

## Modélisation de la plasticité et d'endommagement

Dans ce chapitre, on utilisera les résultats des deux derniers chapitres (§3, §4) pour modéliser le comportement élastoplastique et l'endommagement ductile de notre matériau. La modélisation de la plasticité nous sera indispensable dans la description du clivage (Chapitre §6) et puisqu'on ne s'intéresse dans cette étude qu'à la description de la partie basse de la transition ductile-fragile, la modélisation préliminaire de la rupture ductile qu'on présentera dans ce chapitre ne sera pas exploitée dans la suite. Néanmoins, cette modélisation fournira quelques résultats préliminaires pour les études futures dans la partie haute de la transition ductile-fragile. Dans un premier temps, une étude de l'effet du paramètre de Lode  $\mathcal{L}$  sur l'amorçage ductile sur les éprouvettes non fissurées sera menée. Dans un deuxième temps on proposera de fournir une identification préliminaire des paramètres de notre modèle d'endommagement sur les éprouvettes  $AE_\chi$ . Tous les calculs dans ce chapitre sont effectués à l'aide de *Code\_Aster* en utilisant les éléments à 5 champs non locaux en formulation logarithmique présentés dans l'étude bibliographique (§2).

### 5.1 Modélisation de la plasticité

L'observation macroscopique des faciès de rupture des éprouvettes axisymétriques  $AE_\chi$  et  $TC_6$  (§4) montre que la section minimale conserve une forme circulaire après déformation. Le comportement du matériau est alors un comportement élastoplastique isotrope. La surface d'écrouissage  $\mathcal{F}$  peut être exprimée par :

$$\mathcal{F}(\boldsymbol{\sigma}, p) = \sigma_{eq} - R(p) = 0 \quad \sigma_{eq} = \sqrt{3 \cdot J_2(\boldsymbol{\sigma})} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}} \quad (5.1)$$

Où  $\sigma_{eq}$  est la contrainte équivalente de von Mises,  $p$  est la déformation plastique cumulée associée,  $\mathbf{s}$  est la partie déviatorique du tenseur de contraintes  $\boldsymbol{\sigma}$  et  $R$  la contrainte d'écoulement. On utilise une formule classique pour  $R$  sous la forme (Tanguy *et al.*, 2000) :

$$R(p) = R_0 + H \cdot p + Q_1(1 - \exp(-b_1 \cdot p)) + Q_2(1 - \exp(-b_2 \cdot p)) \quad (5.2)$$

Cette formule contient deux termes exponentiels qui saturent l'écrouissage et un terme linéaire. Les seuls paramètres à identifier sont donc :  $R_0, H, Q_1, Q_2, b_1, b_2$ . Ces paramètres dépendent de la température mais a priori pas de la géométrie. Le résultat d'existence d'une courbe maîtresse démontré dans (§3.4.1) se traduit par :

$$\frac{R(p)}{\sigma_Y(T)} = p \cdot \bar{H} + \bar{R}_0 + \bar{Q}_1(1 - \exp(-b_1 \cdot p)) + \bar{Q}_2(1 - \exp(-b_2 \cdot p)) \quad (5.3)$$

$b_1$  et  $b_2$  sont alors constantes et  $\bar{Q}_{1,2}, \bar{b}_{1,2}, \bar{R}_0, \bar{H}$  sont des paramètres adimensionnels indépendants de la température qu'on identifie uniquement à  $-20^\circ\text{C}$ . Les paramètres à  $-50^\circ\text{C}, -100^\circ\text{C}$  et  $-150^\circ\text{C}$  sont déduits à partir de :

$$Q_{1,2}(T) = \bar{Q}_{1,2} \cdot \sigma_Y(T) ; R_0(T) = \bar{R}_0 \cdot \sigma_Y(T) ; H(T) = \bar{H} \cdot \sigma_Y(T) ; b_{1,2} = \text{Const} \quad (5.4)$$

A  $-20^\circ\text{C}$ , on choisit une méthodologie d'identification qui consiste à minimiser la différence entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulations éléments finis. Cette méthodologie est appliquée sur toutes les éprouvettes  $AE_\chi$  et  $TC_6$  testées en comparant pour chaque itération de calcul, les courbes  $F - \Delta L$  et  $\Delta\Phi/\Phi_0$  issues de ce calcul avec les courbes expérimentales correspondantes. Cette méthodologie nécessite que les résultats de simulations soient indépendants des maillages utilisés pour chaque éprouvette.

Les paramètres sont identifiés sans tenir compte du palier de Lüders présent dans les courbes de traction (§3.4.1). Le paramètre  $R_0$  est alors défini comme indiqué dans la figure ci-dessous (Figure 61).

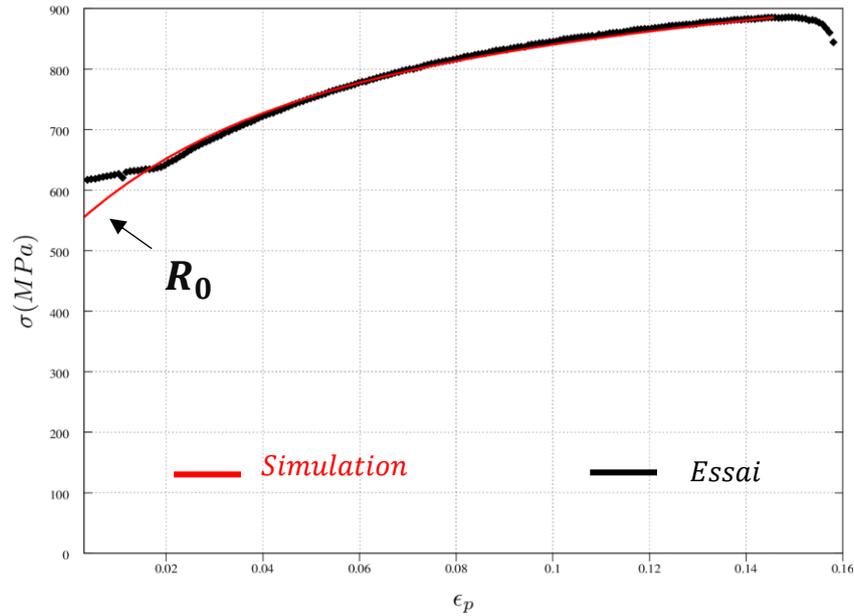


Figure 61 : Définition du paramètre  $R_0$

On utilise l'outil *MAP* et le composant *c\_solver\_field\_diff\_multi* pour la procédure d'identification. On présente dans la Figure 62. Les maillages pour les éprouvettes  $AE_\chi$  utilisées dans la procédure d'identification. Les maillages sont raffinés uniquement au niveau de l'entaille qui est la zone la plus sollicitée. Néanmoins, on note que ce degré de raffinement n'est pas indispensable pour assurer l'indépendance des résultats au maillage.

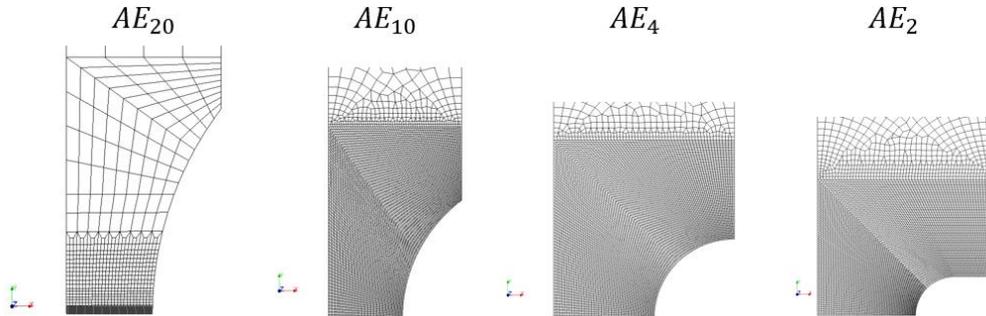


Figure 62 : Maillage des éprouvettes  $AE_\chi$  utilisés dans la procédure d'identification. On retient une taille de maille d'environ  $100\mu\text{m}$  dans la zone de raffinement.

Les résultats de cette identification à  $-20^\circ\text{C}$  sont présentés dans le Tableau 13. Pour les autres températures  $-50^\circ\text{C}$ ,  $-100^\circ\text{C}$  et  $-150^\circ\text{C}$  on utilise la formule (5.4):

$\bar{R}_0$	$\bar{H}$	$\bar{Q}_1$	$\bar{Q}_2$	$b_1$	$b_2$
0.772	0.	0.475	0.307	3.888	29.0

Tableau 13 : Les paramètres adimensionnels identifiés à  $-20^\circ\text{C}$  mais valables dans  $[-150^\circ\text{C}, -20^\circ\text{C}]$ . Le paramètre  $H$  n'a aucune contribution dans la loi d'écroutissage.

$T(^{\circ}\text{C})$	$-20^\circ\text{C}$	$-50^\circ\text{C}$	$-100^\circ\text{C}$	$-150^\circ\text{C}$
$\sigma_Y(\text{MPa})$	607.0	635.5	691.0	810.0

Tableau 14 : Les valeurs de  $\sigma_Y$  utilisées dans la procédure d'identification. Uniquement à  $-150^\circ\text{C}$ , on re-identifie la valeur de  $\sigma_Y(-150^\circ\text{C})$  qui est légèrement différente de  $\sigma_Y$  expérimentale (Tableau 6).

Les courbes simulées avec les paramètres donnés dans le tableau ci-dessus (Tableau 13) sont en bon accord avec les résultats expérimentaux, aussi bien pour les éprouvettes  $AE_{\chi}, TC_6$  (Figure 63, Figure 64, Figure 65, Figure 66) que pour les éprouvettes  $CT, SENT$  (Figure 67).

On note un très bon accord pour toutes les températures étudiées. Par ailleurs on constate que le palier de Lüders disparaît pour les éprouvettes  $AE_{10,4,2}$  et que le modèle de plasticité utilisé, qui ne tient pas compte du palier, est à même de reproduire ces essais. On constate donc qu'en présence d'une entaille assez sévère (au-delà de la  $AE_{20}$ ), il n'est pas nécessaire de prendre en compte le palier de Lüders. La fissure étant un défaut encore plus sévère, on utilisera donc cette loi pour modéliser les essais avec fissure (§6.1).

Remarque :

Pour prendre en compte l'effet du palier de *Lüders* dans la loi d'écoulement proposée, l'équation (5.3) sera modifiée telle que :

$$R(p) = \max\{\sigma_{Lüders}; R_0 + Q_1(1 - \exp(-b_1 \cdot p)) + Q_2(1 - \exp(-b_2 \cdot p))\} \quad (5.5)$$

avec  $\sigma_{Lüders}$  la contrainte atteinte au niveau du palier. On utilisera cette formule pour étudier l'effet du Palier de *Lüders* sur la rupture au §6.3.2.

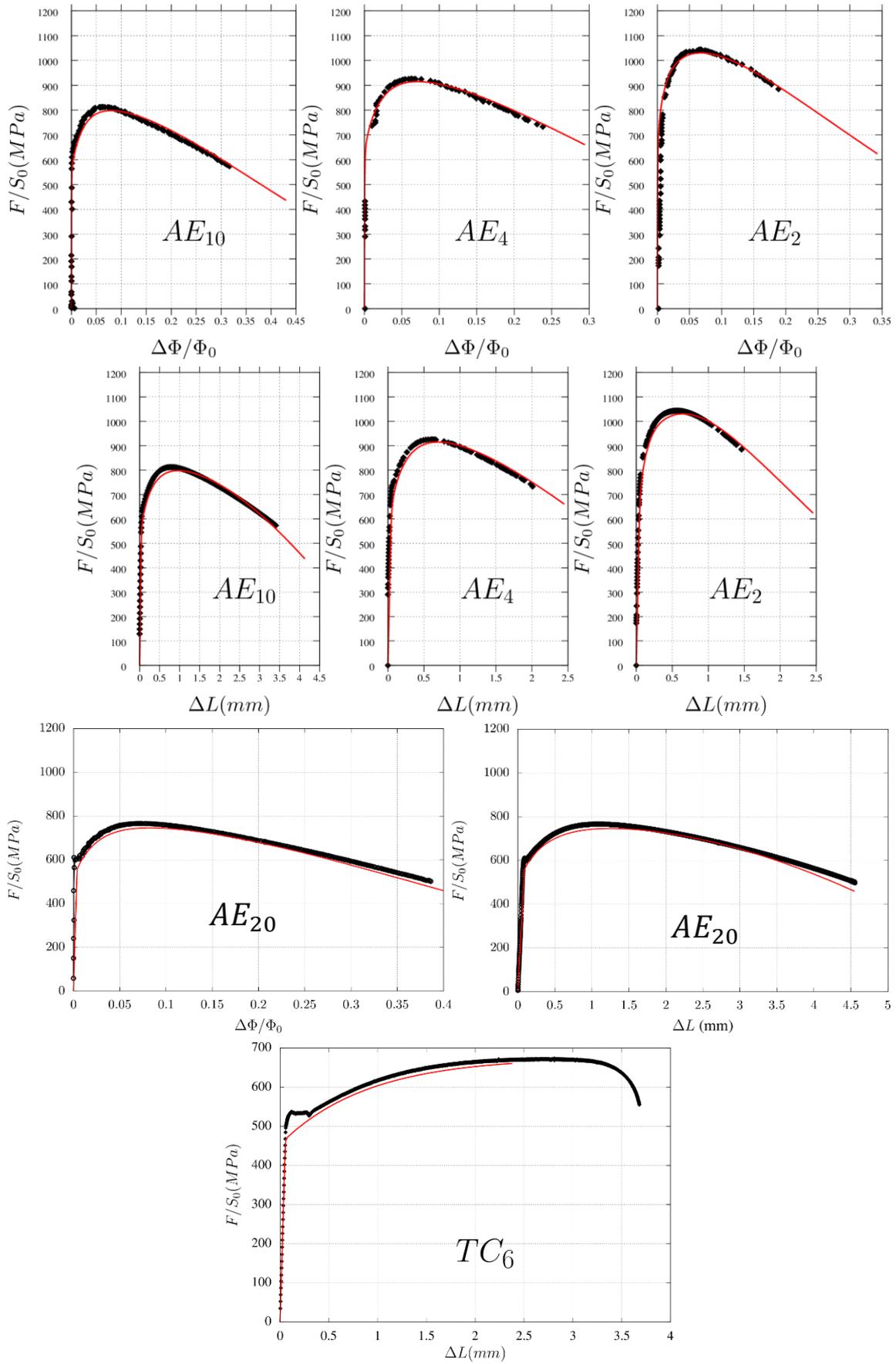


Figure 63 : Comparaison à  $-20^{\circ}\text{C}$  des courbes expérimentales (points noirs) avec les courbes du calcul éléments finis (en rouge).

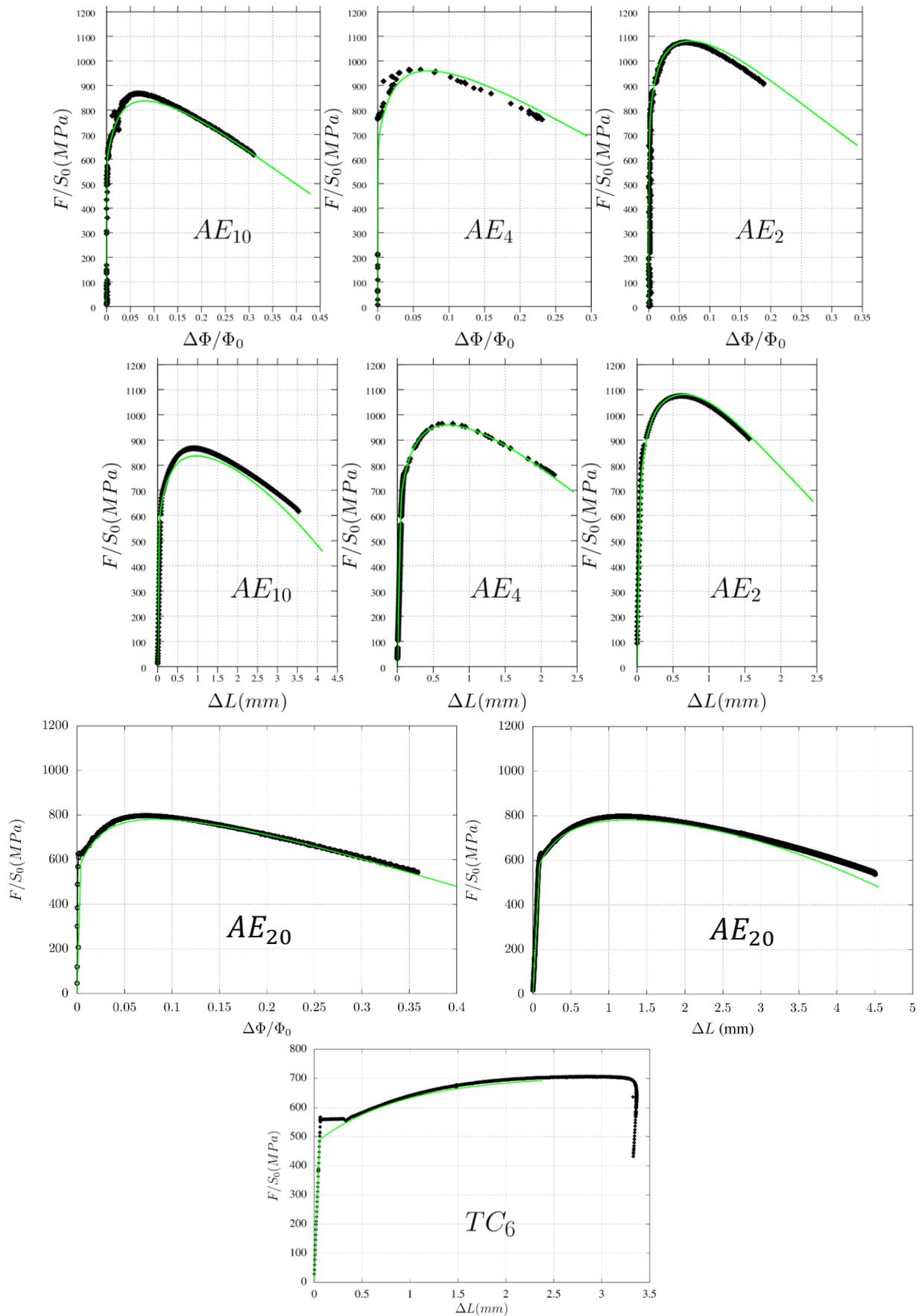


Figure 64 : Comparaison à  $-50^\circ\text{C}$  des courbes expérimentales (points noirs) avec les courbes du calcul éléments finis (en vert)

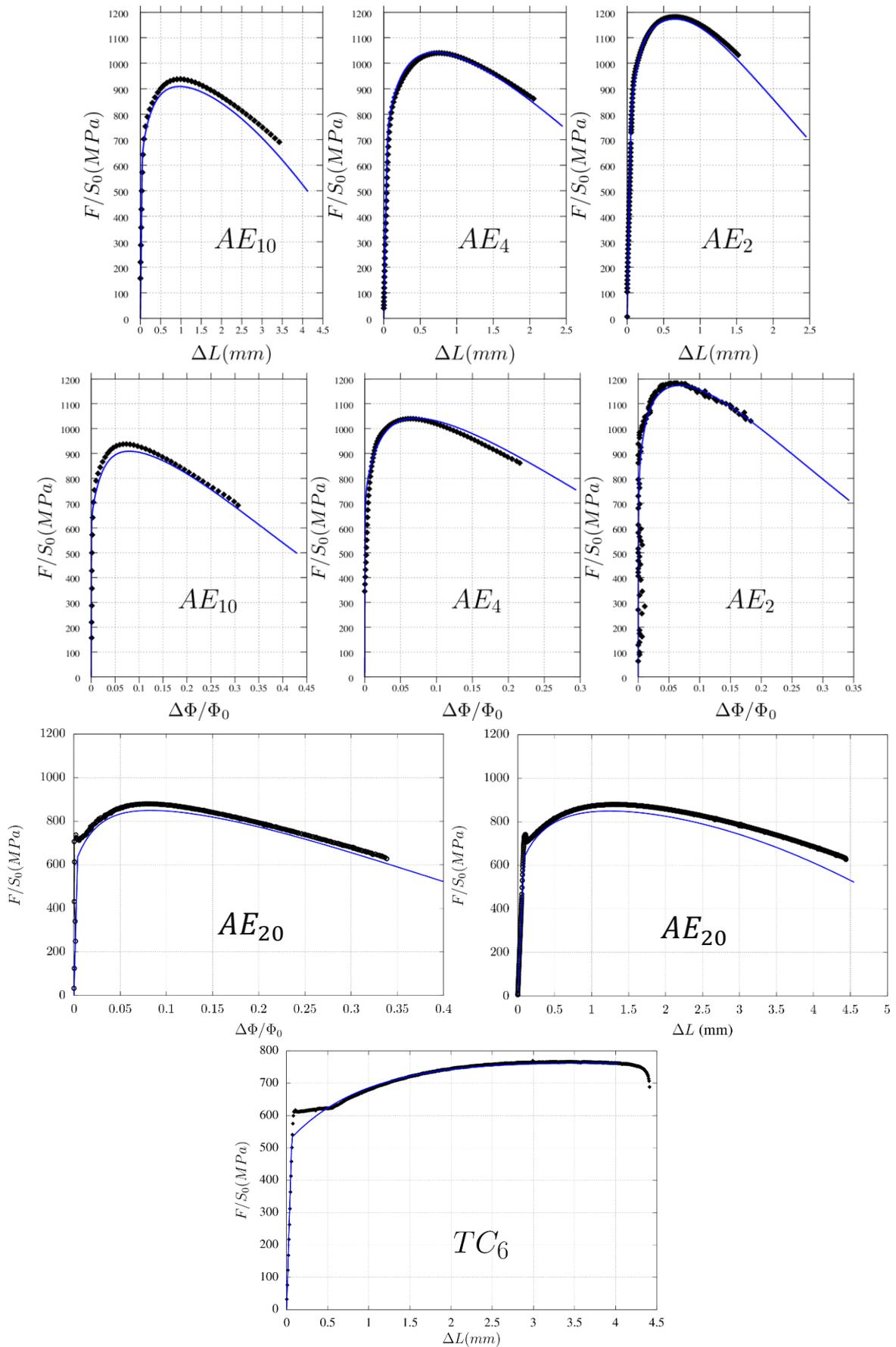


Figure 65 : Comparaison à  $-100^\circ\text{C}$  des courbes expérimentales (points **noirs**) avec les courbes du calcul éléments finis (en **bleu**).

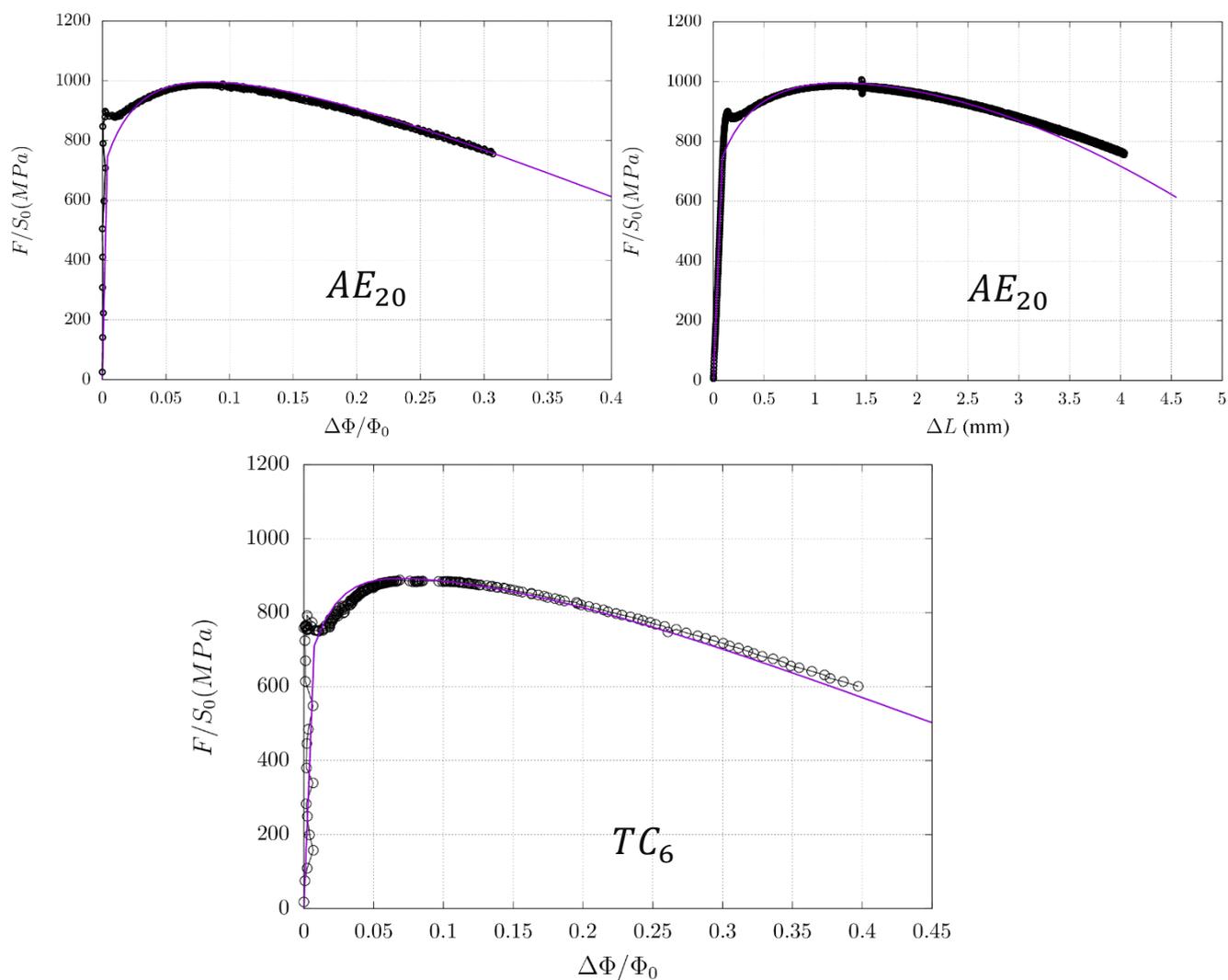


Figure 66 : Comparaison à  $-150^\circ\text{C}$  des courbes expérimentales (points noirs) avec les courbes du calcul éléments finis (en magenta).

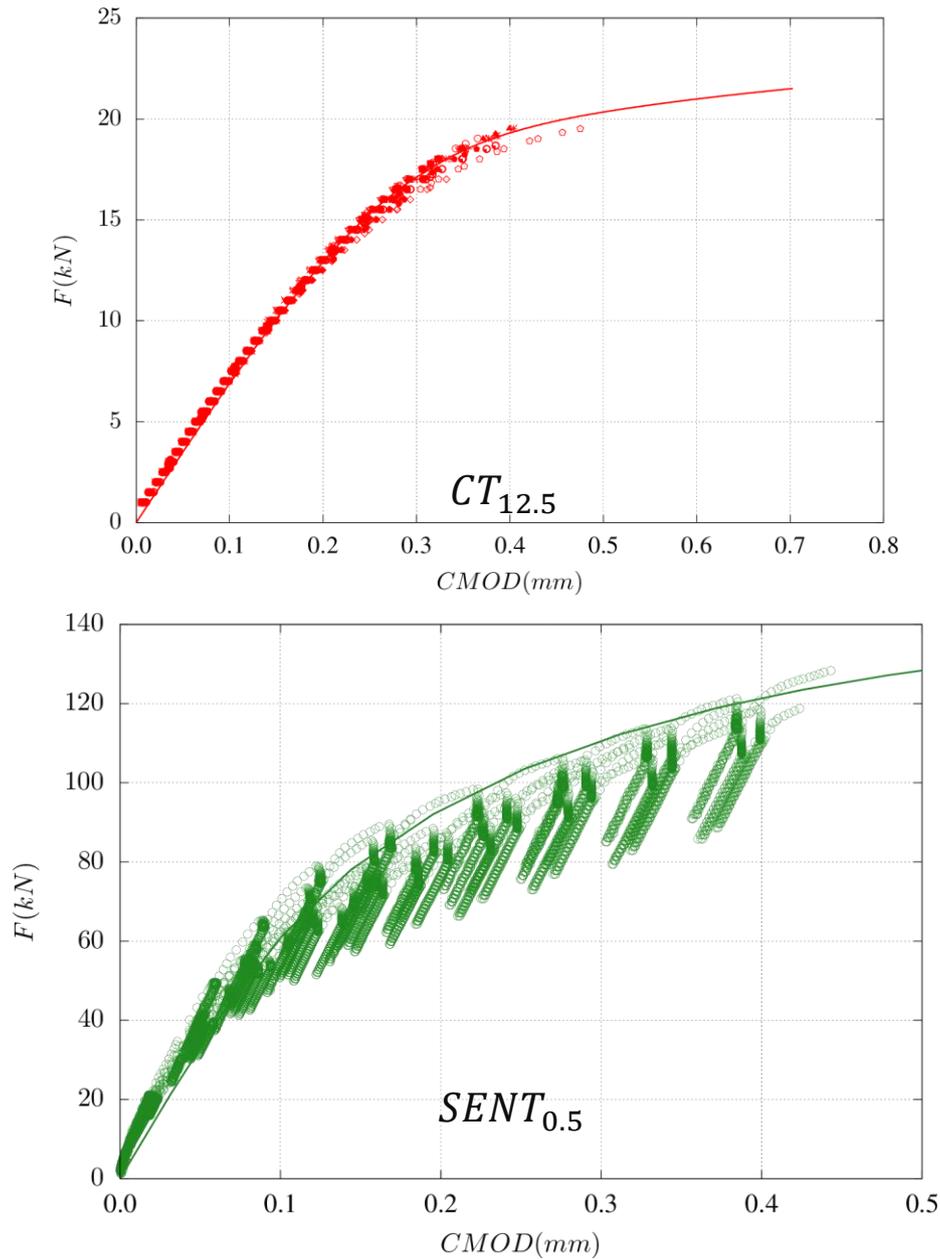


Figure 67 : Comparaison à  $-100^{\circ}\text{C}$  des courbes expérimentales (points) avec les courbes du calcul éléments finis (en continus) pour (a) l'éprouvette  $CT_{12.5}$  et (b) l'éprouvette  $SENT_{0.5}$ .

### Note sur l'exposant d'écroissage effectif

La formule proposée de la limite d'écoulement contient deux termes exprimés avec des fonctions exponentielles. On note par  $R_1(p)$  et  $R_2(p)$  les fonctions suivantes :

$$R_{1,2}(p) = R_0 + Q_{1,2}(1 - \exp(-b_{1,2} \cdot p)) \quad (5.6)$$

Puisque  $b_2 > b_1$ , la fonction  $R_2$  contribue avec un écroissage rapide et sature à de faibles niveaux de déformation  $p$  tandis que la fonction  $R_1$  contribue avec un écroissage lent et sature lorsque  $p$  est plus élevé. On montre simplement que  $Q(1 - \exp(-bp))$  atteint 95% de sa limite  $Q$  pour  $p \approx 3/b$ .

En effet, on peut montrer qu'uniquement la fonction  $R_2$  domine l'évolution de l'écroissage lorsque  $p \rightarrow 0$ . On peut s'en convaincre en proposant de calculer l'exposant de l'écroissage effectif  $N(p)$  des fonctions  $R(p)$ ,  $R_1(p)$  et  $R_2(p)$  à l'aide des formules ci-dessous (équations (5.7) et (5.8)) :

$$\forall p > 0, N(p) \stackrel{\text{def}}{=} \frac{d \log R(p)}{d \log p} = \frac{Q_1 b_1 \exp(-b_1 p) + Q_2 b_2 \exp(-b_2 p)}{R_0 + Q_1(1 - \exp(-b_1 p)) + Q_2(1 - \exp(-b_2 p))} p \quad (5.7)$$

$$N_i(p) = \frac{d \log R_i(p)}{d \log p} = \frac{Q_i b_i \exp(-b_i p)}{R_0 + Q_i(1 - \exp(-b_i p))} p \text{ avec } i \in \{1,2\} \quad (5.8)$$

Il est à noter que cet exposant n'est rien d'autre que l'exposant d'érouissage classique pour une loi d'érouissage en exposant (5.9).  $N \rightarrow 0$  correspond à la plasticité parfaite tandis que  $N = 1$  correspond à un érouissage linéaire.

$$R(p) = K p^N \quad N(p) = N \quad (5.9)$$

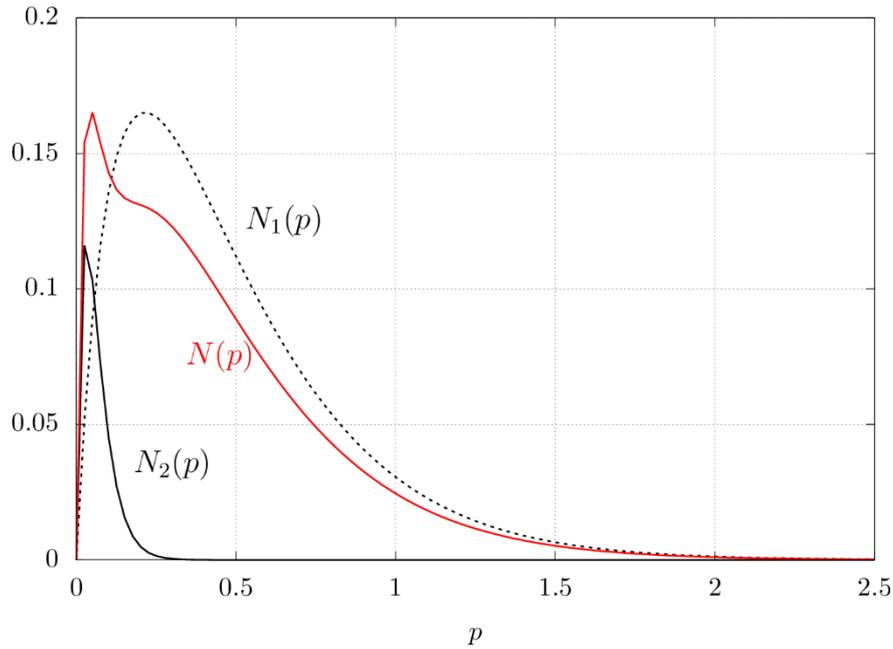


Figure 68 : Evolution du coefficient d'érouissage instantané en fonction de la déformation plastique cumulée.

Lorsque  $p \rightarrow 0^+$  on a  $N(p) \approx N_2(p)$  et l'érouissage est gouvernée par le terme  $R_2$  (Figure 68). Ensuite l'érouissage atteint un maximum puis il décroît jusqu'à saturation ( $p \rightarrow \infty$ ). La décroissance de  $N$  traduit un érouissage lent gouverné par le terme  $R_1$  lorsque  $p \rightarrow \infty$ . Un érouissage lent conduit à un niveau de contrainte qui croît très lentement (en fonction de  $p$ ). La réduction de la section dans les essais  $AE_\chi$  et la faible croissance de la contrainte pendant cet érouissage lent conduisent à la chute de la force (§3.4.1). On fera usage des remarques sur les deux modes d'érouissage illustrés dans (§6.2.1.1) afin d'expliquer les variations du  $CTOD$  en fonction du chargement.

## 5.2 Conclusion partielle

Dans cette première partie, on a proposé une formule d'écrouissage isotrope exprimée à l'aide de deux fonctions exponentielles. On a constaté qu'en présence d'une entaille assez sévère (au-delà de la  $AE_{20}$ ), il n'est pas nécessaire de prendre en compte le palier de Lüders. Puisque la fissure est un défaut encore plus sévère, la loi utilisée par la suite ne tiendra alors pas compte alors du palier de Lüders. Afin d'exploiter le résultat sur la courbe maîtresse du chapitre (§2) on a choisi d'exprimer cette loi dans sa forme normalisée par la contrainte  $\sigma_Y$ . Les paramètres de cette loi exprimée ainsi ne dépendent pas de la température :

$$\mathcal{F}(\boldsymbol{\sigma}, p) = \sigma_{eq} - R(p) = 0 \quad \sigma_{eq} = \sqrt{3 \cdot J_2(\boldsymbol{\sigma})} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}}$$
$$\frac{R(p)}{\sigma_Y(T)} = \bar{R}_0 + \bar{Q}_1(1 - \exp(-b_1 \cdot p)) + \bar{Q}_2(1 - \exp(-b_2 \cdot p))$$

Avec :

$$\bar{R}_0 = 0.772 ; \bar{Q}_1 = 0.475 ; \bar{Q}_2 = 0.307 ; b_1 = 3.888 ; b_2 = 29.0$$

L'identification des paramètres est effectuée à  $-20^\circ\text{C}$  et est vérifiée à  $-50^\circ\text{C}$ ,  $-100^\circ\text{C}$  et  $-150^\circ\text{C}$  sur les éprouvettes  $AE_\gamma$ ,  $TC_6$  et sur les éprouvettes  $CT_{12.5}$ ,  $SENT_{0.5}$  à  $-100^\circ\text{C}$ . Les résultats simulés sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. On utilisera cette loi dans le chapitre (§6) pour modéliser le clivage dans les éprouvettes fissurées.

### 5.3 Modélisation de l'endommagement ductile

#### 5.3.1 Effet du paramètre de Lode

L'étude expérimentale et l'étude fractographique (chapitre §3 et chapitre §4) nous ont permis de mettre en évidence, d'une part, un effet limité de la température et d'une autre part, un effet très important de la triaxialité  $\tau$  sur la ductilité et l'endommagement. Dans cette partie, on propose d'étudier l'effet du paramètre de Lode  $\mathcal{L}$  sur l'amorçage ductile. On rappelle la définition du paramètre de Lode :

$$\mathcal{L} = \frac{\sigma_I + \sigma_{III} - 2\sigma_{II}}{\sigma_I - \sigma_{III}}$$

$\sigma_I, \sigma_{II}$  et  $\sigma_{III}$  sont les valeurs principales du tenseur de contraintes  $\boldsymbol{\sigma}$ . On propose d'étudier l'effet de  $\mathcal{L}$  sur l'amorçage ductile en appliquant une démarche similaire à (Wierzbicki *et al.*, 2005; Xue, 2007).

En effet, on s'intéresse à la variation de la ductilité en fonction de la triaxialité sur des éprouvettes ayant des paramètres  $\mathcal{L}$  différents :  $AE_{\chi}(\mathcal{L} = 1)$  et  $DP - DP_{\eta}(\mathcal{L} \approx 0)$ . La ductilité est exprimée par la déformation plastique équivalente de von Mises (logarithmique) au centre de l'éprouvette à l'amorçage qu'on note par  $E_{eq_f}$ . A cette mesure on associe la triaxialité de l'éprouvette  $\tau$ .  $E_{eq}, \tau$  sont évalués au nœud au centre du maillage de chaque éprouvette car généralement, c'est l'endroit où la triaxialité est maximale dans l'éprouvette. Dans cette partie, on cherche à évaluer l'effet du paramètre de Lode  $\mathcal{L}$  sur la courbe  $E_{eq_f} - \tau$ .

On considère les éprouvettes  $DP, DP_{\eta}(\mathcal{L} \approx 0)$  et  $AE_{\chi}(\mathcal{L} = 1)$ . Ces deux catégories d'éprouvettes ont des triaxialités du même ordre mais des paramètres de Lode différents. L'amorçage de la rupture ductile est - en général - associé à une chute rapide de la force. L'amorçage est donc repéré par l'allongement  $\Delta L_f$  qui correspond au début de cette chute (Figure 69). En pratique, dans le cas du notre matériau, l'amorçage est très rapidement suivi d'une rupture brutale et instable. Il a pu être vérifié par examen fractographique que tous les amorçages étaient bien ductiles à  $-20^{\circ}C$  (§4).

On simule les éprouvettes  $DP - DP_{\eta}$  et  $AE_{\chi}$  en plasticité à  $-20^{\circ}C$  avec les paramètres identifiés dans (§5.1). Les maillages sont présentés dans (Figure 62, Figure 69, Figure 71). On calcule pour chaque éprouvette la triaxialité  $\tau$  et  $E_{eq_f}$  à l'amorçage i.e.  $\Delta L = \Delta L_f$  (Tableau 15). On remarque que les courbes simulées sont en bon accord avec les courbes expérimentales pour les éprouvettes  $DP$  et  $DP_6$  (Figure 70). Cependant un léger décalage est observé pour l'éprouvette  $DP_1$ . La simulation de cette éprouvette avec le modèle *GTN* devrait permettre de réduire ce décalage étant donné que la triaxialité de cette éprouvette favorise l'endommagement.

Pour apprécier le rôle du paramètre de Lode sur la rupture ductile, on trace pour chaque éprouvette l'historique  $E_{eq} - \tau$  (Figure 72) jusqu'au point de rupture  $\Delta L_f$  expérimental. On constate que les points à rupture  $(E_{eq_f}, \tau_f)$  appartiennent à une même courbe et qu'il n'y a pas de différence significative par rapport à la différence du paramètre de Lode comme cela a pu être observé dans la littérature sur d'autres matériaux (Xue, 2007). Il est par ailleurs possible que les niveaux de triaxialité soient trop élevés pour que l'effet du paramètre de Lode sur la rupture soit notable (Wierzbicki *et al.*, 2005).

On propose donc de décrire la courbe  $(E_{eq_f}, \tau_f)$  par une fonction exponentielle similaire au modèle Johnson-Cook-Beremin (Beremin, 1981; Johnson and Cook, 1985). Cette fonction ne dépend que de la triaxialité en accord avec l'observation que le paramètre de n'a pas d'effet sur l'amorçage ductile. Cette relation est tracée à la Figure 72.

Finalement, la fonction précédente pourrait servir en pratique comme un critère simple d'endommagement en post-traitement d'un calcul élastoplastique sur une structure donnée  $(\Omega)$ . Les points endommagés sont les points  $\underline{x} \in (\Omega)$  tel que :

$$E_{eq}(\underline{x}) > 41.5 \exp(-3.45\tau(\underline{x})) \quad (5.10)$$

Cette formule très simple ne considère que l'état de contrainte au moment de la rupture sans tenir compte de l'historique de chargement comme le ferait un modèle de *Rice et Tracey* (Rice and Tracey, 1969). Ce critère pourrait être utilisé dans les études de prédimensionnement d'un composant par exemple afin de prédire rapidement les endroits les plus endommagés de la structure.

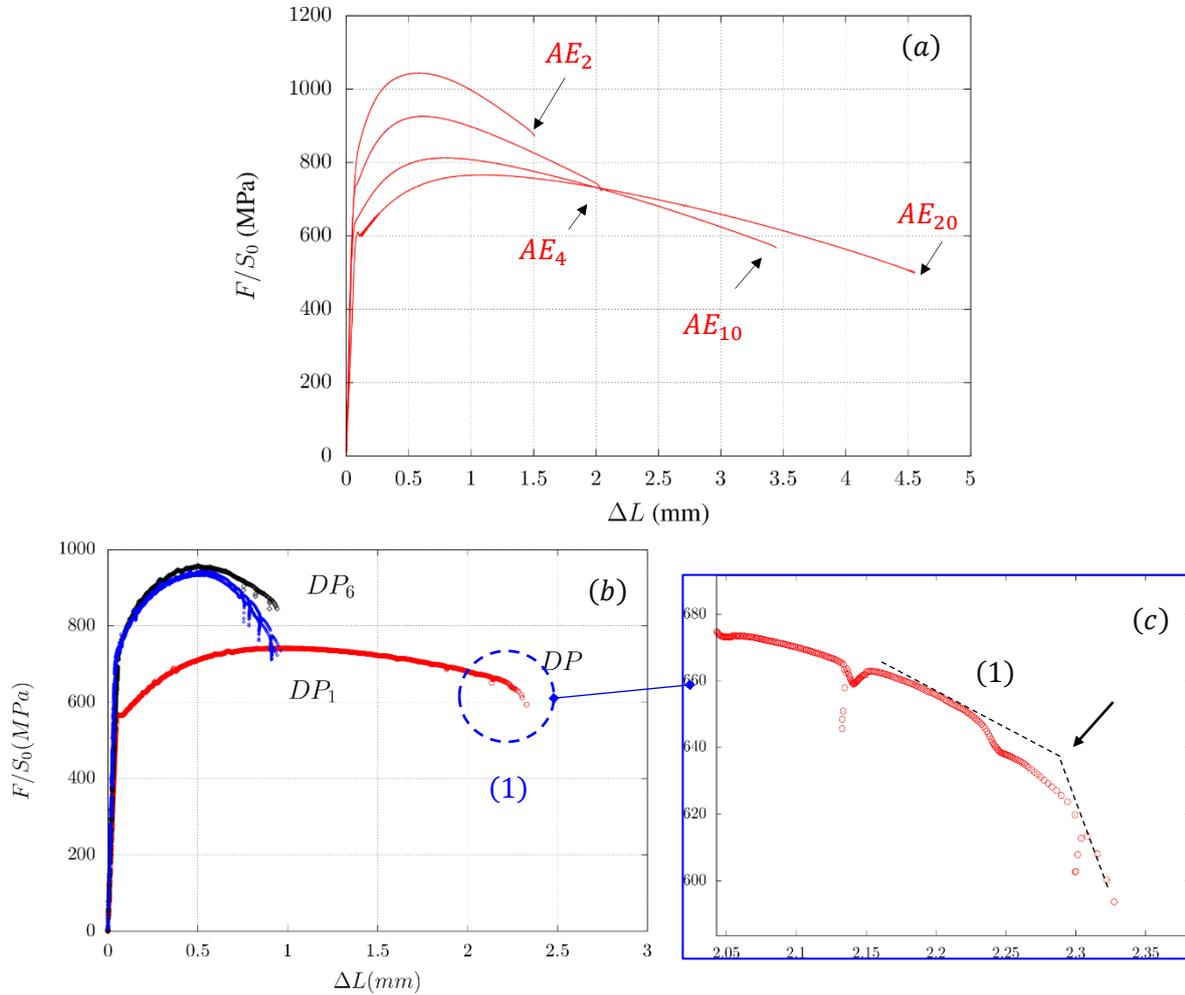


Figure 69 : Courbes  $F - \Delta L$  à  $-20^\circ C$  des éprouvettes  $DP - DP_\eta$  et  $AE_\chi$ . Les flèches indiquent l'instant d'amorçage. Pour les éprouvettes  $AE_\chi$  l'amorçage correspond au dernier point acquis (a). Pour les éprouvettes  $DP - DP_\eta$  l'amorçage correspond au changement de pente illustré dans (b, c).

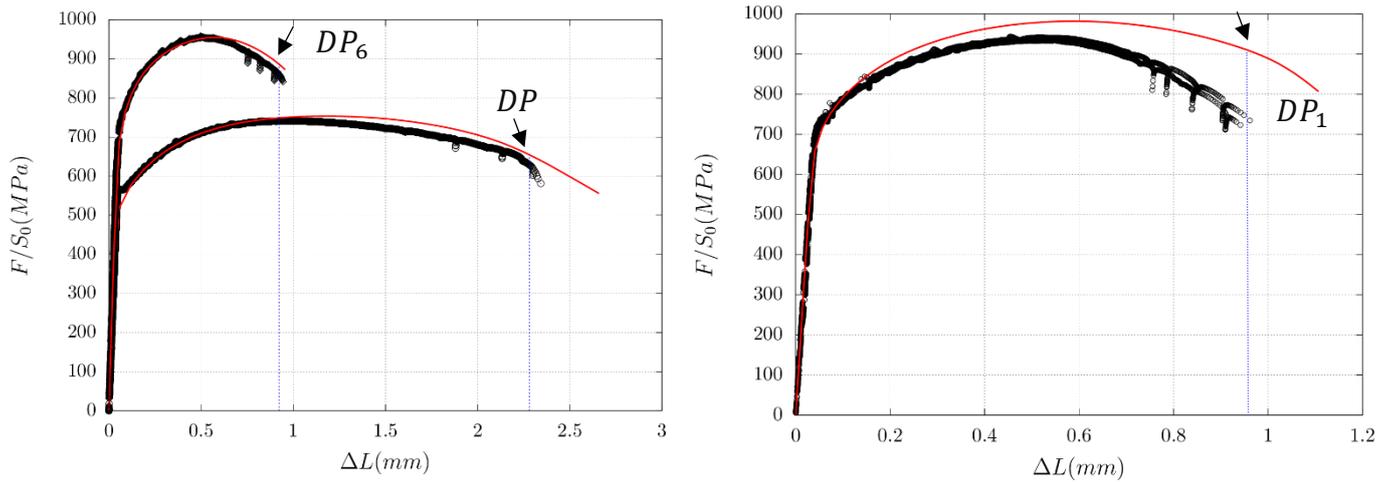


Figure 70 : Comparaison entre les courbes  $F - \Delta L$  expérimentales (courbes rouges) et les courbes simulées à  $-20^{\circ}\text{C}$ . Les flèches indiquent l'instant d'amorçage tandis que les lignes pointillées indiquent les valeurs de  $\Delta L_f$  correspondantes.

Eprouvette	$\Delta L_f (mm)$	$\tau$	$E_{eqf}$
1987-BT1-AE(2)-1	1.533	1.435	0.328
1987-BT2-AE4-1	2.094	1.209	0.556
1987-BT3-AE10-1	3.134	1.061	0.772
1987-BT2-AE20 4-4	4.550	1.088	1.122
2141-T9-DP-2	2.280	1.109	1.346
2141-T9-DP6-2	0.923	1.198	0.656
2141-T9-DP1 DP-4	0.960	1.505	0.099
2141-T9-DP1 DP-5			

Tableau 15 :  $\tau, E_{eqf}$  à  $\Delta L_f$  d'amorçage et à  $-20^{\circ}\text{C}$ .  $DP1|DP$  signifie que l'éprouvette  $DP_1$  est usinée à partir d'une éprouvette  $DP$  et porte par conséquent sa référence.



Figure 71 : Maillage des éprouvettes  $DP, DP_6$  et  $DP_1$ . En exploitant la symétrie de ces éprouvettes, seul le 1/8 de chaque éprouvette est modélisé.

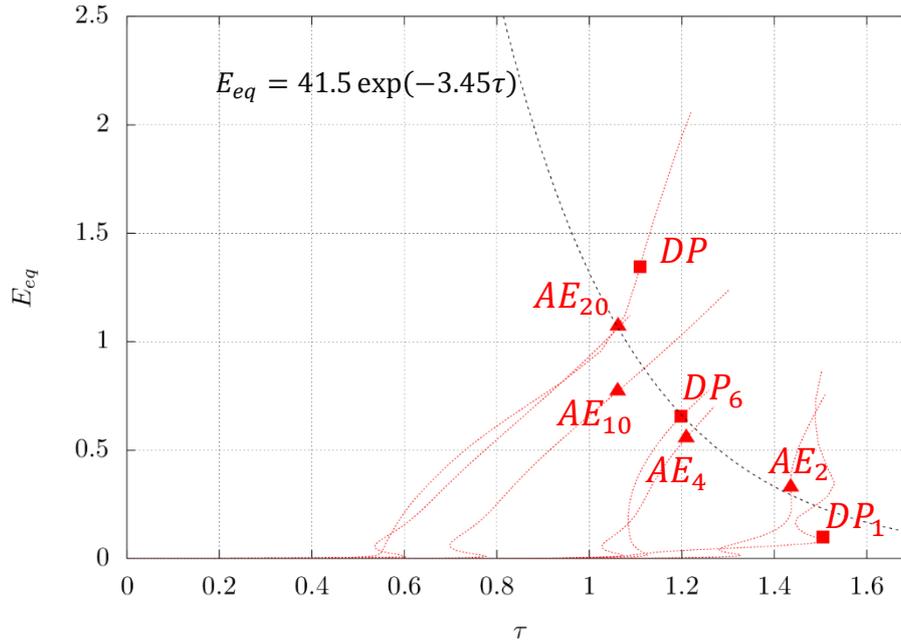


Figure 72 : Présentation des courbes  $E_{eq} - \tau$ . Les points correspondent à  $(E_{eq_f}, \tau_f)$ . La courbe noire en pointillés est une fonction approchée des points  $(E_{eq_f}, \tau_f)$  par la méthode des moindres carrés.

### 5.3.2 Identification des paramètres du modèle *GTN*

Les résultats des chapitres (§3, §4) suggèrent l'utilisation du modèle *GTN* qui permet de modéliser l'effet observé de la triaxialité sur l'endommagement ainsi que l'effet très limité de la température en utilisant des paramètres qui ne dépendent pas de la température. On utilise ce modèle en formulation non locale développée dans (Zhang *et al.*, 2018; Chen, 2019) qui a été rappelée dans notre étude bibliographique (§2.2.2.2) et sans les termes de germination. Dans ce paragraphe on propose d'identifier les paramètres de ce modèle à savoir les paramètres :  $c, q_1, q_2, f_0, f_c, f_R$  (§2).

Puisque ces paramètres sont à priori indépendants de la température, on propose de les identifier à  $-20^\circ\text{C}$  uniquement. La porosité initiale  $f_0$  est déterminée à partir de la composition chimique de notre matériau en utilisant la formule de Franklin (§3.1). La porosité initiale calculée est :  $1.25 \cdot 10^{-4}$  qui est une valeur proche des valeurs utilisées dans la littérature pour des aciers relativement modernes (Haušild *et al.*, 2002; Tanguy, 2006). Le paramètre  $q_1$  est fixé à 1.5 et la porosité de coalescence  $f_c = 0.05$  (Linse *et al.*, 2012; Hütter *et al.*, 2014). Cette valeur est cohérente avec les calculs de cellules unitaires effectués par exemple dans (Koplik and Needleman, 1988). La valeur de  $q_1 = 1.5$  est également proposée par (Tvergaard, 1981, 1982) à partir d'un calcul de cellules unitaires. On utilise une porosité à rupture  $f_R = 0.25$  ce qui correspond à une vitesse de coalescence  $\delta = 3$  utilisée dans (Zhang *et al.*, 2018). Le choix de fixer ces valeurs est fait dans le but proposer une identification préliminaire des paramètres d'endommagement. Les paramètres retenus sont :

$$q_1 = 1.5 ; f_c = 0.05 ; f_R = 0.25 \text{ et } f_0(\text{Franklin}) = 1.25 \cdot 10^{-4} \quad (5.11)$$

Le seul paramètre restant à identifier est alors le paramètre  $q_2$ . En général,  $q_2$  a un effet sur le début de l'amorçage ductile sur les éprouvettes *AE* ce qui correspond dans notre cas au dernier point expérimental enregistré avant la rupture complète. La procédure d'identification de  $q_2$  est conduite à partir de la comparaison des courbes force-déplacement expérimentales avec les résultats du calcul par éléments finis correspondant. On utilise les éprouvettes  $AE_\chi$  pour ajuster la valeur de  $q_2$  (Figure 73).

Afin de bien capturer les forts gradients des déformations plastiques dans la zone endommagée, on raffine une zone centrale de l'éprouvette et on fixe une taille de maille adaptée dans cette zone. En effet, le paramètre  $c$  de la formulation non locale permet de fixer la largeur de la bande de localisation qui est

la zone qui présente un gradient fort de déformations plastiques et sa valeur peut être corrélée avec la largeur de cette bande notée  $l_b$  (équation (5.12)) (Zhang *et al.*, 2018). On évalue approximativement cette largeur à :  $l_b \approx 200\mu\text{m}$ . La valeur du paramètre  $c$  peut être déduite à partir de :

$$l_b = 1.5\sqrt{c/R_{p0.2}} = 200\mu\text{m} \rightarrow c = 10\text{N} \quad (5.12)$$

On note que la valeur de  $l_b$  proposée est indicative d'un ordre de grandeur afin de fournir une première modélisation de l'endommagement. On n'exclut donc pas la possibilité de modifier cette valeur lorsque davantage de données et analyses permettant l'évaluation de cette largeur seront disponibles (en particulier lors de la simulation des éprouvettes fissurées).

La zone centrale de l'éprouvette est la zone la plus sollicitée. On choisit de raffiner une zone centrale afin de bien représenter la largeur  $l_b$ . La taille  $h$  des éléments dans cette zone représente le 1/3 de  $l_b$  soit  $h = l_b/3 = 66\mu\text{m}$  (Figure 74). L'optimisation semi-automatique de  $q_2$  sur les éprouvettes  $AE_\chi$  conduit à une valeur de  $q_2 = 1.225$ . La comparaison des simulations et des essais est présentée dans la Figure 75 pour les  $AE_\chi$ . On remarque que l'identification est optimale sur les éprouvettes  $AE_\chi$  (Figure 75). La vérification de ces paramètres sur les éprouvettes  $DP - DP_\eta$  est prévue comme une perspective à notre présent travail qui devra alors se poursuivre par la simulation des éprouvettes  $CT$  et  $SENT$ .

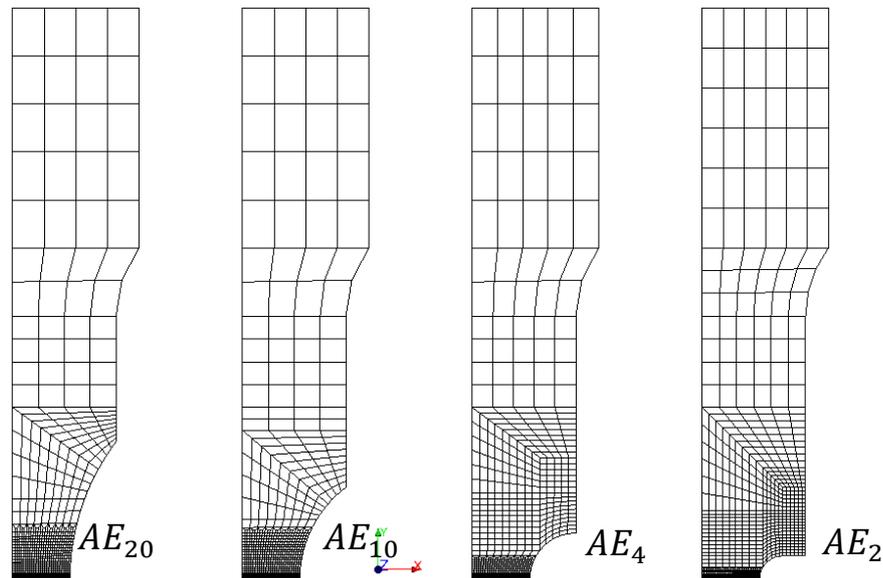


Figure 73 : Maillages des éprouvettes  $AE_\chi$  utilisées dans la procédure d'identification.

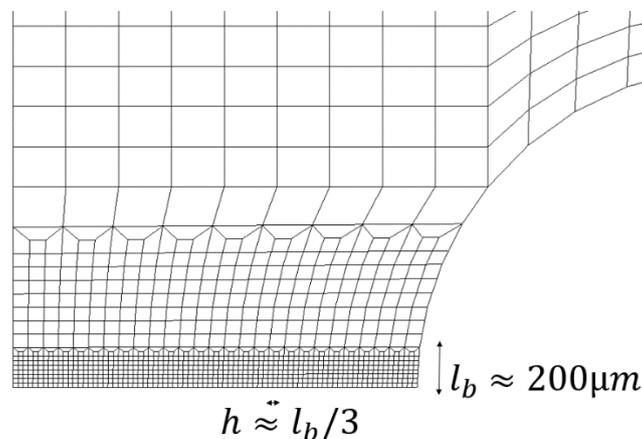


Figure 74 : Illustration du raffinement.  $l_b$  est la largeur de la bande de localisation et  $h$  la taille des éléments dans la zone de raffinement.

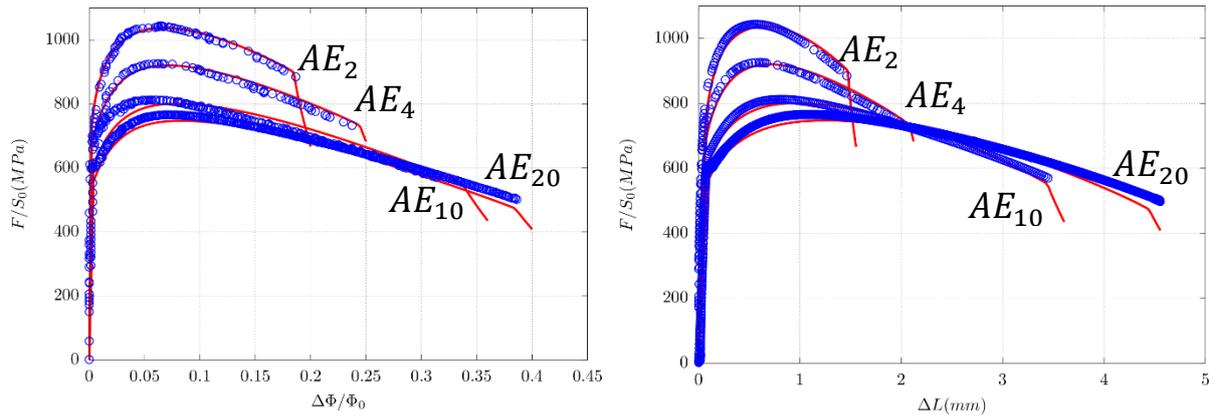


Figure 75 : Comparaison des courbes des résultats expérimentales (Bleue) avec les courbes de simulations (Rouge) à  $-20^{\circ}\text{C}$ . On identifie un paramètre  $q_2 = 1.225$

### 5.3.3 Conclusion partielle

Dans cette partie on a étudié l'effet du paramètre de Lode  $\mathcal{L}$  sur l'amorçage ductile à partir de l'analyse des éprouvettes  $DP - DP_{\eta}$  et  $AE_{\chi}$ . On a montré que la déformation plastique centrale à amorçage ductile notée  $E_{eq_f}$  dépend uniquement de la triaxialité. Ceci signifie par conséquent que le paramètre de Lode  $\mathcal{L}$  n'a pas d'effet sur l'amorçage ductile. Par ailleurs, la fonction  $E_{eq_f} - \tau$  peut être exploitée en pratique comme un critère simplifié d'endommagement. Ce critère est découplé et peut donc être utilisé en post-traitement d'un calcul élastoplastique sur une structure donnée.

Ensuite, on a proposé une première modélisation de l'endommagement ductile de notre matériau en utilisant le modèle *GTN* en formulation non locale. Certains paramètres de ce modèle sont choisis à partir de la littérature afin de simplifier cette identification qui reste préliminaire. Les éprouvettes  $AE_{\chi}$  sont uniquement considérés et on identifie uniquement le paramètre  $q_2$ . La largeur de la bande de localisation est fixée approximativement à  $200\mu\text{m}$  ce qui équivalent à un paramètre non local  $c = 10N$ . Les paramètres retenus sont alors :

$$q_1 = 1.5 ; q_2 = 1.225 ; f_c = 0.05 ; f_R = 0.25 ; f_0(\text{Franklin}) = 1.25 \cdot 10^{-4} \text{ et } c = 10N$$

Les résultats de simulations sur les éprouvettes  $AE_{\chi}$  sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Finalement, les résultats de cette identification restent à vérifier dans un premier temps sur les éprouvettes  $DP - DP_{\eta}$  et dans un deuxième temps sur les éprouvettes de rupture  $CT_B - SENT_{0.5}$  afin de simuler la déchirure ductile. On note que certains paramètres dont la largeur de la bande de localisation  $l_b$  pourront être réajustés lorsque davantage de données et d'analyses auront été prises en compte.

#### 5.4 Conclusion globale

Dans ce chapitre on a présenté les résultats de modélisation du comportement élastoplastique et d'endommagement de notre matériau. La plasticité est modélisée en utilisant une loi d'écroutissement exprimées avec deux termes exponentiels. Cette loi est exprimée sous une forme normalisée par la contrainte  $\sigma_Y(T)$ . Les paramètres de cette loi normalisée ne dépendent pas de la température et sont identifiés à  $-20^\circ\text{C}$  et vérifiés à  $-50^\circ\text{C}$ ,  $-100^\circ\text{C}$ ,  $-150^\circ\text{C}$  sur les éprouvettes  $TC_6$ ,  $AE_\chi$  et  $CT_{12.5}$ ,  $SENT_{0.5}$ . Les résultats des simulations sont en très bon accord avec les résultats expérimentaux.

Ensuite, l'effet du paramètre de Lode sur l'amorçage ductile à partir des éprouvettes  $AE_\chi$ ,  $DP - DP_\eta$  est alors étudié. Le paramètre de Lode n'a pas d'effet sur l'amorçage ductile et la triaxialité est le seul paramètre important à considérer dans la description de l'endommagement. La question de la germination reste toutefois ouverte.

Finalement, le modèle *GTN* en formulation non locale est utilisé pour modéliser l'endommagement ductile avec des paramètres qui ne dépendent pas de la température. Une identification préliminaire des paramètres de ce modèle est effectuée sur les éprouvettes  $AE_\chi$  à  $-20^\circ\text{C}$ . Les résultats de simulations sur les éprouvettes  $AE_\chi$  sont en bon accord avec les résultats expérimentaux.

La présente étude a été l'occasion de débiter la description de l'endommagement ductile. On n'exclut donc pas la possibilité de modifier certains paramètres en phase de vérification du modèle identifié ici sur des éprouvettes  $DP - DP_\eta$  dans un premier temps, et sur les éprouvettes de rupture  $CT$ ,  $SENT$  dans un deuxième temps. Cette modélisation de l'endommagement ne sera pas poursuivie dans la suite de ce texte.

Dans le chapitre suivant, on utilisera la loi de plasticité identifiée dans (§5.1) pour simuler les éprouvettes de rupture afin de modéliser le clivage dans la partie basse de la transition ductile-fragile. On ne s'intéressera par conséquent qu'aux éprouvettes fragiles présélectionnées dans (§4.4).