

## Chapitre 5

# Transférabilité du modèle à une base expérimentale sur tube

### Sommaire

---

<b>5.1</b>	Équivalence des repères . . . . .	<b>174</b>
<b>5.2</b>	Base expérimentale sur tube tirée de (Robinet, 1995) . . . . .	<b>175</b>
5.2.1	Comparaison de la composition et de la texture des tôles de l'étude et des tubes de l'étude de (Robinet, 1995) . . . . .	175
5.2.2	Chargements de la base sur tube tirés de (Robinet, 1995) d'intérêt pour l'étude . . . . .	177
5.2.3	Adaptation du modèle en fonction de la température . . . . .	179
<b>5.3</b>	Résultats de la transférabilité sur tube . . . . .	<b>185</b>
5.3.1	Chargements uniaxiés . . . . .	186
5.3.2	Chargements biaxiés . . . . .	190
5.3.3	Synthèse . . . . .	195
<b>5.4</b>	Ajustement des coefficients des matrices d'anisotropie à partir d'un essai biaxié . . . . .	<b>195</b>
5.4.1	Résultats . . . . .	197
5.4.2	Influence de la réidentification des coefficients sur la base de données sur tôle . . . . .	201
5.4.3	Evaluation de la réidentification des paramètres d'anisotropie par confrontation aux essais biaxiés de l'étude de (Geyer, 1999) . . . . .	203
<b>5.5</b>	Conclusions . . . . .	<b>204</b>

---

L'utilisation de tôles laminées a permis de réaliser des essais simples dans différentes directions de sollicitation définies dans le plan (LT). Ces essais présentent l'avantage d'isoler les propriétés fondamentales du matériau relatives à chaque direction sollicitée et donc d'accéder à leur anisotropie. Le modèle utilisé dans l'étude a été choisi et identifié uniquement à partir des résultats de ces essais. Néanmoins, il est nécessaire d'évaluer si le modèle, et plus précisément l'anisotropie plastique qu'il induit, est applicable en l'état à des essais sur produits industriels utilisés en réacteurs, c'est à dire des gaines. L'objectif de transférabilité de la tôle au tube est né de l'observation d'une texture équivalente entre les gaines et les tôles si l'on se place dans un repère spécifique pour chaque géométrie (cf. chapitre 2). Cette similarité de texture laisse supposer que l'anisotropie mécanique sur tôle est identique à l'anisotropie mécanique sur tube modulo le choix de directions équivalentes. La vérification de ce postulat est l'un des objectifs de la thèse et cette partie du manuscrit y est consacrée.

Pour atteindre cet objectif, des essais sur tubes sont nécessaires. Dans la littérature et plus particulièrement dans l'étude de (Robinet, 1995), de nombreux essais sur tube de Zircaloy-4 recristallisé sont disponibles. Parmi les différents chargements exploités par cet auteur, ce sont les essais de traction axiale, de torsion, de traction/torsion et de traction/pression interne qui seront simulés par le modèle de l'étude. Cette base importante permettra d'une part d'évaluer la transférabilité du modèle de la tôle au tube et d'autre part de disposer de chargements biaxiés représentatifs des conditions mécaniques imposées à la gaine lors de l'accident de réactivité (RIA) qui définit le cadre de l'étude (cf. chapitre 2).

Dans un premier temps le modèle identifié est confronté à des essais uniaxiés et biaxiés sur tubes tirés de la littérature (Robinet, 1995). Dans un second temps, une réévaluation des paramètres du modèle est effectuée en intégrant à la base d'identification sur tôle un essai biaxié sur tube pertinent. Ainsi, il sera possible d'observer si l'utilisation d'un essai biaxié en plus de la base sur tôle, qui ne comprend que des chargements uniaxiés, apporte une amélioration significative à la qualité de la simulation de l'anisotropie.

## 5.1 Équivalence des repères

Il existe une équivalence entre la texture des gaines et des tôles :

- La direction T des tôles dans le repère cartésien est équivalente à la direction circconférentielle  $\theta$  de la gaine dans le repère cylindrique
- La direction L des tôles dans le repère cartésien est équivalente à la direction axiale Z de la gaine dans le repère cylindrique
- La direction N des tôles dans le repère cartésien est équivalente à la direction radiale  $r$  de la gaine dans le repère cylindrique

L'équivalence à appliquer au modèle est très simple. Les coordonnées orthotropes liées au tube sont définies telles  $1 = r$ ,  $2 = \theta$  et  $3 = z$  là où pour les coordonnées orthotropes liées à

la tôle le repère est défini tel que 1 = N, 2 = T et 3 = L. Les équivalences citées ci-dessus sont convenablement retranscrites :

$$N \equiv r = 1 \quad e.g : \epsilon_{NN}^{\text{tôle}} \equiv \epsilon_{rr}^{\text{tube}} = \epsilon_{11}^{\text{modèle}} \quad (5.1)$$

$$T \equiv \theta = 2 \quad e.g : \epsilon_{TT}^{\text{tôle}} \equiv \epsilon_{\theta\theta}^{\text{tube}} = \epsilon_{22}^{\text{modèle}} \quad (5.2)$$

$$L \equiv z = 3 \quad e.g : \epsilon_{LL}^{\text{tôle}} \equiv \epsilon_{zz}^{\text{tube}} = \epsilon_{33}^{\text{modèle}}. \quad (5.3)$$

## 5.2 Base expérimentale sur tube tirée de (Robinet, 1995)

### 5.2.1 Comparaison de la composition et de la texture des tôles de l'étude et des tubes de l'étude de (Robinet, 1995)

#### Géométrie des tubes

Robinet a réalisé des essais sur tube dont les diamètres extérieur et intérieur sont respectivement de 14,30 et 11,88 mm.

#### Composition du matériau

La composition du matériau est présentée dans les tableaux 5.1 et 5.2 et est comparée à celle des tôles de l'étude. Les résultats sont très proches pour les deux produits.

% massiques	Cr	Fe	O	Sn
Z4RX tôle étude	0,11	0,22	0,12	1,46
Z4RX (Robinet, 1995)	0,10	0,21	0,135	1,3

TABLE 5.1: Principaux éléments d'alliages des tôles de l'étude et du matériau des tubes de l'étude (Robinet, 1995) en pourcentage massique

ppm	Al	Hf	N	C	Si
Z4RX tôle étude	17	50	26	86	99
Z4RX (Robinet, 1995)	98	56	24	151	99

TABLE 5.2: Principales impuretés en partie par millions des tôles de l'étude et des tubes de l'étude de (Robinet, 1995)

### Taille des grains

Le matériau recristallisé présente des grains équiaxes dont la taille est de l'ordre de 2 à 5  $\mu\text{m}$ . De plus gros grains pouvant atteindre une taille entre 15 et 18  $\mu\text{m}$  entourent les plus petits grains. La taille des grains des tubes correspond à celle observée pour les tôles de l'étude.

### Texture du matériau

Les figures de pôles relatives aux pôles  $\langle 0002 \rangle$  et  $\langle 10\bar{1}0 \rangle$  tirées de l'étude obtenues par diffraction des rayons X sont respectivement présentées sur les figures 5.1 (a.) et (b.). Les pôles  $\langle 0002 \rangle$  s'écartent de la normale au tube selon un angle de  $30^\circ$  dans la direction  $\theta$ . L'équivalence tôle-tube (L correspondant à Z, T à  $\theta$  et N à R) mentionnée précédemment est à priori applicable entre les tubes de (Robinet, 1995) et les tôles de l'étude (cf. figures de pôles 2.21). De plus, les facteurs de Kearns des deux produits sont proches (cf. tableau 5.3).

La composition et la microstructure de la tôle de l'étude et des tubes de l'étude de Robinet sont proches. Par ailleurs, les textures respectives des deux produits s'inscrivent dans l'équivalence tôle-tube préalablement décrite. Ces vérifications de rigueur étant réalisées, il est désormais possible d'exploiter assez rigoureusement les résultats sur tube de (Robinet, 1995).

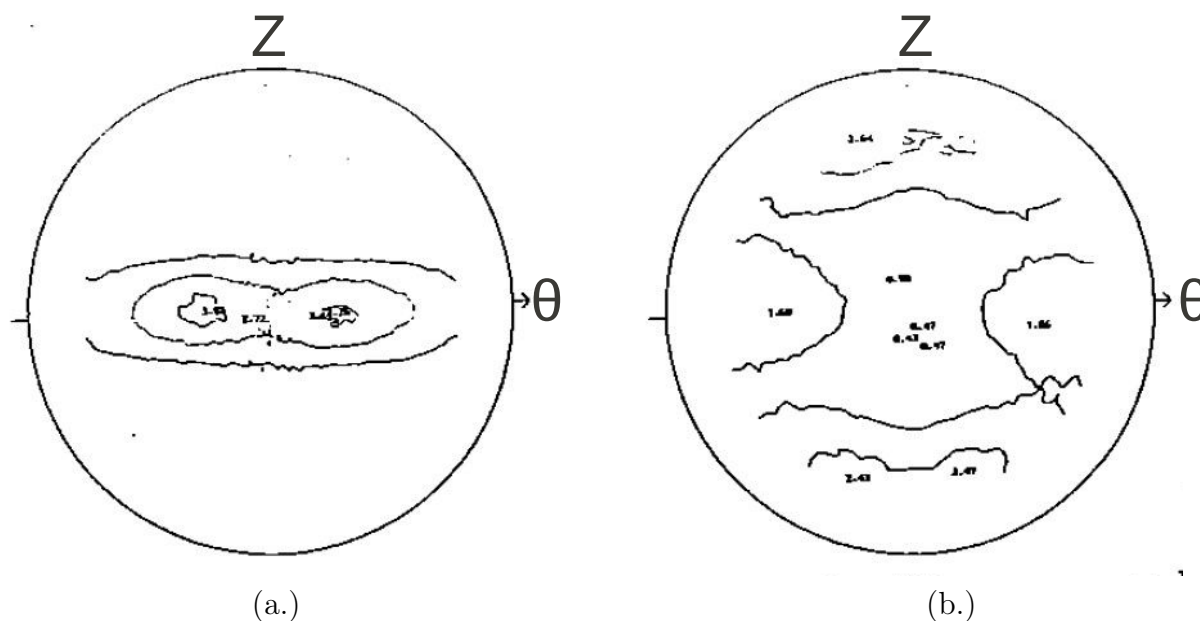


FIGURE 5.1: Figures de pôles expérimentales obtenues par diffraction des rayons X (axe de référence Z) : (a.) figure de pôle 0002 (b.) figure de pôle  $10\bar{1}0$  (Robinet, 1995)

	$fN$	$fL$	$fT$
Z4RX tôle étude	0,63	0,09	0,28
	$fr$	$fz$	$f\theta$
Z4RX (Robinet, 1995)	0,55	0,13	0,32

TABLE 5.3: Facteurs de Kearns du Z4RX (Doan, 2009) mesurés à partir des figures de pôles réalisées par la technique de diffraction des rayons X : comparaison de  $fr$  avec  $fN$  ;  $fz$  avec  $fL$  et  $f\theta$  avec  $fT$  selon l'équivalence tôle-tube définie dans le chapitre

### 5.2.2 Chargements de la base sur tube tirés de (Robinet, 1995) d'intérêt pour l'étude

Les différents essais tirés de l'étude (Robinet, 1995) et utilisés pour évaluer la transférabilité du modèle sont reportés dans le tableau 5.4.

- Les vitesses de déformations exploitées se trouvent soit dans la gamme basse ( $6,6 \cdot 10^{-4} s^{-1}$ ) soit en dehors ( $6,6 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ ,  $6,6 \cdot 10^{-6} s^{-1}$  et  $6,6 \cdot 10^{-7} s^{-1}$ ) de la gamme de la base expérimentale sur tôle. Il sera ainsi possible d'évaluer la réponse du modèle en dehors des conditions de vitesse de l'identification.
- Pour les essais de traction uniaxiés, la base comporte des essais de traction avec sauts de vitesse de sollicitation. La vitesse de déformation initiale est fixée à  $6,6 \cdot 10^{-7} s^{-1}$ . À 4% de déformation axiale un premier saut de vitesse de  $6,6 \cdot 10^{-7} s^{-1}$  à  $6,6 \cdot 10^{-6} s^{-1}$ , suivi d'un second saut à 6% de déformation axiale entre  $6,6 \cdot 10^{-6} s^{-1}$  à  $6,6 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ .
- Pour les essais biaxiés de traction/torsion et traction/pression interne, différents rapports de biaxialité en déformation définis par les coefficients  $C$  et  $A$  sont disponibles. Ces rapports sont définis sur les figures 5.2 (a.) et (b.). L'essai de traction/pression interne équi-biaxié ( $\frac{\epsilon_{\theta\theta}}{\epsilon_{zz}} = 1$ ) est très intéressant vis à vis du RIA puisqu'il correspond à une borne du chemin de chargement appliqué à la gaine et observée lors d'un tel transitoire (borne équivalente à un chargement purement en PCMI : cf. chapitre 2).
- Certains essais sont réalisés à des températures supérieures à  $250^\circ C$ . Or le modèle a été identifié jusqu'ici à  $20^\circ C$  et  $250^\circ C$ . Les paramètres isotropes doivent donc être identifiés à  $300^\circ C$ ,  $350^\circ C$  et  $400^\circ C$ . Néanmoins les paramètres anisotropes seront inchangés ce qui permettra tout de même d'évaluer l'effet de l'anisotropie mécanique du modèle.

Dans la base de données sur tube issue des travaux de (Robinet, 1995), les composantes du tenseur des **petites déformations**  $\underline{\underline{\epsilon}}^{PD}$  sont reportées. Cet auteur fait l'hypothèse que les niveaux de déformations atteints lors des essais réalisés dans l'étude restent assez faibles

pour appliquer l'hypothèse des petites déformations. Ainsi dans la suite du chapitre, tous les résultats expérimentaux et de simulations relatifs aux essais sur tube sont exprimés selon l'hypothèse des petites déformations.

Chargement	T (°C)	Vitesse ( $s^{-1}$ )	Biaxialité
Traction axiale	20	$\dot{\epsilon}_{zz} = 6,6.10^{-4}$ et $6,6.10^{-7}$	-
	300	$\dot{\epsilon}_{zz} = 6,6.10^{-4}$ et $6,6.10^{-7}$	-
	400	$\dot{\epsilon}_{zz} = 6,6.10^{-4}$	-
Traction axial avec sauts de vitesse de déformation	350	$6,6.10^{-7} < \dot{\epsilon}_{zz} < 6,6.10^{-5}$	-
	400	$6,6.10^{-7} < \dot{\epsilon}_{zz} < 6,6.10^{-5}$	-
Torsion	20	$\dot{\epsilon}_{z\theta} = 6,6.10^{-4}$	-
	350	$\dot{\epsilon}_{z\theta} = 6,6.10^{-4}$	-
Traction/torsion	20 - 350	$\bar{\dot{\epsilon}} = 6,6.10^{-4}$	$\frac{\dot{\epsilon}_{z\theta}}{\dot{\epsilon}_{zz}} = \sqrt{3}; \sqrt{\frac{3}{2}}; \sqrt{\frac{3}{4}}$
Traction/pression interne	350	$\bar{\dot{\epsilon}} = 6,6.10^{-4}$	$\frac{\dot{\epsilon}_{\theta\theta}}{\dot{\epsilon}_{zz}} = -2; 1$

TABLE 5.4: Conditions des essais sur tube en Zircaloy-4 recristallisé issus de la base expérimentale de Robinet (Robinet, 1995) et simulés pour évaluer la transférabilité du modèle de la tôle vers le tube

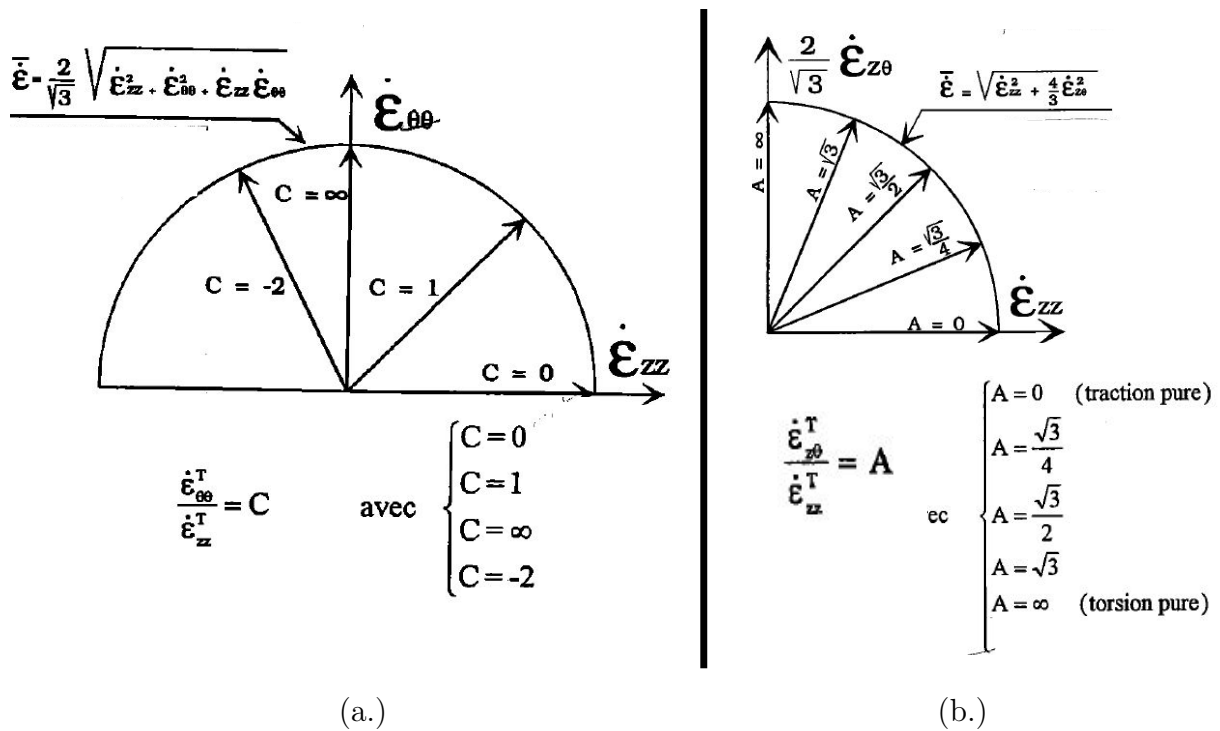


FIGURE 5.2: Définition des essais de traction/pression interne (a.) et des essais de traction/torsion (b.) (Robinet, 1995)

### 5.2.3 Adaptation du modèle en fonction de la température

Pour identifier les paramètres isotropes aux températures inhérentes aux essais de Robinet et qui n'ont pas été exploitées lors des essais sur tôle de l'étude (300°C, 350°C et 400°C), on se base sur :

- l'évolution des grandeurs mécaniques avec la température tirée de la synthèse des études de la littérature ;
- les essais uniaxiés de traction et de cisaillement de (Robinet, 1995) sur tubes disponibles aux différentes températures.

#### 5.2.3.1 Influence de la température sur les grandeurs mécaniques

De nombreux auteurs ont étudié l'influence de la température sur les paramètres mécaniques des alliages de zirconium. L'augmentation de la température dans les métaux a pour conséquence une augmentation de la ductilité du matériau et donc de la sensibilité de la contrainte à la vitesse de sollicitation, dont bon nombre de caractéristiques mécaniques dépendent. De façon très générale, pour les alliages de zirconium entre 25°C et 600°C, la contrainte d'écoulement ( $\searrow$ ), la contrainte maximale ( $\searrow$ ), la contrainte à rupture ( $\searrow$ ), l'élongation avant rupture ( $\nearrow$ ), la sensibilité à la vitesse de déformation ( $\nearrow$ ) et enfin la déformation pour laquelle la localisation est initiée ( $\nearrow$ ) évoluent linéairement avec la tem-

pérature excepté pour un intervalle de température connu sous le nom de palier athermique. Ce palier est d'autant plus marqué pour les alliages recristallisés (Veevers et Snowden, 1973; Robinet, 1995; Lee et al., 2001; Lee et al., 2007; Kapoor et al., 2002) , (Ahn et Nam, 1990). Le plateau athermique est observé entre 200°C et 450°C suivant la vitesse de déformation (Thorpe et Smith, 1978; Derop et al., 1980; Robinet, 1995) comme illustré sur la figure 5.3. Ce phénomène est attribué au vieillissement dynamique (Dynamic strain ageing, DSA), lié aux interactions entre les dislocations et l'oxygène

Le DSA est notamment associé à la diminution importante de la sensibilité à la vitesse de déformation (Strain Rate Sensibility, SRS) qui tend vers zéro et/ou des valeurs négatives. Pour illustration, sur la figure 5.3 (a.), la diminution du niveau de contrainte en fonction de la température pour un essai de traction uniaxial à vitesse de déformation imposée est très ralentie voire inversée aux alentours de 350°C.

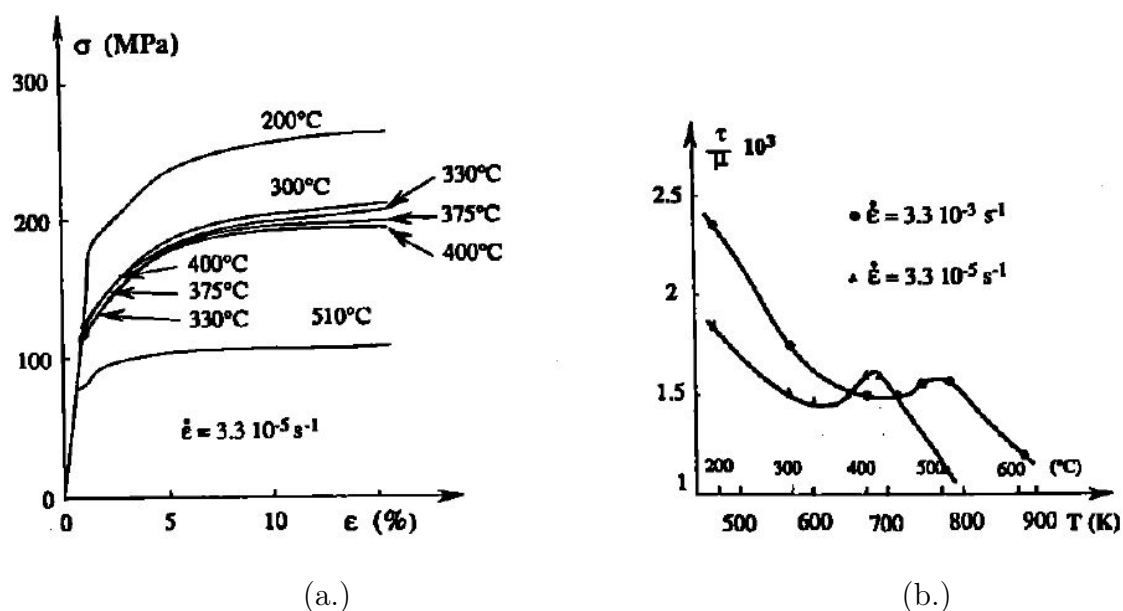


FIGURE 5.3: (a.) Influence de la température sur la contrainte d'écoulement (Derop et al., 1980) (b.) Influence de la vitesse de déformation sur la position du palier athermique (Derop et al., 1980)

Ces essais de traction pour des vitesses de déformation imposées différentes, température et microstructure égales par ailleurs, permettent de calculer le paramètre SRS à température donnée :

$$SRS = \frac{\Delta\sigma}{\Delta \log \dot{\epsilon} P} \quad (5.4)$$

L'évolution du SRS en fonction de la température est présentée sur la figure 5.4 (d.).

La perte de ductilité caractérisée par la diminution du SRS a pour conséquence :



- Une contrainte d’écoulement quasiment constante et donc indépendante de la température comme illustré sur la figure 5.4 (b.)
- Une ductilité localement diminuée : l’élongation à rupture et la déformation à l’initiation de la localisation chutent drastiquement comme illustré sur la figure 5.4 (d.)
- Une valeur maximale pour le coefficient d’écrouissage à la contrainte  $n$  de la loi d’Hollomon  $\sigma = K\varepsilon^n$  comme illustré sur les figures 5.4 (e.) et (f.)

Les tendances d’évolution des paramètres en fonction de la température intégrant les anomalies dues au DSA sont résumées sur la figure 5.4.

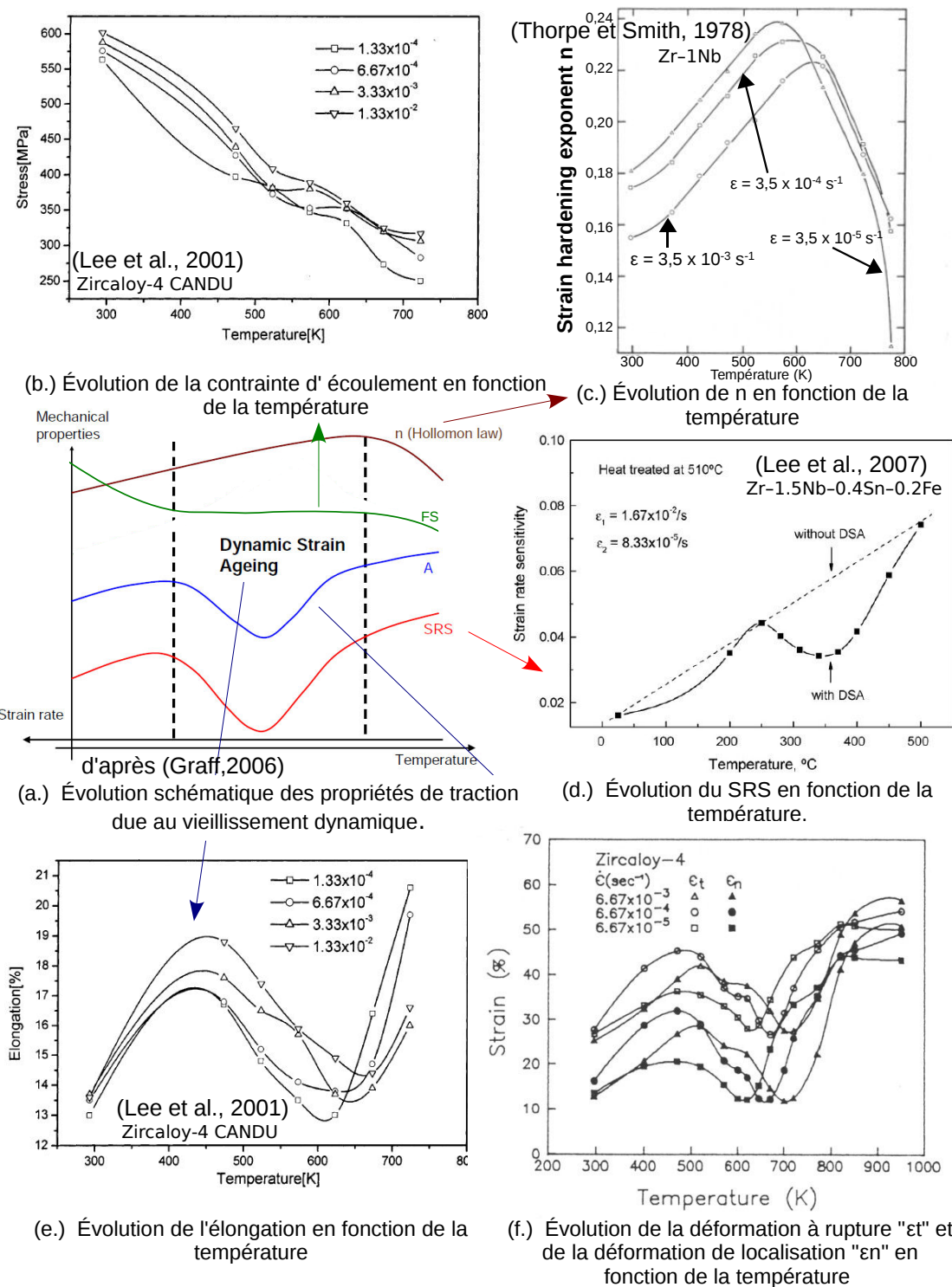


FIGURE 5.4: Évolution schématique des propriétés de traction dues au vieillissement dynamique d'après (Graff, 2006) (a.). Plusieurs auteurs ont établi expérimentalement l'influence du plateau athermique sur (b.) la contrainte d'écoulement (Lee et al., 2001) (c.) le paramètre  $n$  (loi d'Hollomon) (Thorpe et Smith, 1978) (d.) le SRS (Lee et al., 2007) (e.) l'élongation (Lee et al., 2001) (f.) la déformation à rupture et la déformation de localisation (Ahn et Nam, 1990)

Pour le matériau testé par Robinet, le plateau de vieillissement dynamique est observé entre 300°C et 400°C.

### 5.2.3.2 Évolution des paramètres du modèle avec la température

À partir des données bibliographiques résumées dans la section précédente, il est possible de corrélérer l'évolution de certaines grandeurs mécaniques ( $\sigma$ ,  $\varepsilon$ ,  $\dot{\varepsilon}$ ) avec la température à celle des paramètres du modèle.

- Le SRS peut être corrélé au paramètre visqueux  $m$  du modèle qui permet de calibrer la sensibilité de la contrainte d'écoulement à la vitesse de déformation visco-plastique. Le paramètre  $m$  devra présenter une évolution inverse à celle du SRS telle qu'illustrée sur la figure 5.4 (d.).
- La contrainte d'écoulement peut être corrélée au paramètre visqueux  $\dot{\varepsilon}_0$  qui gère le niveau de contrainte la visqueuse et donc la contrainte d'entrée en plasticité. Lorsque  $\dot{\varepsilon}_0$  augmente, la contrainte d'écoulement diminue. Aussi,  $\dot{\varepsilon}_0$  devra présenter une évolution inverse à celle de la contrainte d'écoulement telle qu'illustrée sur la figure 5.4 (a.).
- L'évolution de l'allongement réparti avec la température peut être corrélée aux paramètres  $p_i$  du modèle qui calibrent les régimes d'écrouissage. Plus l'allongement réparti est important, plus la valeur asymptotique du régime d'écrouissage est atteinte pour des valeurs de déformation importantes. Par ailleurs, plus le paramètre  $p$  est important, plus les régimes d'écrouissage atteindront leur valeur asymptotique à faible déformation. Aussi, les paramètres  $p_i$  devront suivre l'évolution inverse de celle de l'allongement avec la température présentée sur la figure 5.4 (e.).
- Par ailleurs, (Geyer, 1999) a montré que la contrainte interne diminue avec la température. En revanche, la forme de l'évolution de la contrainte avec la déformation est conservée. Aussi, le paramètre  $\gamma$  qui calibre la valeur asymptotique de l'écrouissage cinématique devra diminuer avec la température proportionnellement à la valeur de  $p$  pour conserver la cinétique de l'établissement du régime cinématique.

Les évolutions des paramètres  $\nu$ ,  $E$  et  $K$  en fonction de la température ont été définies dans le chapitre 4. Le coefficient de poisson  $\nu$  et le paramètre visqueux  $K$  sont conservés constants en fonction de la température. Ces paramètres valent respectivement 0,36 et 100 MPa. Le module de Young  $E$  évolue avec la température selon la formule définie par l'équation 4.42 (Northwood et al., 1977b).

Connaissant les évolutions attendues avec la température, les paramètres isotropes du modèle sont identifiés à partir des essais de traction et de torsion. Les calculs sont effectués sur un point matériel. Ainsi, nous travaillons dans le cadre de l'hypothèse d'un tube mince. Ces valeurs sont reportées dans le tableau 5.5 et leur évolution en fonction de la température est représentée sur les figures 5.5 (a.), (b.), (c.) et (d.). Les évolutions sont cohérentes vis à vis des corrélations définies précédemment dont la dépendance de grandeurs mécaniques à

la température.

Températures	20°C	250°C	300°C	350°C	400°C
$\nu$	0,36	0,36	0,36	0,36	0,36
$E$ (MPa)	95 000	82 600	79 900	76 800	73 900
$m$	9,5	13,5	16	40	16
$K$ (MPa)	100	100	100	100	100
$\dot{\epsilon}_0$ ( $s^{-1}$ )	$8 \cdot 10^{-12}$	$1 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$
$y$ (MPa)	95,0	67,0	66,0	62,0	45,0
$p$	350	247	243	229	166
$p1$	50	35	36	39	51
$p2$	15	10	10	11	15

TABLE 5.5: Synthèse des valeurs identifiées des paramètres isotropes du modèle aux différentes températures exploitées

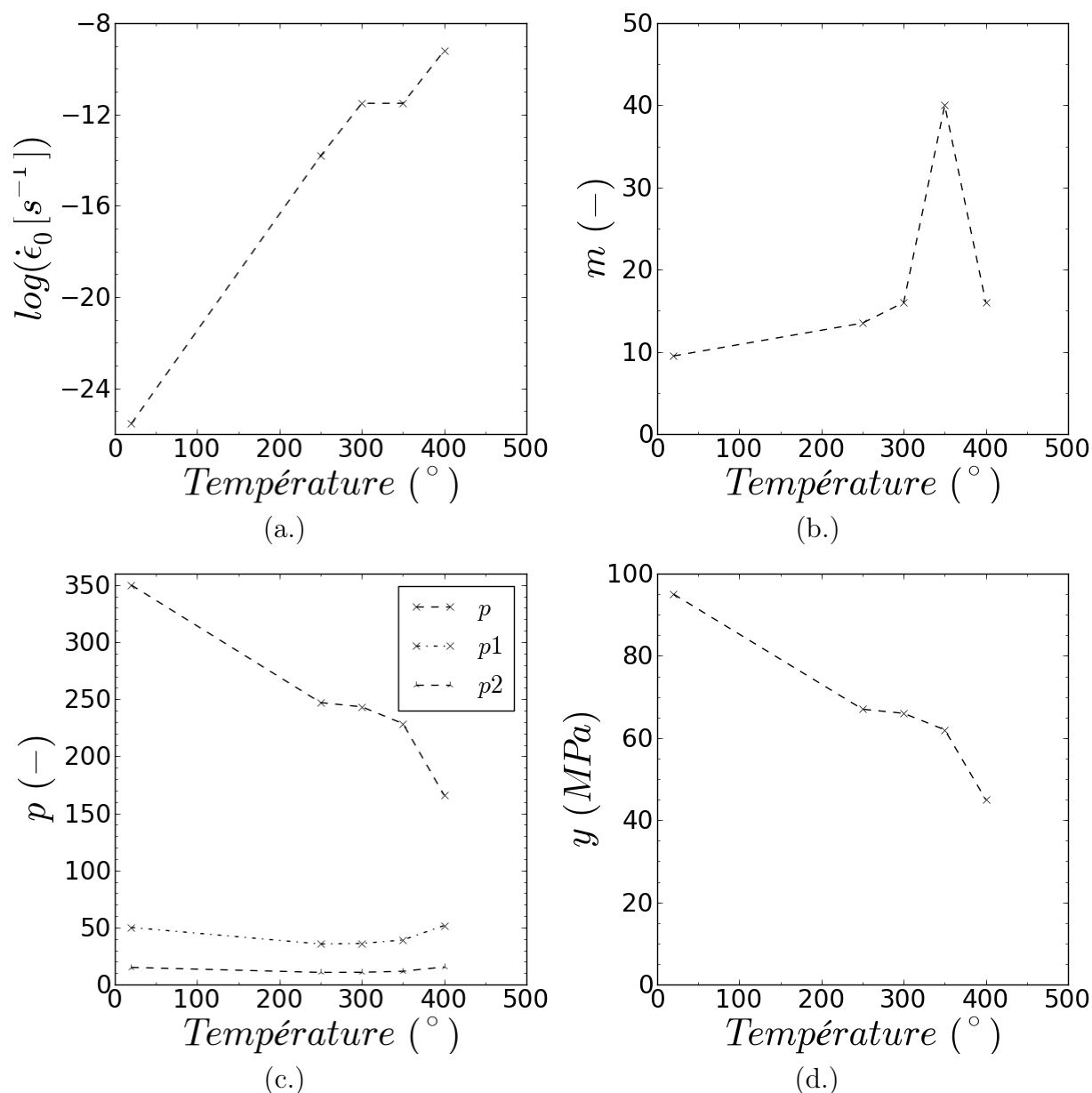


FIGURE 5.5: Évolution des paramètres du modèle en fonction de la température : (a.)  $\log(\dot{\epsilon}_0)$ ; (b.)  $m$ ; (c.)  $p$ ,  $p_1$  et  $p_2$ ; (d.)  $y$

### 5.3 Résultats de la transférabilité sur tube

Dans cette section, les résultats de simulation obtenus pour la base des essais de Robinet sur tube sont comparés aux mesures.

### 5.3.1 Chargements uniaxiés

Dans un premier temps, les essais uniaxiés qui ont permis d'identifier les paramètres isotropes sont présentés.

#### 5.3.1.1 Essais de traction axiale

Les essais de traction axiale à 20°C, 300°C, 350°C, et 400°C sont respectivement présentés sur les figures 5.6, 5.7, 5.8 et 5.9. Les figures (a.) présentent les courbes contrainte/déformation et les figures (b.) présentent les courbes  $f(\epsilon_{zz}^{PDp}) = \epsilon_{\theta\theta}^{PDp}$ .

Les essais à 20°C sont les seuls à être simulés avec la loi identifiée à partir des essais sur tôle uniquement, qu'il s'agisse des paramètres "isotropes" ou "anisotropes". Ainsi toutes les grandeurs simulées, tel que le niveau de contrainte, peuvent être comparées à la mesure pour valider la transférabilité du modèle des tôles aux tubes. Les contraintes simulées sont sous-estimées par rapport à la mesure. Cette tendance a été également observée pour les essais de traction sur tôle effectués à 20°C et à faible vitesse ( $10^{-4} s^{-1}$ ). De ce point de vue, les résultats sur tôle sont cohérents avec les résultats sur tube.

Pour les autres températures, les paramètres "isotropes" ayant été identifiés à partir des essais sur tube, la comparaison du niveau de contrainte entre la simulation et la mesure ne donne qu'une information sur la qualité de l'identification. En revanche, les paramètres "anisotropes" ayant été conservés identiques à ceux identifiés sur la base expérimentale sur tôle, la comparaison de l'anisotropie en déformation issue de la mesure et de la simulation constitue une réelle évaluation de la transférabilité de la loi de la tôle vers le tube. Quelque soit la température, les rapports  $\epsilon_{\theta\theta}^{PD} / \epsilon_{zz}^{PD}$  sont légèrement sous-estimés par la simulation. Cette sous-estimation avait déjà été observée pour les essais de traction sur tôle.

En résumé, pour les essais de traction axiale, l'anisotropie imposée par le modèle est tout de même jugée transférable de la base sur tôle à la base sur tube.

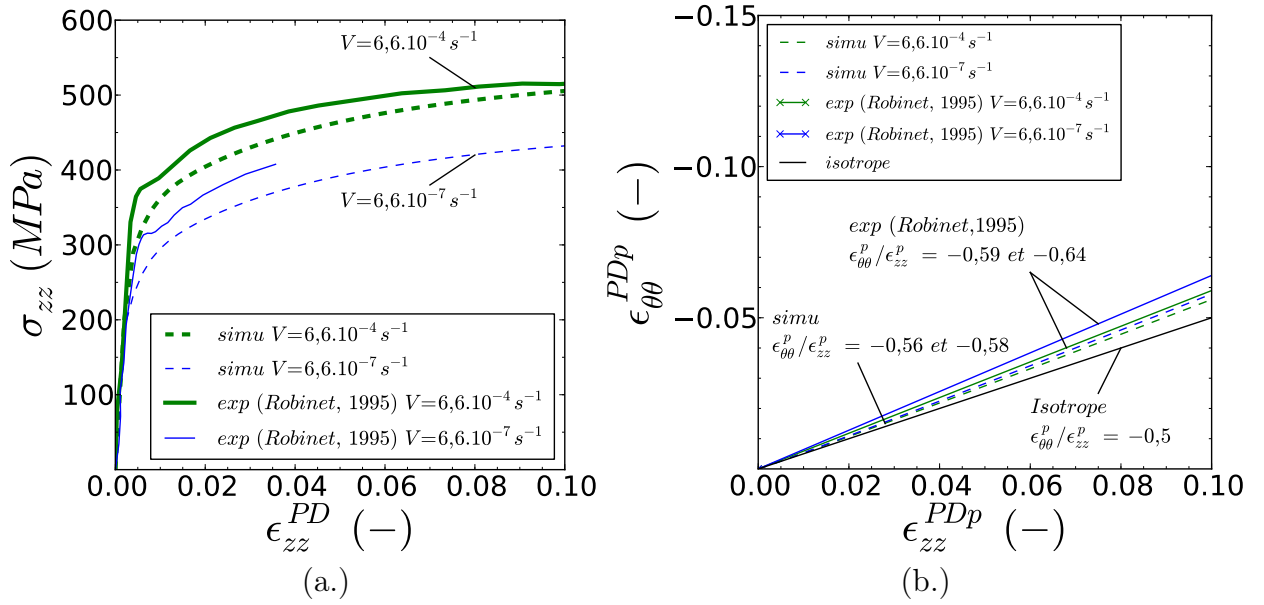


FIGURE 5.6: Comparaison des essais et des simulations de chargement de traction axiale sur tube à 20°C et aux vitesses de  $6,6.10^{-4}$  et  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  : courbe contrainte déformation (a.) et courbe  $f(\epsilon_{zz}^{PDp}) = \epsilon_{\theta\theta}^{PDp}$  (b.)

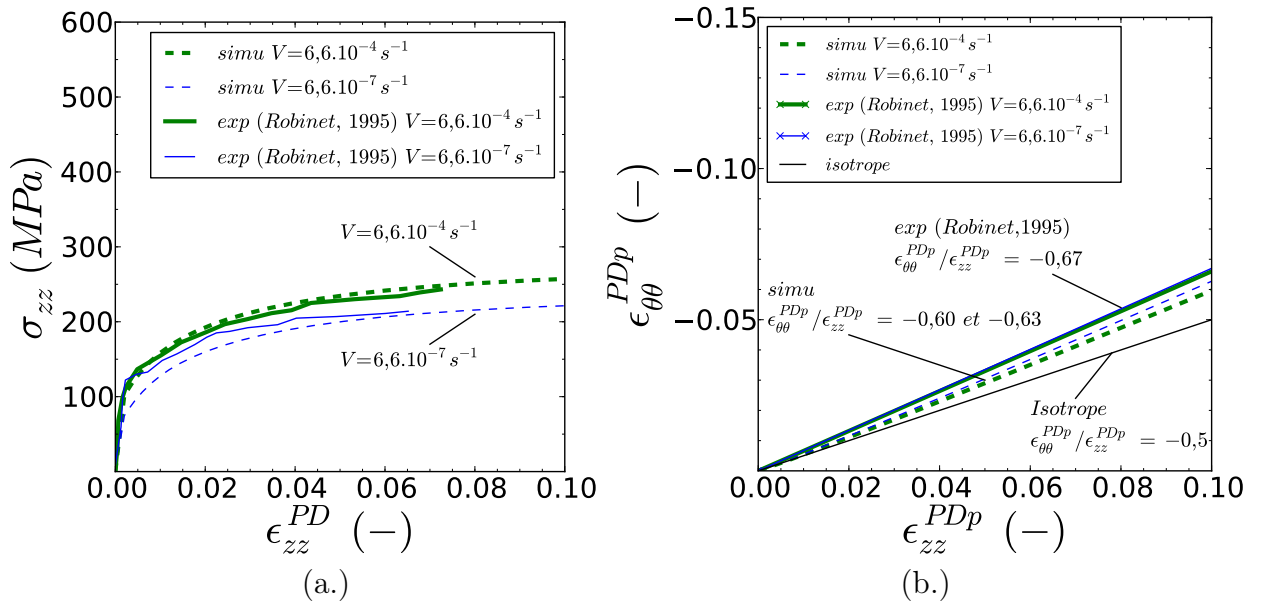


FIGURE 5.7: Comparaison des essais et des simulations de chargement de traction axiale sur tube à 300°C et aux vitesses de  $6,6.10^{-4}$  et  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  : courbe contrainte déformation (a.) et courbe  $f(\epsilon_{zz}^{PDp}) = \epsilon_{\theta\theta}^{PDp}$  (b.)

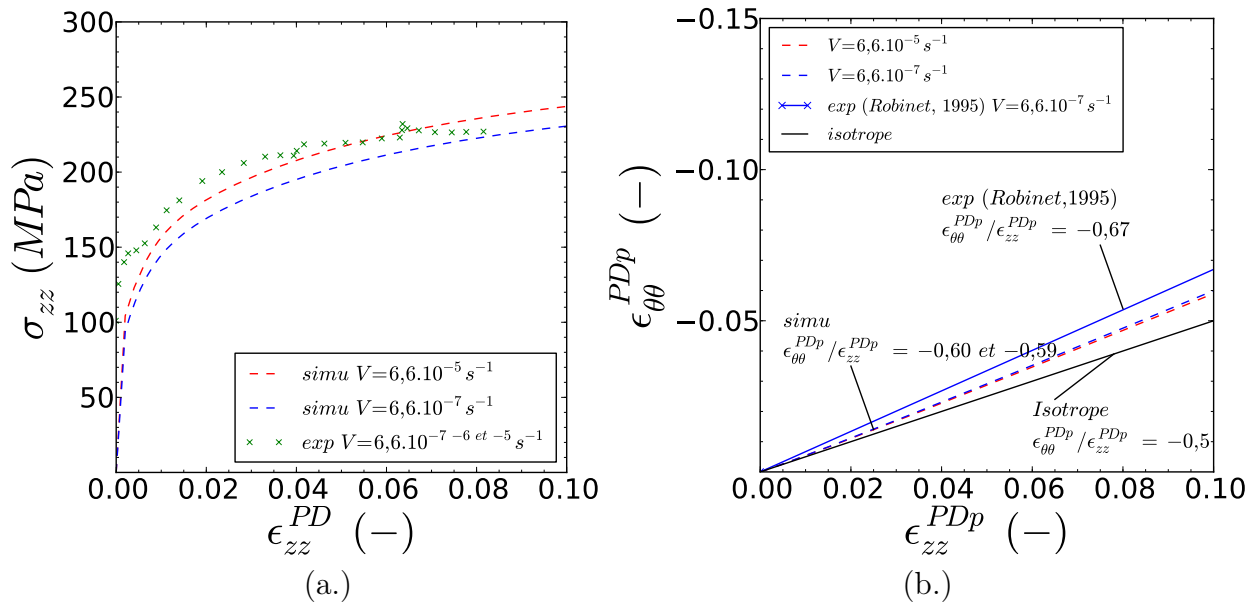


FIGURE 5.8: Comparaison des essais et des simulations de chargement de traction axiale sur tube à 350°C. Les simulations sont réalisées à  $6,6.10^{-5}$  et  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  et les données expérimentales correspondent à un chargement de traction avec sauts de vitesse de déformation de  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  à  $6,6.10^{-6} s^{-1}$  puis  $6,6.10^{-5} s^{-1}$  : courbe contrainte déformation (a.) et courbe  $f(\epsilon_{zz}^{PDp}) = \epsilon_{\theta\theta}^{PDp}$  (b.)



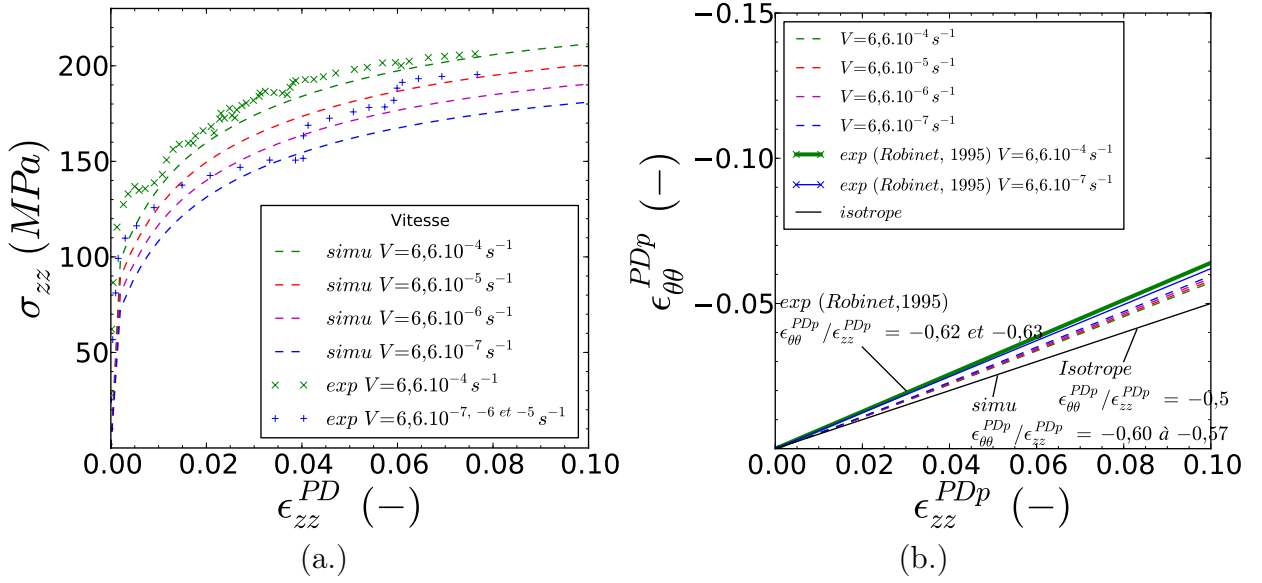


FIGURE 5.9: Comparaison des essais et des simulations de chargement de traction axiale sur tube à 400°C. Les simulations sont réalisées à des vitesses comprises entre  $6,6.10^{-4}$  et  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  et les données expérimentales correspondent à un chargement de traction à  $6,6.10^{-4}$  et à un chargement avec sauts de vitesse de déformation de  $6,6.10^{-7} s^{-1}$  à  $6,6.10^{-6} s^{-1}$  puis  $6,6.10^{-5} s^{-1}$  : courbe contrainte déformation (a.) et courbe  $f(\epsilon_{zz}^{PD}) = \epsilon_{\theta\theta}^{PD}$  (b.)

### 5.3.1.2 Essais de torsion cyclique sur tube

Dans la base expérimentale de (Robinet, 1995), des essais de torsion cyclique sur tube sont aussi disponibles à 350°C. Le chargement de torsion sur tube est intéressant car il est équivalent à un chargement de cisaillement pur sur tôle exploité dans cette thèse, ce qui permet donc d'enrichir la vérification de transférabilité du modèle entre les deux types de produit. Les courbes de contrainte/déformation simulées de ces essais sont comparées aux réponses expérimentales (figure 5.10). Le comportement est bien prédit pour les trois amplitudes de déformation appliquées (pilotage des essais en déformation). En effet, le modèle permet de bien représenter à la fois la perte de linéarité aux droits des différentes entrées en plasticité et l'érouissage. La mesure et la simulation du comportement lors du changement de sens de sollicitation sont très proches (écarts inférieurs à 5%) à l'inverse de ce qui avait été observé pour les tôles. Néanmoins, il faut nuancer ces résultats puisque les déformations demeurent inférieures à 1%. Des essais de torsion pure cyclique avec une amplitude de l'ordre de 2% sont également disponibles dans les travaux de Robinet à 20°C et 350°C et sont respectivement présentés sur la figure 5.11 (a.) et sur la figure 5.12 (a.). À 20°C le comportement est bien prédit puisque la différence des aires sous la courbe entre la simulation et la mesure représentée par la grandeur  $W$  est inférieure à 5%. Cependant, dans ce cas, il est difficile d'évaluer le modèle lors du changement de sens de sollicitation puisque la mesure n'est pas accessible sur la portion de courbe d'intérêt. À 350°C, le comportement est

moins bien prédit avec un  $W$  de l'ordre de 20%, qui est principalement du à une prédiction de l'érouissage plus importante que la mesure ; en effet, la courbe contrainte-déformation présente une forte inflexion lors de l'entrée en plasticité. Néanmoins, le résultat issu de la simulation de l'étude est très proche du résultat simulé tiré de l'étude de Robinet lors de laquelle le modèle DRS a été utilisé. C'est pourquoi nous estimons que la transférabilité du modèle des essais de cisaillement sur tôle aux essais de torsion sur tube est acceptable.

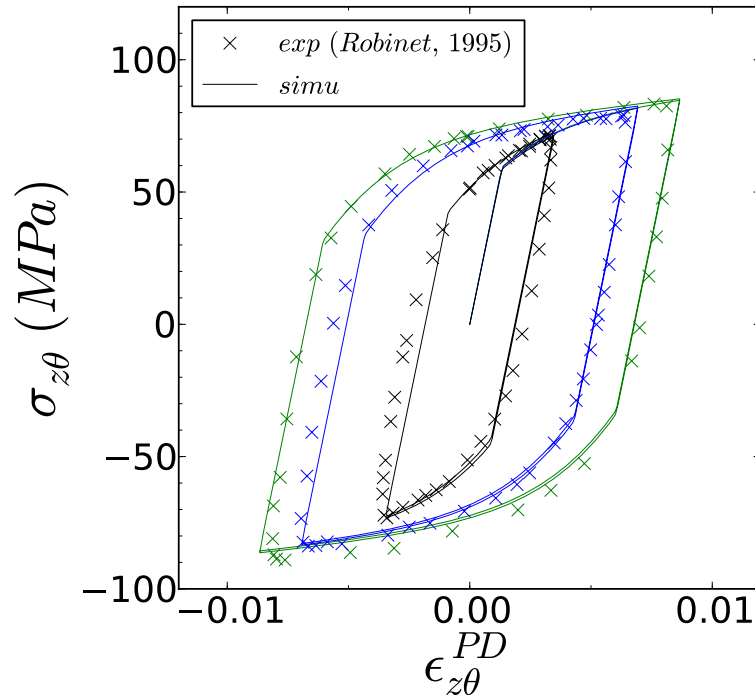


FIGURE 5.10: Essais de cisaillement cyclique sur tube à 350 °C : comparaison entre expérience et simulation

La transférabilité du modèle dans le cas de chargement uniaxial de traction et de torsion était attendue puisque la base d'identification sur tôle présente à la fois des essais de traction et des essais de cisaillement.

### 5.3.2 Chargements biaxiés

Les deux types de chargement biaxial de traction/torsion et de traction/pression interne sont présentés ci-dessous.

#### 5.3.2.1 Essais de traction/torsion

Les différents essais de traction/torsion à 20°C et 350°C sont respectivement présentés sur la figure 5.11 et sur la figure 5.12. Pour certains chargements à 350°C, le modèle de l'étude a pu être comparé à la fois au modèle de Robinet et à la mesure. Par ailleurs, les

comparateurs globaux d'aires sous les courbes contrainte/déformation  $W$  ont été calculés pour les modèles. À partir des  $W$ , il est clair que dans un premier temps le comportement est mieux simulé par notre modèle à 20°C qu'à 350 °C. En effet, à 20°C, les valeurs de comparateurs  $W$  sont assez proches des valeurs seuils de 0,1 quelle que soit la biaxialité étudiée. En revanche à 350°C, le seuil est parfois largement dépassé. En moyenne de toutes les biaxialités exploitées, les  $W$  moyens notés  $\bar{W}$  obtenus pour l'étude sont de 0,084 et 0,17 respectivement à 20°C et 350°C.  $\bar{W}$  correspond à la moyenne arithmétique des  $W$  calculés pour tous les essais biaxiés de traction/torsion à une température donnée. Pour comparaison, pour les essais de traction/torsion à 350°C, le comparateur moyen  $\bar{W}_{rob}$  obtenu par le modèle DRS identifié par Robinet (Robinet, 1995) est de 0,13. Le modèle de Robinet est ainsi bien plus prédictif pour les essais biaxiés à 350°C que le modèle de l'étude. Toutefois, notons que ces essais ont été directement utilisés dans la base d'identification du modèle par Robinet ce qui n'est pas le cas dans les présents travaux et pourrait justifier l'écart de précision. Il n'en demeure pas moins que les résultats de traction/torsion issus du modèle de l'étude ne sont pas acceptables à 350°C. Ces résultats démontrent les limites de l'identification de modèles à partir d'une base de données expérimentale simple basée sur des essais uniaxiés, et ce, même enrichie des mesures de rapport de déformation de type coefficients de Lankford.

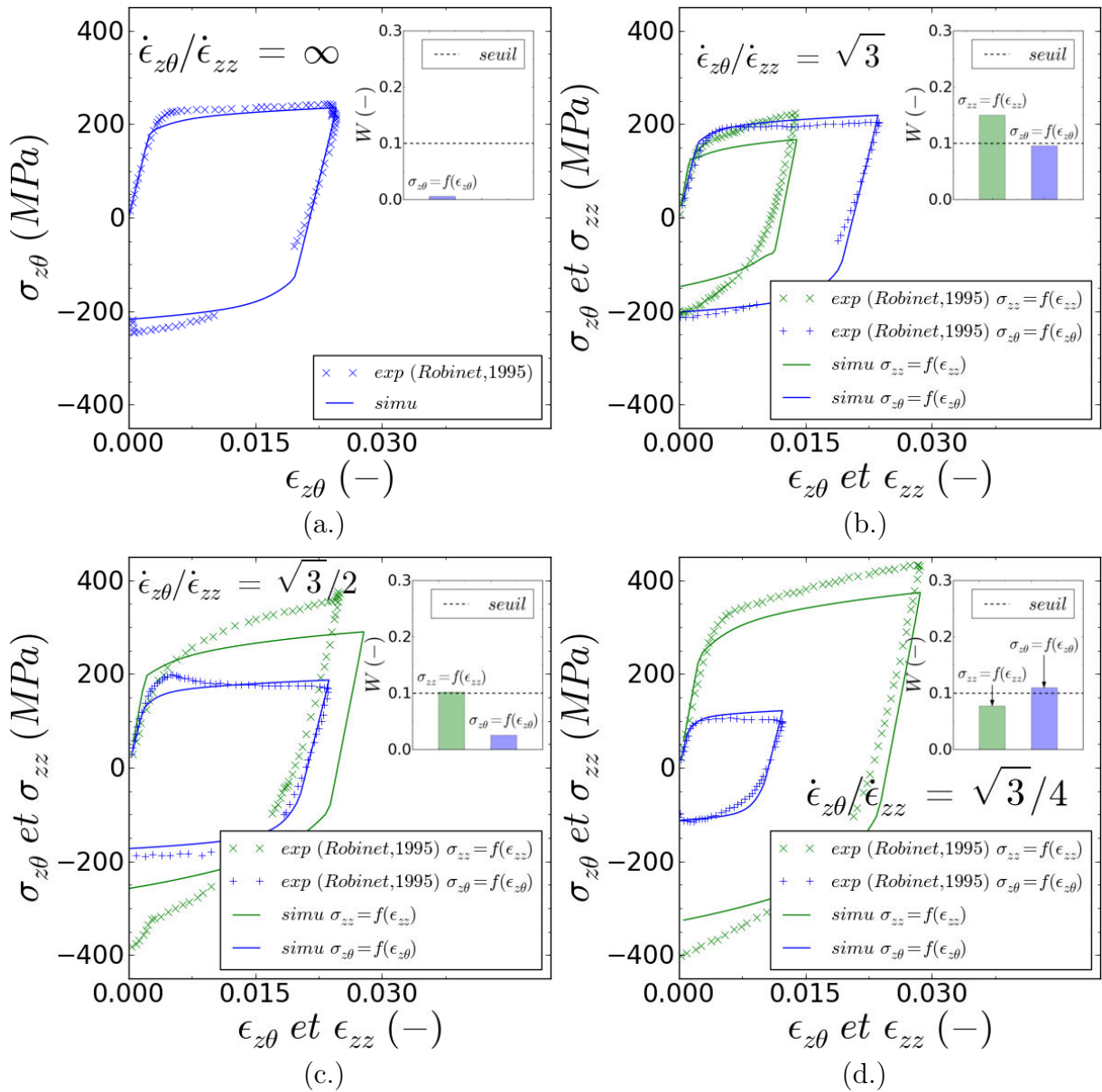


FIGURE 5.11: Comparaison des essais (Robinet, 1995) et des simulations de chargement de traction/torsion à 20°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/2$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/4$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

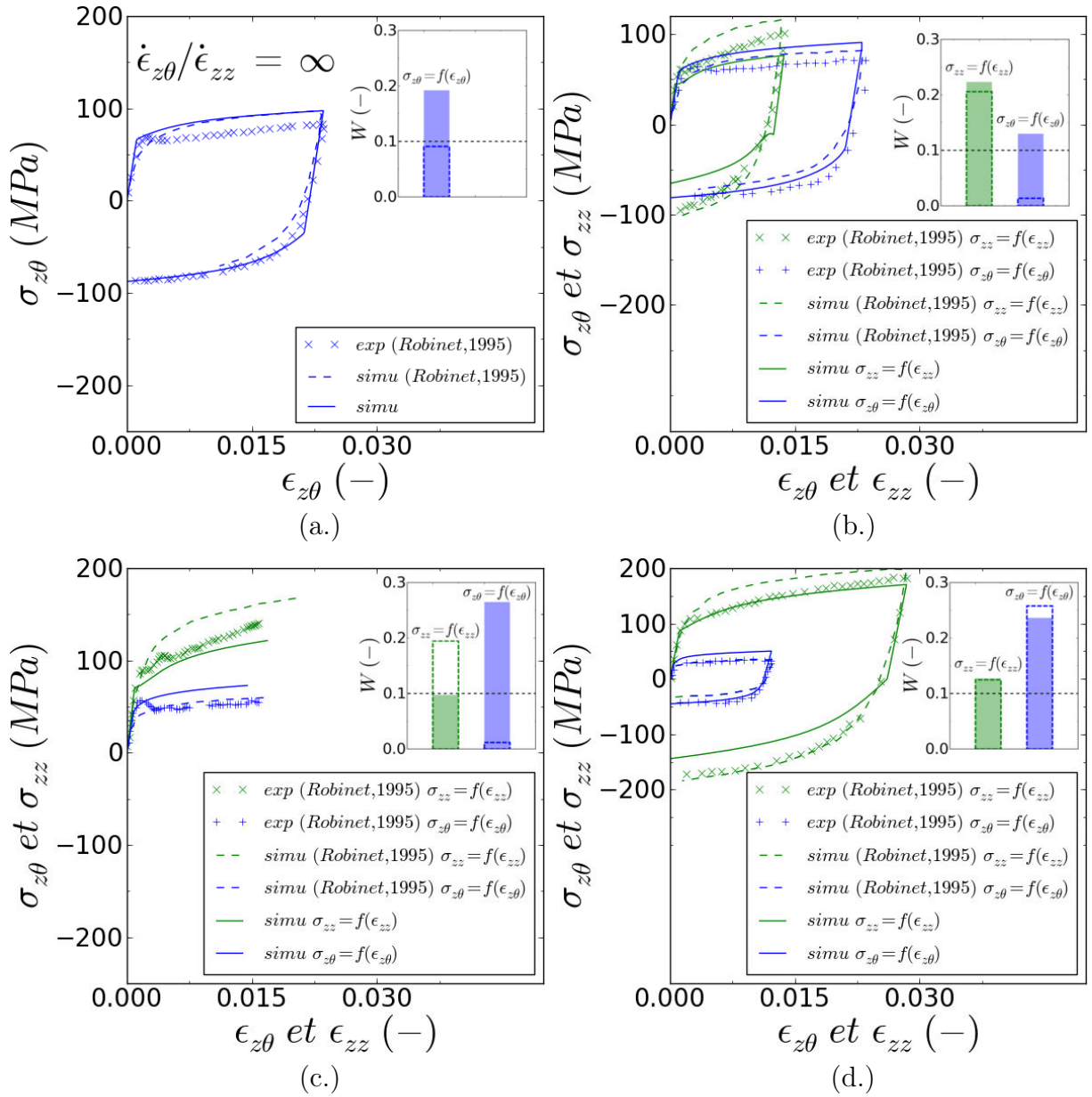


FIGURE 5.12: Comparaison des essais (Robinet, 1995) et des simulations de chargement de traction/torsion à 350°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/2$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/4$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

### 5.3.2.2 Essais de traction/pression interne

Les essais de traction/pression interne à 350°C simulés comparés à la mesure et, pour certains cas, au modèle de Robinet sont présentés sur la figure 5.13. Comme pour les essais de traction/torsion à 350°C, les comparateurs  $W$  sont parfois très largement dépassés. Néanmoins, en moyenne sur les deux chargements  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = 0$  et  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , la moyenne des comparateurs  $W$  obtenus sont assez proches (i.e 0,156 avec le modèle de Robinet et 0,123 avec

le modèle de l'étude). Pour terminer la moyenne des  $\bar{W}$  obtenus pour les quatre chargements de l'étude est de 0,13. Pour les chargements de traction/pression interne, la transférabilité du modèle de la tôle au tube est jugée acceptable car d'une part le comparateur moyen  $\bar{W}$  se rapproche du seuil critique de 0,1 et d'autre part le modèle est plus prédictif que celui de Robinet pour ces essais.

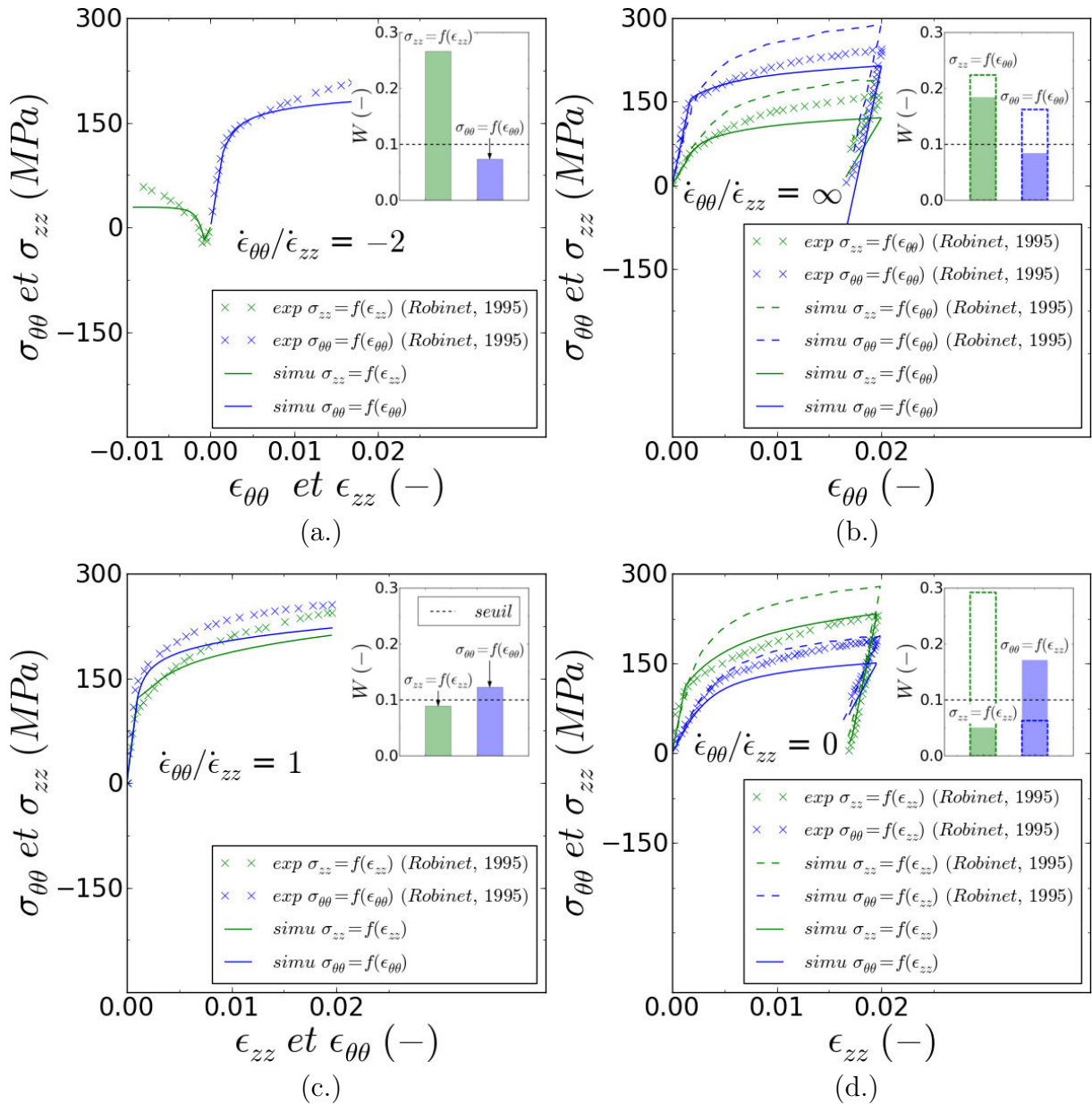


FIGURE 5.13: Comparaison des essais (Robinet, 1995) et des simulations de chargement de traction/pression interne à 350°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = -2$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = 1$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = 0$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

### 5.3.3 Synthèse

La transférabilité du modèle de la tôle au tube s'est avérée acceptable pour les chargements uniaxiés. Dans le cas des essais biaxiés, la transférabilité est jugée, elle aussi, acceptable pour les essais de traction/torsion à 20°C et de traction/pression interne à 350°C. En revanche, elle n'est pas acceptable pour les essais de traction/torsion à 350 °C. Dans la suite de ce travail, les paramètres anisotropes sont, eux aussi, réévalués à partir de l'apport d'un essai biaxié en plus de la base de données sur tôle afin d'évaluer l'apport d'un tel chargement sur la qualité de l'identification.

## 5.4 Ajustement des coefficients des matrices d'anisotropie à partir d'un essai biaxié

Afin de réévaluer les paramètres anisotropes du modèle, c'est l'essai de traction/pression-interne présentant une équibiaxialité en déformation qui est choisi pour compléter la base sur tôle. Cet essai a été sélectionné car la condition d'équibiaxialité fait partie des chargements pertinents pour la représentativité des conditions de sollicitation imposées à la gaine lors d'un RIA.

Pour cette identification, une stratégie est adoptée. Afin d'optimiser la calibration du modèle il est alors nécessaire d'identifier les composantes des matrices d'anisotropie  $\mathbb{M}$ ,  $\mathbb{N}$  et  $\mathbb{Q}$  qui auront le plus d'influence sur les résultats de l'essai de traction/pression interne équibiaxié. Dans ce but, la contrainte équivalente  $\bar{\sigma}$  au sens de Hill est exprimée en fonction des composantes de la matrice orthotrope  $\mathbb{M}$  du modèle :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2} (M_{11}\sigma_{rr}^2 + M_{22}\sigma_{\theta\theta}^2 + M_{33}\sigma_{zz}^2 + 2(M_{12}\sigma_{rr}\sigma_{\theta\theta} \quad (5.5)$$

$$+ M_{13}\sigma_{rr}\sigma_{zz} + M_{23}\sigma_{\theta\theta}\sigma_{zz} + 1/2M_{44}\sigma_{r\theta}^2 + 1/2M_{55}\sigma_{\theta z}^2 + 1/2M_{66}\sigma_{zr}^2)^2 \quad (5.6)$$

Pour une sollicitation equibiaxiée de traction/pression interne associée à l'hypothèse d'un tube mince, seules les contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{\theta\theta}$  sont considérées significatives. Aussi l'expression de  $\bar{\sigma}$  se simplifie :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2M_{22}\sigma_{\theta\theta}^2 + 3/2M_{33}\sigma_{zz}^2 + 3M_{23}\sigma_{\theta\theta}\sigma_{zz}} \quad (5.7)$$

Les composantes 33 de la matrice  $\mathbb{M}$  étant fixées à 3/2, c'est principalement la composante 22 et dans une moindre mesure la composante 23 des différentes matrices d'anisotropie du modèle qui jouent sur le comportement des essais équibiaxiés de traction/pression interne.

Pour l'identification, les paramètres "anisotropes" issus de l'identification sur la base expérimentale sur tôle sont pris comme valeurs initiales. Dans un premier temps, les valeurs des

composantes 22 et 23 des matrices d'anisotropie sont réajustées afin d'optimiser la prédiction du modèle dans le cas de l'essai sur tube de traction/pression interne. Dans un second temps, les autres paramètres sont réévalués à partir de la matrice expérimentale sur tôle selon la méthodologie décrite dans le chapitre 4 à la différence qu'une plus grande priorité est accordée à la reproduction de l'anisotropie de déformation vis à vis de la reproduction de l'anisotropie de contrainte. Ces deux étapes sont réitérées jusqu'à obtenir une identification minimisant à la fois les écarts pour l'essai sur tube et les écarts de la base sur tôle. Le jeu de paramètres "anisotropes" issu de cette réévaluation du modèle est présenté dans le tableau 5.6.

Paramètres de l'anisotropie							
$\mathbb{M} =$	(	$M_{11}=0,291$	$M_{12}=-0,025$	$M_{13}=-0,266$	$0$	$0$	$0$
		$M_{12}=-0,025$	$M_{22}=0,425$	$M_{23}=-0,400$	$0$	$0$	$0$
		$M_{13}=-0,266$	$M_{23}=-0,400$	$M_{33}=0,666$	$0$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$M_{44}=0,710$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$M_{55}=1,000$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$0$	$M_{66}=1,000$
$\mathbb{N} =$	(	$N_{11}=0,396$	$N_{12}=-0,020$	$N_{13}=-0,376$	$0$	$0$	$0$
		$N_{12}=-0,020$	$N_{22}=0,310$	$N_{23}=-0,290$	$0$	$0$	$0$
		$N_{13}=-0,376$	$N_{23}=-0,290$	$N_{33}=0,666$	$0$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$N_{44}=0,660$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$N_{55}=1,000$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$0$	$N_{66}=1,000$
$\mathbb{Q} =$	(	$Q_{11}=0,216$	$Q_{12}=-0,020$	$Q_{13}=-0,196$	$0$	$0$	$0$
		$Q_{12}=-0,020$	$Q_{22}=0,490$	$Q_{23}=-0,470$	$0$	$0$	$0$
		$Q_{13}=-0,196$	$Q_{23}=-0,470$	$Q_{33}=0,666$	$0$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$Q_{44}=1,000$	$0$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$Q_{55}=1,000$	$0$
		$0$	$0$	$0$	$0$	$0$	$Q_{66}=1,000$

TABLE 5.6: Synthèse des paramètres anisotropes du modèle identifiés à partir de la base expérimentale établie sur tôle complétée d'un essai de traction/pression interne équi-biaxié réalisé sur tube en déformation tiré de l'étude de (Robinet, 1995); équivalence des repères pour les matrices d'anisotropie :  $1 \equiv N \equiv r$ ,  $2 \equiv T \equiv \theta$ ,  $3 \equiv L \equiv z$



### 5.4.1 Résultats

Les résultats de cette réidentification sont présentés dans la suite du document. Ces derniers sont comparés aux résultats issus de l'identification initiale. Tous les essais simulés avec cette réidentification sont reportés dans l'annexe F.

#### 5.4.1.1 Résultats sur tubes

Nous constatons que les niveaux de contrainte des essais de traction sur tube sont très peu impactés par cet ajustement des paramètres anisotropes du modèle. À l'inverse les rapports des déformations  $\epsilon_{00}^{PD}/\epsilon_{zz}^{PD}$  qui étaient sous-estimés avec l'identification exclusivement sur tôle sont dans ce cas systématiquement légèrement sur-estimés comme illustré dans le tableau 5.7.

T (°C)	Vitesse ( $s^{-1}$ )	$Lk^p$ exp (-)	$Lk^p$ ident tôle (-)	$Lk^p$ ident tube (-)
20	$6,6.10^{-4}$	-0,59	-0,56	-0,69
	$6,6.10^{-7}$	-0,64	-0,58	-0,71
300	$6,6.10^{-4}$	-0,67	-0,60	-0,72
	$6,6.10^{-7}$	-0,67	-0,63	-0,76
350	$6,6.10^{-5}$	-0,67	-0,59	-0,73
	$6,6.10^{-7}$	-0,67	-0,60	-0,74
400	$6,6.10^{-4}$	-0,63	-0,57	-0,70
	$6,6.10^{-5}$	-	-0,58	-0,71
	$6,6.10^{-6}$	-	-0,59	-0,72
	$6,6.10^{-7}$	-0,62	-0,60	-0,72

TABLE 5.7: Comparaison des rapports de déformation  $Lk^p$  expérimentaux et simulés selon le modèle identifié sur tôle et le modèle réévalué en intégrant à la base d'identification un essai de traction/pression-interne equibiaxié en déformation sur tube : les  $Lk^p$  simulés sont mesurés à 10% de déformation visco-plastique

Les résultats de simulation des essais biaxiés de traction/pression interne à 350°C, de traction/torsion à 20°C et de traction/torsion sont respectivement présentés sur les figures 5.14, 5.15 et 5.16. Sur ces figures sont comparées les mesures aux modèles identifiés exclusivement sur la base établie sur tôle, et réajustée avec l'essai biaxié sur tube ainsi que la simulation issue des travaux de Robinet quand cette dernière est disponible. Les comparateurs  $W$  sont également reportés pour chaque modèle. Dans la majorité des chargements, la prédiction du

modèle de l'étude est améliorée par l'ajout dans la base d'identification de l'essai équibiaxié de traction/pression interne sur tube. Cette amélioration est quantifiée par la diminution quasi systématique des comparateurs  $W$ . Ainsi l'ajout de l'essai équibiaxié sur tube a permis d'améliorer significativement la prédiction du modèle et de la rendre acceptable pour les différentes classes de chargements biaxiés.

Si la prédiction du modèle est améliorée pour les essais sur tube, il faut encore vérifier l'incidence de cette réévaluation des paramètres du modèle sur la base sur tôle.

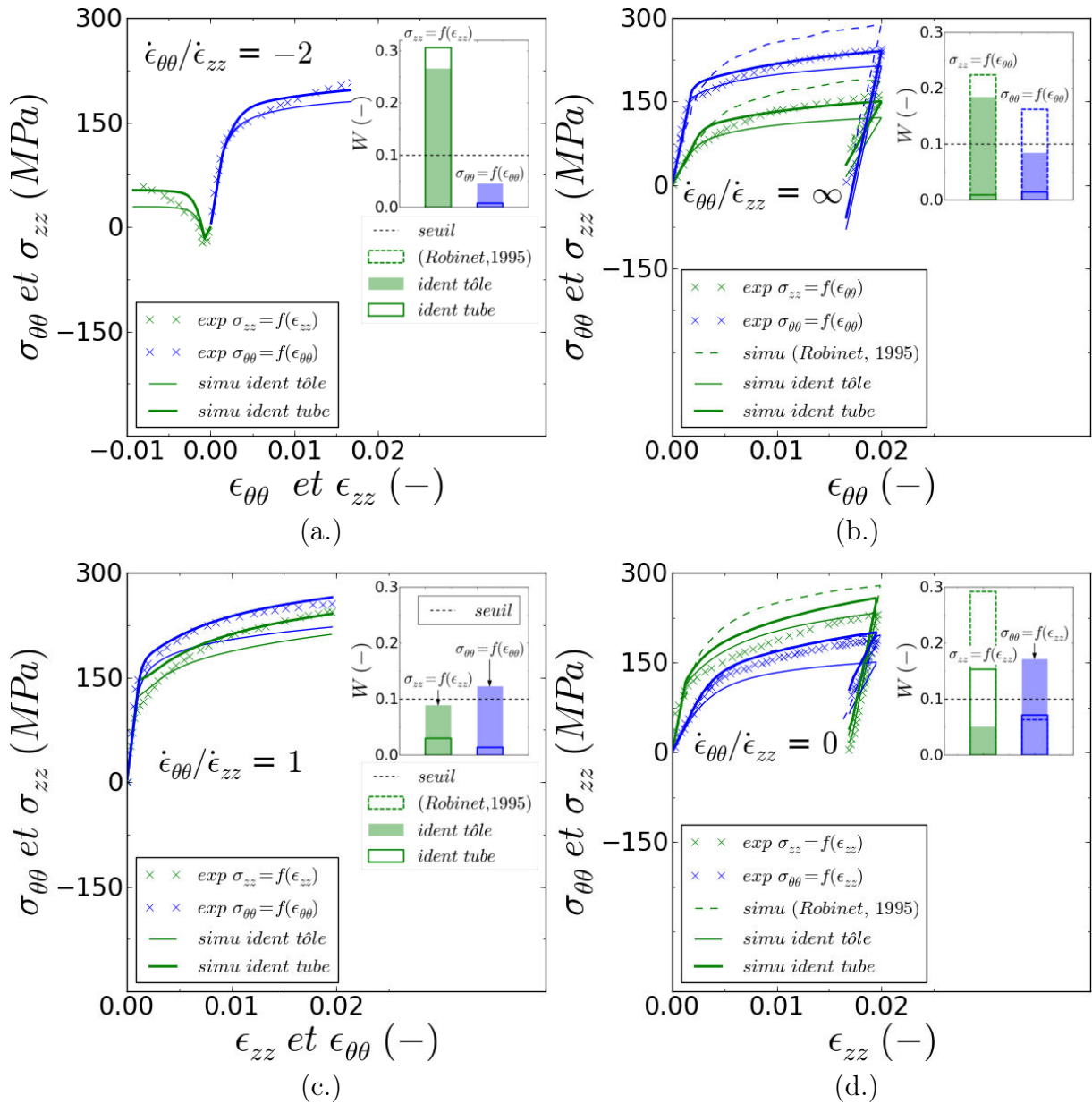


FIGURE 5.14: Comparaison des modèles identifiés avec et sans l'essai sur tube selon des chargements de traction/pression interne à 350°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = -2$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = 1$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = 0$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

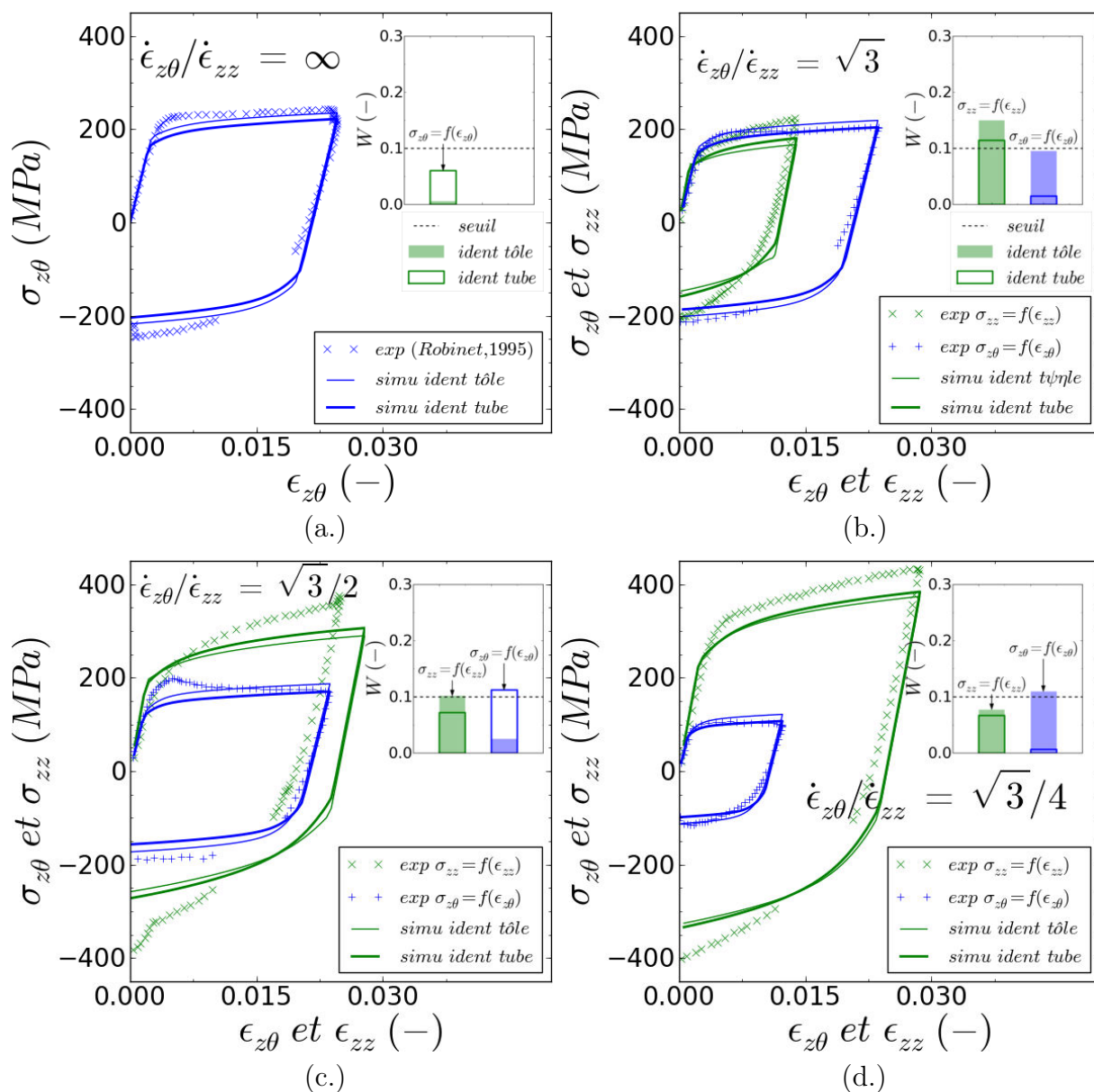


FIGURE 5.15: Comparaison des modèles identifiés avec et sans l'essai sur tube selon des chargements de traction/torsion à 20°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/2$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{z\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/4$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

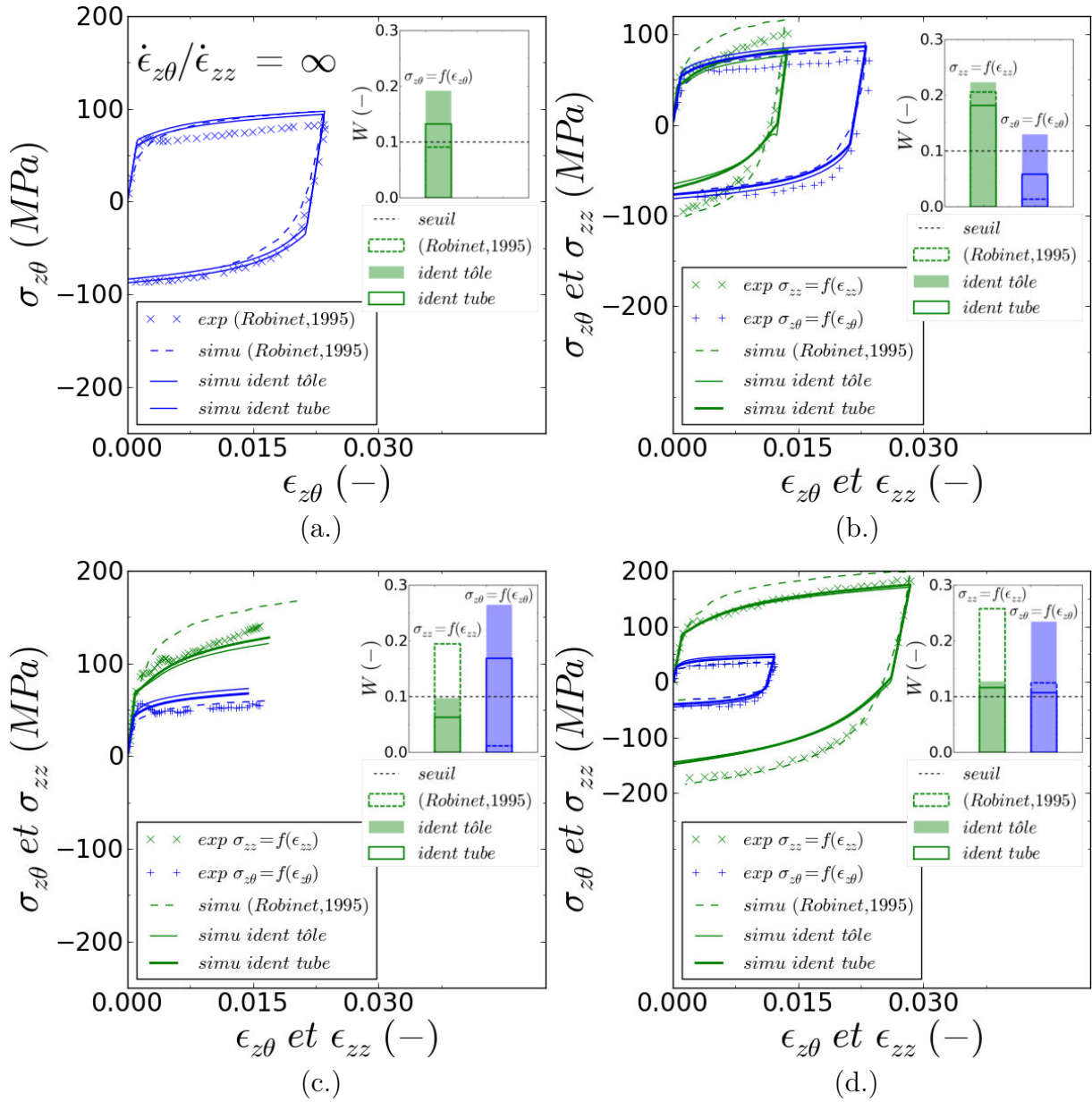


FIGURE 5.16: Comparaison des modèles identifiés avec et sans l'essai sur tube selon des chargements de traction/torsion à 350°C pour différents rapports de biaxialité : (a.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \infty$ , (b.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}$ , (c.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/2$ , (d.)  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}/\dot{\epsilon}_{zz} = \sqrt{3}/4$ ; les comparateurs globaux  $W$  sont également reportés

#### 5.4.2 Influence de la réidentification des coefficients sur la base de données sur tôle

Afin d'évaluer l'incidence de la réévaluation des paramètres anisotropes du modèle sur la base de données établie sur tôle, il est possible de se baser sur les comparateurs  $W$ . Les différents comparateurs globaux  $W$  des essais de traction et de cisaillement cyclique sur tôle

sont reportés sur la figure 5.17 et ce pour l'identification initiale et pour la réévaluation avec l'essai équilibiaxié sur tube. Le comparateur  $W_1$  moyen des essais de traction est quasiment identique pour les deux identifications. En revanche, le comparateur  $W_2$  des essais de traction permettant de quantifier la prédiction de l'anisotropie de déformation est diminué par l'ajout de l'essai sur tube. Par ailleurs le comparateur  $W_1$  des essais de cisaillement est légèrement augmenté. Il s'agit de la conséquence de la priorité mise sur la reproduction de l'anisotropie de déformation par rapport à l'anisotropie de contrainte. Pour les comparateurs moyens reportés sur la figure, les  $W$  sont inférieurs au seuil critique de 0,1.

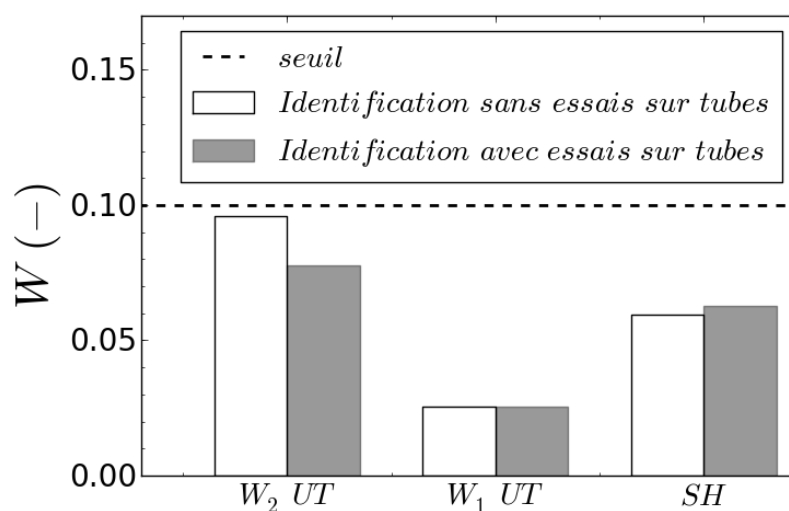


FIGURE 5.17: Critères de comparaison entre simulation et mesure  $W_1$  et  $W_2$  sur la base expérimentale de l'étude sur tôle (UT : moyenne pour tous les essais de traction et SH : moyenne pour tous les essais de cisaillement). Comparaison entre l'identification sur tôles et l'identification réajustée à partir des essais sur tubes de la littérature

En définitif, l'ajout d'un essai équilibiaxié à la base d'identification permet d'améliorer significativement la prédiction du comportement des chargements biaxiés sur tube tout en améliorant l'identification sur tôle. Cet essai spécifique est estimé indispensable à la bonne calibration de l'anisotropie du comportement. Par ailleurs, pour la méthodologie d'identification, il semble préférable de prioriser la reproduction de l'anisotropie de déformation par rapport à l'anisotropie de contrainte. L'inverse avait été appliqué dans le chapitre 4.

### 5.4.3 Evaluation de la réidentification des paramètres d'anisotropie par confrontation aux essais biaxiés de l'étude de (Geyer, 1999)

Dans les travaux de (Geyer, 1999), des essais de traction/pression interne à 20°C et 350°C ont été réalisés sur des gaines en alliages de Zircaloy-4 recristallisé avec différentes biaxialités de contraintes  $\sigma_{\theta\theta}/\sigma_{zz}$  appliquées. Les gaines testées ont un diamètre externe de 9,495 mm, une épaisseur de 0,575 mm et présente une composition chimique ainsi qu'une texture très proches de celles des tubes de l'étude de (Robinet, 1995). Les essais sont réalisés dans un dispositif permettant d'imposer un rapport constant entre effort axiale et pression interne à vitesse de déformation circonférentielle imposée. La vitesse de déformation circonférentielle est imposée à  $2.10^{-4} s^{-1}$ .

Ces essais constituent l'opportunité d'évaluer l'efficacité du modèle réidentifié dans ce chapitre vis à vis de la prédiction de l'anisotropie mécanique pour diverses biaxialités de chargement :  $\sigma_{\theta\theta}/\sigma_{zz}=0; 0,47; 0,62; 0,7; 1; \infty$ . Les essais de traction/pression interne à 350°C sont simulés pour toutes les biaxialités de contrainte testées par (Geyer, 1999) sur un élément de volume avec le modèle réidentifié dans ce chapitre. Lors de la simulation, le déplacement circonférentiel est imposé pour obtenir une vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}$  égale à  $2.10^{-4} s^{-1}$  tandis que le rapport entre contrainte circonférentielle et axiale est imposé constant. Les surfaces de charge obtenues par la simulation à 0,2; 1 et 4% de déformation plastique équivalente au sens de von Mises sont comparées aux résultats expérimentaux sur la figure 5.18. Nous constatons une légère surestimation de l'anisotropie de la surface de charge par le modèle à 0% de déformation plastique équivalente. En revanche à 1 et 4 % de déformation plastique équivalente, les surfaces de charge sont bien reproduites. Ces différences sur la prédiction du modèle concernant l'anisotropie mécanique est le reflet des priorités de l'étude menée qui ne consiste pas à prédire l'entrée en plasticité en particulier mais bien le comportement tout du long de l'érouissage. Au final, les résultats satisfaisants mis en évidence dans ce paragraphe permettent d'être confiant sur la prédiction de l'anisotropie mécanique du modèle identifié.

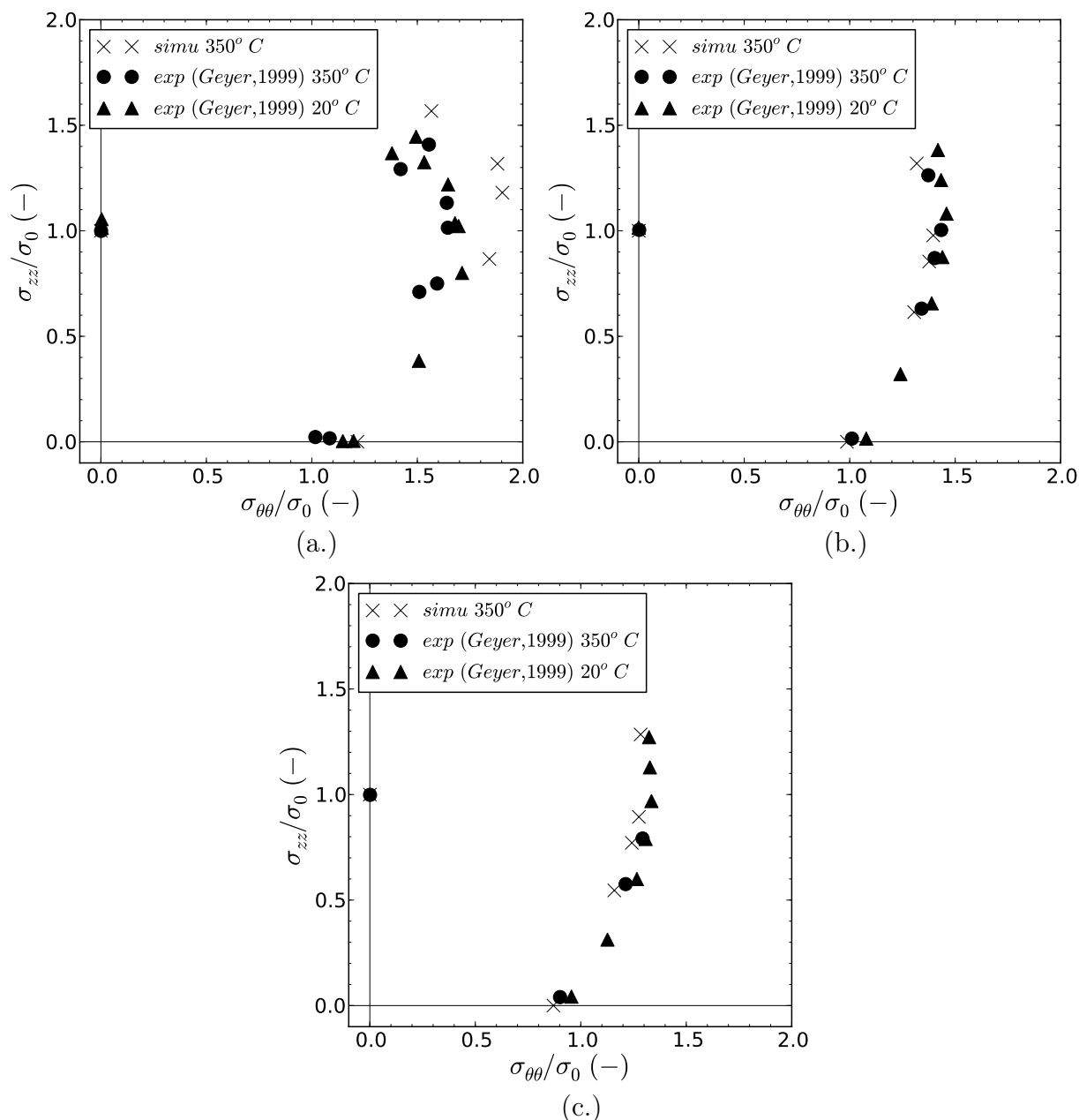


FIGURE 5.18: Contrainte d'écoulement normée avec la contrainte d'écoulement  $\sigma_0$  en traction dans la direction axiale à 20°C et 350°C pour un niveau de déformation plastique équivalente au sens de von Mises de (a.) 0%, (b.) 1% et (c.) 4%

## 5.5 Conclusions

Dans cette partie, la transférabilité du modèle identifié sur une base établie sur tôle à une base établie sur tube a été évaluée. L'identification à partir des essais uniaxiaux sur tôles permet de prédire correctement les essais uniaxiaux sur tube. Bien que ces derniers permettent d'approcher une première description de référence de l'anisotropie de contrainte et de dé-



---

formation des essais biaxiés sur tubes, l'ajout d'un essai biaxié dans la base d'identification s'est avéré salutaire. L'amélioration de la prédiction à la fois sur la base sur tube et sur la base sur tôle est significative. Ces résultats semblent également montrer qu'il est préférable d'appliquer un poids plus important à la minimisation de l'anisotropie de déformation par rapport à la minimisation de l'anisotropie de contrainte lors de l'identification à partir des essais sur tôles.

