

Chapitre 4

Identification et évaluation d'une loi de comportement à différentes températures et vitesses de sollicitation

Sommaire

4.1	Outils numériques utilisés	111
4.2	Le modèle de l'étude	111
4.2.1	Notation, repère des tenseurs et indépendances des composantes	112
4.2.2	Les équations du modèle	116
4.2.3	Version isotrope du modèle	122
4.2.4	Synthèse	123
4.3	Méthodologie d'identification	123
4.3.1	Présentation générique de la méthodologie d'identification	123
4.3.2	Paramètres d'élasticité	127
4.3.3	Paramètres décrivant la viscosité	130
4.3.4	Paramètres d'écrouissage	133
4.3.5	Ajustement en regard de y et $\dot{\epsilon}_0$	135
4.3.6	Paramètres anisotropes	136
4.4	Résultats de l'identification	147
4.4.1	Critères d'évaluation	147
4.4.2	Simulation des essais de traction	152
4.4.3	Simulation des essais de cisaillement	163
4.4.4	Synthèse	166
4.5	Évaluation du modèle à partir d'essais de traction sur éprouvettes entaillées (Doan, 2009)	167
4.5.1	Présentation de l'essai	167
4.5.2	Maillage et conditions aux limites	167

4.6	Résultats de simulation des essais NTV et NT2	168
4.7	Conclusions	171

À partir de la base expérimentale sur tôle de la présente étude (essais de traction et de cisaillement cyclique) et de résultats tirés de la littérature, le cahier des charges auquel doit répondre la loi a pu être établi. Les fonctionnalités nécessaires pour simuler le comportement élasto-visco-plastique des tôles de Zircaloy-4 recristallisé étant connues, la loi de comportement adaptée peut être choisie.

Dans cette partie, le modèle sélectionné est présenté. Dans un second temps, la méthodologie d'identification mise en œuvre est décrite et les résultats des simulations sont comparés aux mesures ad hoc. Pour terminer, le modèle identifié est évalué à partir d'essais de traction sur éprouvettes entaillées tirés de la thèse de (Doan, 2009) et non utilisés pour le recalage.

4.1 Outils numériques utilisés

Tous les essais sont simulés à l'aide du code de calcul ASTER[®] (www.code-aster.org) développé par EDF. Ce code est couplé à la bibliothèque de lois de comportement Z-MAT[®] (www.nwnumerics.com/Z-mat) développée au Centre des Matériaux de l'école des Mines de Paris dans laquelle est implémenté le modèle de l'étude. Lors de la phase d'identification les chargements de traction sont simulés sur un élément de volume linéaire auquel sont appliquées les conditions limites de l'essai en terme de déplacement. Les chargements de cisaillement sont simulés sur des points matériels. Dans ce cas, ce sont les déformations ϵ_{11} , ϵ_{22} et ϵ_{12} (dans le repère de l'essai) moyennes sur la zone d'intérêt mesurées par CIN qui sont appliquées comme conditions limites.

Les maillages nécessaires pour les calculs de validation du modèle sur éprouvettes entaillées sont réalisés dans Salome-Meca[®] (www.salome-platform.org).

4.2 Le modèle de l'étude

Le modèle de l'étude s'inspire très largement du modèle Delobelle-Robinet-Shaffler (DRS). Le modèle DRS a été initialement développé par Delobelle (Delobelle et al., 1996) pour les aciers, dans une configuration isotrope. Il a été ensuite adapté au cas des tubes en alliages de Zircaloy-4 détendu et recristallisé par Robinet (Robinet, 1995). Cet auteur a notamment inclus le traitement de la microstructure texturée du matériau par l'intermédiaire de quatre matrices d'anisotropie. L'étude de Robinet s'inscrit dans le cadre de la simulation du comportement mécanique du Zircaloy-4 recristallisé lors d'un chargement de type Interaction-Pastille-Gaine (IPG), induit par le fonctionnement en suivi de réseau¹. Il s'agit plus précisément d'une étude concernant l'application d'une rampe de puissance en

1. Le fonctionnement en suivi de réseau consiste à rationaliser la production d'électricité en fonction de la consommation variable au cours de l'année. Aussi, pour réguler la production, les exploitants ordonnent des montées et des baisses de puissances protocolaires du réacteur.

fonctionnement nominal. L'identification de la loi développée est réalisée à 350°C à partir de chargements uniaxiaux (traction, pression interne, torsion), biaxiaux (traction/pression interne, traction/torsion) et de fluage. Les vitesses de déformation appliquées sont comprises entre 10^{-7} et 10^{-4} s^{-1} . Celles-ci sont conditionnées par les spécifications des rampes de puissances. Par la suite, (Schäffler, 1997) a repris le modèle pour le faire évoluer en fonction de la température et de l'irradiation du matériau. Cet auteur a réalisé ces améliorations à partir d'essais sur gaine en Zircaloy-4 détendu réalisés entre 350°C et 400°C.

Le modèle DRS est un modèle élasto-viscoplastique, sans seuil, unifié, avec structures modulaires, qui permettent d'adapter le formalisme aux phénomènes physiques rencontrés lors des études expérimentales. Ce modèle est pris comme référence car il présente plusieurs avantages vis à vis du positionnement de l'étude.

- Il a été développé spécifiquement pour les alliages de Zircaloy et plus particulièrement pour l'alliage de Zircaloy-4 recristallisé.
- Il a été identifié pour modéliser le comportement des tubes de gainage en condition IPG. Dans la présente étude, il s'agira d'élargir la gamme de conditions afin de coller au cadre particulier du RIA : i.e des vitesses de sollicitation plus rapides.
- Ce modèle permet de disposer d'un grand nombre de degrés de liberté pour calibrer l'anisotropie. La simulation des essais sur tube proposée par Robinet permet une représentation satisfaisante de l'anisotropie en contrainte et en déformation pour des sollicitations biaxiales. Aussi, il est raisonnable d'espérer des résultats acceptables pour des chargements uniaxiaux sur tôle.

Après avoir défini la notation contractée utilisée pour l'écriture des tenseurs, le modèle utilisé dans l'étude et inspiré du modèle DRS sera présenté.

4.2.1 Notation, repère des tenseurs et indépendances des composantes

4.2.1.1 Notation contractée de Kelvin

Pour simplifier l'écriture développée des tenseurs (tous les tenseurs d'ordre 2 impliqués dans l'étude sont considérés symétriques), la notation de Kelvin est adoptée.

Notation de Kelvin des tenseurs d'ordre 2

Les tenseurs d'ordre deux utilisés dans le modèle sont toujours symétriques ($\underline{\underline{a}}^T = \underline{\underline{a}}$ ou encore $a_{ij} = a_{ji}$, avec $(i, j) \in \{1, 2, 3\}^2$ en notation indicielle). Ces tenseurs dépendent donc de six coefficients indépendants et évoluent dans un espace vectoriel de dimension 6 dont la base orthonormée est formée de six tenseurs $\underline{\underline{\alpha}}_i$ d'ordre deux symétriques et normés. Selon la notation de Kelvin, les six tenseurs $\underline{\underline{\alpha}}_i$ de la base sont définis tels que :

$$\begin{cases} \alpha_1 = e_1 \otimes e_1 \\ \alpha_2 = e_2 \otimes e_2 \\ \alpha_3 = e_3 \otimes e_3 \end{cases} \text{ et } \begin{cases} \alpha_4 = \frac{1}{\sqrt{2}}(e_2 \otimes e_3 + e_3 \otimes e_2) \\ \alpha_5 = \frac{1}{\sqrt{2}}(e_3 \otimes e_1 + e_1 \otimes e_3) \\ \alpha_6 = \frac{1}{\sqrt{2}}(e_1 \otimes e_2 + e_2 \otimes e_1) \end{cases} \quad (4.1)$$

Avec,

$$\underline{\underline{\alpha}}_i \cdot \underline{\underline{\alpha}}_i = 1 \quad \text{avec} \quad (i) \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\} \quad (4.2)$$

et

$$\underline{\underline{\alpha}}_i \cdot \underline{\underline{\alpha}}_j = 0 \quad \text{avec} \quad (i, j) \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}^2 \quad (4.3)$$

Un tenseur d'ordre deux symétrique $\underline{\underline{a}}$ sera donc représenté par un vecteur à six composantes tel que :

$$\underline{\underline{a}} = \begin{pmatrix} a_1 = a_{11} \\ a_2 = a_{22} \\ a_3 = a_{33} \\ a_4 = \sqrt{2}a_{23} \\ a_5 = \sqrt{2}a_{31} \\ a_6 = \sqrt{2}a_{12} \end{pmatrix} \quad (4.4)$$

Le produit scalaire correspond alors à celui des vecteurs d'ordre 2 en notation non contractée : $a_{ij}b_{ij} = a_I b_I$.

Notation de Kelvin des tenseurs d'ordre 4

L'anisotropie du comportement est introduite dans le modèle au moyen de tenseurs d'ordre quatre notés \mathbb{A} de manière générique. Ils permettent de réaliser une combinaison linéaire des termes d'un tenseur d'ordre 2 pour en obtenir un deuxième à l'aide de l'opérateur de doubles produits contracté : $\underline{\underline{b}} = \mathbb{A} : \underline{\underline{a}}$. La notation contractée des composantes de A_{ijkl} est décrite par A_{IJ} . La correspondance entre les coefficients A_{ijkl} et A_{IJ} est identique qu'il s'agisse d'un tenseur des modules, d'un tenseur des souplesses ou d'un tenseur sans dimension et est définie telle que :

$$A_{IJ}(A_{ijkl}) = \quad (4.5)$$

$$\begin{pmatrix} A_{11} = A_{1111} & A_{12} = A_{1122} & A_{13} = A_{1133} & A_{14} = \sqrt{2}A_{1123} & A_{15} = \sqrt{2}A_{1131} & A_{16} = \sqrt{2}A_{1112} \\ A_{12} = A_{2211} & A_{22} = A_{2222} & A_{23} = A_{2233} & A_{24} = \sqrt{2}A_{2223} & A_{25} = \sqrt{2}A_{2231} & A_{26} = \sqrt{2}A_{2212} \\ A_{13} = A_{3311} & A_{23} = A_{3322} & A_{33} = A_{3333} & A_{34} = \sqrt{2}A_{3323} & A_{35} = \sqrt{2}A_{3331} & A_{36} = \sqrt{2}A_{3312} \\ A_{14} = \sqrt{2}A_{2311} & A_{24} = \sqrt{2}A_{2322} & A_{34} = \sqrt{2}A_{2333} & A_{44} = 2A_{2323} & A_{45} = 2A_{2331} & A_{46} = 2A_{2313} \\ A_{15} = \sqrt{2}A_{3111} & A_{25} = \sqrt{2}A_{3122} & A_{35} = \sqrt{2}A_{3133} & A_{45} = 2A_{3123} & A_{55} = 2A_{3131} & A_{56} = 2A_{3112} \\ A_{16} = \sqrt{2}A_{1211} & A_{26} = \sqrt{2}A_{1222} & A_{36} = \sqrt{2}A_{1233} & A_{46} = 2A_{1223} & A_{56} = 2A_{1231} & A_{66} = 2A_{1212} \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

Avec la notation de Kelvin, les doubles produits contractés sont remplacés par de simples produits contractés (opération matricielle usuelle).

Pour illustration, dans l'expression

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \mathbb{S} : \underline{\underline{\sigma}} \quad (4.7)$$

\mathbb{S} est le tenseur des souplesses reliant le tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ au tenseur des déformations $\underline{\underline{\varepsilon}}$. En notation de Kelvin l'expression devient $\varepsilon_I = S_{IJ}\sigma_J$ telle que :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{31} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{14} & S_{24} & S_{34} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{15} & S_{25} & S_{35} & S_{45} & S_{55} & S_{56} \\ S_{16} & S_{26} & S_{36} & S_{46} & S_{56} & S_{66} \end{pmatrix}_{(1,2,3)} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{31} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (4.8)$$

avec

$$\begin{pmatrix} S_{11} = S_{1111} & - & - & - & - & - \\ S_{12} = S_{2211} & S_{22} = S_{2222} & - & - & - & - \\ S_{13} = S_{3311} & S_{23} = S_{3322} & S_{33} = S_{3333} & - & - & - \\ S_{14} = \sqrt{2}S_{2311} & S_{24} = \sqrt{2}S_{2322} & S_{34} = \sqrt{2}S_{2333} & S_{44} = 2S_{2323} & - & - \\ S_{15} = \sqrt{2}S_{3111} & S_{25} = \sqrt{2}S_{3122} & S_{35} = \sqrt{2}S_{3133} & S_{45} = 2S_{3123} & S_{55} = 2S_{3131} & - \\ S_{16} = \sqrt{2}S_{1211} & S_{26} = \sqrt{2}S_{1222} & S_{36} = \sqrt{2}S_{1233} & S_{46} = 2S_{1223} & S_{56} = 2S_{1231} & S_{66} = 2S_{1212} \end{pmatrix} \quad (4.9)$$

Tous les tenseurs d'ordre 4 liant des tenseurs d'ordre 2 symétriques présentent les symétries dites mineures entre les premiers et deuxièmes indices ainsi qu'entre les troisièmes et quatrièmes indices : $A_{ijkl} = A_{jikl} = A_{ijlk} = A_{jilk}$. Ainsi, \mathbb{A}_{IJ} comprend au maximum 21 composantes indépendantes.

4.2.1.2 Repère des tenseurs

Afin de rester en cohérence avec la notation des coordonnées cylindriques liées au tube adoptées par I. Schaffler et P. Robinet (1 = r, 2 = θ et 3 = Z), les coordonnées orthotropes liées à la tôle sont définies telles que 1 = N, 2 = T et 3 = L. La direction axiale du tube Z correspond à la direction L de la tôle, et la direction circonférentielle θ du tube correspond à la direction T de la tôle. L'équivalence mise en avant dans le chapitre 2 est respectée, ce qui facilitera la transférabilité et les comparaisons entre les deux géométries.

4.2.1.3 Orthotropie

Dans le repère de la tôle, l'hypothèse d'orthotropie du matériau conduit à proposer une matrice d'anisotropie de la forme suivante :

$$\mathbb{A} = \begin{pmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & 0 & 0 & 0 \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & 0 & 0 & 0 \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & A_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{66} \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

(1=N,2=T,3=L)

présentant 9 composantes indépendantes.

4.2.1.4 Hypothèse d'incompressibilité plastique

Comme évoqué dans le chapitre 3, il est raisonnable de considérer que le Zircaloy-4 recristallisé est incompressible lorsque la déformation élastique peut être négligée devant la déformation viscoplastique :

$$\dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22} + \dot{\epsilon}_{33} = 0 \quad (4.11)$$

L'application de cette hypothèse impose la dépendance entre certains paramètres des matrices \mathbb{A} selon :

$$\begin{cases} A_{11} + A_{12} + A_{13} = 0 \\ A_{12} + A_{22} + A_{23} = 0 \\ A_{13} + A_{23} + A_{33} = 0 \end{cases} \quad (4.12)$$

Les 9 composantes intervenant dans le précédent système d'équation peuvent s'exprimer en fonction de seulement trois coefficients F , G et H .

$$A_{12} = -F \quad (4.13)$$

$$A_{13} = -H \quad (4.14)$$

$$A_{23} = -G \quad (4.15)$$

$$A_{11} = -A_{12} - A_{13} = F + H \quad (4.16)$$

$$A_{22} = -A_{23} - A_{12} = G + F \quad (4.17)$$

$$A_{33} = -A_{13} - A_{23} = H + G \quad (4.18)$$

$$\mathbb{A} = \begin{pmatrix} F+H & -F & -H & 0 & 0 & 0 \\ -F & G+F & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & -G & H+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & A_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{66} \end{pmatrix} \quad (1=N,2=T,3=L) \quad (4.19)$$

L'application de l'hypothèse d'incompressibilité permet de réduire les tenseurs d'ordre 4 \mathbb{A} , de neuf à six composantes indépendantes.

4.2.2 Les équations du modèle

Il s'agit d'un modèle unifié considérant un seul type de déformation inélastique. La vitesse de déformation totale $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^t$ s'exprime selon :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^t = \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p \quad (4.20)$$

$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e$ est la vitesse de déformation élastique et $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p$ la vitesse de déformation viscoplastique. L'élasticité est traitée par la loi de Hooke dans sa configuration isotrope :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^t = \mathbb{S} : \underline{\underline{\dot{\sigma}}} \quad (4.21)$$

où \mathbb{S} , le tenseur des souplesses, est fonction uniquement du Module de Young E et du coefficient de Poisson ν .

Un des critères respecté par la loi consiste en la décomposition de la contrainte en une grandeur effective $\underline{\underline{\sigma}}^v$ dite contrainte visqueuse et une grandeur interne cinématique $\underline{\underline{X}}$:

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\sigma}}^v + \underline{\underline{X}}, \quad \underline{\underline{\sigma}}^v = \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}} \quad (4.22)$$

La loi d'écoulement est exprimée en fonction de la contrainte équivalente $\overline{\sigma - X}$ définie selon le formalisme de Hill exprimé à partir des grandeurs déviatoriques $\underline{\underline{\sigma}}'$ et $\underline{\underline{X}}'$:

$$\overline{\sigma - X} = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}' \right) \mathbb{M} \left(\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}' \right)} \quad (4.23)$$

avec,

$$\underline{\underline{\sigma}}' = \underline{\underline{\sigma}} - \frac{1}{3} Tr(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{I}} \quad (4.24)$$

$$\underline{\underline{X}}' = \underline{\underline{X}} - \frac{1}{3} Tr(\underline{\underline{X}}) \underline{\underline{I}} \quad (4.25)$$

\mathbb{M} est un tenseur d'ordre 4 et $\underline{\underline{I}}$ est le tenseur identité d'ordre 3.

La base expérimentale de Robinet a permis d'établir la relation entre la norme de l'écoulement $\dot{\lambda}$, également nommée multiplicateur plastique, et la contrainte visqueuse équivalente $\overline{\sigma - X}$:

$$\dot{\lambda} = \dot{\varepsilon}_0 \left(\sinh \left(\frac{\overline{\sigma - X}}{K} \right) \right)^m \quad (4.26)$$

$\dot{\varepsilon}_0$, K , et m sont les paramètres permettant de calibrer l'influence du temps sur le comportement (paramètres visqueux). La non-linéarité requise est assurée par le sinus hyperbolique et la fonction puissance. En revanche, la relation n'est pas dépendante de la déformation plastique, alors qu'une augmentation du paramètre m avec l'augmentation de la déformation plastique au cours de l'érouissage a été observée expérimentalement pour les essais de tractions (cf. chapitre 3). Par ailleurs le tenseur d'ordre 4, \mathbb{M} , intervenant dans la relation de la contrainte équivalente (équation (4.23)), régit l'anisotropie de la norme de l'écoulement.

La direction de l'écoulement est obtenue en appliquant la loi de normalité :

$$\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4.27)$$

$$\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p = \frac{3}{2} \dot{\lambda} \mathbb{M} \frac{\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}'}{\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}}} \quad (4.28)$$

C'est le tenseur d'ordre 4, \mathbb{M} , qui impose l'anisotropie de la direction en plus de l'anisotropie de la norme de l'écoulement.

La forme de la composante cinématique déviatorique $\underline{\underline{X}}'$ est inspirée de la loi d'Armstrong-Frederick (Armstrong et Frederick, 1966). Celle-ci fait appel à un terme linéaire combiné à un terme de rappel :

$$\underline{\underline{X}}' = p \underline{\underline{\alpha}}' \quad (4.29)$$

$$\underline{\underline{X}}'^{(1)} = p_1 \underline{\underline{\alpha}}'^{(1)} \quad (4.30)$$

$$\underline{\underline{X}}'^{(2)} = p_2 \underline{\underline{\alpha}}'^{(2)} \quad (4.31)$$

$$\underline{\underline{\dot{\alpha}}}' = \left(\frac{2}{3} y \mathbb{N} \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p - \mathbb{Q} \left(p \underline{\underline{\alpha}}' - p_1 \underline{\underline{\alpha}}'^{(1)} \right) \dot{\lambda} \right) \quad (4.32)$$

$$\underline{\underline{\dot{\alpha}}}'^{(1)} = \left(\frac{2}{3} y \mathbb{N} \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p - \mathbb{Q} \left(p_1 \underline{\underline{\alpha}}'^{(1)} - p_2 \underline{\underline{\alpha}}'^{(2)} \right) \dot{\lambda} \right) \quad (4.33)$$

$$\underline{\underline{\dot{\alpha}}}'^{(2)} = \left(\frac{2}{3} y \mathbb{N} \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p - \mathbb{Q} p_2 \underline{\underline{\alpha}}'^{(2)} \dot{\lambda} \right) \quad (4.34)$$

Ces expressions font apparaître, un écrouissage linéaire de Prager proportionnel à la vitesse de déformation plastique. L'amplitude asymptotique de la contrainte cinématique (e.g la valeur maximale atteinte de la composante du tenseur X non nulle dans le cas de l'application d'un chargement de traction uniaxiale contrôlé en déplacement) est imposée par le scalaire y homogène à une contrainte. La différence par rapport à la loi d'Amstrong-Frederick classique réside dans l'utilisation du tenseur \mathbb{N} d'ordre 4. \mathbb{N} permet d'imposer une anisotropie à l'écrouissage cinématique de Prager indépendante de l'anisotropie imposée à la contrainte visqueuse σ^v . L'inversion d'anisotropie de contrainte entre l'initiation de la plasticité et la fin de l'écrouissage, observée expérimentalement (cf. figures 3.13 (a.) et (b.)), est alors accessible via ce modèle. Il s'agit de l'intérêt principal de cette loi de comportement vis à vis de la présente étude. Le schéma de principe permettant de mettre en évidence cette inversion par le biais d'un écrouissage cinématique anisotrope est proposé sur la figure 4.1. La "pseudo" surface de charge initiale gouvernée par \mathbb{M} est représentée en trait plein noir dans le repère des tenseurs. Dans ce cas, \mathbb{M} est définie pour imposer une contrainte visqueuse plus importante selon la direction 22 (chargement uniaxiale selon T) que selon la direction 33 (chargement uniaxiale selon L). Avec l'utilisation d'un écrouissage cinématique anisotrope (trait discontinu) bien calibré, il est possible d'inverser ce rapport au cours de la déformation plastique.

La restauration dynamique définie par le terme de rappel $-\mathbb{Q} \left(p \underline{\underline{\alpha}}' - p_1 \underline{\underline{\alpha}}'^{(1)} \right) \dot{\lambda}$ est complexifiée par rapport au terme de rappel classique de la loi d'Amstrong-Frederick.

- D'une part, comme pour le terme de Prager, ce dernier est modulé par la matrice sans dimension \mathbb{Q} . D'un point de vue physique, les systèmes de glissement qui interviennent dans l'écrouissage linéaire ne sont pas nécessairement les mêmes que ceux intervenant dans la restauration dynamique. Aussi, l'anisotropie de ces phénomènes est décrite par des tenseurs différents.
- D'autre part, il ne dépend pas uniquement de $\underline{\underline{\alpha}}'$ mais également d'un second module cinématique $\underline{\underline{\alpha}}'^{(1)}$. $\underline{\underline{\alpha}}'^{(1)}$ est lui même dépendant d'un troisième module cinématique $\underline{\underline{\alpha}}'^{(2)}$. Ces modules cinématiques imbriqués permettent de décrire différents régimes d'écrouissage cinématiques. Ce sont les scalaires p , p_1 et p_2 associés qui assurent l'ajustement des différents régimes.

Un des avantages de ce modèle réside en sa capacité à faire évoluer l'anisotropie de déformation au cours de l'écrouissage. L'anisotropie de déformation viscoplastique initiale imposée par \mathbb{M} est progressivement affectée par l'anisotropie de contrainte déviatorique cinématique intervenant dans l'expression de la vitesse de déformation. Pour illustration, des essais de traction à T0 et V0 simulés selon le modèle de l'étude sont présentés sur la figure 4.2 pour différentes directions de sollicitation. À l'initiation de la viscoplasticité, $Lk^p = -0,5$ ($Lk^p = \epsilon_{22}^p / \epsilon_{11}^p$ dans le repère de l'essai de traction) quelle que soit la direction (matrice \mathbb{M} imposée isotrope), puis le rapport évolue au cours de l'écrouissage (matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} imposées anisotropes).

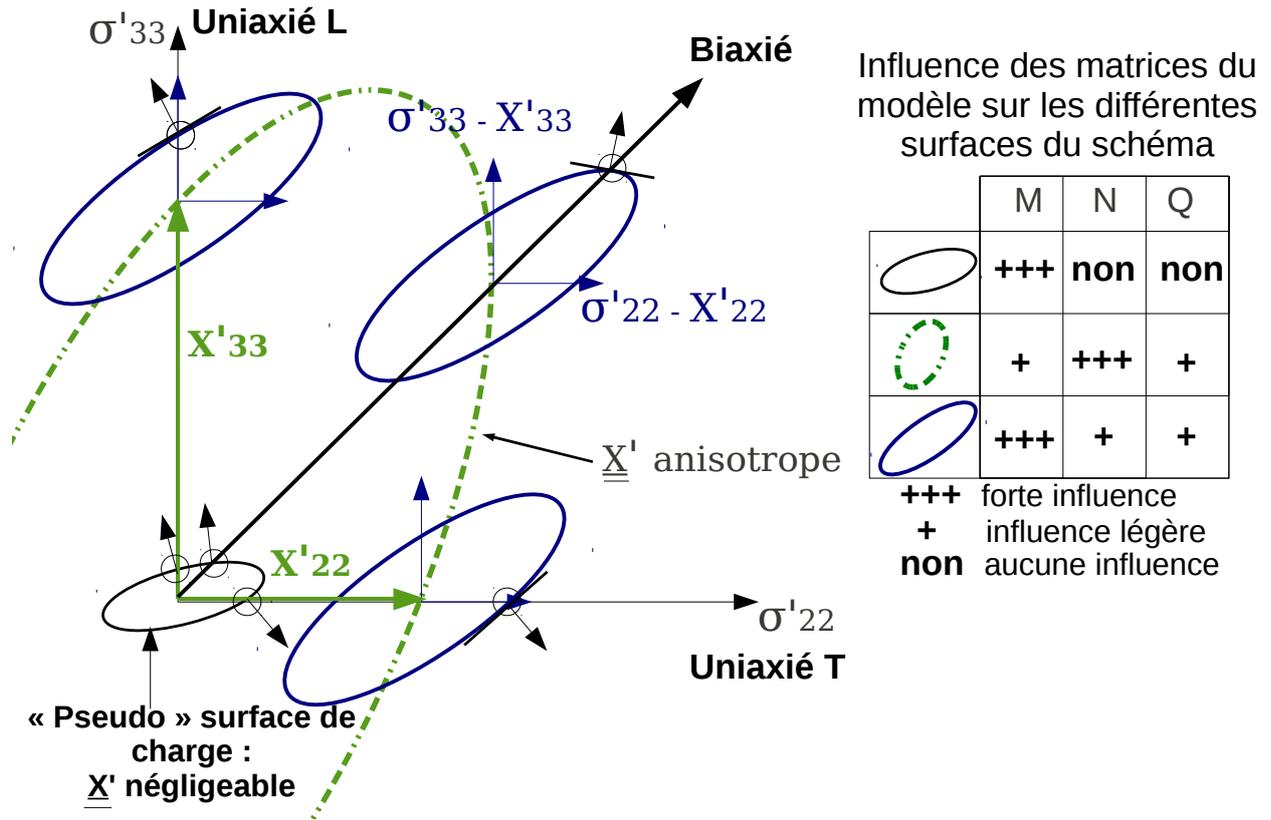


FIGURE 4.1: Schéma de principe de l'évolution de la surface de charge liée à la loi de l'étude dans le cas d'un écrouissage cinématique anisotrope

En revanche :

- la matrice \underline{M} ne permet pas de fixer indépendamment l'anisotropie de contrainte et l'anisotropie de déformation viscoplastique comme aurait pu le faire un critère de type Bron-Besson (Bron et Besson, 2004) ;
- de la même façon, les matrices \underline{N} et \underline{Q} ne permettent pas de fixer l'anisotropie de la variable cinématique indépendamment de l'évolution de l'anisotropie imposée à la déformation viscoplastique.

Néanmoins, en calibrant judicieusement la répartition entre contrainte cinématique et contrainte visqueuse, il est possible de s'approcher à la fois de l'anisotropie de déformation et de contrainte observées expérimentalement. Le schéma de principe 4.3 permet d'illustrer ces propos. Les figures (a.) et (b.) montrent que deux jeux de paramètres différents permettent de s'approcher de l'anisotropie de contrainte d'un comportement anisotrope en traction uniaxiale. Dans les deux cas, \underline{M} est pris identique :

$$(\sigma_L^v / \sigma_T^v)_{(a.)} = (\sigma_L^v / \sigma_T^v)_{(b.)} \quad (4.35)$$

En revanche, dans le cas (a.) la contrainte visqueuse est imposée plus faible que dans le cas

(b.) au moyen de paramètres visqueux différents :

$$\sigma_{(a.)}^v > \sigma_{(b.)}^v \quad (4.36)$$

À l'inverse, l'amplitude de la composante cinématique est imposée plus importante pour (b.) que pour (a.) afin d'atteindre dans les deux cas la même contrainte totale. Pour ajuster l'anisotropie de contrainte totale en fin d'érouissage, l'anisotropie appliquée à la contrainte cinématique par le biais des matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} est plus sévère dans le cas (a.) que dans le cas (b.) :

$$[\mathbb{N}]_{(a.)} \neq [\mathbb{N}]_{(b.)} \quad (4.37)$$

$$[\mathbb{Q}]_{(a.)} \neq [\mathbb{Q}]_{(b.)} \quad (4.38)$$

$$(X_L/X_T)_{(a.)} > (X_L/X_T)_{(b.)} \quad (4.39)$$

Par conséquent, l'anisotropie de déformation viscoplastique initiale gouvernée par \mathbb{M} , identique dans les deux configurations, évoluera différemment au cours de l'érouissage que l'on soit dans le cas (a.) ou (b.). Parallèlement l'anisotropie de contrainte totale est équivalente :

$$(\sigma_L/\sigma_T)_{(a.)} \approx (\sigma_L/\sigma_T)_{(b.)} \quad (4.40)$$

En contrepartie, et pour un jeu de paramètres défini, comme l'amplitude de la contrainte cinématique est peu dépendante de la vitesse, l'anisotropie de déformation pourra évoluer avec la vitesse de déformation, ce qui va à l'encontre des observations expérimentales (cf. chapitre 3). Pour illustration, sur les figures 4.4 (a.) et (b.), sont représentées les contraintes déviatoriques visqueuse $\sigma'_{11} - X'_{11}$ et cinématique X'_{11} issues de la simulation d'un essai de traction à 1 s^{-1} (V0) et d'un essai de traction à 10^{-4} s^{-1} (V4). Les paramètres du modèle sont identiques pour les deux vitesses. La composante visqueuse $\sigma'^v_{11} = \sigma'_{11} - X'_{11}$ (selon le repère de l'essai de traction) du déviateur des contraintes visqueuses est dépendante de la vitesse puisque cette dernière est plus importante à V0 qu'à V4. En revanche la composante interne déviatorique X'_{11} est quasiment identique à V0 et V4 (figure 4.4 (b.)), ce qui prouve que la contrainte interne simulée est peu sensible au temps dans cette gamme de vitesse. Par ailleurs, sur la figure 4.4 (c.), le rapport des déformations viscoplastiques $\epsilon_{22}^p/\epsilon_{11}^p$ est tracé en fonction de la déformation viscoplastique pour les deux simulations. Ce rapport est identique à l'initiation de la viscoplasticité, puis diffère d'une vitesse à l'autre au cours de la déformation viscoplastique. Cette différence montre que l'anisotropie de déformation est sensible à la vitesse de déformation.

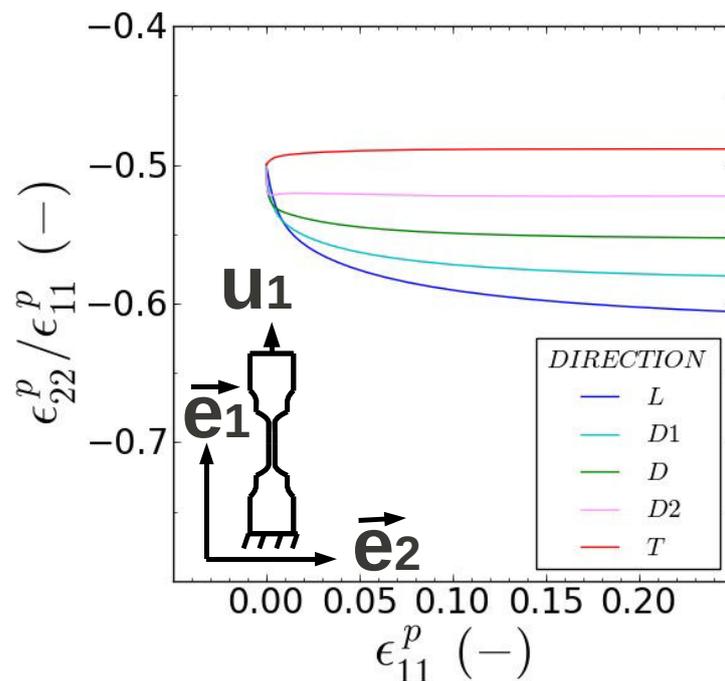


FIGURE 4.2: Simulation d'un essai de traction dans différentes directions de sollicitation à T0 et V0 selon le modèle de l'étude avec M imposée isotrope et N et Q anisotropes : évolution du rapport des déformations plastiques $\epsilon_{22}^p / \epsilon_{11}^p$ (selon le repère de l'essai) au cours de la déformation plastique

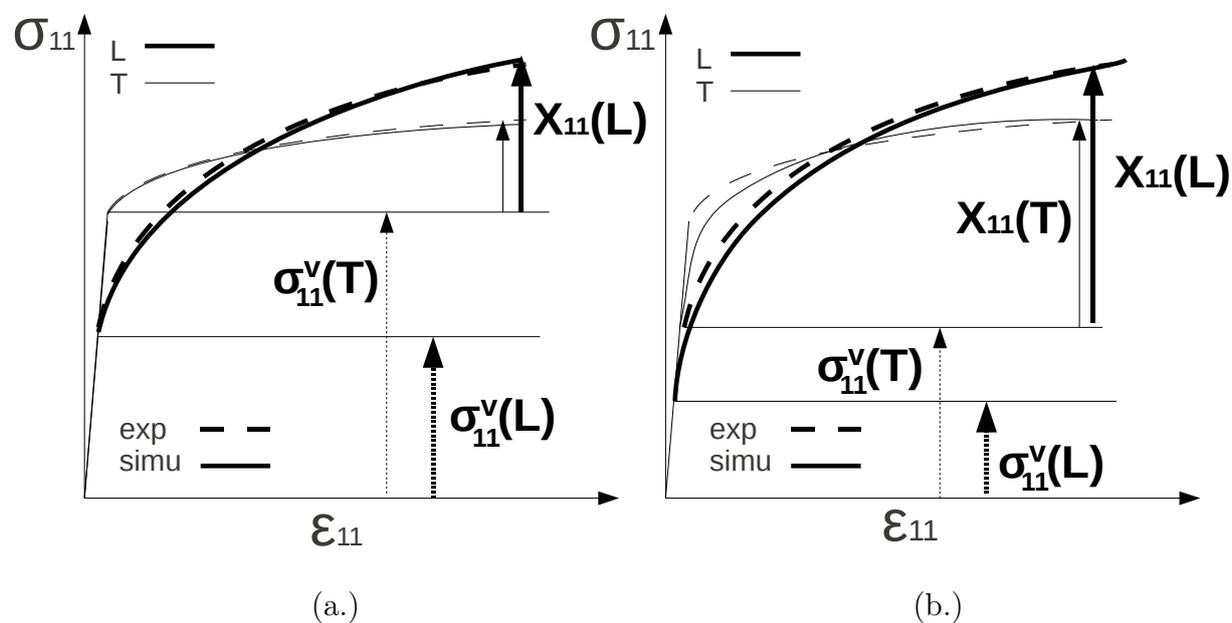


FIGURE 4.3: Schéma de principe : deux jeux de paramètres différents (a.) et (b.) permettant de s'approcher du même comportement anisotrope en traction uniaxiale

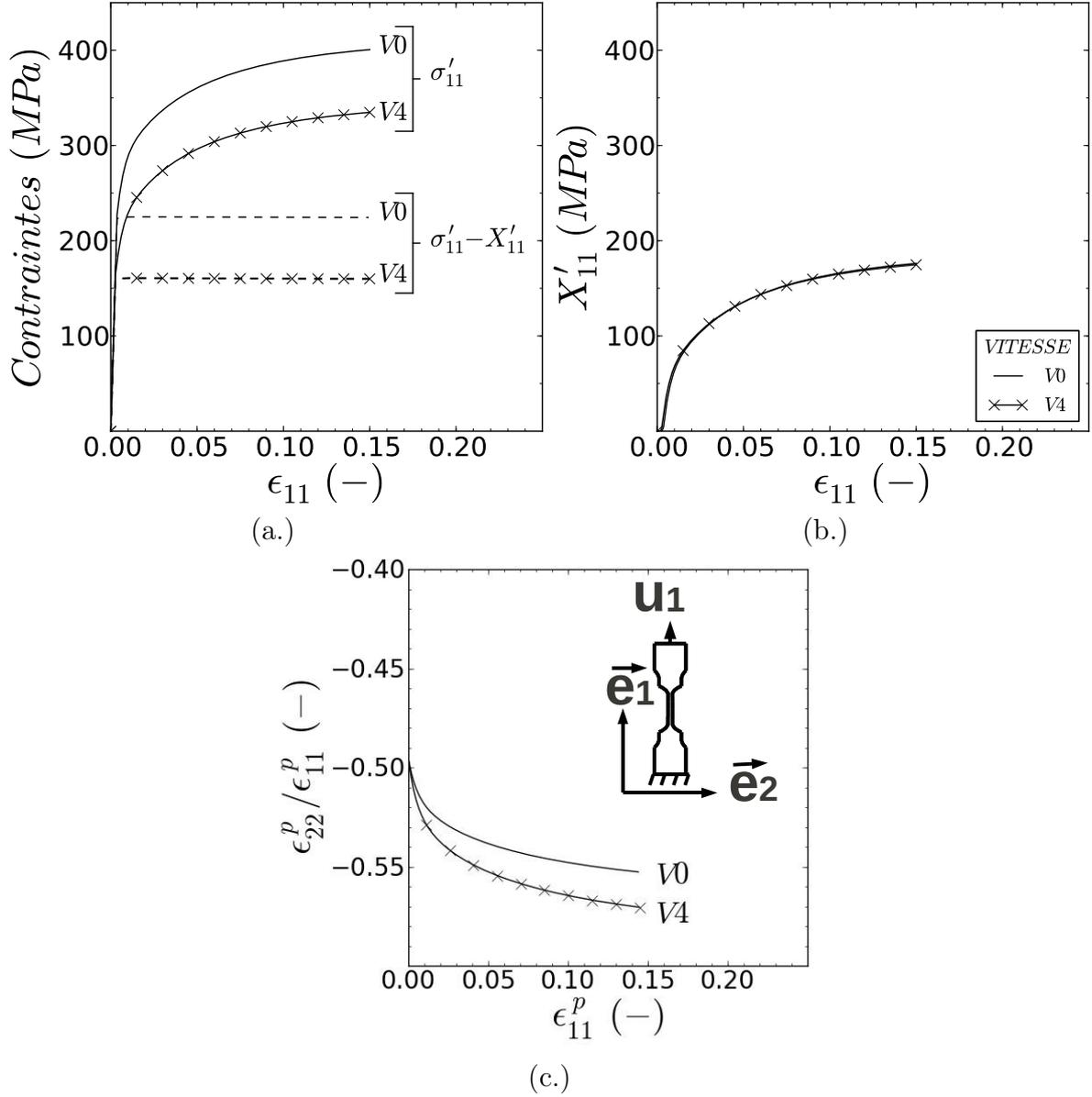


FIGURE 4.4: Influence de la vitesse de sollicitation sur (a.) la contrainte visqueuse, (b.) la contrainte interne et (c.) le rapport des déformations Lk^p (c.) en sollicitation de traction dans la direction L ; les grandeurs sont exprimées dans le repère de l'essai de traction

4.2.3 Version isotrope du modèle

Pour obtenir le modèle dans sa configuration isotrope les coefficients des tenseurs \mathbb{M} , \mathbb{N} et \mathbb{Q} doivent être définis tels que :

$$M_{11} = M_{22} = M_{33} = \frac{2}{3}, M_{12} = M_{13} = M_{23} = -\frac{1}{3}, M_{44} = M_{55} = M_{66} = 1 ;$$

$$N_{11} = N_{22} = N_{33} = \frac{2}{3}, N_{12} = N_{13} = N_{23} = -\frac{1}{3}, N_{44} = N_{55} = N_{66} = 1 ;$$

$$Q_{11} = Q_{22} = Q_{33} = \frac{2}{3}, Q_{12} = Q_{13} = Q_{23} = -\frac{1}{3}, Q_{44} = Q_{55} = Q_{66} = 1.$$

4.2.4 Synthèse

En conclusion, ce modèle réunit toutes les fonctionnalités citées au chapitre 3 à l'exception de la dépendance de la contrainte visqueuse à la déformation plastique. Le critère de choix le plus important, qui consiste à disposer de degrés de liberté suffisants pour calibrer l'anisotropie, semble respecté. Maintenant que le modèle est défini et que l'utilité de ses composants a été exposée, l'identification peut être engagée. Afin de reproduire tous les chargements et à toutes les conditions disponibles dans la base de données expérimentale de l'étude, une méthodologie d'identification a été mise en place et est décrite dans la suite du document.

4.3 Méthodologie d'identification

Dans le modèle de l'étude, les paramètres peuvent être catalogués en deux familles.

- Les paramètres dits "isotropes", ne jouant pas sur l'anisotropie du matériau. Dans cette catégorie on distingue :
 - Les paramètres d'élasticité : E , ν ;
 - Les paramètres dits "visqueux" liés à la loi d'écoulement : $\dot{\epsilon}_0$, K et m ;
 - Les paramètres dits "d'écrouissage" liés à l'écrouissage du matériau : p , p_1 , p_2 et y .
- Les paramètres dits "anisotropes", jouant sur l'anisotropie du matériau. Il s'agit des coefficients de M , N et Q .

4.3.1 Présentation générique de la méthodologie d'identification

Le schéma de la méthodologie d'identification mise en œuvre à 20°C (T0) est présenté sur la figure 4.5 et est succinctement commenté dans la suite.

Priorités de l'identification

Plusieurs priorités en lien avec les objectifs de l'étude sont définies en amont de l'identification. Lorsque la minimisation d'une grandeur $G1$, entre la simulation et l'expérience, est favorisée au détriment de la minimisation d'une grandeur $G2$, on parle de priorité de $G1$ sur $G2$.

- Les objectifs à long terme de l'étude visent à améliorer la prévision de la rupture des gaines dans le cadre d'un RIA. Aussi, le comportement en fin d'écrouissage homogène est prioritaire sur le début de chargement.

- Le chargement de cisaillement est moins pertinent que le chargement de traction vis à vis de la sollicitation des gaines au cours d'un RIA. Aussi, les essais de traction sont prioritaires sur les essais de cisaillement.
- Lors d'un RIA, les vitesses de déformation circonférentielle sont de l'ordre de 1 à 5 s^{-1} . Aussi, plus la vitesse de déformation de l'essai est importante (dans la gamme exploitée lors de cette étude), plus ce dernier sera prioritaire. Les essais les plus rapides effectués à 1 s^{-1} (V0) seront les essais à priorité maximale.
- Pour les essais de traction, plusieurs grandeurs sont recalées : la contrainte et la déformation ϵ_{22} (selon le repère de l'essai). La contrainte est arbitrairement définie prioritaire sur la déformation.
- Il n'y a pas de priorités définies sur la température.

Identification des paramètres d'élasticité

Les mesures des paramètres d'élasticité sur la base expérimentale décrite chapitre 3 ne sont pas assez précises. Aussi, le module de Young E et le coefficient de Poisson ν seront fixés à partir de mesures dynamiques tirées de la littérature (Northwood et al., 1977b).

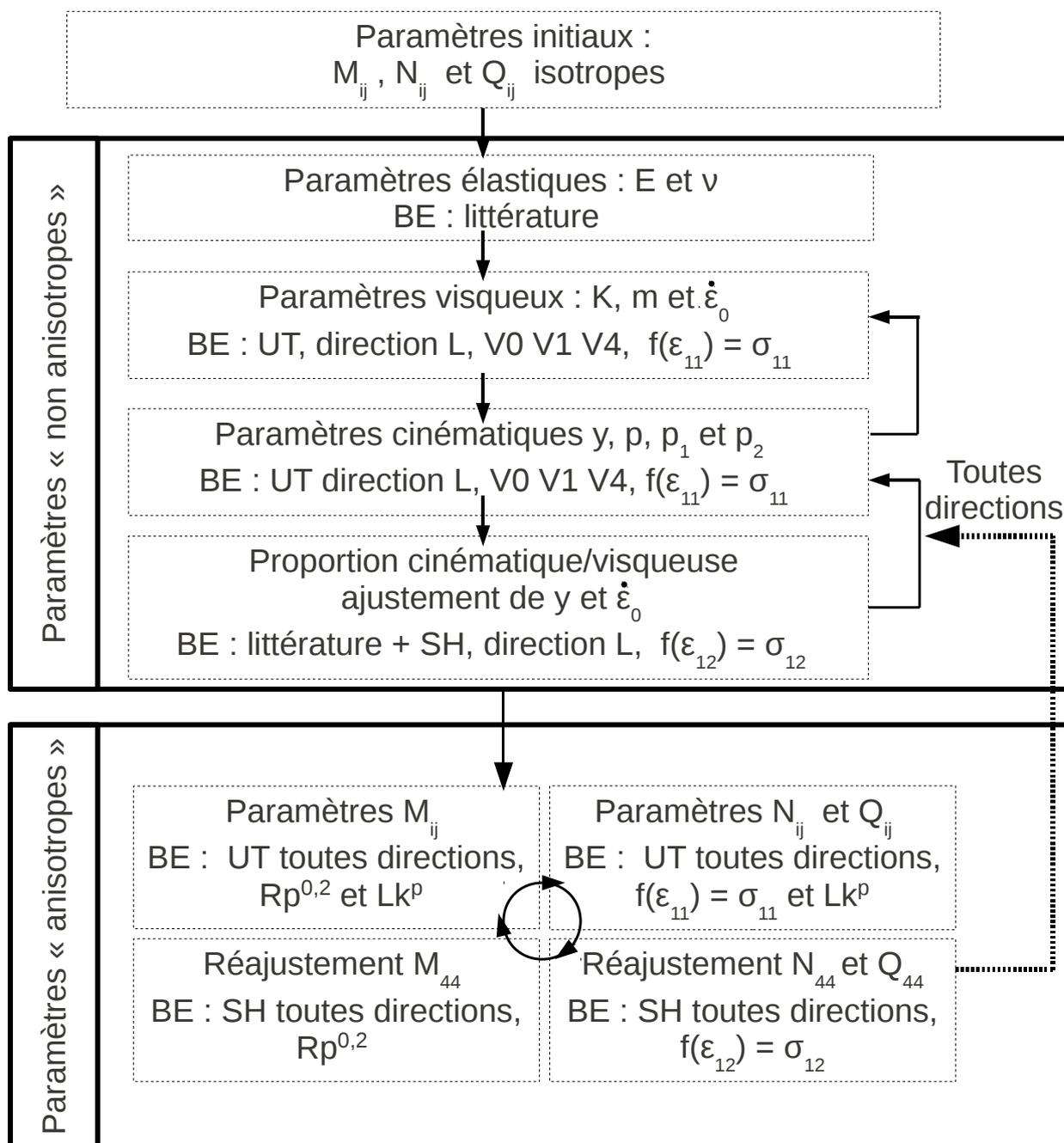
Identification des paramètres n'ayant pas d'influence sur l'anisotropie

Dans un premier temps, seuls les essais effectués selon L sont exploités. Les essais de traction réalisés aux différentes vitesses permettent d'identifier les paramètres visqueux K , m et $\dot{\epsilon}_0$ et les paramètres cinématiques p , p_1 , p_2 et y . La seconde étape consiste à ajuster les paramètres $\dot{\epsilon}_0$, y , p , p_1 , p_2 à partir des essais de cisaillement cyclique. Ces types de chargement permettent plus particulièrement d'ajuster la répartition entre contrainte visqueuse et contrainte cinématique (identification conjointe de $\dot{\epsilon}_0$ et y). L'identification fine des paramètres est réalisée par un aller-retour récursif entre les deux types de chargement considérés. Le but étant d'obtenir un bon compromis entre la simulation des essais de traction et celle des essais de cisaillement.

Identification des paramètres ayant une influence sur l'anisotropie

À partir de cette étape, tous les essais sont intégrés à l'identification quelle que soit la direction sollicitée. Dans un premier temps, les coefficients de la matrice \mathbb{M} sont identifiés à partir des contraintes d'entrée en plasticité et des coefficients Lk^p exprimés dans le repère de l'essai de traction. L'évolution de l'anisotropie de contrainte et de déformation au cours de l'érouissage sert ensuite à calibrer les coefficients relatifs à \mathbb{N} et \mathbb{Q} . Tous les paramètres anisotropes sont alors recalés à partir des essais de cisaillement cyclique tout en conservant une simulation acceptable des essais de traction. Enfin, comme pour l'identification des paramètres isotropes, ces deux étapes sont successivement réitérées jusqu'à minimiser l'écart entre la simulation et la mesure.

Récursivité du processus global



BE = base expérimentale UT = traction SH = cisaillement

FIGURE 4.5: Schéma de principe de la méthodologie d'identification

Selon une vision plus globale de l'identification, les différentes étapes décrites ci-dessus s'enchaînent et sont réitérées plusieurs fois jusqu'à obtention d'un comportement simulé suffisamment proche de la mesure. Par proche, on entend que les critères de comparaison entre simulation et expérience définis plus loin dans le chapitre sont respectés. Il s'agit là d'une méthode analogue à un processus itératif de dichotomie.

Évolution des paramètres avec la température

Comme les essais de cisaillement cyclique n'ont pas été réalisés à 250°C (T1), il faut s'inspirer du jeu de paramètres identifié à T0. Par ailleurs, les études de la littérature (Geyer, 1999; Lee et al., 2001; Graff, 2006) permettent d'accéder aux évolutions des propriétés mécaniques du matériau en fonction de la température. En corrélant les paramètres du modèle à ces évolutions, il est possible de contraindre l'identification. Tout en tenant compte de ces contraintes, les paramètres sont recalés à partir des essais de traction à T1. En revanche, comme annoncé dans le chapitre 3, les paramètres anisotropes ne doivent pas évoluer avec la température. Ainsi, seul un ajustement global est opéré à la fois à T0 et à T1 à partir de la base complète.

Dans la suite, les étapes les plus importantes de l'identification sont détaillées. Avant de poursuivre, la simulation de l'essai de traction (identification finale) dans la direction L à T0 et V0 est présentée sur la figure 4.6. Cette figure décrit l'évolution des contraintes déviatoriques composant le modèle au cours de la déformation. La viscoplasticité ($\sigma'' = \sigma' - X'$) précoce imposée par la loi d'écoulement sans seuil de plasticité augmente rapidement dans la phase élasto-visqueuse, puis demeure quasiment constante une fois que la déformation plastique devient significative (cf. figure 4.6). Aussi, par la suite, la contrainte visqueuse simulée sera considérée constante à partir de 0,2% de déformation viscoplastique. Il est également important de noter que d'ores et déjà, le $Rp^{0,2}$ expérimental est supérieur au $Rp^{0,2}$ simulé. Cette remarque est déterminante pour comprendre la méthode de calibration du modèle.

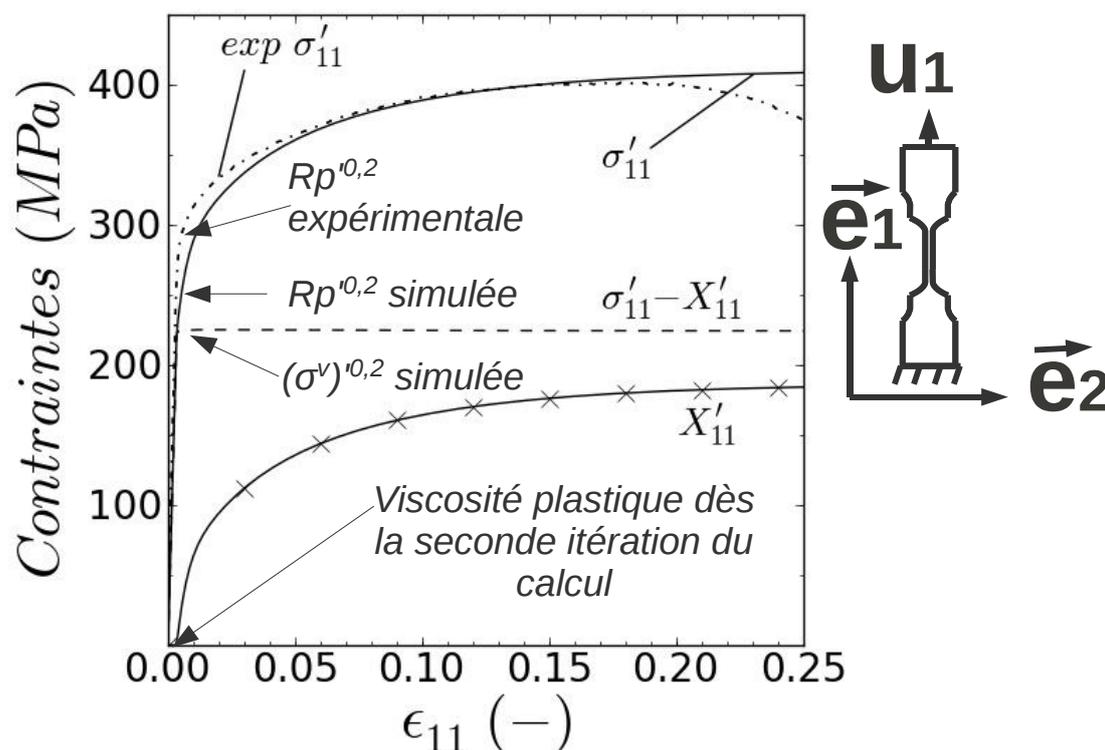


FIGURE 4.6: Simulation de l'essai de traction à T0 et V0 selon L, à partir du jeu de paramètres identifié par la méthodologie de l'étude : introduction de certaines notions nécessaires à la compréhension de la suite du chapitre

4.3.2 Paramètres d'élasticité

Les paramètres d'élasticité sont déterminés à partir des données de la littérature.

4.3.2.1 Module de Young E

Différentes mesures de module de Young tirées de la littérature (Synthèse de (Northwood et al., 1977b) et (MacDonald et Thompson, 1976)) pour du Zircaloy-2 (Mehan, 1958; Veeder, 1961; Whitmarsh, 1961; Spasic et al., 1996; Northwood et al., 1977b), du Zircaloy-4 (Doan, 2009) et des alliages à base niobium (Dashkowskiy et Satviskiy, 1962; Rayfield, 1966; Northwood et al., 1977b) sont reportées sur la figure 4.7. Selon l'étude, la mesure est réalisée soit par la technique de propagation d'ondes ultrasoniques (méthode dynamique "dyn"), soit par calcul de la pente élastique sur les courbes contrainte/déformation résultant d'essais mécaniques (méthode statique "stat"). Quelque soit l'alliage et la direction, le module de Young diminue linéairement avec la température. La formulation de cette décroissance est proposée par différents auteurs toujours selon la forme d'une fonction affine. Les différentes propositions ne sont guère différentes. Pour cette étude, les paramètres identifiés par Northwood sont sélectionnés. La méthode de mesure dynamique est privilégiée car cette

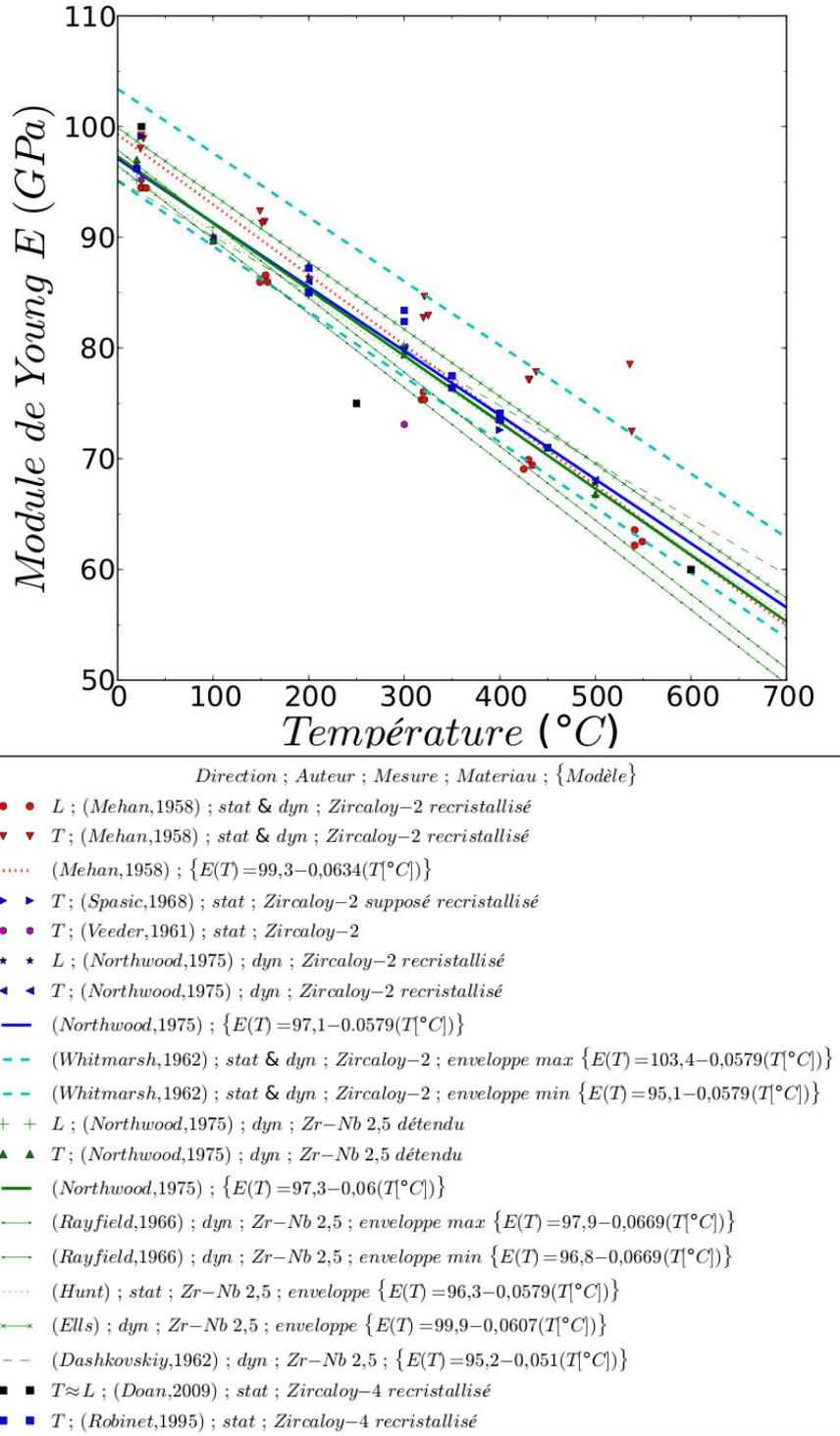


FIGURE 4.7: Évolution du module de Young avec la température pour différents alliages de zirconium présentant une texture représentative du gainage combustible (l'axe $\langle c \rangle$ est orienté entre 20° et 50° de la direction normale à la tôle ou avec la direction circonférentielle du tube). Le module de Young est déterminé suivant les auteurs par mesure statique et/ou par mesure dynamique.

dernière permet de mesurer le module de Young réel, là où la méthode statique mesure le module de Young apparent.

4.3.2.2 Coefficient de Poisson ν

L'élasticité est également caractérisée par le coefficient de Poisson ν correspondant au ratio des déformations élastiques entre la direction transverse et la direction de sollicitation d'une éprouvette sollicitée en traction. Pour les alliages métalliques, le coefficient de Poisson est souvent de 0,3. Sur la figure 4.8, qui présente l'évolution de ce coefficient en fonction de la température mesurée par différents auteurs et pour différents matériaux (Scott, 1965; Rayfield, 1966; Northwood et al., 1977b; Robinet, 1995), la valeur du coefficient de Poisson à température ambiante est de l'ordre de 0,36. La dispersion des mesures met en évidence la difficulté à bien prédire la valeur de ce coefficient notamment par les méthodes statiques.

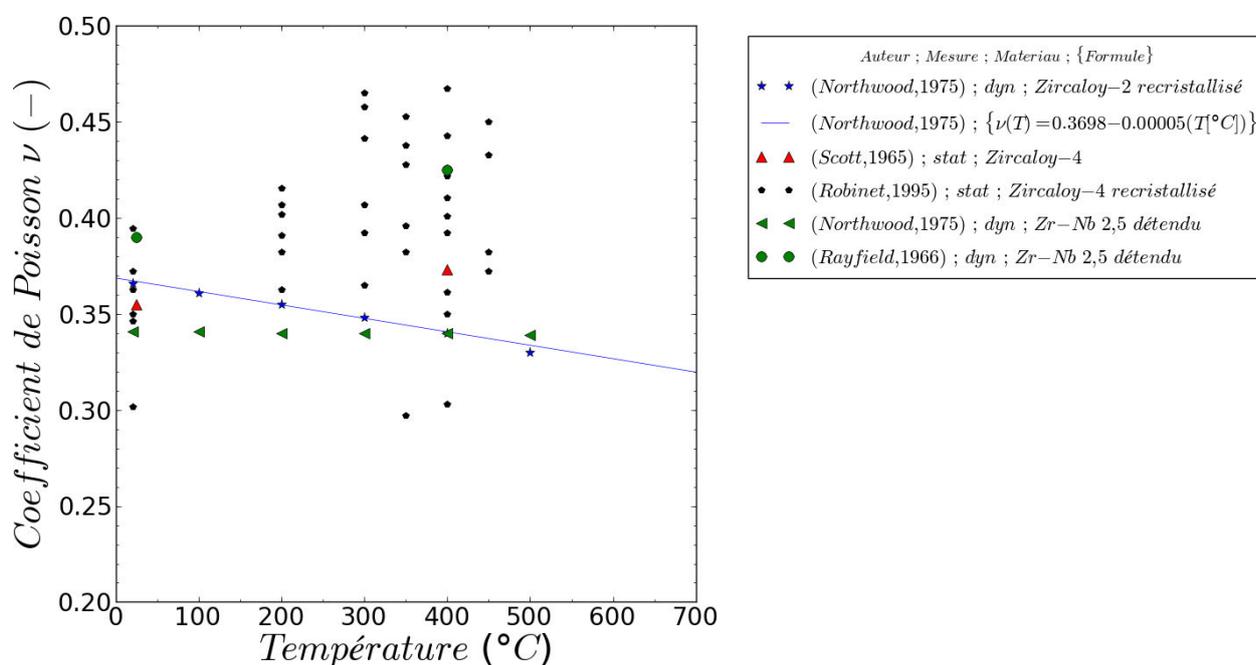


FIGURE 4.8: Évolution du coefficient de Poisson en fonction de la température pour différents alliages de zirconium avec une texture représentative de matériau de gainage combustible (l'axe $\langle c \rangle$ est orienté entre 20° et 40° avec la direction normale à la tôle ou avec la direction circonférentielle du tube).

4.3.2.3 Synthèse

- Le coefficient de Poisson sera pris égal à 0,36 quelle que soit la température :

$$\boxed{\nu(T) = 0,36} \quad (4.41)$$

- Le module de Young exprimé en MPa évoluera avec la température exprimée en °C selon l'équation tirée de l'étude de Northwood :

$$\boxed{E(T) = 97,1 - 0,0579(T[^\circ C])} \quad (4.42)$$

4.3.3 Paramètres décrivant la viscosité

Dans un premier temps, les paramètres isotropes sont identifiés. Durant toute cette phase, les matrices d'anisotropie sont tenues isotropes. Rappelons que seuls les essais réalisés dans la direction L sont utilisés. La direction L constitue la direction de référence. Celle-ci a été sélectionnée car elle correspond à l'une des directions de symétrie du matériau. Néanmoins toute autre direction aurait pu être utilisée comme référence.

4.3.3.1 Paramètres visqueux initiaux

Dans la gamme de vitesse de sollicitation étudiée, la dépendance de la contrainte d'écoulement à la vitesse de sollicitation est quasiment linéaire (cf. chapitre 3). La non-linéarité observée par (Robinet, 1995) présentée sur la figure 4.9 est visible dans la gamme de vitesse de déformation comprise entre $10^{-7}s^{-1}$ ($\ln(10^{-7}) \approx -16$) et $10^{-5}s^{-1}$ ($\ln(10^{-5}) \approx -11$). En dehors de cette gamme de vitesses, l'évolution est quasiment linéaire. Comme les vitesses inférieures à $10^{-5}s^{-1}$ sont éloignées des spécifications du RIA et que la base expérimentale de l'étude ne comprend pas d'essais pour ces conditions, la non-linéarité disponible via la loi d'écoulement en sinus hyperbolique rappelée ci-dessous n'est pas exploitée.

$$\dot{\lambda} = \dot{\epsilon}_0 \left(\sinh \left(\frac{\overline{\sigma} - \overline{X}}{K} \right) \right)^m \quad (4.43)$$

Cependant, si dans le futur des essais sont réalisés dans ces gammes de vitesses de sollicitation, les paramètres visqueux pourraient être ré-identifiés indépendamment des autres paramètres.

Le paramètre K est fixé à une valeur de 100 MPa pour la gamme de vitesses de déformation étudiée. Une fois K fixé, il ne reste plus qu'à identifier $\dot{\epsilon}_0$ et m pour finaliser la calibration de la loi d'écoulement. Afin de disposer de paramètres $\dot{\epsilon}_0$ et m initiaux justifiés pour contraindre l'identification, les fonctions $f(\ln(\sinh(\sigma^v/K))) = \ln(\dot{\epsilon})$ sont assimilées à des droites affines. \ln correspond au logarithme népérien.

$$\ln(\dot{\epsilon}) = \ln(\dot{\epsilon}_0) + m \cdot \ln \left(\sinh \left(\frac{\sigma^v}{K} \right) \right) \quad (4.44)$$

- $\dot{\epsilon}_0$ est obtenue à partir de l'ordonnée à l'origine $f(0) = \ln(\dot{\epsilon}_0)$

$$\dot{\epsilon}_0 = \exp^{f(0)} \quad (4.45)$$

Dans ce contexte, $\dot{\epsilon}_0$ permet d'ajuster le niveau de la contrainte visqueuse d'entrée en plasticité.

- m correspond à la pente des droites. Dans ce contexte, m permet d'ajuster la sensibilité de la contrainte à la vitesse de déformation plastique.

Pour les essais de traction de l'étude, la contrainte visqueuse σ^v n'a pas été mesurée. Cependant, (Geyer, 1999) ayant montré que la contrainte interne cinématique X est indépendante de la vitesse de déformation, il est raisonnable de supposer que la contrainte totale σ présente une sensibilité à la vitesse de déformation proche de celle de σ^v . Considérant ces hypothèses, le paramètre m correspondra directement à la pente des fonctions $f(\ln(\sinh(\sigma/100))) = \ln(\dot{\epsilon})$. En revanche, le paramètre $\dot{\epsilon}_0$, calculé en fonction de l'ordonnée à l'origine de ces mêmes courbes, sera sous-estimé puisque la contrainte totale est supérieure à la contrainte visqueuse. Pour minimiser cette sous-estimation, il est préférable de tracer le niveau de contrainte mesuré en début de plasticité (e.g à 0,2 % de déformation plastique) lorsque la contrainte interne est encore faible (peu de durcissement du à la contrainte interne cinématique).

Les courbes $f(\ln(\sinh(Rp^{0,2}/100))) = \ln(\dot{\epsilon})$ sont tracées sur la figure 4.10 pour toutes les conditions de chargement. Il en résulte :

- à T0 :
 - $K = 100$ MPa (valeur fixe);
 - $m = 9$ (valeur initiale);
 - $\dot{\epsilon}_0 = 2,7 \cdot 10^{-15} s^{-1}$ (borne supérieure);
- à T1 :
 - $K = 100$ MPa (valeur fixe);
 - $m = 8$ (valeur initiale);
 - $\dot{\epsilon}_0 = 1,1 \cdot 10^{-6} s^{-1}$ (borne supérieure).

4.3.3.2 Ajustement de m et $\dot{\epsilon}_0$

m et $\dot{\epsilon}_0$ sont ensuite ajustés à partir des comparaisons entre essais et simulations. Si, pour l'identification de m , seuls les essais de traction ont été utilisés, pour le paramètre $\dot{\epsilon}_0$, l'entrée en plasticité des différents cycles des essais de cisaillement est déterminante. En effet, $\dot{\epsilon}_0$ définit la part de la contrainte visqueuse par opposition à la part de la contrainte cinématique calibrée par le paramètre y . Aussi, le couple de paramètres $(\dot{\epsilon}_0, y)$ est conjointement identifié à la fois à partir des essais de cisaillement et à partir des essais de traction. Cette étape d'identification est plus amplement détaillée dans la section §4.3.6. Les paramètres visqueux issus de l'identification complète sont :

- à T0 :

$$\boxed{K = 100 \text{ MPa}; m = 9,5; \dot{\epsilon}_0 = 8 \cdot 10^{-12} s^{-1}} \quad (4.46)$$

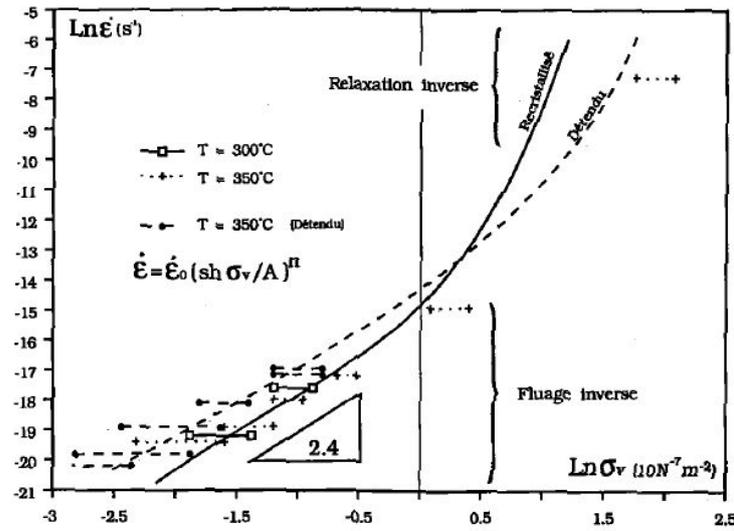


FIGURE 4.9: Évaluation de la courbe maîtresse $\ln(\dot{\epsilon}_{\theta\theta}) = f(\ln\sigma^v)$ pour des tubes de Zircaloy-4 recristallisé et détendu (Robinet, 1995)

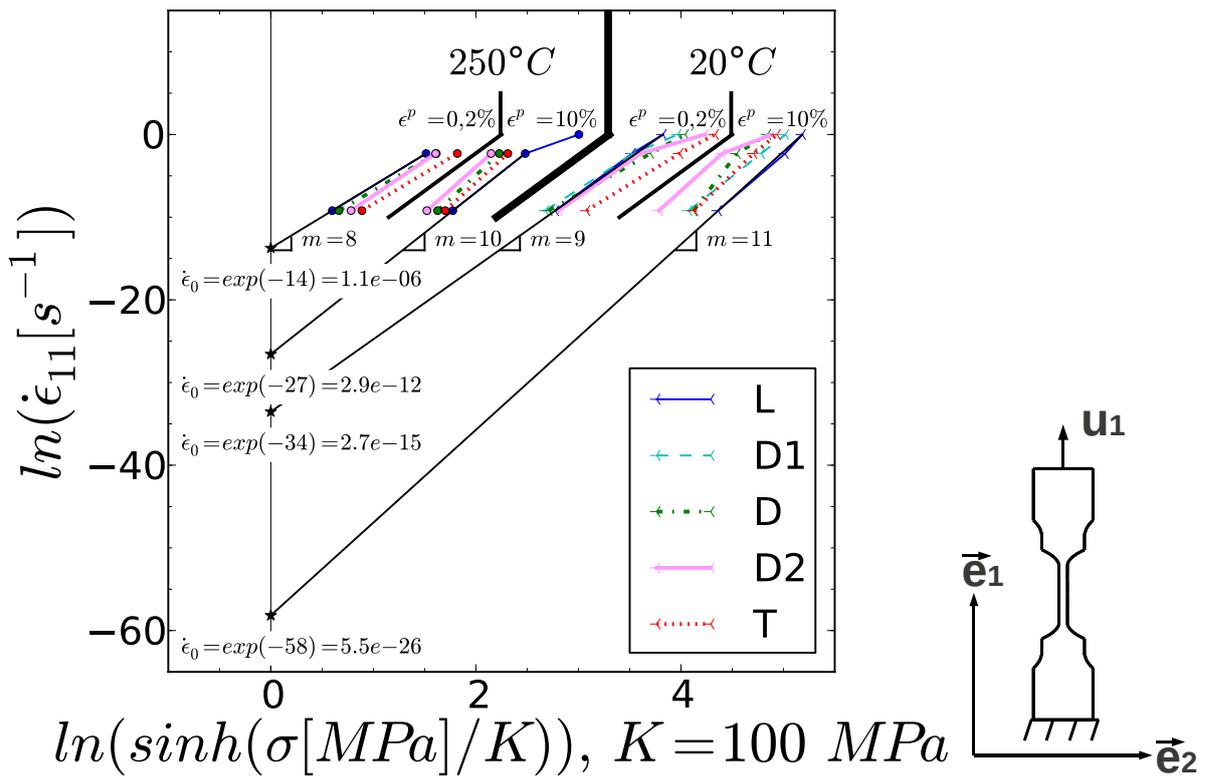


FIGURE 4.10: Paramètres de viscosité identifiés à partir des essais de traction à 20°C et 250°C

- à T1 :

$$K = 100 \text{ MPa}; m = 13,5; \dot{\epsilon}_0 = 1.10^{-6} \text{ s}^{-1} \quad (4.47)$$

Comme prévu, le paramètre $\dot{\epsilon}_0$ final à T0 est augmenté par rapport à sa valeur initiale d'entrée de l'identification. En revanche, à T1, $\dot{\epsilon}_0$ est équivalent à sa valeur initiale.

4.3.4 Paramètres d'écroissage

À l'instar de ce qui est fait pour l'identification des paramètres visqueux, pour calibrer les paramètres d'écroissage isotropes y , p , p_1 et p_2 , les matrices d'anisotropie sont imposées dans leur configuration isotrope.

4.3.4.1 Identification de la valeur initiale du paramètre y

C'est la valeur de contrainte asymptotique obtenue pour une déformation importante qui permet dans un premier temps de calibrer y . Pour une sollicitation uniaxiée, cet écroissage asymptotique tend vers $3y$, si tous les p_i sont non nuls. Les contraintes internes ont été mesurées par Geyer (Geyer, 1999) pour un essai de traction selon la direction axiale d'un tube en Zircaloy-4 recristallisé. À 20°C, cet auteur mesure une contrainte interne de l'ordre de 300 MPa à 6% de déformation plastique. Ainsi, à T0, la valeur initiale de y est définie telle que :

$$y(T0) = 300/3 = 100 \text{ MPa (paramètre initial)}.$$

À 350°C, Geyer mesure une contrainte interne de l'ordre de 100 MPa à 7% de déformation plastique. Comme les mesures ne sont pas accessibles à T1, la valeur initiale de $y(T1)$ est obtenue à partir des contraintes mesurées à 20°C et 350°C. Par simplification, l'évolution de y avec la température est considérée linéaire. Il en résulte :

$$\begin{aligned} y(T1) &= 65 \text{ MPa} \quad (\text{paramètre initial}); \\ y_{sup}(T1) &= 100 \text{ MPa} \quad (\text{borne supérieure}); \\ y_{inf}(T1) &= 30 \text{ MPa} \quad (\text{borne inférieure}). \end{aligned}$$

Rappelons que la méthode de Dickson utilisée par Geyer pour mesurer la contrainte interne donne des résultats approximatifs. Ces valeurs servent uniquement de point de départ à l'identification.

4.3.4.2 Identification de p , p_1 et p_2

Une fois y défini, les coefficients p , p_1 et p_2 sont recalés afin de simuler les différents régimes d'écroissage. La figure 4.11 permet d'illustrer l'influence des facteurs p sur la contrainte cinématique dans le cadre d'un chargement de traction.

- Plus les p seront importants, plus la déformation pour laquelle l'écroissage asymptotique est atteint est faible et inversement.
- Pour imposer différents régimes, p , p_1 et p_2 doivent se distinguer les uns des autres selon :

$$p > p_1 > p_2 \tag{4.48}$$

Plus les écarts entre paramètres sont importants, plus les trois différents régimes sont marqués.

L'identification est réalisée à partir de l'érouissage des essais de traction et des essais de cisaillement cycliques. Si la hiérarchie définie par l'équation 4.48 est respectée, le paramètre p gouverne le taux d'érouissage en début de plasticité. Ce paramètre est le premier à être identifié et doit permettre de reproduire à la fois l'érouissage de traction et l'érouissage de cisaillement pour les faibles déformations plastiques. C'est ensuite les paramètres p_1 puis p_2 qui sont calibrés à partir de l'érouissage observé à plus forte déformation.

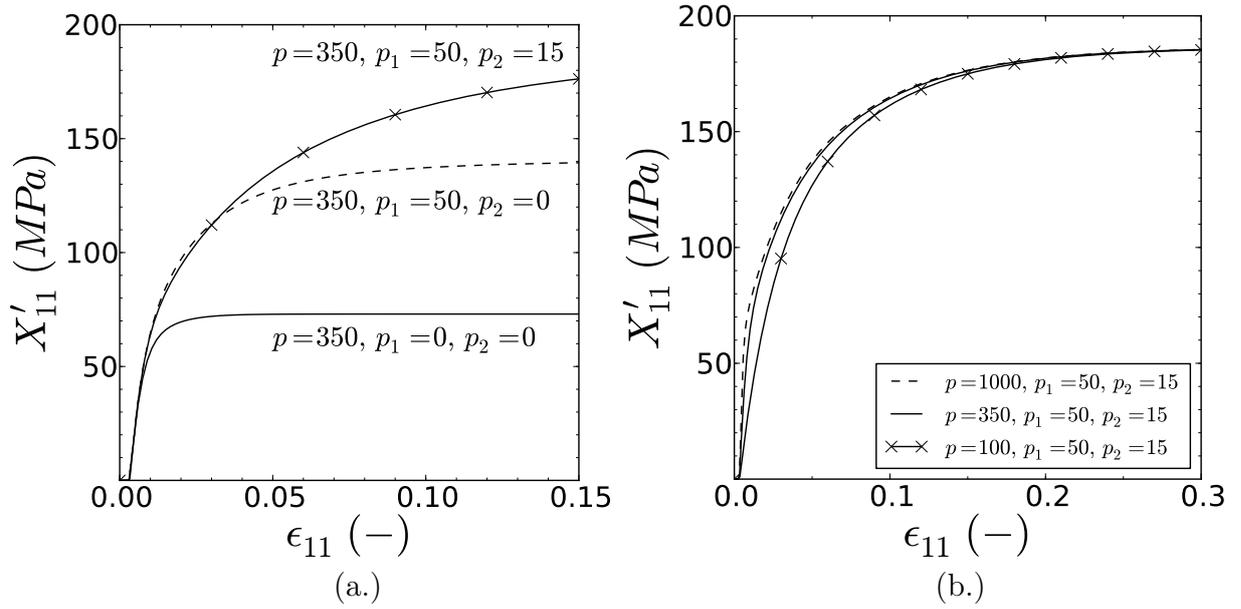


FIGURE 4.11: Influence des paramètres p , p_1 et p_2 sur le comportement simulé d'un essai de traction selon L à T0 et V0

Si Geyer montre que la forme générale de l'érouissage cinématique n'évolue pas avec la température, des études ont montré que l'allongement réparti évolue avec la température et est plus important à T1 qu'à T0 (Lee et al., 2001; Graff, 2006). L'évolution des caractéristiques mécaniques avec la température sera plus amplement abordée dans le chapitre suivant. Néanmoins, il est raisonnable d'en déduire que la valeur asymptotique d'érouissage cinématique fixée par y est atteinte à un plus haut niveau de déformation à T1 qu'à T0. Le modèle implique que plus la valeur des paramètres p_i est importante, plus la valeur asymptotique est atteinte à faible déformation plastique. Aussi, l'identification est contrainte selon :

$$\begin{aligned} p(T0) &> p(T1); \\ p_1(T0) &> p_1(T1); \\ p_2(T0) &> p_2(T1). \end{aligned}$$

En considérant ces limitations, les paramètres p_i à T1 sont identifiés pour reproduire au mieux les essais de traction associés.

4.3.5 Ajustement en regard de y et $\dot{\epsilon}_0$

Les paramètres y et $\dot{\epsilon}_0$ sont ajustés conjointement à partir des essais de traction et des essais de cisaillement cyclique. Lorsque y augmente, la proportion de contrainte cinématique augmente et lorsque $\dot{\epsilon}_0$ augmente la proportion de contrainte visqueuse diminue (cf. figure 4.12 (a.) et (b.)). Ce couple de paramètres gouverne la répartition entre contrainte visqueuse et contrainte interne comme illustré sur la figure 4.12 (c.). Dans le cas d'un bon ajustement, la transition élastique/plastique lors du changement de sens de sollicitation des essais de cisaillement cyclique est bien simulée. Parallèlement, le comportement doit être également vérifié pour les essais de traction. Cependant, dans le cas des essais de l'étude, il n'est pas possible de satisfaire (en terme de critère de comparaison entre simulation et mesure) à la fois la simulation des essais de cisaillement et de traction. Une calibration idéale de la proportion entre contrainte cinématique et contrainte interne pour les essais de cisaillement cyclique (augmentation de la part de la contrainte interne vis à vis de la part de la contrainte visqueuse) mène à une sous-estimation du $Rp^{0,2}$ des essais de traction (e.g ajustement 2 sur la figure 4.12 (c.)) Aussi, la stratégie d'identification adoptée consiste à tendre au maximum vers la répartition adaptée au cisaillement tout en conservant une simulation acceptable de l'entrée en plasticité des essais de traction.

Les paramètres optimisés de l'identification complète sont :

- à T0 :
 - $y(T0) = 95,5$ MPa;
 - $\dot{\epsilon}_0(T0) = 8.10^{-12} s^{-1}$;
- à T1 :
 - $y(T1) = 67,5$ MPa;
 - $\dot{\epsilon}_0(T1) = 1.10^{-6} s^{-1}$.

Les résultats du paramètre $\dot{\epsilon}_0$ ont déjà été commentés. Les paramètres y sont proches des paramètres initiaux.

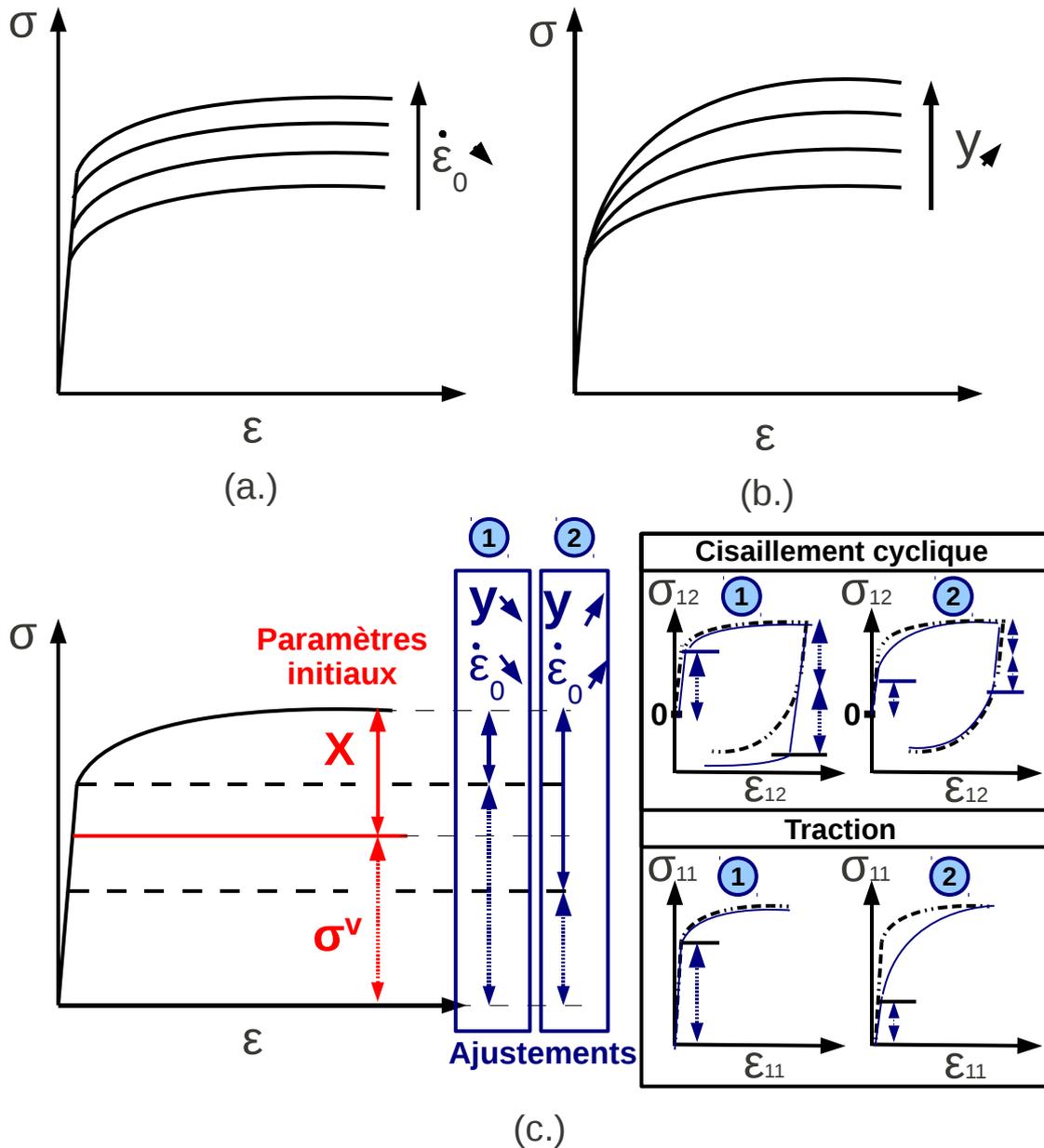


FIGURE 4.12: (a.) Influence de $\dot{\epsilon}_0$ sur un comportement en sollicitation uniaxié (b.) influence de γ sur le comportement uniaxié (c.) répartition entre contrainte visqueuse et cinématique et influence des deux paramètres γ et $\dot{\epsilon}_0$ sur cette répartition

4.3.6 Paramètres anisotropes

Une fois les paramètres isotropes identifiés à partir des essais réalisés dans la direction L prise comme référence, les coefficients des matrices d'anisotropie peuvent être calibrés à partir des essais dans toutes les directions sollicitées.

4.3.6.1 Identification de \mathbb{M}

\mathbb{M} est la première matrice identifiée puisque celle-ci gouverne l'anisotropie de l'entrée en plasticité.

Identification analytique des paramètres initiaux de \mathbb{M} à partir des Lk^p

Les différents coefficients Lk^p obtenus pour les essais de traction dans plusieurs directions (3 directions pour définir tous les coefficients d'intérêts) permettent d'obtenir analytiquement les coefficients de \mathbb{M} nécessaires pour l'étude.

L'expression du coefficient $Lk^p(\varphi)$ en fonction des coefficients de la matrice \mathbb{M} et de l'angle de prélèvement φ des éprouvettes de traction est la suivante :

$$Lk^p(\varphi) = \frac{M_{22} \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + M_{33} \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + M_{23} \cos^4 \varphi + M_{23} \sin^4 \varphi - 2M_{44} \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi}{2M_{23} \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + M_{33} \cos^4 \varphi + M_{22} \sin^4 \varphi + 2M_{44} \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi} \quad (4.49)$$

Pour la direction L, $\varphi = 0^\circ$,

$$Lk^p(0) = Lk_L^p = \frac{M_{23}}{M_{33}} \quad (4.50)$$

Pour la direction T, $\varphi = 90^\circ$,

$$Lk^p(90) = Lk_T^p = \frac{M_{23}}{M_{22}} \quad (4.51)$$

Pour la direction D, $\varphi = 45^\circ$,

$$Lk^p(45) = Lk_D^p = \frac{M_{22} + M_{33} + 2M_{23} + 2M_{44}}{M_{22} + M_{33} + 2M_{23} - 2M_{44}} \quad (4.52)$$

Les valeurs de Lk_L^p , Lk_D^p et Lk_T^p mesurées à 0,2% de déformation plastique, valent respectivement -0,6 ; -0,7 et -0,85 pour la condition T0 V0. Rappelons que ces coefficients sont entachés d'une importante incertitude de mesure, d'autant plus exacerbée en début de plasticité. Il s'agit donc de valeurs initiales repères pour l'identification. Par ailleurs, la direction L de référence impose la valeur du coefficient M_{33} . Ce dernier est arbitrairement fixé à sa valeur isotrope de 2/3 pour laquelle l'identification des paramètres isotropes a été réalisée. À partir de ces données et des équations régies par l'hypothèse d'incompressibilité plastique, le système d'équation suivant est obtenu :

$$\left\{ \begin{array}{l} M_{33} = 2/3 \\ Lk_L^p = -0,6 = \frac{M_{23}}{M_{33}} \\ Lk_T^p = -0,85 = \frac{M_{23}}{M_{22}} \\ Lk_D^p = -0,75 = \frac{M_{22} + M_{33} + 2M_{23} + 1/2M_{44}}{M_{22} + M_{33} + 2M_{23} - 1/2M_{44}} \\ M_{11} + M_{12} + M_{13} = 0 \\ M_{21} + M_{22} + M_{23} = 0 \\ M_{33} + M_{13} + M_{23} = 0 \end{array} \right. \quad (4.53)$$

La résolution de ce système permet de calculer directement les coefficients M_{11} , M_{22} , M_{12} , M_{13} , M_{23} et M_{44} :

$$\begin{cases} M_{11} = 0,337 \\ M_{22} = 0,471 \\ M_{33} = 0,666 \\ M_{12} = -0,071 \\ M_{23} = -0,400 \\ M_{13} = -0,266 \\ M_{44} = 1,176 \end{cases} \quad (4.54)$$

Les coefficients M_{66} et M_{55} décrivant l'effet des composantes de cisaillement selon respectivement TN et LN de la tôle ne sont pas identifiables à partir des essais exploités durant ces travaux. Néanmoins, M_{66} et M_{55} sont fixés à leur valeur isotrope de 1 afin d'éviter tout artéfact de calcul. Les résultats de cette identification analytique confrontés aux mesures sont présentés sur la figure 4.13 (a.) et permettent de valider cette étape de la méthode d'identification.

À partir des coefficients identifiés de \mathbb{M} , la contrainte d'entrée en plasticité est exprimée en fonction de φ telle que :

$$\sigma(\varphi) = \bar{\sigma} \sqrt{\frac{2}{3 \left(M_{22} (\sin^2 \varphi)^2 + M_{33} (\cos^2 \varphi)^2 + 2M_{44} (\cos \varphi \sin \varphi)^2 + M_{23} (\sin \varphi \cos \varphi) \right)^2}} \quad (4.55)$$

Cette expression témoigne de la dépendance entre l'anisotropie de contrainte et l'anisotropie de déformation viscoplastique des essais de traction.

Pour la direction L, $\varphi = 0$,

$$\sigma(0) = \sigma^L = \sigma_0 = \bar{\sigma} \sqrt{\frac{2}{3M_{33}}} \quad (4.56)$$

Pour la direction T, $\varphi = 90$,

$$\sigma(90) = \sigma^T = \bar{\sigma} \sqrt{\frac{2}{3M_{22}}} \quad (4.57)$$

Pour la direction D, $\varphi = 45$,

$$\sigma(45) = \sigma^D = \bar{\sigma} \sqrt{\frac{2}{3/4M_{22} + 3/4M_{33} + 3/2M_{44} + 3/4M_{23}}} \quad (4.58)$$

La contrainte $\sigma(\varphi)$ est tracée sur la figure 4.13 (b.) en fonction de l'angle de prélèvement des éprouvettes. Ces résultats sont obtenus en appliquant l'équation 4.59 avec la contrainte

$\bar{\sigma}$ imposée égale à 1. Cela revient à représenter l'anisotropie relative définie par $\sigma(\varphi)/\sigma_0$. σ_0 correspond à la contrainte calculée dans la direction L. Rappelons que la direction L est la direction de référence associée au coefficient M_{33} fixé à sa valeur isotrope de 2/3.

$$\sigma(\varphi)/\sigma_0 = \sqrt{\frac{2}{3 \left(M_{22} (\sin^2 \varphi)^2 + M_{33} (\cos^2 \varphi)^2 + 2M_{44} (\cos \varphi \sin \varphi)^2 + M_{23} (\sin \varphi \cos \varphi) \right)^2}} \quad (4.59)$$

Ces valeurs sont en bon accord avec les rapports $Rp_{(D1,D1,D2,T)}^{0,2}/Rp_0^{0,2}$ ($Rp_0^{0,2} = Rp_L^{0,2}$) mesurés pour les différents essais de traction.

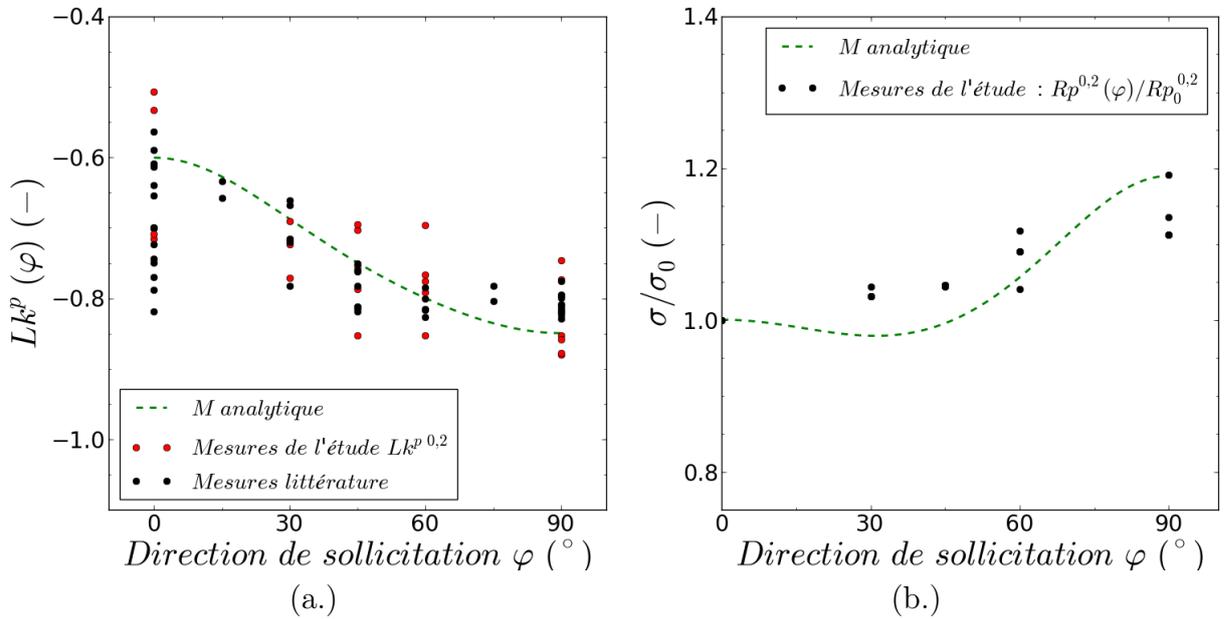


FIGURE 4.13: Anisotropie d'entrée en plasticité pour un chargement de traction imposée par l'identification analytique de \mathbb{M} (a.) anisotropie de déformation viscoplastique imposée par la matrice \mathbb{M} et comparée aux résultats expérimentaux de l'étude toutes conditions confondues ainsi qu'aux résultats tirés de la littérature (Allais et al., 1995; Dexet, 2006; Xu et al., 2008; Mahmood et al., 1989; Robinet, 1995; Doan, 2009; Grange, 1998; Lebensohn et Tomé, 1993; Murty et al., 1994); (b.) anisotropie de contrainte relative imposée par la matrice \mathbb{M} et comparée aux résultats expérimentaux de l'étude toutes conditions confondues

Ajustement de \mathbb{M} à partir de la contrainte d'entrée en plasticité

Les paramètres initiaux identifiés à partir des rapports de déformations plastiques Lk^p des essais de traction nécessitent des réajustements pour plusieurs raisons.

- Le coefficient M_{44} qui joue sur la contrainte d'entrée en plasticité des essais de traction dans les directions intermédiaires joue également sur la contrainte d'entrée en plasticité du cisaillement. Pour des éprouvettes prélevées dans les directions L et T,

$$\sigma_{12}^L = \sigma_{12}^T = \sqrt{\frac{2}{1/3M_{44}}} \quad (4.60)$$

Lors de cette phase de l'identification, M_{44} doit être réajusté pour bien reproduire à la fois l'entrée en plasticité des différents cycles des essais de cisaillement et l'entrée en plasticité des essais de traction dans les directions intermédiaires.

- Les coefficients semblent reproduire l'anisotropie relative décrite par les $Rp^{0,2}$ mesurés dans les différentes directions de sollicitation. Cependant, comme les contraintes $Rp^{0,2}$ expérimentales sont plus importantes que la contrainte visqueuse simulée à 0,2 % de déformation plastique (cf. figure 4.6), il faut réévaluer les paramètres.

Les résultats relevant de l'identification finalisée de \mathbb{M} sont proposés sur les figures 4.14 (a.) et (b.). L'anisotropie relative simulée (\mathbb{M} finale) s'éloigne du cas expérimental en comparaison du résultat obtenu avec les valeurs initiales (\mathbb{M} analytique) comme illustré sur la figure (b.). La sévérité de l'anisotropie entre L et T est consciemment surestimée. Cet artifice est utilisé pour contrer l'inversion d'anisotropie qui sera opérée par la contrainte cinématique (pour coller à l'inversion d'anisotropie de contrainte observée expérimentalement et décrite chapitre 3) et qui jouera légèrement sur l'anisotropie de la contrainte $Rp^{0,2}$:

$$X_L > X_T \text{ imposée par } \mathbb{N} \quad (4.61)$$

En revanche, comme la matrice \mathbb{M} ne permet pas de gérer indifféremment l'anisotropie de contrainte et de déformation, les résultats obtenus pour les rapports de déformations plastiques Lk^p s'éloignent de la mesure (cf. figure 4.15). La minimisation de l'anisotropie de contrainte entre la mesure et la simulation est favorisée par rapport à la minimisation des coefficients Lk^p qui pourront être réajustés par les matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} gouvernant l'anisotropie d'écaillage.

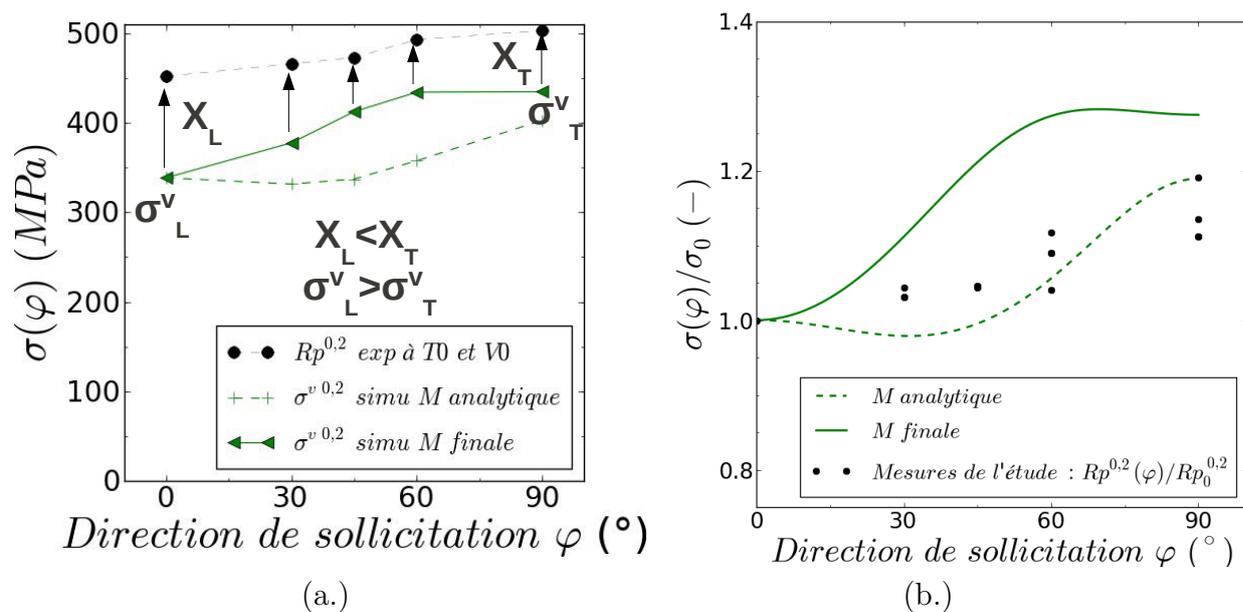


FIGURE 4.14: Comparaison de l'influence des matrices M , obtenues analytiquement et après identification complète, sur (a.) l'anisotropie de contrainte d'entrée en plasticité (b.) l'anisotropie relative de contrainte d'entrée en plasticité est comparée aux résultats des essais de traction exploités à $T0$ et $V0$

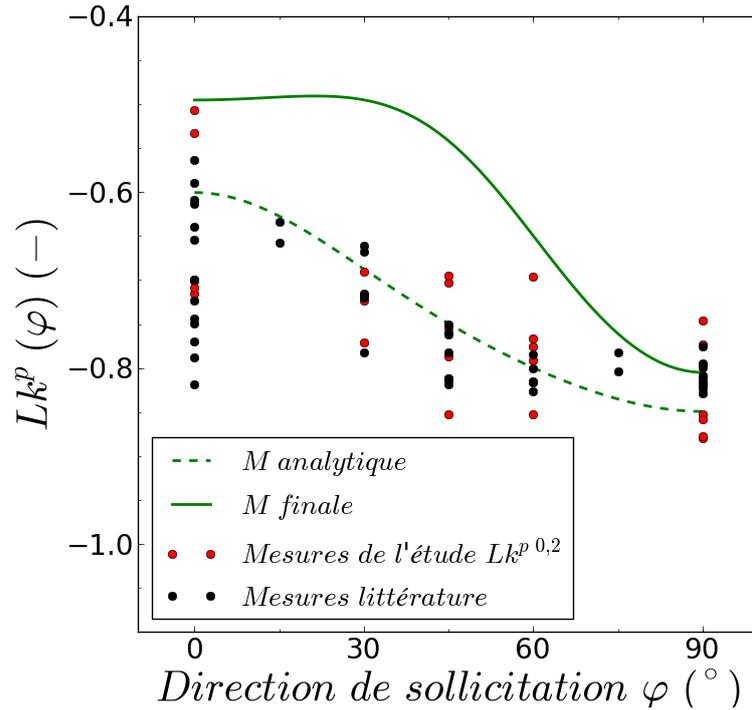


FIGURE 4.15: Comparaison de l'influence des différentes matrices \mathbb{M} , obtenues analytiquement et après identification complète, sur l'anisotropie de déformation viscoplastique à 0,2 % de déformation plastique : la simulation est comparée aux mesures de l'étude toutes conditions confondues ainsi qu'aux mesures tirées d'études de la littérature (Allais et al., 1995; Dexet, 2006; Xu et al., 2008; Mahmood et al., 1989; Robinet, 1995; Doan, 2009; Grange, 1998; Lebensohn et Tomé, 1993; Murty et al., 1994)

4.3.6.2 Identification des matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q}

Identification des paramètres initiaux de \mathbb{N} à partir de l'anisotropie de contrainte d'écoulement

C'est la matrice \mathbb{N} régissant le terme de Prager de l'écoulement cinématique qui est principalement responsable de l'anisotropie d'écoulement. Comme les coefficients de \mathbb{Q} ont un poids moins important sur l'anisotropie, ils sont initialement fixés isotropes.

En première approximation, les matrices \mathbb{M} et \mathbb{Q} sont supposées non influentes sur l'anisotropie de la contrainte interne. À l'instar de la méthode utilisée pour les coefficients de la matrice \mathbb{M} , l'anisotropie d'écoulement en contrainte est exprimée en fonction des coefficients de \mathbb{N} .

$$X(\varphi) = \bar{X} + \left(\bar{X} - \bar{X} \sqrt{\frac{2}{3 \left(N_{22} (\sin^2 \varphi)^2 + N_{33} (\cos^2 \varphi)^2 + 2N_{44} (\cos \varphi \sin \varphi)^2 + N_{23} (\sin \varphi \cos \varphi) \right)^2}} \right) \quad (4.62)$$

La relation exprimant l'anisotropie relative d'érouissage $X(\boldsymbol{\varphi})/X_0$ en fonction de $\boldsymbol{\varphi}$ est déduite, avec $\bar{X} = 1$:

$$X(\boldsymbol{\varphi})/X_0 = 2. - \sqrt{\frac{2}{3 \left(N_{22} (\sin^2 \boldsymbol{\varphi})^2 + N_{33} (\cos^2 \boldsymbol{\varphi})^2 + 2N_{44} (\cos \boldsymbol{\varphi} \sin \boldsymbol{\varphi})^2 + N_{23} (\sin \boldsymbol{\varphi} \cos \boldsymbol{\varphi}) \right)^2}} \quad (4.63)$$

Pour identifier les paramètres, les mesures $\Delta\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varphi})/\Delta\boldsymbol{\sigma}_0$ sont confrontées au calcul. Avec $\Delta\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varphi}) = Rp(\boldsymbol{\varphi})^{10} - Rp(\boldsymbol{\varphi})^{0,2}$ et $\Delta\boldsymbol{\sigma}_0 = \Delta\boldsymbol{\sigma}^L$. En toute rigueur, il est préférable de comparer les valeurs simulées avec :

$$\Delta\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varphi})/\Delta\boldsymbol{\sigma}_0 = (Rp(\boldsymbol{\varphi})^{10} - \boldsymbol{\sigma}^v(\boldsymbol{\varphi})_{simu}^{0,2})/\Delta\boldsymbol{\sigma}_0 \quad (4.64)$$

En effet, la contrainte $Rp^{0,2}$ expérimentale est plus élevée que la contrainte $Rp^{0,2}$ simulée du fait de l'utilisation d'un modèle sans seuil de plasticité. L'optimisation des paramètres de l'équation 4.63 pour recalibrer les mesures des essais à T0 et V0 avec prise en compte de la correction exprimée équation 4.64 conduit au jeu de paramètres suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} N_{11} = 0,406 \\ N_{22} = 0,300 \\ N_{33} = 0,666 \\ N_{12} = -0,28 \\ N_{23} = -0,386 \\ N_{13} = -0,020 \\ N_{44} = 1,900 \end{array} \right. \quad (4.65)$$

Le résultat de cette optimisation (N init) est proposé sur la figure 4.16 (a.) et est comparé aux mesures relatives aux essais de traction à T0 et V0 avec (points rouges) et sans (points noirs) prise en compte de la correction exprimée équation 4.64.

Ajustement des matrices N et Q

À partir des paramètres initiaux, définis préalablement, les coefficients doivent être ajustés pour différentes raisons.

- Les paramètres initiaux ont été calibrés sans considérer l'influence de M et Q sur l'anisotropie d'érouissage.
- Les paramètres initiaux ont été calibrés sans vérification des effets sur l'anisotropie de déformation. Il est nécessaire d'intégrer au recalage l'évolution des coefficients Lk^p au cours de l'érouissage.
- Les paramètres initiaux ont été calibrés sans vérification de leurs effets sur les contraintes d'entrée en plasticité des différents cycles des essais de cisaillement. À l'instar

de la matrice \mathbb{M} , les coefficients N_{44} et Q_{44} ont une influence simultanée sur la contrainte et les Lk^p des essais de traction dans les directions intermédiaires (D1, D et D2) et sur la contrainte des essais de cisaillement.

Ainsi les matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} sont ajustées à partir du cisaillement cyclique, des Lk^p et des essais de traction.

L'application de l'équation 4.63 avec les paramètres finaux de l'identification (\mathbb{N} finale) est confrontée à la configuration initiale (\mathbb{N} initiale) sur la figure 4.16 (a.). La forme en fonction

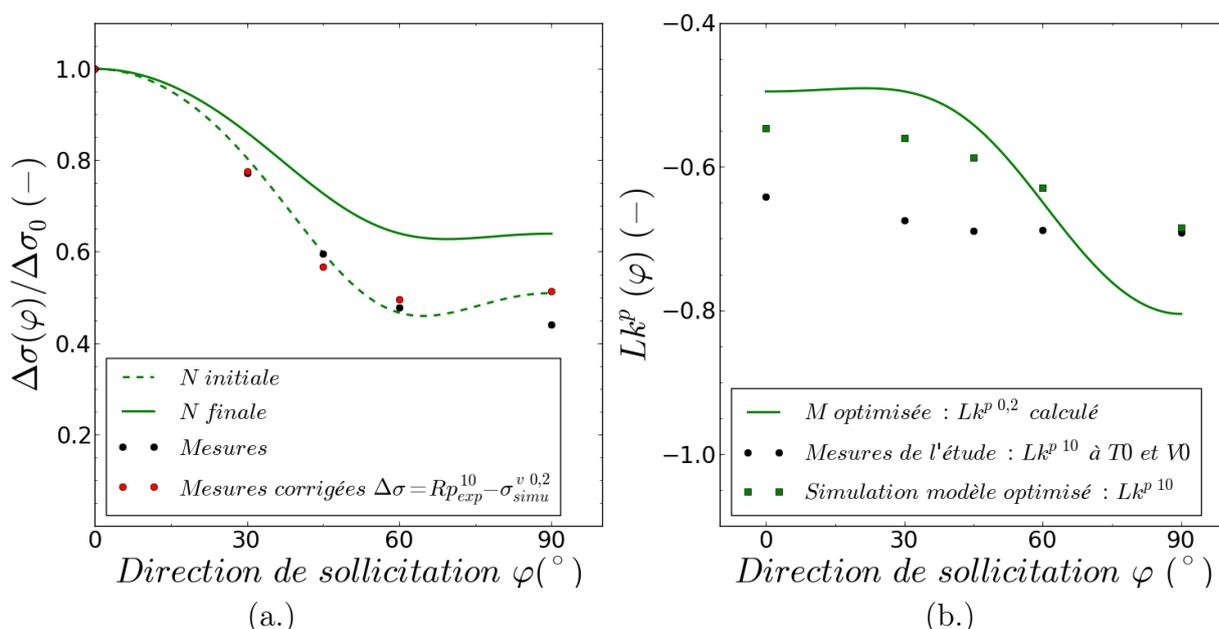


FIGURE 4.16: (a.) Anisotropie de contrainte d'érouissage relative imposée par la matrice \mathbb{N} , comparée aux mesures expérimentales à T0 et V0 définies avec (points rouges) et sans (points noirs) prise en compte de la correction des valeurs expérimentales par la contrainte visqueuse simulée prélevée à 0,2 % de déformation viscoplastique; (b.) Évolution de la valeur des coefficients Lk^p entre le début de la plasticité représenté en trait plein vert et calculé à partir de 4.49 et un état plus avancé de l'érouissage correspondant à 10% de déformation plastique obtenu à partir des résultats de simulation des essais de traction à T0 et V0 : comparaison de ces dernières valeurs avec les données expérimentales associées

de la direction de sollicitation est conservée, en revanche l'anisotropie est moins sévère. Cependant, sur cette figure, seul l'effet de \mathbb{N} sur l'anisotropie est représenté alors que les matrices \mathbb{M} et \mathbb{Q} ont également une influence.

Pour terminer, l'évolution de l'anisotropie de déformation plastique entre le début et la fin de l'érouissage, obtenue par le jeu de paramètres optimisé du modèle, est présentée sur

la figure 4.16 (b.) pour l'essai de traction à T0 et V0. L'anisotropie du coefficient Lk^p qui avait été jugée trop sévère à 0,2 % de déformation plastique (trait plein vert) devient moins sévère à 10 % de déformation plastique grâce à l'ajustement des matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} . Malgré ce réajustement, les valeurs des Lk^{p10} simulées restent éloignées des valeurs Lk^{p10} mesurées. En effet, des difficultés ont été rencontrées pour recaler à la fois l'anisotropie de contrainte et l'anisotropie de déformation. Aussi, le recalage de l'anisotropie de contrainte a été favorisé au détriment du recalage de l'anisotropie de déformation.

Pour comparer les effets combinés de toutes les matrices sur l'anisotropie de comportement, il est nécessaire de comparer directement les courbes contraintes/déformation simulées et mesurées sans distinctions des contraintes internes et visqueuses. Cette analyse est proposée dans la section Résultats du chapitre.

4.3.6.3 Synthèse de l'identification du modèle à T0 et T1

Les jeux de paramètres optimisés par la méthode d'identification précédemment décrite sont reportés dans la table 4.1 pour les deux températures T0 et T1.

Afin d'observer l'anisotropie imposée à la contrainte d'entrée en plasticité par la matrice \mathbb{M} identifiée, les essais de traction à T0 et V0 sont simulés en imposant \mathbb{N} et \mathbb{Q} isotrope (figure 4.17 (a.)). La hiérarchisation de la contrainte d'entrée en plasticité en fonction des directions sollicitées observée expérimentalement est bien respectée :

$$Rp_L^{0,2} < Rp_{D1}^{0,2} < Rp_D^{0,2} < Rp_{D2}^{0,2} < Rp_T^{0,2} \quad (4.66)$$

Par ailleurs, pour observer l'anisotropie de contrainte imposée à l'écroutissage par les matrices \mathbb{N} et \mathbb{Q} identifiées, les essais de traction à T0 et V0 sont simulés en imposant \mathbb{M} isotrope (figure 4.17 (a.)). La hiérarchisation de l'augmentation de contrainte au cours de l'écroutissage en fonction des directions sollicitées observée expérimentalement est bien respectée :

$$\Delta\sigma_L > \Delta\sigma_{D1} > \Delta\sigma_D > \Delta\sigma_{D2} > \Delta\sigma_T \quad (4.67)$$

Avec $\Delta\sigma = Rp^{10} - Rp^{0,2}$.

Le respect des hiérarchies donne une première indication sur le respect des objectifs d'identification liés à l'anisotropie. Cependant, dans cette section explicative, le cas de référence de traction à T0 et V0 a souvent été utilisé pour illustrer les explications. Des vérifications plus poussées sont nécessaires pour évaluer la méthodologie mise en place à toutes les conditions et tous les chargements exploités. Aussi, dans la suite, la qualité de l'identification est évaluée par comparaison des résultats issus de la simulation et des données expérimentales.

Température	T0	T1
Paramètres élastiques	$E = 95\,500$ MPa $\nu = 0,36$	$E = 82\,600$ MPa $\nu = 0,36$
Paramètres visqueux	$K = 100$ MPa $m = 9,5$ $\dot{\epsilon}_0 = 8,0 \cdot 10^{-12} \text{ s}^{-1}$	$K = 100$ MPa $m = 13,5$ $\dot{\epsilon}_0 = 1,0 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$
Paramètres cinématique	$p = 350,0$ $p_1 = 50,0$ $p_2 = 15,0$ $y = 95,5$ MPa	$p = 247,0$ $p_1 = 35,5$ $p_2 = 10,60$ $y = 67,0$ MPa
Paramètres de l'anisotropie		
$M =$	$\begin{pmatrix} M_{11}=0,416 & M_{12}=-0,080 & M_{13}=-0,336 & 0 & 0 & 0 \\ M_{12}=-0,080 & M_{22}=0,410 & M_{23}=-0,330 & 0 & 0 & 0 \\ M_{13}=-0,336 & M_{23}=-0,330 & M_{33}=0,666 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_{44}=0,700 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_{55}=1,000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_{66}=1,000 \end{pmatrix}$	
$N =$	$\begin{pmatrix} N_{11}=0,606 & N_{12}=-0,150 & N_{13}=-0,456 & 0 & 0 & 0 \\ N_{12}=-0,150 & N_{22}=0,360 & N_{23}=-0,210 & 0 & 0 & 0 \\ N_{13}=-0,456 & N_{23}=-0,210 & N_{33}=0,666 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_{44}=0,520 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & N_{55}=1,000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_{66}=1,000 \end{pmatrix}$	
$Q =$	$\begin{pmatrix} Q_{11}=0,616 & Q_{12}=-0,300 & Q_{13}=-0,316 & 0 & 0 & 0 \\ Q_{12}=-0,300 & Q_{22}=0,650 & Q_{23}=-0,350 & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13}=-0,316 & Q_{23}=-0,350 & Q_{33}=0,666 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44}=0,800 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55}=1,000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66}=1,000 \end{pmatrix}$	

TABLE 4.1: Synthèse des paramètres du modèle : direction 1 = N ; direction 2 = T ; direction 3 = L

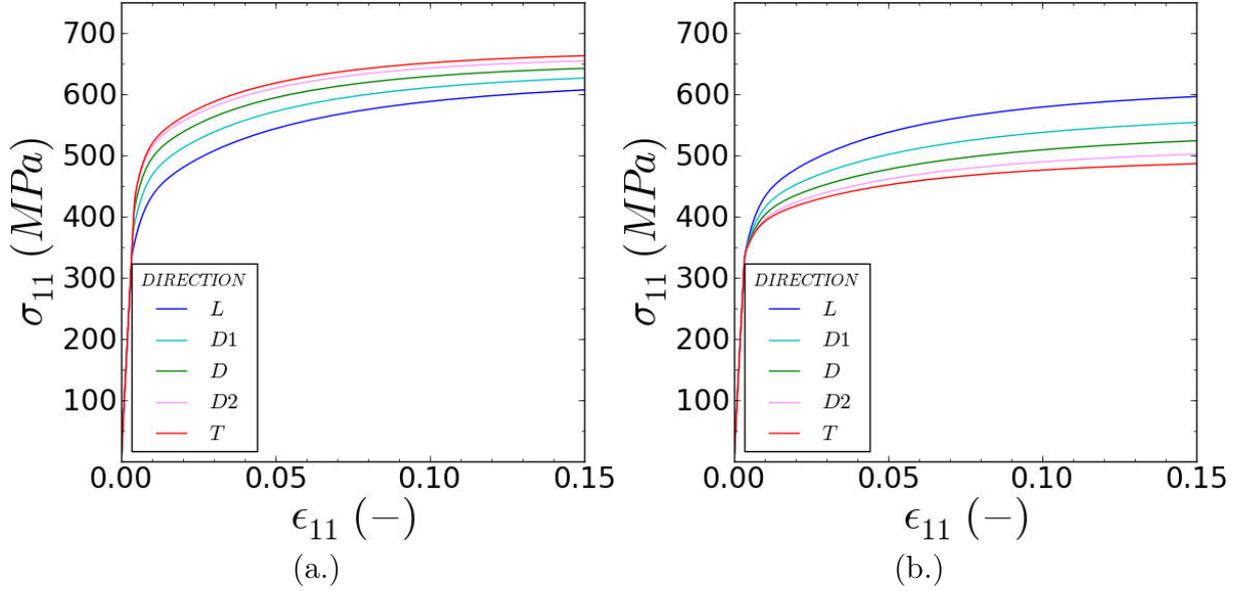


FIGURE 4.17: Présentation des résultats de simulation d'essais de traction dans les différentes directions de sollicitation à T0 et V0 (a) avec les matrices d'anisotropie \mathbb{N} et \mathbb{Q} imposées isotropes avec (b) la matrice d'anisotropie \mathbb{M} imposée isotrope

4.4 Résultats de l'identification

4.4.1 Critères d'évaluation

Afin d'évaluer la performance de l'identification, des comparateurs entre simulation et mesure globaux et locaux ont été établis.

4.4.1.1 Comparateurs globaux

Un premier comparateur basé sur la mesure de l'énergie de déformation w_1^* est établi pour l'évaluation globale de l'identification.

$$w_1^* = \int_0^{\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}}^{cum}} \underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}} : d\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}} \quad (4.68)$$

$\underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, $\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}}$ le tenseur des déformations de Green-Lagrange et $\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}}^{cum}$ le tenseur des déformations de Green-Lagrange cumulées. L'énergie de déformation w_1^* est géométriquement interprétée comme l'aire sous la courbe $f(\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}}) = \underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}$. La comparaison entre les données mesurées et simulées est quantifiée par la formule suivante :

$$W_1^* = \frac{|w_1^{*exp} - w_1^{*simu}|}{|w_1^{*exp}|} \quad (4.69)$$

Pour évaluer les énergies de déformation w_1^{*exp} et w_1^{*simu} , la méthode des trapèzes est utilisée

et illustrée sur la figure 4.18. Cette méthode permet d'approcher les aires sous la courbe. Les valeurs approchées mesurées sont notées w_1^{exp} et w_1^{simu} .

$$W_1 \approx W_1^* \quad (4.70)$$

$$W_1 = \frac{|w_1^{exp} - w_1^{simu}|}{|w_1^{exp}|} = \frac{|\sum_{i=1}^{NA} |Aire^i_{exp}| - \sum_0^i |Aire^i_{simu}|}{\sum_0^i |Aire^i_{exp}|} \quad (4.71)$$

NA est en entier correspondant au nombre total de trapèzes. Ce nombre est déterminé d'après la déformation cumulée maximale $(\underline{\underline{\epsilon}}^{cum})^{max}$ visée et le pas en déformation cumulée $\Delta\underline{\underline{\epsilon}}^{cum}$ établi pour le calcul d'un trapèze. Par exemple pour la traction :

$$NA = (\epsilon_{11}^{cum})^{max} / \Delta\epsilon_{11}^{cum} \quad (4.72)$$

L'aire d'un trapèze est définie par :

$$Aire^i = \Delta\underline{\underline{\epsilon}}^{cum} (\underline{\underline{\sigma}}^{i-1}) + \Delta\underline{\underline{\epsilon}}^{cum} (|\underline{\underline{\sigma}}^i - \underline{\underline{\sigma}}^{i-1}|) / 2. \quad (4.73)$$

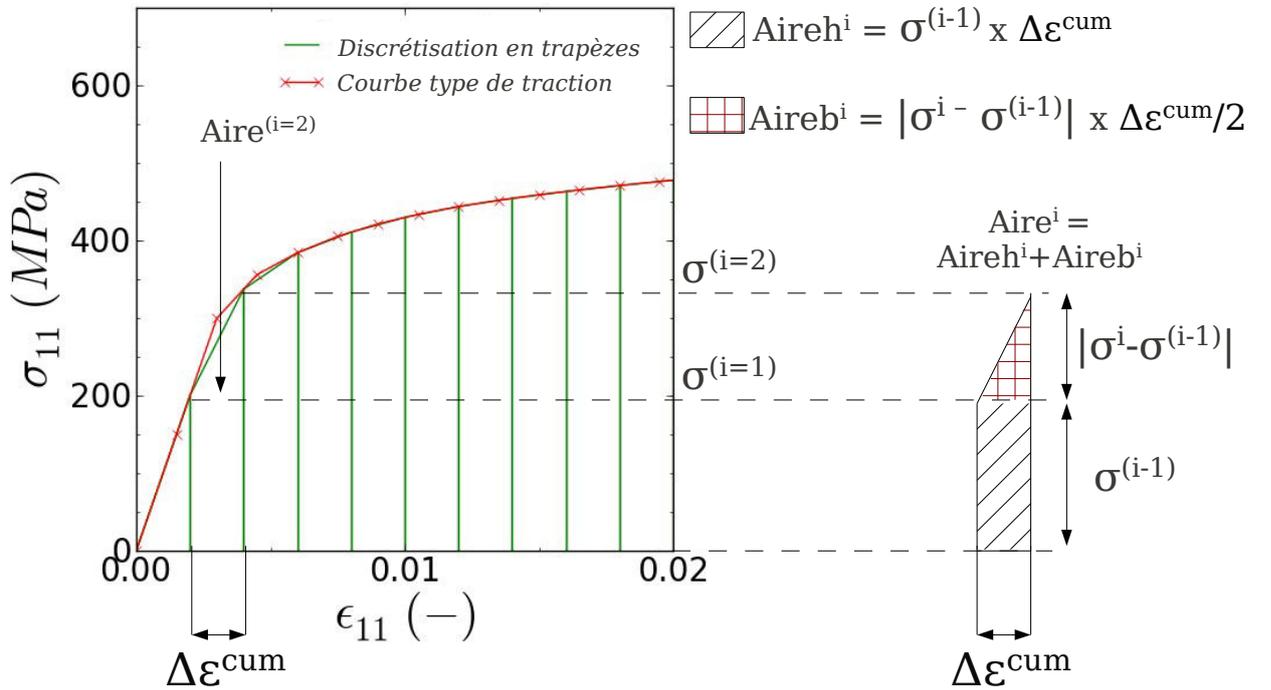


FIGURE 4.18: Schéma de principe du calcul des aires sous la courbe par la méthode des trapèzes sur une courbe de traction

Pour les essais de traction et les essais de cisaillement, les aires sous la courbe sont respectivement notés w_1^{UT} et w_1^{SH} .

$$w_1^{UT} = \int_0^{\varepsilon_{11}^{cum}=0,1} \sigma_{11} : d\varepsilon_{11} \quad (4.74)$$

$$w_1^{SH} = \int_0^{\varepsilon_{12}^{cum}=1 \text{ cycle}} \sigma_{12} : d\varepsilon_{12} \quad (4.75)$$

La simulation des différents essais est réalisée à vitesse de déformation imposée. Ce comparateur permet donc d'évaluer la performance de l'identification pour reproduire le niveau de contrainte au cours de l'essai. En revanche, ce comparateur ne permet pas de complètement évaluer l'efficacité de l'identification dans le cas des essais de traction puisque la déformation ε_{22} n'intervient jamais. Pour y remédier, un second comparateur noté W_2 est établi sur le modèle de W_1 .

$$w_2^* = \int_0^{\varepsilon_{22}^{cum}} \sigma_{11} : d\varepsilon_{22} \quad (4.76)$$

$$W_2^* = \frac{|w_2^{*exp} - w_2^{*simu}|}{|w_2^{*exp}|} \quad (4.77)$$

Dans ce cas, ce sont les aires sous les courbes $f(\varepsilon_{22}) = \sigma_{11}$ simulée et expérimentale qui sont comparées. La quantité w_2^* ne correspond pas à une donnée physique à l'instar de w_1^* . Cependant, cette dernière permet d'évaluer la performance de l'identification vis à vis de l'anisotropie de déformation. Comme pour W_1 , la méthode des trapèzes est appliquée aux courbes $f(\varepsilon_{22}) = \sigma_{11}$ mesurées et simulées afin de calculer les valeurs approchées de w_2^{*exp} et w_2^{*simu} , notées respectivement w_2^{exp} et w_2^{simu} . Il en résulte :

$$W_2 = |w_2^{exp} - w_2^{simu}| / |w_2^{exp}| \quad (4.78)$$

$$w_2 = \sum_{i=1}^{NA} |Aire_{exp}^i| \quad (4.79)$$

$$NA = (\varepsilon_{11}^{cum})^{max} / \Delta\varepsilon_{11}^{cum} \quad (4.80)$$

L'aire d'un trapèze est défini par :

$$Aire^i = (\Delta\varepsilon_{22}^{cum})^i (\sigma_{11}^{(i-1)}) + (\Delta\varepsilon_{22}^{cum})^i (|\sigma_{11}^i - \sigma_{11}^{(i-1)}|) / 2. \quad (4.81)$$

Avec,

$$(\Delta\varepsilon_{22}^{cum})^i = |(\varepsilon_{22}^{cum})^{(i-1)} - (\varepsilon_{22}^{cum})^i| \quad (4.82)$$

$\epsilon_{22}^{cum(i)}$ correspond à la déformation mesurée ou simulée à une déformation $\epsilon_{11}^{cum(i)}$ donnée. Ainsi, $\Delta\epsilon_{22}^{cum}$ n'est pas constant car le rééchantillonnage des données est effectué à $\Delta\epsilon_{11}$ constant. Par conséquent, ce sont les mesures de σ_{11} et ϵ_{22} à une déformation ϵ_{11} donnée qui sont utilisées.

Les valeurs de $(\epsilon^{cum})^{max}$ et de $\Delta(\epsilon^{cum})$ fixées pour le calcul de ces comparateurs sont reportées dans le tableau 4.2 pour les deux chargements étudiés. Le $\Delta(\epsilon^{cum})$ est identique pour les deux chargements, et permet de bien reproduire les aires notamment dans les discontinuités, tels que les passages de la partie élastique à la partie plastique. La valeur de $(\epsilon^{cum})^{max}$ est fixée à 10% de déformation pour les essais de traction (cf. figures 4.19 (a.) et (b.)), limite après laquelle les déformations ne sont plus considérées homogènes. Cette limite permet de prendre en compte à la fois l'élasticité, l'entrée en viscoplasticité et l'écroutissage. Dans le cas du chargement en cisaillement, le $(\epsilon^{cum})^{max}$ est différent pour chaque essai (différentes directions) puisque les conditions de sollicitation se sont avérées non reproductibles d'un essai à l'autre. Néanmoins, la limite est définie de telle sorte qu'un cycle entier (charge/décharge) soit pris en compte sous la condition que $(\epsilon^{cum})^{max}$ ne dépasse pas 0,1 (cf. figure 4.20). Ainsi, comme la première inversion du sens de chargement est utilisée, la répartition entre contrainte cinématique et contrainte visqueuse du modèle est évaluée.

Chargement	$(\epsilon^{cum})^{max}$	$\Delta(\epsilon^{cum})$	Critère(s)
Traction	$(\epsilon_{11}^{cum})^{max} = 0,1$	$\Delta(\epsilon_{11}^{cum}) = 0,002$	W_1 et W_2
Cisaillement cyclique	$(\epsilon_{12}^{cum})^{max} = 1$ cycle	$\Delta(\epsilon_{12}^{cum}) = 0,002$	W_1

TABLE 4.2: Paramétrage nécessaire au calcul des comparateurs W_1 et W_2

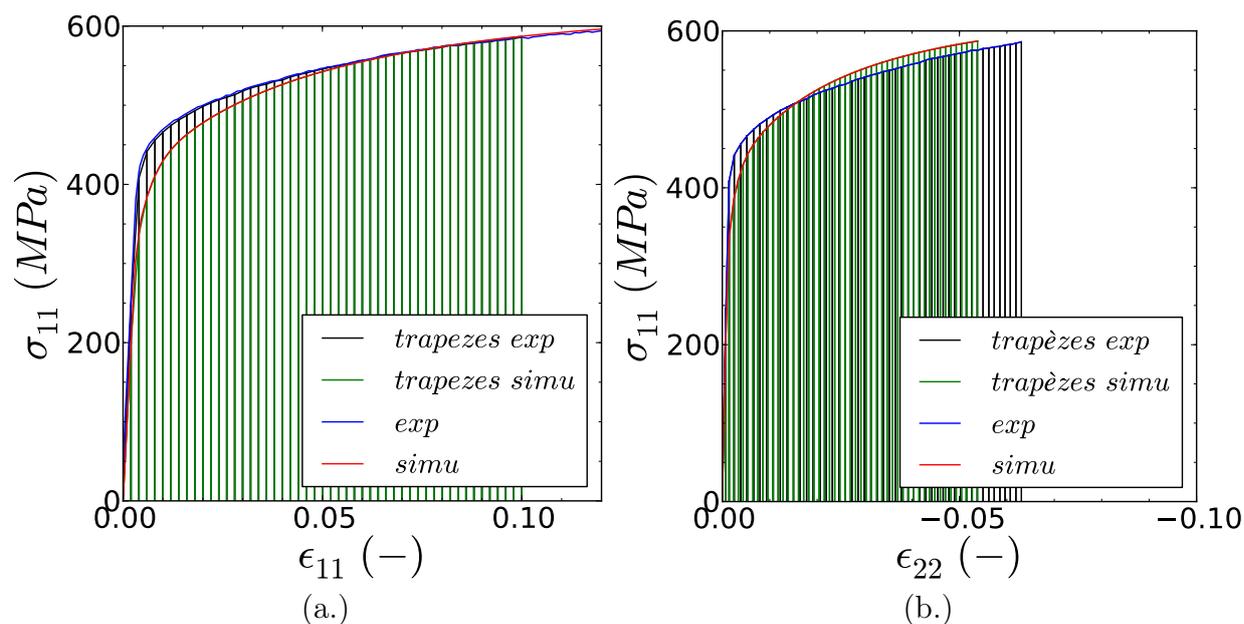


FIGURE 4.19: Discretisation typique des aires sous les courbes d'une traction dans la direction L par la méthode des trapèzes (a.) $f(\epsilon_{11}) = \sigma_{11}$ (b.) $f(\epsilon_{22}) = \sigma_{11}$

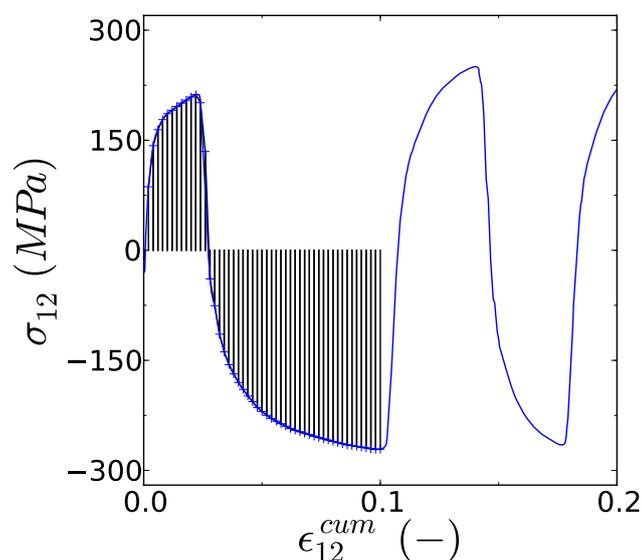


FIGURE 4.20: Discretisation typique des aires sous les courbes d'un essai de cisaillement cyclique par la méthode des trapèzes

4.4.1.2 Comparateurs locaux

Le comparateur en "densité d'énergie" permet d'évaluer globalement le comportement. Néanmoins, il est nécessaire de disposer également d'un comparateur local d'évaluation. En effet, les comparateurs W_1 et W_2 sont fortement dépendant de la déformation cumulée

$(\underline{\varepsilon}^{cum})^{max}$. Aussi, deux comparateurs locaux sont établis :

$$F_{c1} = \frac{|\underline{\sigma}^{exp} - \underline{\sigma}^{simu}|}{|\underline{\sigma}^{exp}|} \quad (4.83)$$

$$F_{c2} = \frac{|\underline{\varepsilon}_{22}^{exp} - \underline{\varepsilon}_{22}^{simu}|}{|\underline{\varepsilon}_{22}^{exp}|} \quad (4.84)$$

Le premier comparateur F_{c1} est appliqué aux chargements de traction et de cisaillement tandis que le second comparateur F_{c2} n'est appliqué qu'aux essais de traction. Le pas de déformation est défini par $\Delta\underline{\varepsilon}^{cum}$. Les déformations $\Delta\underline{\varepsilon}^{cum}$ sont prises égales à celles définies pour les comparateurs globaux W_1 et W_2 . Ces comparateurs sont dits "locaux" car ils évaluent la différence de contrainte (F_{c1}) ou de déformation (F_{c2}) entre la mesure et la simulation ponctuellement (à un niveau de déformation donnée) sans prendre en compte l'historique du chargement.

4.4.1.3 Définition des critères à respecter

Un essai est estimé convenablement simulé par le modèle identifié si toutes les conditions suivantes sont respectées :

$$W_1 < 0,1 \quad (4.85)$$

$$W_2 < 0,1 \quad (4.86)$$

$$W_{12} < 0,1 \quad (4.87)$$

$$F_{c1} < 0,1 \quad (4.88)$$

$$F_{c2} < 0,1 \quad (4.89)$$

4.4.2 Simulation des essais de traction

Les essais de traction simulés comparés aux mesures à T0 et V0 sont présentés sur les figures 4.21 (haut.) et (bas.). Les courbes $f(\varepsilon_{11}) = \sigma_{11}$ et $f(\varepsilon_{22}) = \varepsilon_{11}$ sont respectivement présentées sur les figures (a.) et (b.). De la même manière, les résultats à T0 V1, T0 V4, T1 V1 et T1 V4 sont respectivement présentés sur les figures 4.22, 4.23, 4.24 et 4.25.

Sur l'ensemble de ces courbes, lors de la transition entre élasticité apparente et plasticité, la contrainte est sous-estimée. Pour illustration, sur les figures 4.26 et F.5, les contraintes mesurées à différentes déformations plastiques (à 0,2; 0,5; 1,0; 3,0; 5,0; 10,0 % déformation plastique ε_{11}^p) sont reportées en fonction de la direction de sollicitation et sont comparées aux valeurs issues de la simulation. La contrainte $Rp^{0,2}$ est sous-estimée (quelle que soit la direction) hormis à la condition T1 V4 où à l'inverse elle est surestimée. Cette sous-estimation est le fruit :

- d'un phénomène physique non traité par le modèle : le modèle ne permet pas de reproduire le crochet de traction observé pour les essais dans les directions D2 et T.
- d'un choix d'identification : un compromis a été adopté pour recaler à la fois les essais de traction et les essais de cisaillement via l'ajustement de la répartition entre contrainte visqueuse et contrainte cinématique. L'érouissage cinématique s'initie significativement pour une valeur de contrainte totale inférieure à la valeur de contrainte $Rp^{0,2}$ apparente mesurée expérimentalement. Aussi, par la simulation, l'entrée en plasticité apparente (modèle sans seuil de plasticité) est en réalité gouvernée par le premier régime d'érouissage. Or, la rupture de linéarité imposée par l'érouissage du modèle est moins brutale que la mesure. Il s'agit d'un choix d'identification volontaire, permettant d'atténuer l'écart entre la contrainte simulée et mesurée à l'entrée en plasticité des différents cycles de cisaillement cyclique (cf. section suivante).

La hiérarchisation de la contrainte des $Rp^{0,2}$ en fonction de la direction de sollicitation est respectée quelle que soit la condition explorée (figures 4.26 et F.5). En revanche, ce n'est pas toujours le cas pour la contrainte Rp^{10} . Hormis à la condition T0 V0 (condition de référence pour l'identification de l'anisotropie), des différences entre la contrainte Rp^{10} expérimentale et simulée sont visibles pour les directions D2 et T. Ces écarts sont à corrélérer avec l'analyse expérimentale déduite de la figure 3.33 du chapitre 3. Il a été observé qu'à 10 % de déformation plastique, l'anisotropie relative de la contrainte d'écoulement $Rp^{10}(\varphi)/Rp_L^{10}$ est plus importante pour l'essai à T0 et V0 que pour les autres directions. Aussi, si la simulation permet de bien prédire l'anisotropie de contrainte Rp^{10} expérimentale de l'essai à T0 et V0, des écarts selon D2 seront nécessairement à déplorer pour les autres conditions.

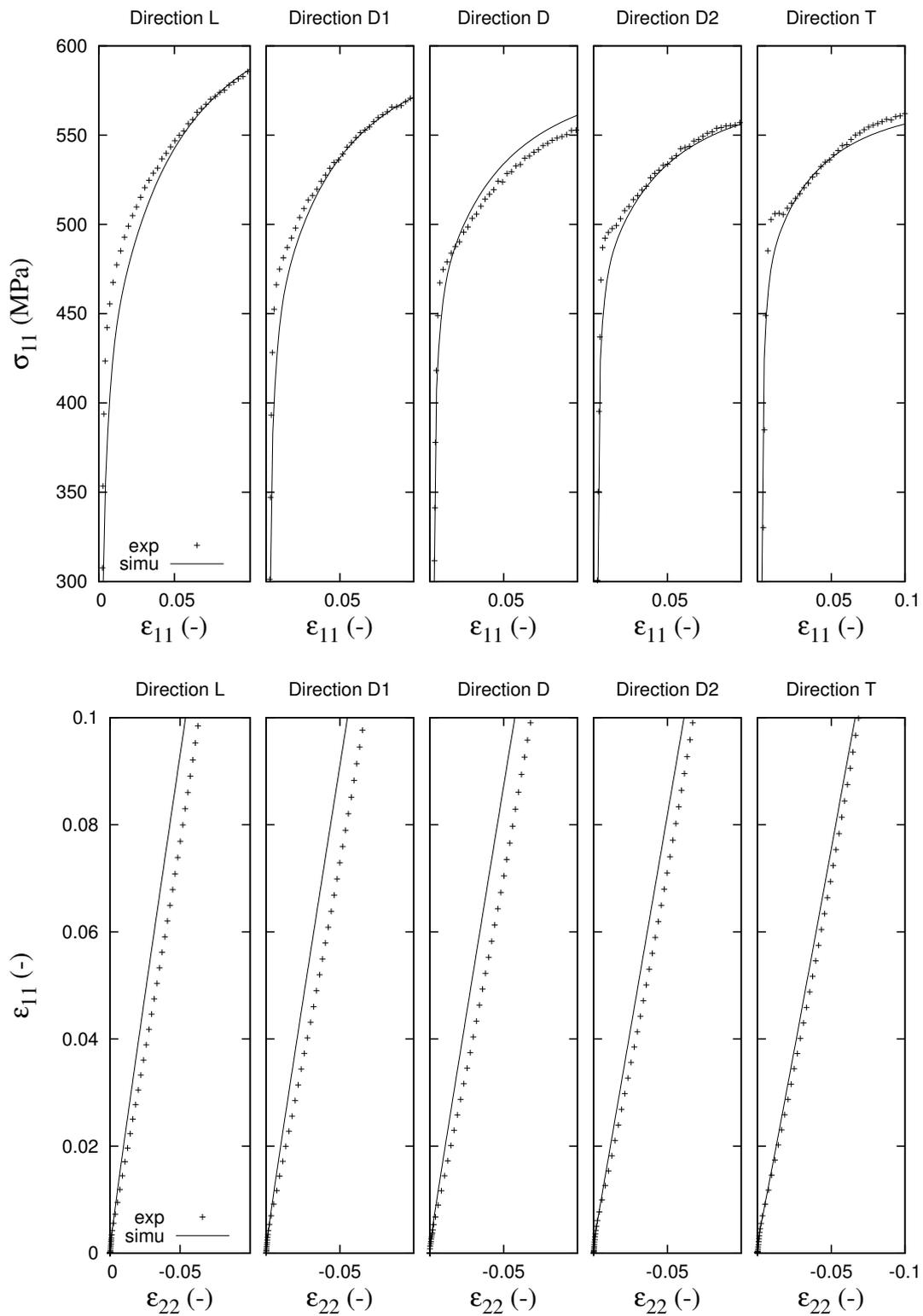


FIGURE 4.21: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction à 20°C et 1s^{-1} selon toutes les directions sollicitées : (haut) Courbe contrainte/déformation (bas) ϵ_{11} en fonction de ϵ_{22}

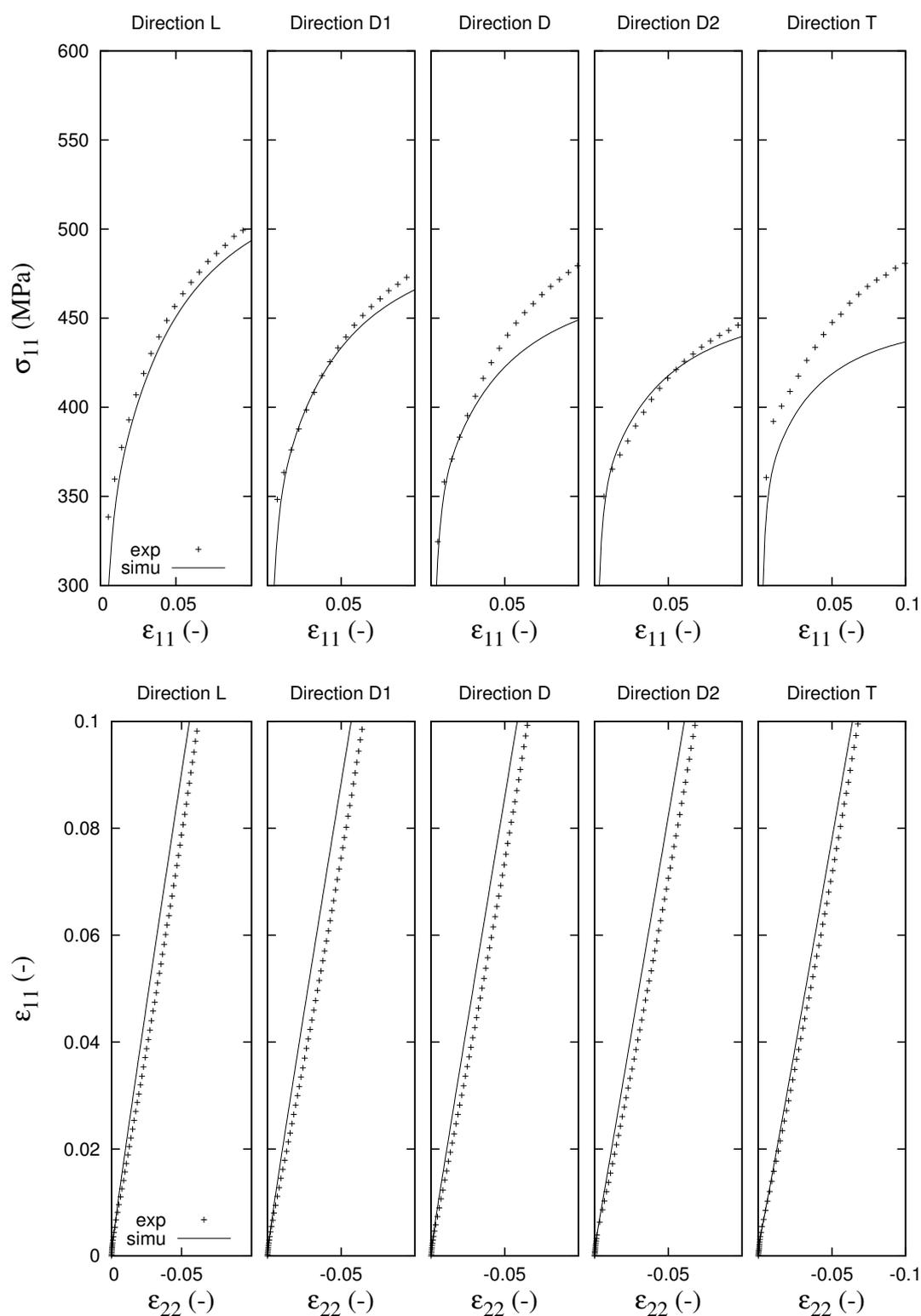


FIGURE 4.23: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction à 20°C et 10^{-4}s^{-1} pour toutes les directions sollicitées : (haut) Courbe contrainte/déformation (bas) ϵ_{11} en fonction de ϵ_{22}

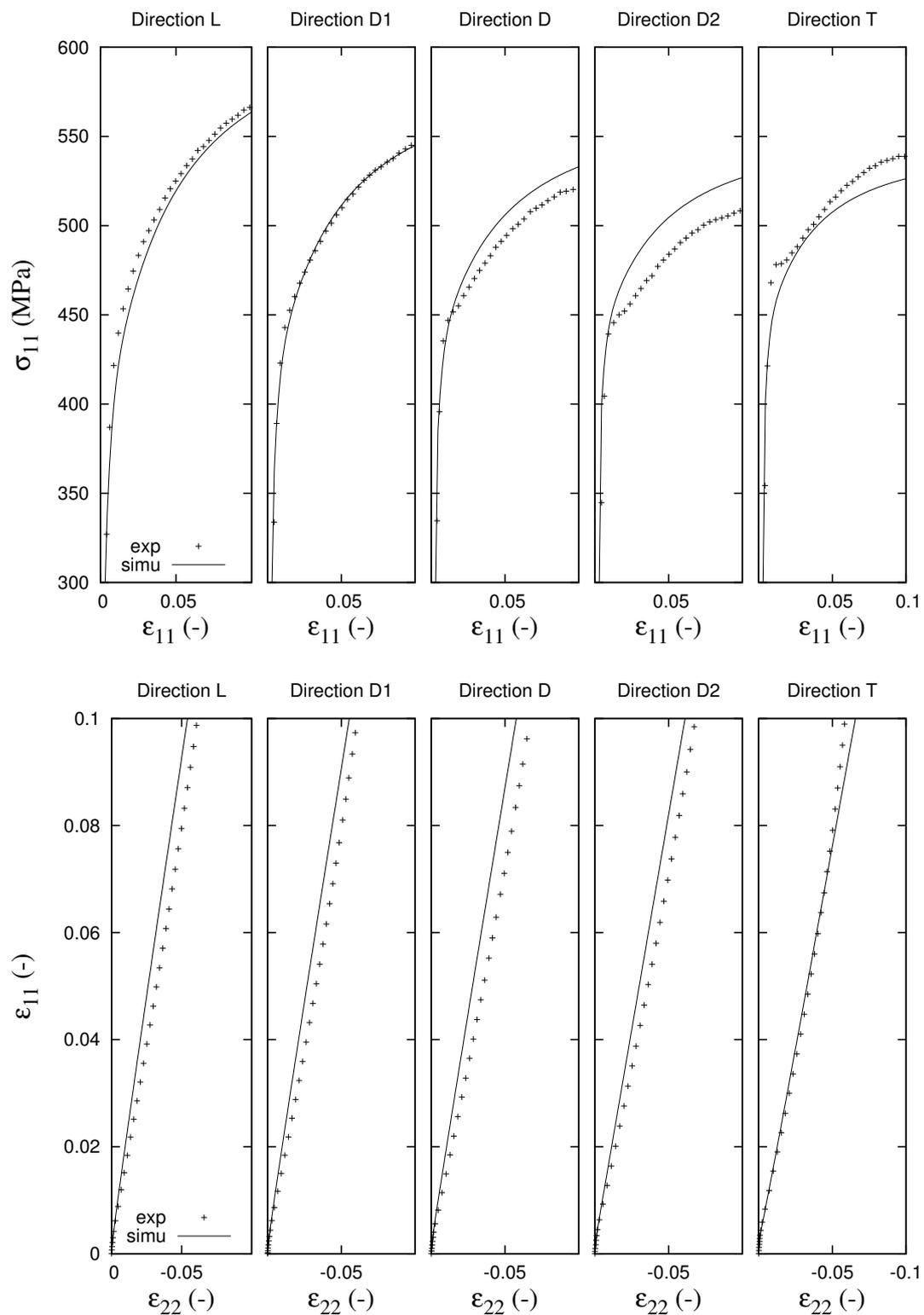


FIGURE 4.22: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction à 20°C et 10^{-1}s^{-1} selon toutes les directions sollicitées : (haut) Courbe contrainte/déformation (bas) ϵ_{11} en fonction de ϵ_{22}

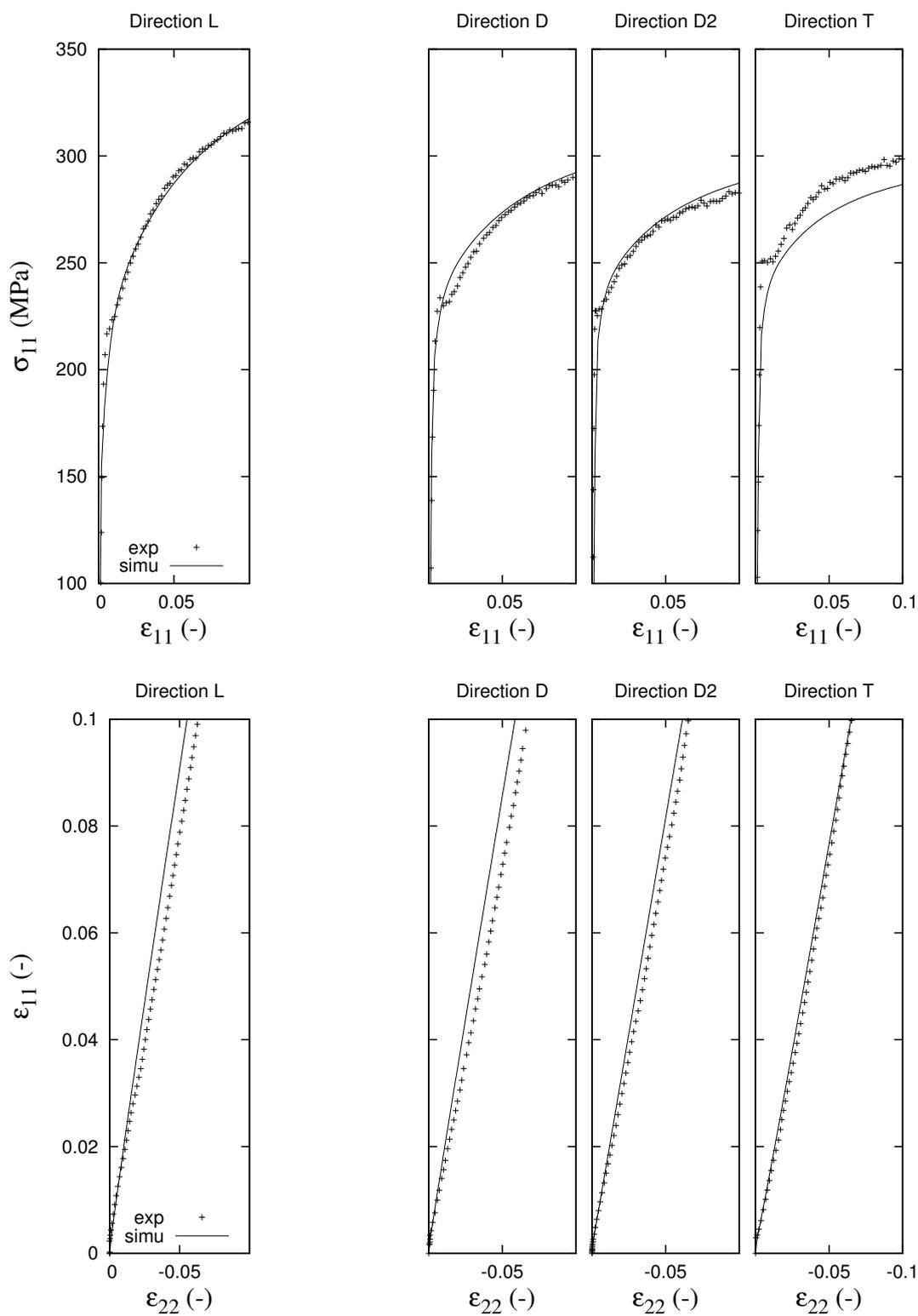


FIGURE 4.24: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction à 250°C et 10^{-1}s^{-1} pour toutes les directions sollicitées : (haut) Courbe contrainte/déformation (bas) ϵ_{11} en fonction de ϵ_{22}

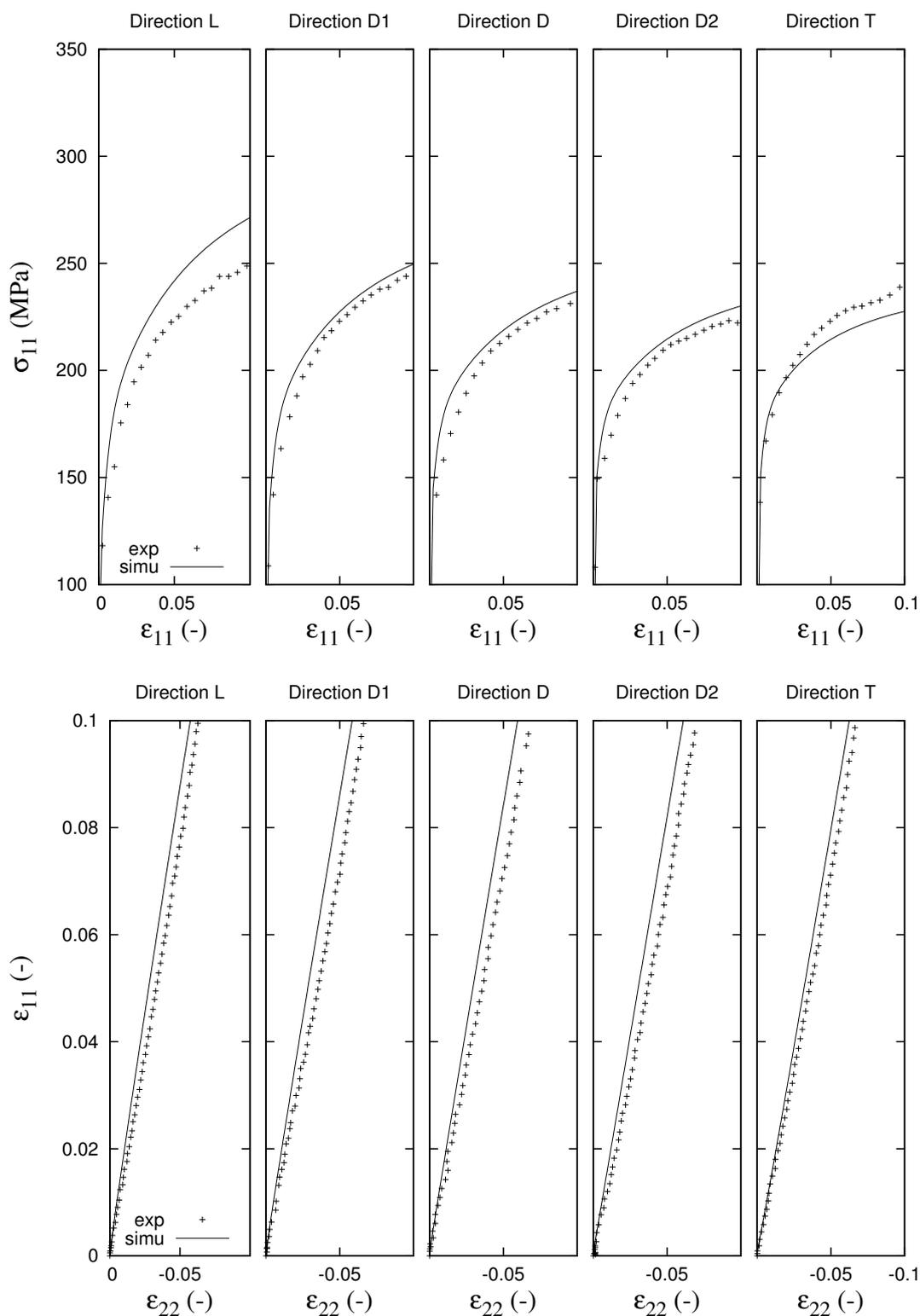


FIGURE 4.25: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction à 250°C et 10^{-4}s^{-1} pour toutes les directions sollicitées : (haut) Courbe contrainte/déformation (bas) ϵ_{11} en fonction de ϵ_{22}

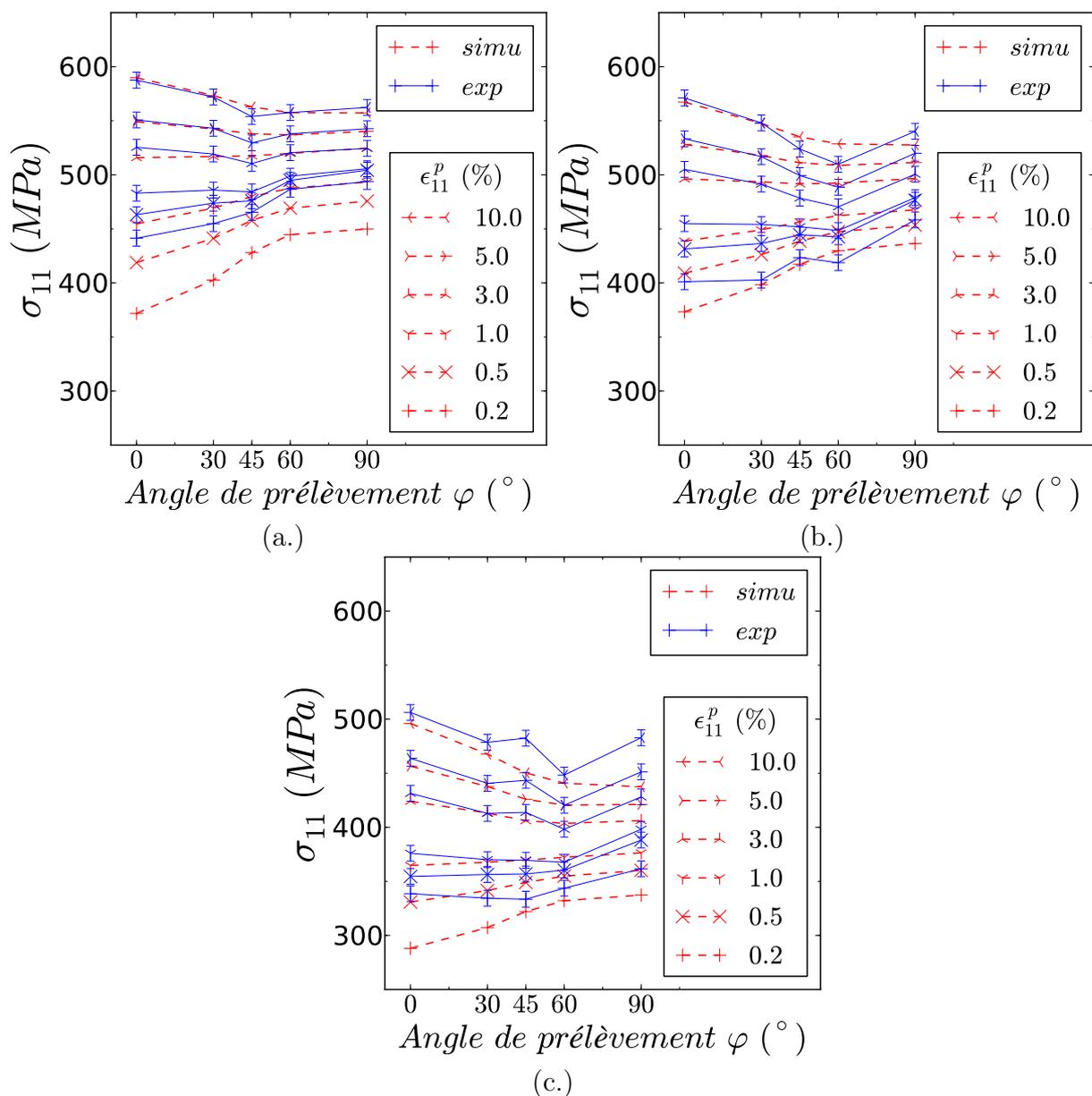


FIGURE 4.26: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction des contraintes d'écoulement prises à différents niveaux de déformation pour les conditions (a.) T0 et V0, (b.) T0 et V1, (c.) T0 et V4

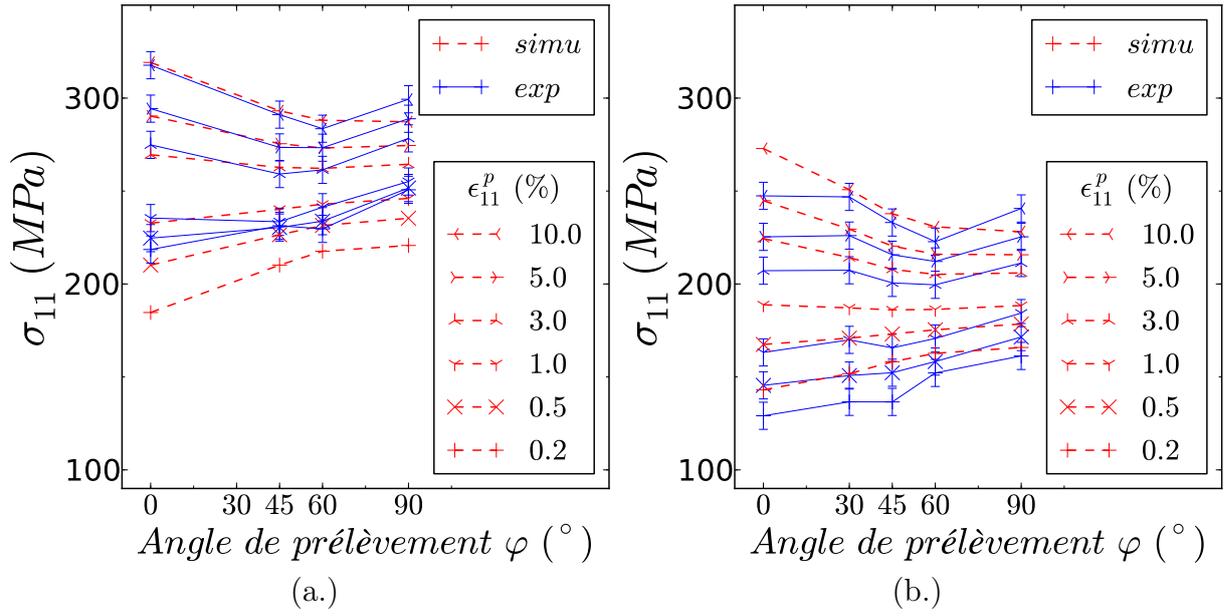


FIGURE 4.27: Comparaison entre les mesures et les simulations pour les essais de traction des contraintes d'écoulement prises à différents niveaux de déformation pour les conditions (a.) T1 et V1, (b.) T1 et V4

La hiérarchisation des courbes $f(\epsilon_{22}) = \epsilon_{11}$ en fonction des directions est également respectée. Néanmoins, pour évaluer finement l'identification, il est nécessaire de calculer les comparateurs locaux Fc et globaux W .

Sur les figures 4.28 (a.) et (b.), les comparateurs Fc_1 et Fc_2 sont tracés au cours de la déformation ϵ_{11} pour les essais à T0 et V0. Pour le comparateur Fc_1 , le critère seuil est dépassé en début de chargement pour des déformations inférieures à 1%. Ces écarts peuvent s'expliquer par les choix d'identification adoptés.

- Le module de Young identifié à partir de mesures dynamiques tirées de l'article de (Northwood et al., 1977b) est différent du module de Young apparent mesuré à partir des pentes élastiques des essais de l'étude. Or, lors de la phase visco-élastique du comportement, un petit écart entre la valeur du module de Young mesurée et simulée peut mener à d'importants écarts entre la contrainte simulée et la contrainte mesurée.
- Les écarts de contraintes $Rp^{0,2}$ entre la simulation et la mesure décrits précédemment jouent également sur cette erreur.

Néanmoins, au delà de 1% de déformation plastique, la valeur de Fc_1 est largement inférieure au seuil de 10%. Rappelons, que vis à vis des objectifs de prévision de la rupture du matériau (à plus long terme), il est préférable de bien reproduire le comportement en fin d'écrouissage homogène qu'en début de chargement. Aussi, les résultats sont en cohérence avec les attentes de l'étude.

Le seuil du comparateur Fc_2 est dépassé pour la plupart des directions de sollicitation. Il

s'agit du résultat de la priorité d'identification affectée à l'anisotropie de contrainte par rapport à l'anisotropie de déformation. Les écarts tendent à s'approcher du seuil critique à 10 % de déformation plastique. En analysant les différences des comparateurs locaux calculés à T0 et V4 (figure 4.29 (a.) et (b.)) avec ceux calculés à T0 et V0 (figures 4.28 (a.) et (b.)), il est possible d'établir des tendances vérifiées par les comparateurs globaux (figure 4.30) :

- plus la vitesse est élevée, plus la contrainte est bien prédite;
- plus la vitesse est faible, plus l'anisotropie de déformation est bien prédite.

Le seuil du comparateur global W_1 respecte le seuil critique pour toutes les conditions (cf. figure 4.30). Le respect de ce critère est important, car les critères en énergie de déformation sont communément utilisés dans la mécanique de la rupture. Aussi, l'étude est en cohérence avec l'objectif à long terme d'établissement d'un critère analytique de rupture des gaines en densité de déformation. En revanche, le critère seuil appliqué au comparateur W_2 est moins bien respecté à l'instar du comparateur local Fc_2 . Cependant, en moyenne sur tous les essais, W_2 est inférieur au seuil critique.

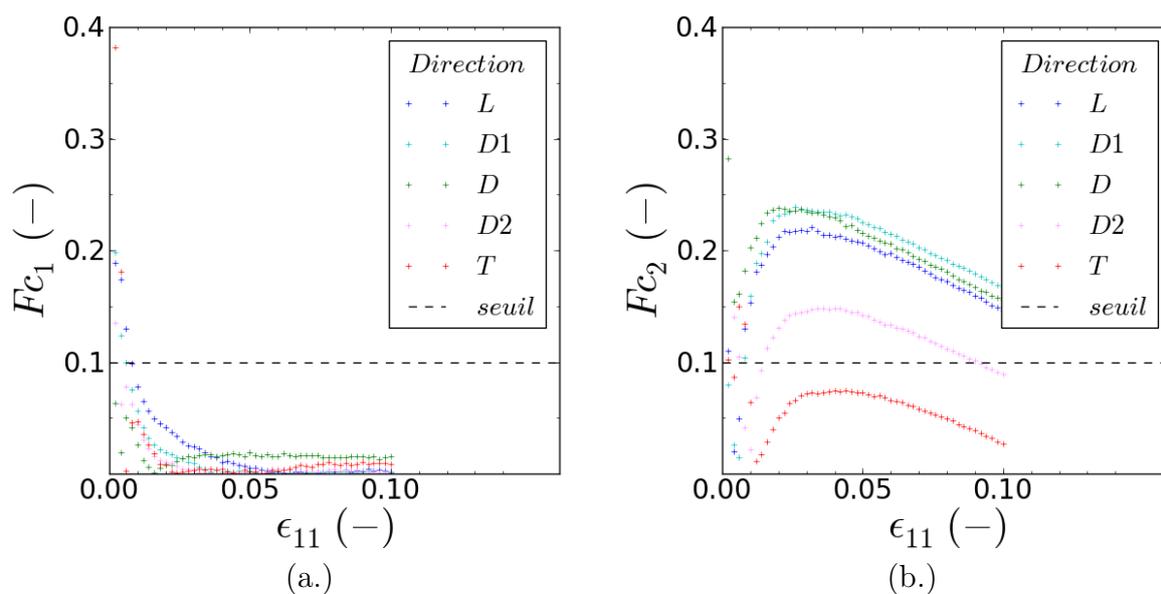


FIGURE 4.28: Exemple du résultat du calcul des comparateurs locaux (a.) Fc_1 et (b.) Fc_2 dans le cas des essais de traction dans les conditions T0 et V0

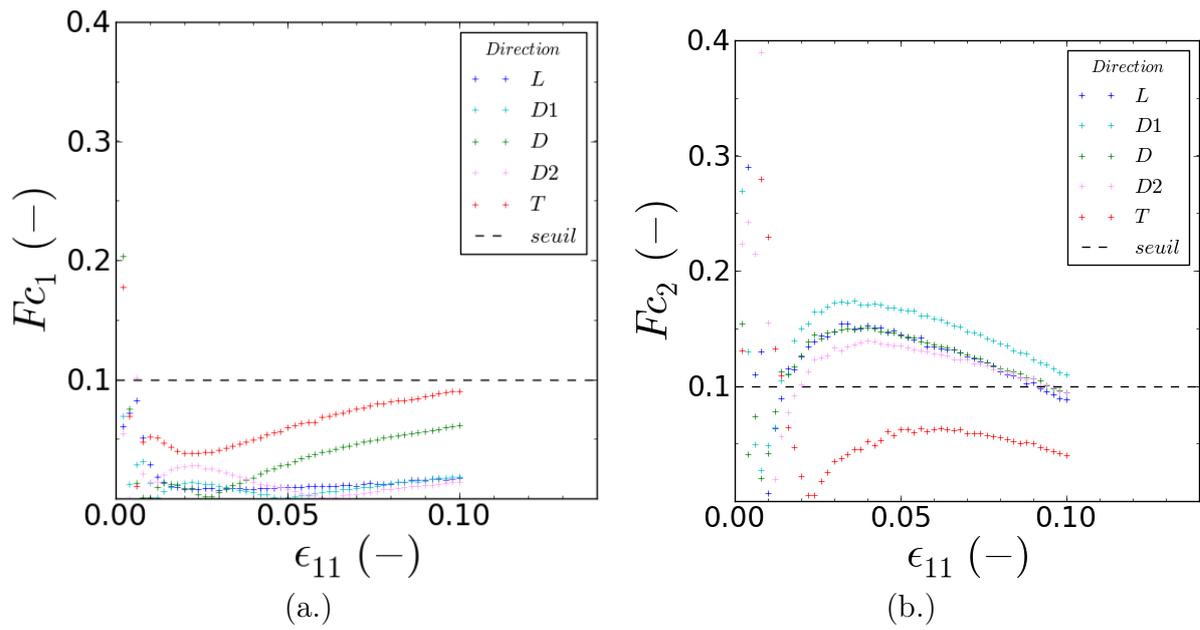


FIGURE 4.29: Exemple du résultat du calcul des comparateurs locaux (a.) Fc_1 et (b.) Fc_2 dans le cas des essais de traction dans les conditions T0 et V4

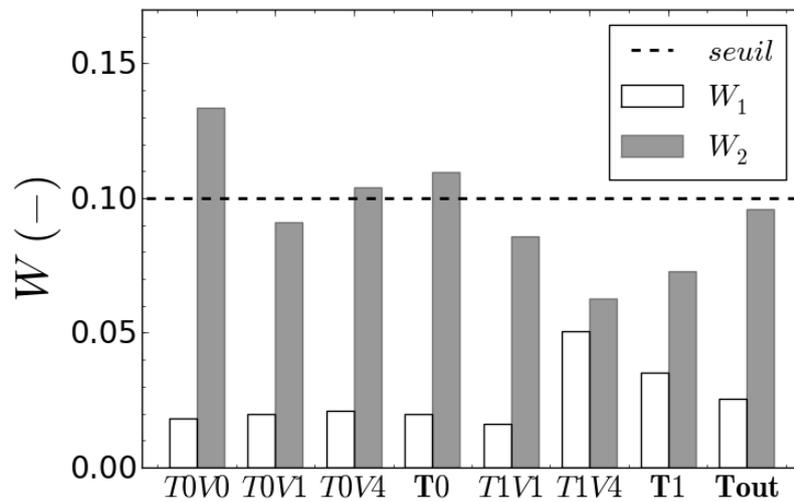


FIGURE 4.30: Critères de comparaison entre simulation et mesure W_1 et W_2 pour les essais de traction en fonction des conditions de températures et de vitesse

4.4.3 Simulation des essais de cisaillement

Certains essais de cisaillement cyclique simulés, comparés aux mesures, sont présentés sur les figures 4.31 et 4.32. Les contraintes au niveau des entrées en plasticité des différents cycles sont surestimées par la simulation. Il s'agit du résultat émanant du compromis d'identification adopté entre les essais de traction et de cisaillement déjà évoqué dans la section précédente. L'évolution typique du comparateur local Fc_1 en fonction de la déformation cumulée est présentée sur la figure 4.33. De manière générique, l'erreur entre la simulation et la mesure est très importante dans la zone de transition élasto-viscoplastique tandis que le seuil critique est respecté dans la phase relative à l'écrouissage. Par ailleurs, le comparateur global W_1 moyen sur tous les essais de cisaillement respecte le seuil critique.

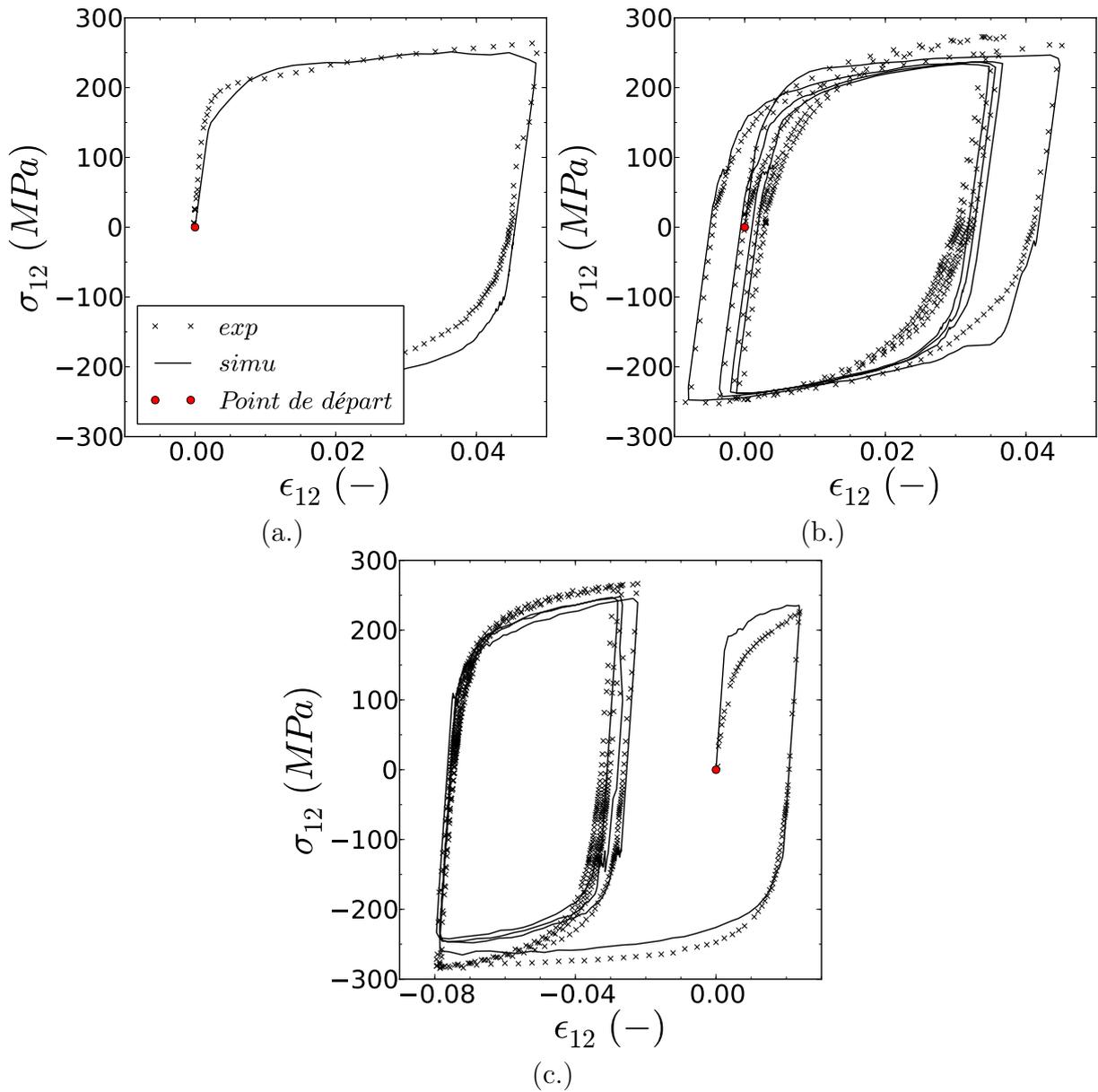


FIGURE 4.31: Comparaison entre la mesure et la simulation pour un essai de cisaillement dans la direction L (a.), D (b.) et T (c.)

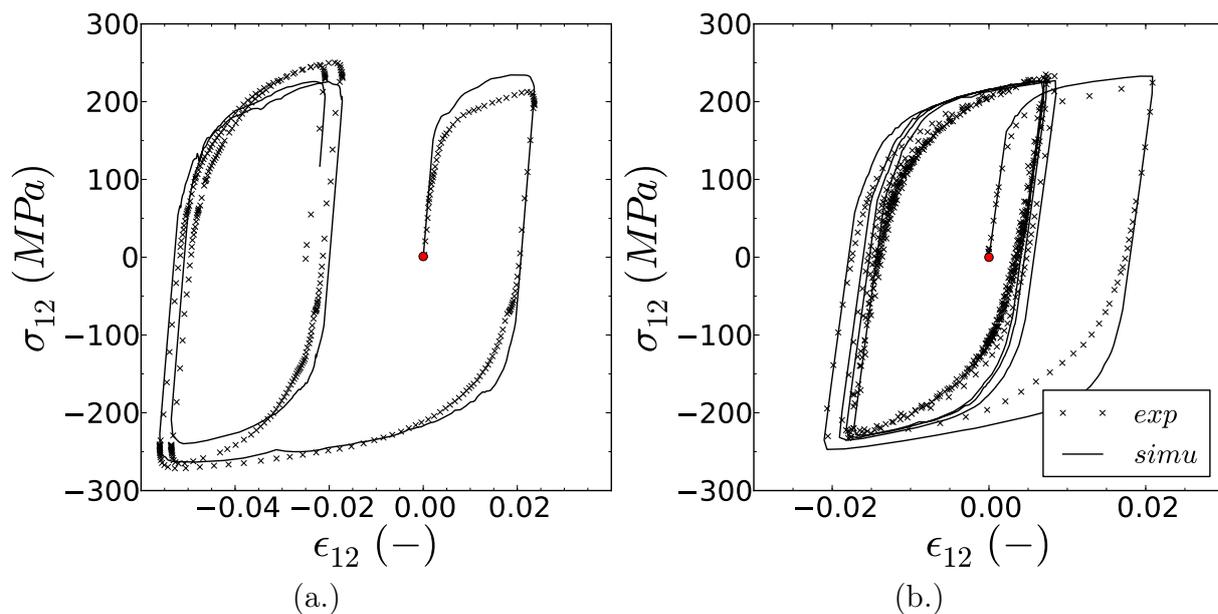


FIGURE 4.32: Comparaison entre la mesure et la simulation pour un essai de cisaillement dans la direction D1 (a.) et D2 (b.)

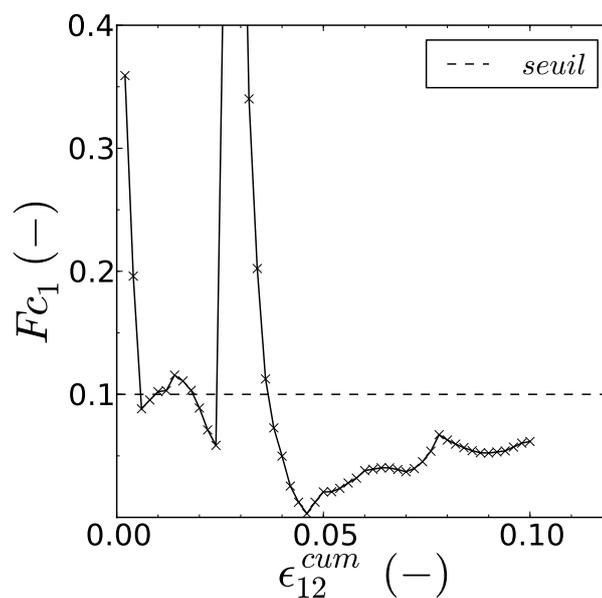


FIGURE 4.33: Exemple du résultat du calcul du comparateur local F_{C1} pour l'essai de cisaillement réalisé dans la direction D1 correspondant à la figure 4.32 (b.)

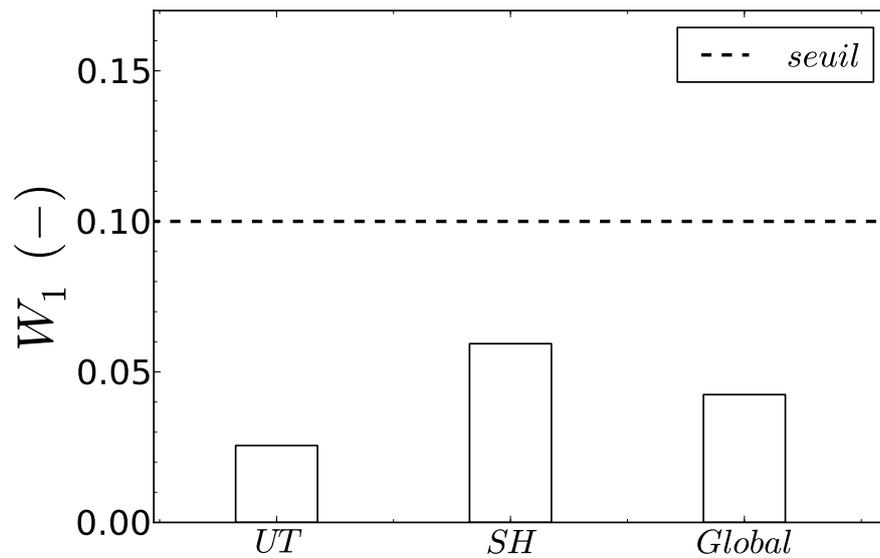


FIGURE 4.34: Comparateur W_1 pour les essais de traction et de cisaillement : UT = essais de traction ; SH = essais de cisaillement

4.4.4 Synthèse

Les résultats de simulation sont globalement satisfaisants puisque les comparateurs globaux W moyens respectent les seuils critiques pour tous les chargements. En revanche, les comparateurs locaux ne sont pas toujours respectés et révèlent les difficultés relatives à l'identification.

- Le modèle qui ne permet pas de gérer l'anisotropie de contrainte et de déformation indépendamment mène à imposer des priorités d'identification. La priorité adoptée dans cette étude consiste à favoriser la prédiction de l'anisotropie de contrainte sur l'anisotropie de déformation. En conséquence, les comparateurs Fc_2 dépassent les seuils critiques de 0,1 pour de nombreux chargements.
- La calibration de la répartition entre contrainte visqueuse et contrainte cinématique pour satisfaire à la fois le chargement cyclique en cisaillement et le chargement de traction s'est avérée complexe. Les erreurs induites dans les phases de transition élasto-viscoplastique des essais de cisaillement sont importantes et les comparateurs locaux Fc_1 dépassent largement le seuil critique de 0,1.

Jusqu'à présent les chargements exploités sont exclusivement uniaxiaux. Or, lors d'un accident RIA, la gaine est sollicitée selon un chargement biaxial. Aussi, dans la suite, la loi est évaluée à partir d'un essai de traction sur éprouvette plate entaillée réalisé par (Doan, 2009).

4.5 Évaluation du modèle à partir d'essais de traction sur éprouvettes entaillées (Doan, 2009)

L'évaluation de l'identification est effectuée à partir d'essais de traction sur éprouvettes plates entaillées réalisés par (Doan, 2009). Ces essais sont intéressants car ils induisent une forte biaxialité de contrainte locale au niveau de l'entaille. Les essais ont été réalisés dans les deux directions principales L et T.

4.5.1 Présentation de l'essai

Les géométries des éprouvettes entaillées NTV et NT2 sont respectivement présentées sur la figure 4.35 et sur la figure 4.36. Les éprouvettes NTV et NT2 font 0,725 mm d'épaisseur.

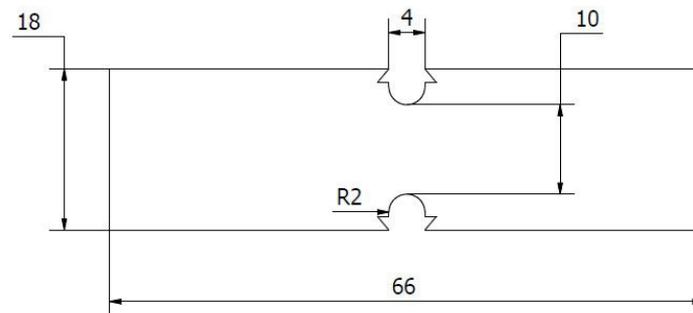


FIGURE 4.35: Géométrie de l'éprouvette entaillée NTV (Doan, 2009)

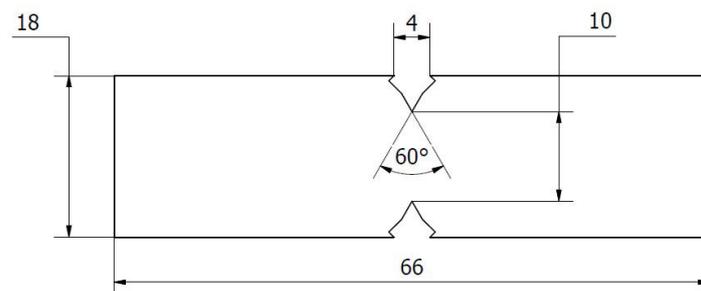


FIGURE 4.36: Géométrie de l'éprouvette entaillée NT2 (Doan, 2009)

4.5.2 Maillage et conditions aux limites

Le maillage utilisé pour les simulations des essais sur éprouvettes entaillées tirés de la thèse de (Doan, 2009) est réalisé sous le logiciel Salome-Meca[®]. Il se compose de 4608 et

1216 éléments linéaires respectivement pour les éprouvettes NTV et NT2 avec 3 éléments dans l'épaisseur. Les conditions aux limites pour ces éprouvettes entaillées sont présentées sur la figure 4.37.

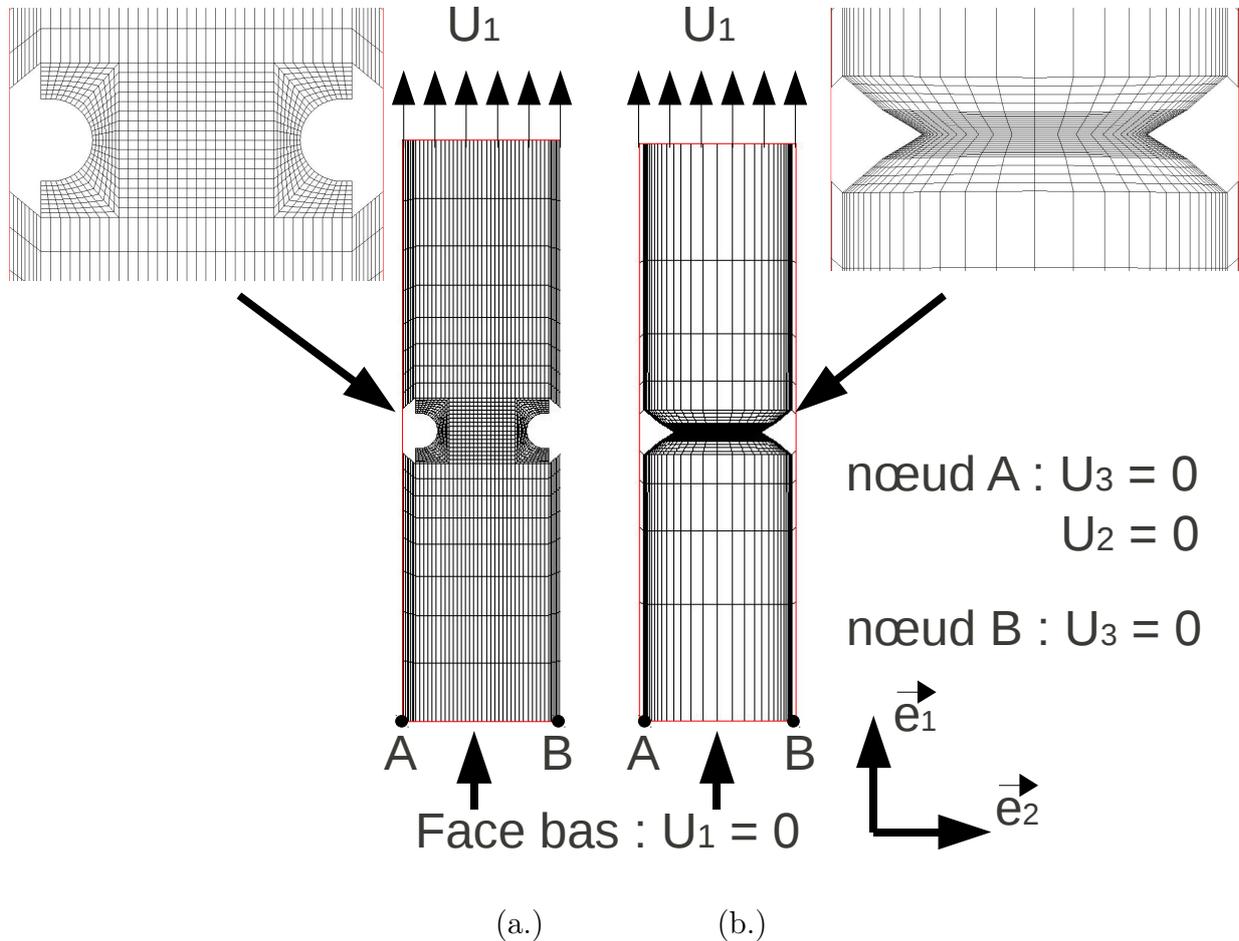


FIGURE 4.37: Conditions aux limites pour simulation d'un essai de traction sur éprouvette entaillée (a.) NT2 et (b.) NTV : U_i représente le déplacement associé à la direction i dans le repère de l'essai

4.6 Résultats de simulation des essais NTV et NT2

Les simulations sur les éprouvettes entaillées sont effectuées avec le modèle identifié précédemment. Les courbes simulées pour les éprouvettes NT2 à T0 et T1 sont comparées aux mesures sur les figures 4.38 et 4.39. L'axe des abscisses représente le rapport de l'ouverture de l'entaille Δl sur l'ouverture d'entaille initiale l_0 . L'axe des ordonnées représente la charge normalisée par la section initiale minimale de l'entaille. Que ce soit à T0 ou à T1, aux petites déformations, le niveau de contrainte est mieux prédit par la simulation à V4 qu'à V2. Si l'on

se réfère à la figure 4.30, représentant les comparateurs $W1$ et $W2$ calculés pour les différents essais de traction, on remarque :

- que le niveau de contrainte évalué par le comparateur $W1$ est mieux prédit pour les vitesses les plus importantes ;
- qu'à l'inverse, l'anisotropie de déformation évaluée par le comparateur $W2$ est mieux prédite pour les vitesses les plus faibles.

Une explication résiderait dans le fait que la calibration de l'anisotropie de déformation pourrait être plus importante vis à vis des essais biaxiés que la calibration des niveaux de contrainte. Lors de l'établissement de la stratégie d'identification une priorité à la prédiction des niveaux de contrainte vis à vis de la prédiction de l'anisotropie de déformation avait été adoptée. Les résultats sur éprouvettes entaillées montrent qu'il serait envisageable d'adopter la stratégie inverse afin de vérifier si les chargements imposant une forte biaxialité au matériau sont améliorés. Cette stratégie a d'ailleurs été adoptée par (Grange, 1998) qui a observé que c'est la déformation et non la contrainte qui contrôle l'évolution de l'endommagement. Néanmoins les résultats issus de la simulation sont en adéquation avec les résultats issus de l'expérience pour les plus faibles niveaux d'ouverture d'entaille.

Pour tous les essais NT2 (figures 4.38 et 4.39) et NTV (figure 4.40), plus les déformations sont importantes, moins la prédiction est bonne. Ceci est la conséquence de l'identification sur les essais de traction stoppés à 10% de déformation plastique. En fond d'entaille, les déformations dépassent largement le seuil de 10% dès le début de l'écroutissage comme illustré sur les figures 4.41 (a.) et (b.).

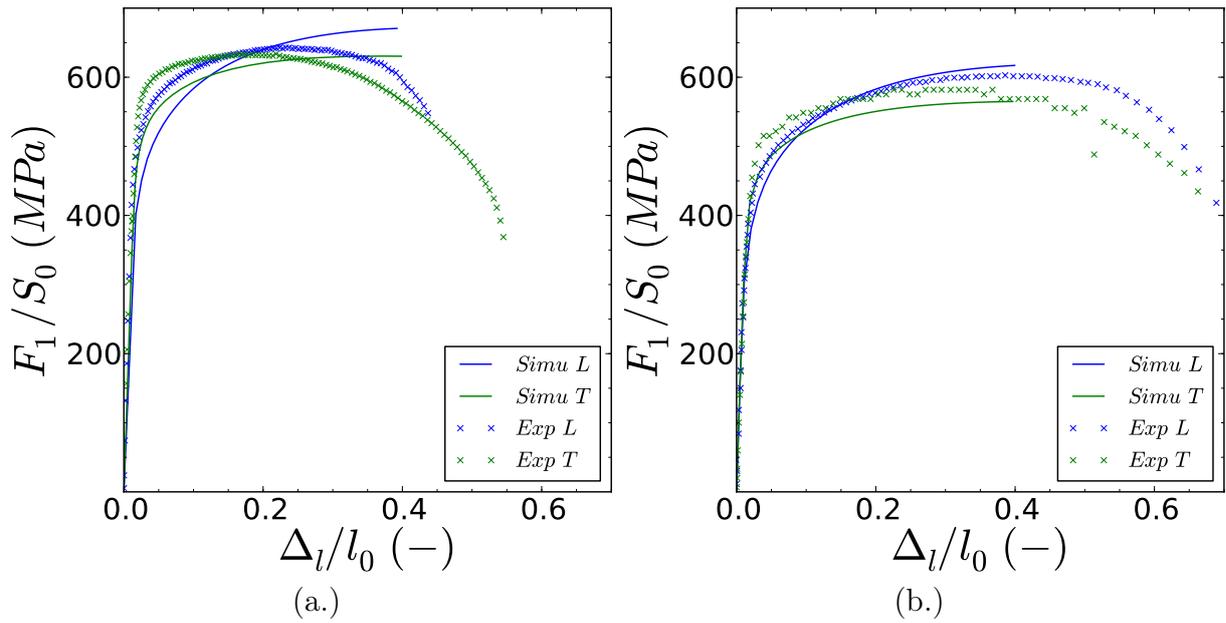


FIGURE 4.38: Courbes de la charge en fonction du rapport de l'ouverture d'entaille Δl sur l'ouverture d'entaille initiale l_0 pour les essais NT2 à 20°C et (a.) $10^{-2} s^{-1}$ et (b.) $10^{-4} s^{-1}$

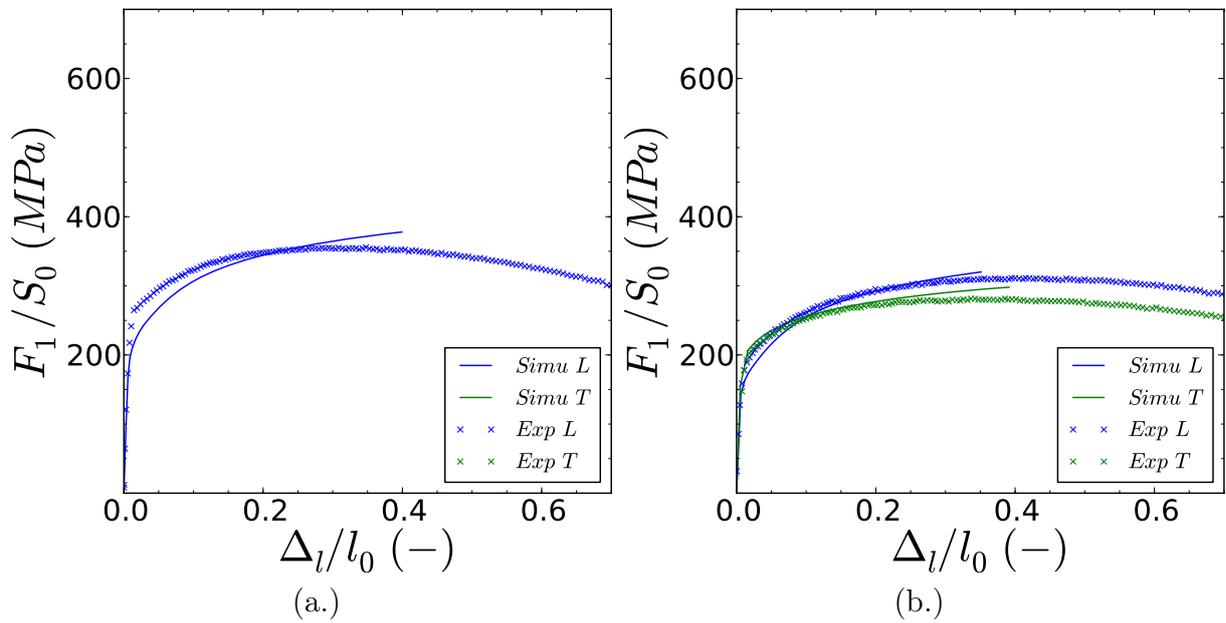


FIGURE 4.39: Courbes de la charge en fonction du rapport de l'ouverture d'entaille Δl sur l'ouverture d'entaille initiale l_0 pour les essais NT2 à 250°C et (a.) $10^{-2} s^{-1}$ et (b.) $10^{-4} s^{-1}$

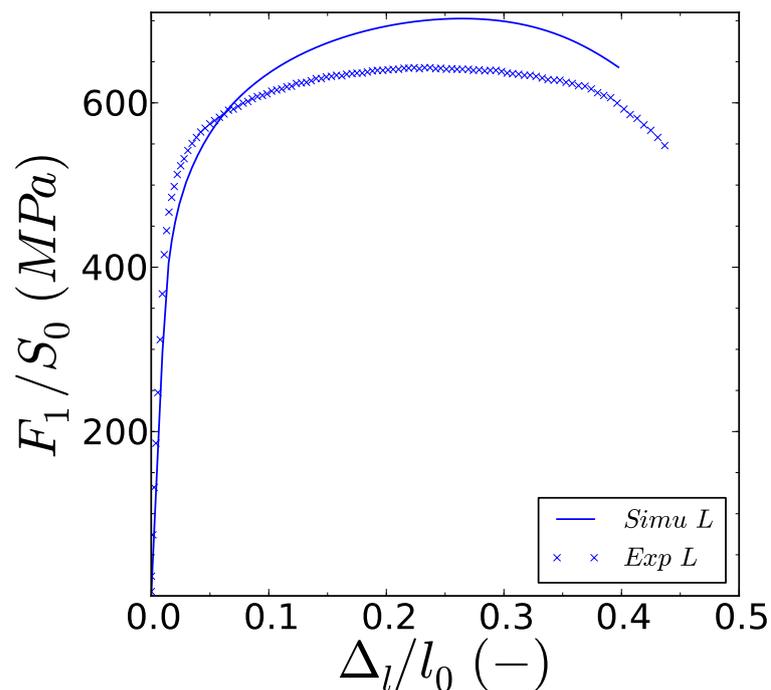


FIGURE 4.40: Courbe de la charge en fonction du rapport de l'ouverture d'entaille Δl sur l'ouverture d'entaille initiale l_0 pour les essais NTV à 20°C et 10^{-2} s^{-1} sollicités dans la direction L

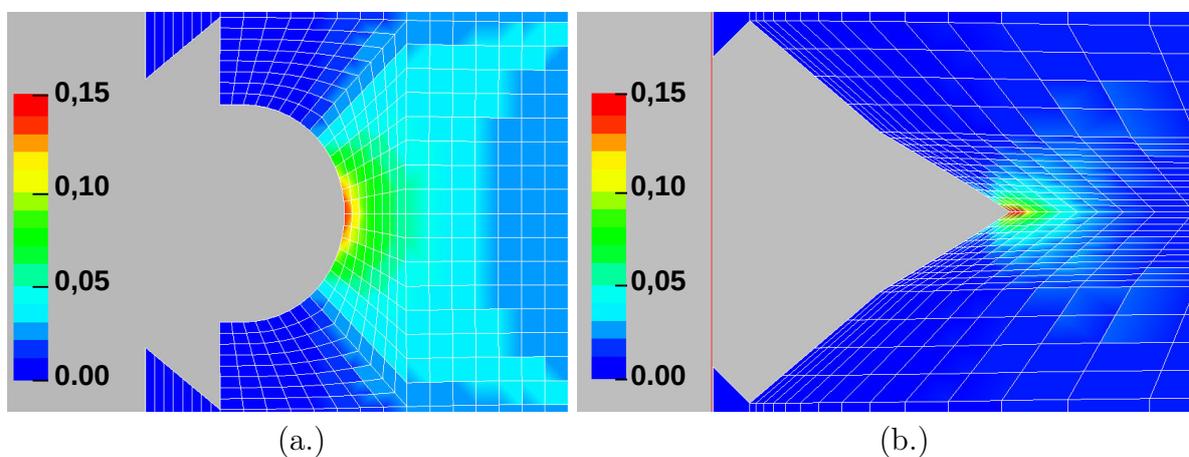


FIGURE 4.41: Champs de déformation équivalente en fond d'entaille pour (a.) l'essai NT2 à $\Delta l/l_0 = 0,02$ (b.) l'essai NTV pris à $\Delta l/l_0 = 0,05$

4.7 Conclusions

Dans cette partie, le modèle de l'étude inspiré du modèle DRS a été décrit. Ce modèle a été choisi car il présente l'avantage de disposer de nombreux degrés de liberté vis à vis

de l'anisotropie de contrainte et de déformation. Par ailleurs, l'autre intérêt de ce modèle réside en la formulation de la contrainte décomposée en une composante visqueuse et une composante cinématique.

Une méthodologie d'identification a été mise en place. La description de cette méthodologie a permis de montrer qu'il est important de disposer d'essais de traction suivant différentes directions de sollicitations pour bien calibrer l'anisotropie de comportement. Par ailleurs, les essais de cisaillement se sont avérés également d'intérêt pour ajuster l'anisotropie du comportement et ajuster la répartition entre contrainte interne et contrainte visqueuse du modèle.

L'évaluation de l'identification montre que l'on simule bien la contrainte des essais de traction et de cisaillement. En revanche, l'anisotropie de déformation des essais de traction est moins bien prédite.

Les résultats sur éprouvettes entaillées présentent des écarts importants avec la mesure, particulièrement lorsque les niveaux de déformation en fond d'entaille dépassent les déformations maximales exploitées pour l'identification. Ces essais montrent une restitution encore imparfaite de l'identification vis à vis de la biaxialité du chargement. Si il est clair que le modèle n'est pas valide pour des déformations dépassant les 10%, il faut encore évaluer l'effet de la biaxialité sur d'autres chargements afin de valider le domaine de pertinence du modèle.

L'identification de la base sur tôle étant réalisée, il faut désormais évaluer la transférabilité du modèle sur les gaines.