet à l'endommagement ductile, i.e. acquérir une micro-porosité. Son comportement devient alors dépendant de la pression, et est régi par le potentiel de GURSON-TVERGAARD-NEEDLEMAN (GTN), voir [4]-[5], modifié pour rendre compte de la croissance de cavités en cisaillement :

$$\Phi_G = \tilde{\sigma}_{éq}^{\,2} + 2q_1 f \cosh\left[-(3/2)q_2(\tilde{p}_m + \tilde{p}_r)\right] - \left(1 + q_3 f^2\right) = 0 \;;\; \tilde{p}_m = p_m / \bar{\sigma}_y \;;\; \tilde{p}_r = p_r / \bar{\sigma}_y \tag{3}$$

où f représente la porosité. La quantité p_r est une pression cinématique qui rend compte de l'adoucissement induit par l'endommagement en provoquant une translation de la surface de charge. Cette quantité est supposée décroître quand la porosité augmente et s'annuler lorsque la porosité est égale à l'unité. Dans le modèle actuel, la pression cinématique est exprimée sous la forme $p_r = b \ln f$, où b est une constante positive ou nulle. Les quantités q_i sont des constantes.

3.3 Critère d'amorçage des cavités

Le critère d'amorçage des cavités 'primaires', cohérent avec le modèle micro-poreux (3) et capable de rendre compte des effets accélérants du taux de triaxialité (positif) des contraintes et des effets retardants de la vitesse et de la température, est proposé sous la forme :

$$\Phi_{I_0} = \hat{\sigma}^2 + 2q_1 f_0 \cosh\left(-(3/2)q_2(\hat{p}_m + \hat{p}_r)\right) - \left(1 + q_3 f_0^2\right) = 0 \;;\quad \hat{\sigma} = \sigma_y / \sigma_c \;;\quad \hat{p}_m = p_m / \sigma_c \;;\quad \hat{p}_r = p_r / \sigma_c \tag{4}$$

où σ_c est une contrainte critique dépendant notamment de la température et de la vitesse :

$$\sigma_c = \sigma_I + Y\left[\dot{\kappa} \exp\left(V_a p_m / (k_B T)\right)\right]^{1/n} \tag{5}$$

La rencontre entre le modèle de plasticité des métaux denses (1) et le critère de germination (4) fait instantanément basculer le comportement du matériau dense vers celui du métal micro-poreux (3).

La cinétique de germination des cavités 'secondaires' est supposée bien décrite par une loi de type WEIBULL , voir [6], pour laquelle il existe un seuil de contrainte en-deçà duquel aucune germination n'est possible :

$$\dot{f}_a = B\left\langle \dot{\sigma}_y \right\rangle \;;\; B = f_{\sup}(p/\sigma_c)\left\langle \Phi_{I_0} \right\rangle^{p-1} \exp\left(-\Phi_{I_0}^p\right) \tag{6}$$

où f_{max} représente la fraction volumique maximale de cavités 'secondaires' pouvant germer, et p une constante.

3.4 Lois d'évolution

Pour le matériau sain supposé standard, le taux de déformation et les lois d'évolution sont donnés par :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_0^{pM} = -\Lambda \dfrac{\partial \Phi_0}{\partial p_m} = 0 \\ \dot{\varepsilon}_0^{pD} = \Lambda \dfrac{\partial \Phi_0}{\partial \sigma_{eq}} = 2\Lambda \dfrac{\widetilde{\sigma}_{éq}}{\overline{\sigma}_y} \end{cases} ; \qquad \begin{cases} \dot{\kappa} = \dot{\varepsilon}_0^{pD} \\ \dot{T} = \dfrac{\left(\sigma_{eq} - r\right)}{\rho C} \dot{\kappa} \end{cases} \tag{7}$$

où Λ représente le multiplicateur viscoplastique et $r(\kappa, T) = R_\infty \left[1 - \exp(-k\kappa)\right]^\beta \left[1 - \left(T / T_{fusion}\right)^m\right]$. Les constantes ρ et C représentent respectivement la masse volumique et la chaleur spécifique.

Pour le matériau endommagé supposé standard, le taux de déformation et les lois d'évolution sont donnés par :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_G^{pM} = -\Lambda \dfrac{\partial \Phi_G}{\partial p_m} = 3q_1 q_2 f \Lambda \dfrac{\sinh\left[-\dfrac{3}{2} q_2 \left(\widetilde{p}_m + \widetilde{p}_r\right)\right]}{\overline{\sigma}_y} \\ \dot{\varepsilon}_G^{pD} = \Lambda \dfrac{\partial \Phi_G}{\partial \sigma_{eq}} = 2\Lambda \dfrac{\widetilde{\sigma}_{éq}}{\overline{\sigma}_y} \end{cases} \quad \begin{cases} \dot{\kappa} = \dfrac{\sigma_{eq} \dot{\varepsilon}_G^{pD} - p_m \dot{\varepsilon}_G^{pM}}{(1-f)\overline{\sigma}_y} \\ \dot{T} = \dfrac{\sigma_{eq} \dot{\varepsilon}_G^{pD} - p_m \dot{\varepsilon}_G^{pM} - r\dot{\kappa}}{\rho C} \\ \dot{f} = \dot{f}_a + \dot{f}_c \\ \dot{f}_a = B\left\langle \dot{\sigma}_y \right\rangle \\ \dot{f}_c = (1-f) Tr \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p = (1-f) \dot{\varepsilon}_G^{pM} \end{cases} \tag{8}$$

La division de $(8)_1$ par $(8)_2$, ou inversement, permet d'éliminer Λ du problème :

$$\Xi = \dot{\varepsilon}_G^{pD} \frac{\partial \Phi_G}{\partial p_m} + \dot{\varepsilon}_G^{pM} \frac{\partial \Phi_G}{\partial \sigma_{eq}} = 0 \tag{9}$$

4 Simulation numérique

Le modèle développé dans la section 4 a été implanté dans ABAQUS en tant que loi utilisateur (Vumat). Des simulations numériques des essais d'explosion en air libre ont été menées.

4.1 Procédure numérique

Le modèle a été implanté en tant que loi utilisateur (Vumat) dans le code de calculs par éléments finis ABAQUS. Les opérations tensorielles d'intégration des équations constitutives se font dans le repère en rotation propre de GREEN-NAGHDI. La méthode de prédiction élastique-correction plastique est celle du retour radial, voir [7], et l'algorithme de résolution retenu est celui de NEWTON-RAPHSON.

Dans une approche incrémentale, l'intégration numérique consiste ainsi à résoudre :

* pour le matériau sain

$$\begin{cases} \Phi_0\left(\sigma_{éq}; H^{\alpha}\right) = 0 \\ \sigma_{eq} = {\sigma_{eq}}^{e} - 3\mu\Delta\varepsilon_0^{pD} \\ \mathbf{\Delta H} = \mathbf{h}\left(\Delta\varepsilon_0^{pD}, \sigma_{eq}, \mathbf{H}\right) \end{cases} \tag{10}$$

* pour le matériau endommagé

$$\begin{cases} \Phi_G\left(\sigma_{eq}, p_m; H^{\alpha}\right) = 0 \\ \Xi_{\Delta}\left(\sigma_{eq}, p_m; H^{\alpha}\right) = 0 \\ p_m = {p_m}^{e} + K\Delta\varepsilon_G^{pM} \\ \sigma_{eq} = {\sigma_{eq}}^{e} - 3\mu\Delta\varepsilon_G^{pD} \\ \mathbf{\Delta H} = \mathbf{h}\left(\Delta\varepsilon_G^{pD}, \Delta\varepsilon_G^{pM}, \sigma_{eq}, p_m, \mathbf{H}\right) \end{cases} \tag{11}$$

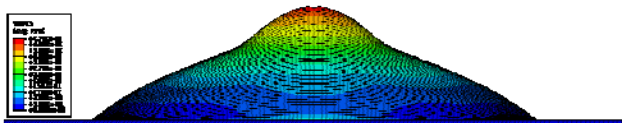
où ${\sigma_{eq}}^{e}$ et ${p_m}^{e}$ représentent la contrainte équivalente et la pression obtenues par prédiction élastique, et $\mathbf{\Delta H}$ le système des lois complémentaires (7) et (8) écrites sous forme incrémentale – de la même façon, Ξ_{Δ} dans (11) est la forme incrémentale de Ξ issue de (9). Les constantes K et μ représentent les modules de compressibilité et de cisaillement, respectivement. La dilatation thermique est négligée en première approximation. Les conditions sont supposées adiabatiques dès que la vitesse de déformation dépasse $100s^{-1}$. De plus, la rupture est supposée apparaître pour une valeur critique de porosité f_r, conduisant d'un point de vue numérique à l'érosion de l'élément fini.

4.2 Simulation numérique des essais d'explosion

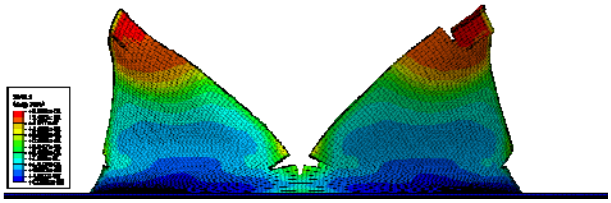
Les calculs numériques ont été systématiquement conduits avec un schéma d'intégration temporelle explicite. Différents problèmes aux limites à conditions initiales à la difficulté croissante ont été menés. Pour les plus simples concernant des cubes ou des éprouvettes cylindriques lisses et entaillées soumis à une traction uniaxiale, l'objectif était de valider qualitativement et/ou quantitativement les performances du modèle. Pour les plus compliqués impliquant l'explosion de plaques navales, l'objectif est de prédire la déchirure. On présente ici quelques résultats numériques obtenus par simulation d'essais d'explosion.

L'ensemble comprend une plaque, maillée avec des éléments solides à 8 nœuds à intégration réduite (C3D8R), avec cinq éléments dans l'épaisseur, et deux cadres, considérés ici comme des corps rigides encastrés. Les conditions de chargement sont identiques à celles utilisées lors des essais en termes de masse d'explosif et de distance masse/plaque. L'explosion est simulée au moyen de la carte conwep de la version 6.10 d'ABAQUS. Le schéma d'intégration temporelle est explicite. La rupture d'un élément fini selon un critère défini provoque l'érosion de l'élément fini en question. L'érosion des éléments est provoquée lorsque sa porosité atteint une valeur critique f_r. Cette valeur dépend d'autres constantes du modèle multi-surfaces. Une évaluation de ces constantes a donc été effectuée.

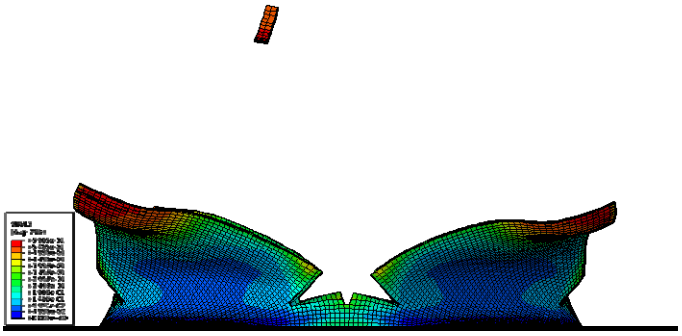
Les résultats numériques correspondants pour différentes conditions de chargement sont présentés en figure 3.



a) Gonflement ($C=C_0$ et $D=D_0$).



b) Début de fissuration ($C=2C_0$ et $D=D_0$-3mm).



c) Déchirure en pétales ($C=2C_0$ et $D=D_0$-5mm).

FIG. 3 – Etat des plaques après explosion en air libre pour différentes configurations d'essai numérique.

La figure 3 nous permet d'observer une corrélation relativement satisfaisante (conservative) entre les résultats expérimentaux et numériques. Bien que l'amorçage de la fissuration semble plus difficile à décrire, un jeu de constantes a été proposé permettant de décrire la déchirure en pétales de la plaque. La modélisation de l'explosion ne prend pas en compte l'échappement des gaz brûlés : le souffle de l'explosion reste donc appliqué sur la surface de la plaque tout au long du chargement et provoque ainsi un retournement des pétales plus important que dans la réalité.

La mise en œuvre d'une technique d'atténuation de la dépendance des résultats numériques à la taille et à l'orientation du maillage, pathologique dans ce type de problème impliquant un régime adoucissant, est en cours afin d'éviter le recours à un traitement ad-hoc. En l'occurrence, l'enrichissement de la cinématique des éléments finis est à l'étude, s'inspirant notamment des travaux [8] et [9].

5 Conclusion

Une importante campagne expérimentale, incluant des tests mécaniques de laboratoire ainsi que des essais d'explosion en air libre, a permis de caractériser le comportement du matériau constitutif des structures navales. Suite à ces essais, des analyses micrographiques ont mis en évidence les mécanismes d'endommagement et de rupture entrant en jeu lors du processus de déformation jusqu'à la ruine. Les résultats expérimentaux et les constats micrographiques ont servi de support à une modélisation avancée du comportement et ont permis de construire un formalisme original faisant intervenir différents mécanismes d'endommagement. Le modèle multi-surfaces construit décrit la transition de comportement entre un métal dense et un métal micro-poreux. Après une estimation des constantes du modèle, ce dernier a été évalué via des essais numériques d'explosion. Une meilleure description de l'interaction fluide/structure, passant notamment par une modification de la carte conwep d'ABAQUS, en particulier en champ proche, devrait permettre d'améliorer le caractère prédictif du modèle numérique. Les résultats numériques actuels sont parallèlement encourageants.

Références

[1] Geffroy A-G., Longère P., Leble B., Fracture analysis and constitutive modelling of ship structure steel behaviour regarding underwater explosion, Eng. Fail. Anal., doi: 10.1016/j.engfailanal.2010.09.038

[2] Dragon A., Plasticity and ductile fracture damage: study of void growth in metals, Eng. Fract. Mech., 21-4, pp.875-885, 1985.

[3] Graff S., Forest S., Strudel S., Prioul J.-L., Pilvin P., Béchade J.-L., Strain localization phenomena associated with static and dynamic strain ageing in notched specimens: experiments and finite element simulations, Mat. Sc. Eng., A 387-389, pp.181-185, 2004.

[4] Gurson, A. L., Continuum Theory of Ductile Rupture by Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99, pp.2-15, 1977.

[5] Tvergaard, V., Needleman, A., Analysis of cup-cone fracture in a round tensile bar, Acta metall, 32, pp.157-169, 1984.

[6] Molinari A., Wright T.W., A physical model for nucleation and early growth of voids in ductile materials under dynamic loading, J. Mech. Phys. Solids, 53, pp.1476-1504, 2005.

[7] Aravas, N.. On the numerical integration of a class of pressure-dependent plasticity models, International Journal for numerical methods in engineering, 4, pp.1395-1416, 1987.

[8] Huespe A.E., Needleman A., Oliver J., Sánchez P.J., A finite thickness band method for ductile fracture analysis, Int. J. Plast., 25, pp.2349–2365, 2009.

[9] Cazes F., Coret M., Combescure A., Gravouil A., A thermodynamic method for the construction of a cohesive law from a nonlocal damage model, Int. J. Solids Struct., 46, pp.1476–1490, 2009.