

---

## CHAPITRE III

# COMPORTEMENT MECANIQUE DES ASSEMBLAGES COLLES - DEVELOPPEMENT D'UN MODELE PREDICTIF BASE SUR LA THEORIE DU PREMIER GRADIENT DE L'ENDOMMAGEMENT

---

L'étude bibliographique nous a permis de choisir le modèle de premier gradient de l'endommagement pour décrire l'évolution de l'endommagement au sein d'un joint de colle. Ce modèle, validé dans le cadre de l'endommagement volumique du béton et de la fissuration des composites, n'a toutefois jamais été appliqué dans le cadre des assemblages collés. Il est donc nécessaire de vérifier que notre outil de modélisation permet de décrire de manière satisfaisante le comportement des assemblages collés de référence (dans l'état non vieilli). Cette étape indispensable doit aussi permettre d'évaluer de manière quantitative les valeurs des coefficients du modèle caractéristiques du comportement du joint adhésif non vieilli.

Pour mener à bien cette phase d'optimisation du modèle, nous proposerons de confronter les simulations théoriques à l'expérience dans le cadre de deux configurations d'essais particulières:

- dans un premier temps, nous définirons une configuration d'essai en traction homogène. Ce type de sollicitation permettra de simplifier considérablement la résolution du problème mécanique en supprimant les termes relatifs au gradient d'endommagement. La confrontation entre courbes théoriques et données expérimentales nous conduira à apporter des raffinements au modèle pour tenir compte de phénomènes viscoélastiques particuliers. Le modèle optimisé permettra alors d'identifier les coefficients théoriques des équations d'évolution de l'interface dans le cadre d'une sollicitation de type homogène.
  - dans un second temps, une expérience en conditions non homogènes sera proposée et analysée à l'aide du modèle optimisé. On validera ainsi les équations d'évolution de l'interface pour un problème avec gradient d'endommagement, et l'on tentera d'identifier le dernier coefficient du modèle.
-



### III.A. PROBLEME EN CONDITIONS DE TRACTION HOMOGENE

Afin de pouvoir comparer des simulations issues du modèle du premier gradient de l'endommagement avec des résultats expérimentaux, il est nécessaire de se placer dans une configuration d'essai simple, qui permette de résoudre l'équation d'évolution à l'interface de manière analytique.

Les conditions de sollicitation homogènes sont les seules qui permettent la résolution du problème mécanique en réduisant le nombre de coefficients théoriques dans les équations du modèle.

#### III.A.1. Définition de la configuration expérimentale

➤ *Détermination de la configuration de l'essai mécanique*

- **Choix du type d'expérience**

Pour pouvoir s'affranchir du terme en gradient de la variable d'endommagement dans l'équation d'évolution à l'interface, les conditions d'expérimentation doivent être parfaitement homogènes. Deux types d'expériences sont possibles: des expériences de traction et des expériences de torsion. Compte-tenu des appareillages disponibles, notre choix s'est porté sur une configuration d'essai en traction homogène.

- **Choix des matériaux:**

La viscosité et la facilité de mise en œuvre de l'EPONAL 380 nous ont conduit à choisir cet adhésif dans le cadre de nos études des assemblages collés. Nous avons également sélectionné des substrats en acier sur lesquels on observe une bonne adhérence de l'EPONAL 380. En effet, les assemblages acier/EPONAL 380/acier présentent un mode de rupture cohésif. Par ailleurs, l'acier est un matériau élastique linéaire dans la zone de contraintes considérée, ce qui facilite l'exploitation des résultats.

- **Choix de la géométrie et dimensionnement des pièces:**

Pour que le joint adhésif soit soumis à une sollicitation homogène en tout point, il faut recourir à une géométrie tubulaire. En effet, ce type de géométrie permet de maintenir l'ensemble des points du joint à équidistance du point d'application de la force, et garantit un niveau de contrainte uniforme. On choisit donc d'assembler par collage des tubes en acier dont l'épaisseur est relativement faible par rapport au diamètre. Les dimensions des tubes et l'épaisseur du joint sont optimisées de

manière à pouvoir effectuer l'essai jusqu'à la rupture sur la machine équipée d'une cellule de force de 10kN. La résistance à la rupture des assemblages acier/EPONAL 380/ acier étant voisine de 15MPa, nous avons sélectionné des tubes d'une épaisseur de 2mm pour un diamètre externe de 80mm.

➤ *Protocole expérimental*

• **Réalisation du collage**

Le collage des deux tubes est réalisé en maintenant l'assemblage dans une position verticale, afin que le poids du tube supérieur assure la pression nécessaire au maintien du joint de colle pendant la polymérisation. Le collage des deux tubes se réalise de la façon suivante:

- préparation de la surface des tubes collés par ponçage au papier de verre grain fin (240) et dégraissage à l'acétone. Du ruban adhésif de type scotch est appliqué sur la circonférence de chaque tube, juste en dessous de la zone à encoller, pour pouvoir éliminer les éventuelles coulures de colle,
- les deux anneaux servant de support aux capteurs de mesure sont disposés autour du tube inférieur,
- nettoyage du joint en téflon à l'acétone. Il est ensuite disposé entre les deux cylindres, sur lesquels il s'appuie grâce à des rebords intérieurs, afin de maintenir la hauteur du joint de colle pendant la prise. La hauteur du joint de colle est fixée à 3mm. Le joint de téflon garantit également l'étanchéité pour éviter le débordement de l'adhésif à l'intérieur des tubes. Les deux cylindres sont alors placés l'un au-dessus de l'autre,
- mélange de la résine et du durcisseur de l'EPONAL 380 dans les conditions stœchiométriques (rapport 1:1),
- application de la colle dans la zone du joint de colle. La surface extérieure est lissée à la spatule,
- mise en place des deux coques en aluminium autour de l'assemblage collé pour maintenir la coaxialité des deux tubes pendant la prise. Une encoche dans ces coques évite tout contact avec la colle pour éviter leur adhésion sur l'assemblage,
- le montage est placé à l'étuve à 50°C pour s'assurer de la prise complète de l'adhésif. Au bout de 24 heures, le montage est sorti de l'étuve et les deux coques sont enlevées. L'assemblage collé est mis à refroidir à température ambiante,
- éventuellement, après refroidissement, on élimine les coulures en retirant le ruban adhésif et on ponce la surface extérieure du joint de colle afin d'obtenir une surface bien lisse.

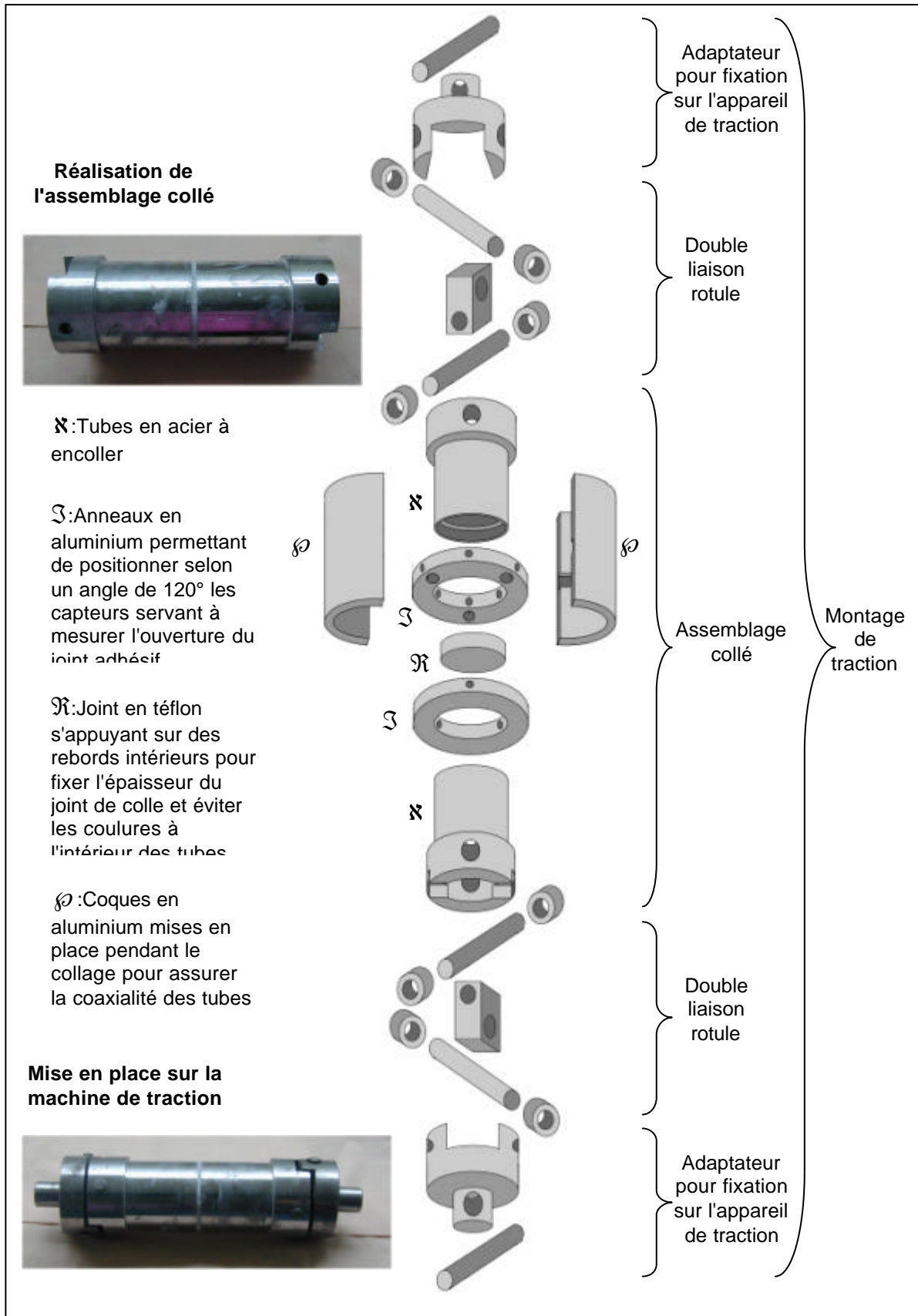


Figure III-A-1: Schéma de l'assemblage collé et du montage nécessaire à la réalisation de l'expérience de traction homogène

### • Mise en place de l'expérience de traction

Les essais mécaniques de traction homogène sur les tubes en acier collés ont été réalisés au LAMI (Laboratoire d'Analyse des Matériaux et Identification), à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées. La machine de traction utilisée est un INSTRON 6022, équipé d'une cellule de force de 10kN.

- Les deux adaptateurs sont mis en place de part et d'autre du montage à l'aide des goupilles et des cales. L'ensemble est alors fixé sur la machine de traction.
- Les deux anneaux servant de support aux capteurs de mesure sont placés parallèlement de part et d'autre du joint de colle et maintenus en position par des vis. Les trois capteurs sont mis en place, de telle sorte qu'ils soient à mi-course. Les capteurs utilisés sont des capteurs LVDT commercialisés par RDP (modèle D5/10 G8), avec une course de  $\pm 0,25\text{mm}$ , préalablement étalonnés sur la machine de traction. Le signal de sortie est enregistré sur l'ordinateur après passage par un amplificateur  $\pm 10\text{V}$ .
- Une fois le collage mis en place sur la machine de traction, l'indicateur de force est remis à zéro, puis le programme de contrôle en force est lancé. Il permet de régler les mouvements de la traverse pour obtenir la force voulue (incrément de position de  $0,01\text{mm}$ , avec une vitesse cible de  $0,02\text{mm/s}$ ). La force de fluage est fixée à 70% de la force à la rupture, soit  $5,5\text{kN}$ . Le programme d'acquisition enregistre les données de la cellule de force et celles des trois capteurs de déplacement à chaque point de mesure (généralement toutes les millisecondes).

### III.A.2. Résolution théorique à partir du modèle initial

Afin de pouvoir comparer la solution analytique du modèle à nos résultats expérimentaux, il convient de résoudre l'équation d'évolution à l'interface (ID-54) dans les conditions de l'essai mécanique mis en place, c'est-à-dire dans le cadre d'un assemblage sollicité en traction homogène constante. Dans ce cas, le gradient de la variable d'endommagement s'annule, et le joint de colle n'est soumis à aucune action extérieure non mécanique. L'équation se simplifie donc pour devenir:

$$C_{\text{vit}} \cdot \frac{d\beta}{dt} + \frac{k}{2} \cdot |\bar{u}|^2 = \omega \quad (\text{IIIA-1})$$

Dans le cas de l'essai de traction homogène, seule la rigidité en traction de l'adhésif intervient. On considère donc  $k_z$ , la composante du paramètre de rigidité de la colle en traction. En effet, rien ne nous indique que les propriétés de l'adhésif sont isotropes.

Le problème étant homogène et de symétrie cylindrique, on se place en coordonnées cylindriques. On peut ramener l'étude à un élément d'épaisseur ( $R_e-R_i$ ), placé à une distance  $R_i$  de l'axe de rotation, et de largeur  $dq$ . De plus, l'assemblage collé est symétrique par rapport au joint de colle, considéré ici sans épaisseur. On prendra donc l'origine de l'axe  $z$  au niveau de l'interface collée. Les différentes notations utilisées par la suite sont explicitées sur la figure III-A-2.

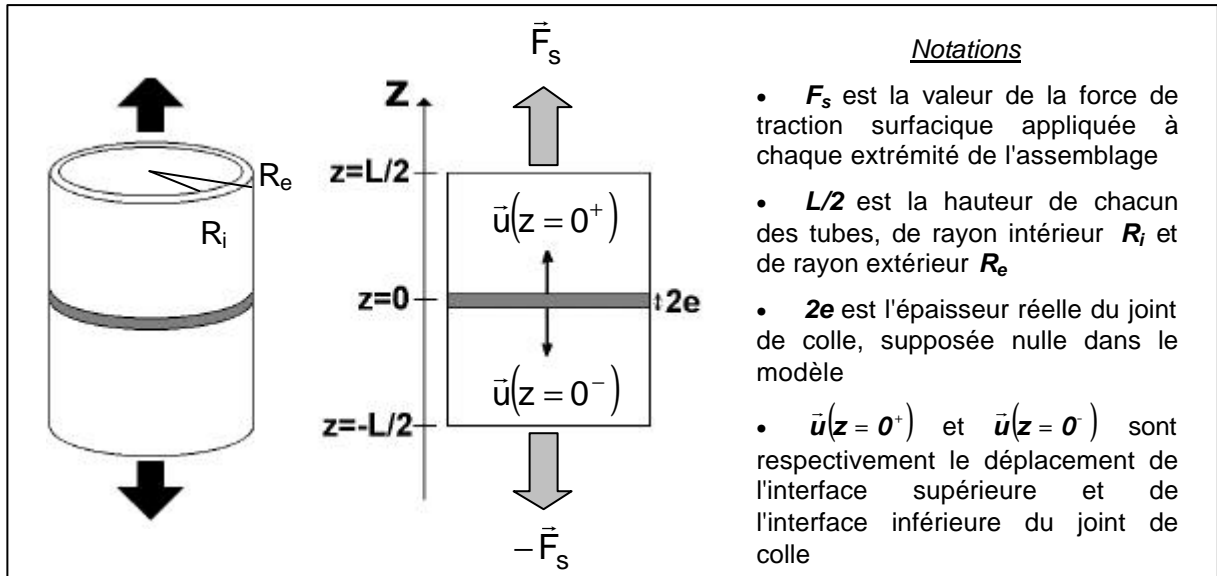


Figure III-A-2: Notations utilisées pour la résolution théorique du problème de traction homogène sur deux tubes cylindriques collés

Soit  $\bar{e}_z$  un vecteur unitaire de l'axe de l'assemblage (Oz), le tube supérieur subit une traction surfacique  $F_s \cdot \bar{e}_z$  et le tube inférieur  $-F_s \cdot \bar{e}_z$ . Du fait des symétries de l'assemblage, le déplacement de l'interface supérieure du joint de colle et celui de l'interface inférieure sont opposés. On note  $\bar{v}$  le déplacement de l'interface supérieure du joint de colle par rapport à sa position initiale  $e$ , alors on a la relation:

$$\bar{u}(z=0^+) = -\bar{u}(z=0^-) = \bar{v} \quad (\text{IIIA-2})$$

Remarque: le déplacement global mesuré expérimentalement par les capteurs de déplacement est:

$$\|\bar{u}\| = \|\bar{u}(z=0^+) - \bar{u}(z=0^-)\| = 2 \cdot \|\bar{v}\| \quad (\text{IIIA-3})$$

Avec ces notations, le champ des contraintes  $\sigma$  vérifie les conditions suivantes:

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{div}(\sigma) = 0 \\ \sigma = {}^t\sigma \\ \sigma \cdot \bar{n} = 0 & \text{sur les bords latéraux} \\ \sigma \cdot \bar{e}_z = F_s \cdot \bar{e}_z & \text{en } z = \frac{L}{2} \text{ et en } z = -\frac{L}{2} \\ \sigma \cdot \bar{e}_z = \bar{R} & \text{le long de l'interface collée } \Gamma \end{array} \right. \quad (\text{IIIA-4})$$

où:  $\bar{R}$  est la force de rappel due au joint de colle

$\bar{n}$  est la normale à la surface considérée ( $\bar{n}_{\text{sup}} = \bar{e}_z$  et  $\bar{n}_{\text{inf}} = -\bar{e}_z$  au niveau de l'interface collée).

Les trois premières conditions traduisent les symétries du problème, c'est-à-dire une traction homogène suivant la direction du collage,  $\vec{e}_z$ . On peut alors supposer que le champ de contraintes s'écrit:

$$\sigma(t) = s(t) \cdot \vec{e}_z \otimes \vec{e}_z \quad (\text{IIIA-5})$$

Il reste à vérifier les deux dernières conditions, qui nous fourniront une relation entre la force de rappel  $R$  et la sollicitation imposée  $F_s$ .

Considérons tout d'abord la sollicitation imposée au niveau de la face supérieure de l'assemblage collé. Le champ des contraintes  $s$  doit vérifier la condition suivante:

$$\sigma \cdot \vec{e}_z = F_s \cdot \vec{e}_z \Rightarrow s(t) = F_s \quad (\text{IIIA-6})$$

De même au niveau de l'interface collée, on aura:

$$\sigma \cdot \vec{e}_z = R \cdot \vec{e}_z \Rightarrow s(t) = R \quad (\text{IIIA-7})$$

d'où:

$$R = F_s \quad (\text{IIIA-8})$$

Or, d'après le modèle du premier gradient de l'endommagement, la force de rappel au niveau de l'interface collée s'exprime de la façon suivante (ID-52):

$$\bar{R} = k_z \cdot \beta(t) \cdot [\bar{u}(z = 0^+) - \bar{u}(z = 0^-)] = 2 \cdot k_z \cdot \beta(t) \cdot \bar{v}(t) \quad (\text{ID-52})$$

D'où, d'après les deux dernières conditions aux limites sur le champ de contraintes  $s$ :

$$2 \cdot k_z \cdot \beta(t) \cdot v(t) = F_s \quad (\text{IIIA-9})$$

Le système à résoudre pour obtenir les expressions analytiques du déplacement  $v(t)$  et de la variable d'endommagement  $\beta(t)$  est constitué de cette relation et de l'équation d'évolution à l'interface pour la traction homogène:

$$\begin{cases} 2 \cdot k_z \cdot \beta(t) \cdot v(t) = F_s & (1) \\ C_{vit} \cdot \frac{d\beta(t)}{dt} + 2 \cdot k_z \cdot v(t)^2 = \omega & (2) \end{cases} \quad (\text{IIIA-10})$$

A partir de l'équation (1), on peut exprimer  $\beta(t)$  en fonction de  $v(t)$  et de la force imposée  $F_s$ . Puis, en reportant cette expression dans l'équation d'évolution à l'interface (2), on obtient l'équation différentielle suivante:

$$-\frac{C_{vit}}{2 \cdot k_z} \cdot F_s \cdot \frac{dv(t)}{dt} + 2 \cdot k_z \cdot v^4(t) - \omega \cdot v^2(t) = 0 \quad (\text{IIIA-11})$$

Cette équation peut également s'écrire sous la forme:

$$-\frac{C_{vit}}{2 \cdot k_z \cdot \omega} \cdot F_s \cdot \frac{dv}{v^2 \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot k_z}{\omega} \cdot v^2\right)} = dt \quad (\text{IIIA-12})$$

Elle peut donc être résolue en intégrant chacun des membres par rapport à la variable concernée: entre  $t=0$  et l'instant  $t$  pour celui de droite, entre  $v=e$ , demi-épaisseur initiale du joint de colle et  $v$  la demi-épaisseur à l'instant  $t$  pour celui de gauche.



Une primitive du membre de gauche est  $V$ :

$$V(v) = -\frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{C_{vit}}{k_z^{1/2} \cdot \omega^{3/2}} \cdot F_s \cdot \left[ \frac{1}{2} \cdot \ln \left| \frac{1 + \sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{k_z}{\omega}} \cdot v}{1 - \sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{k_z}{\omega}} \cdot v} \right| - \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{k_z}{\omega}} \cdot v} \right] \quad (III A-13)$$

Sur les intervalles où  $V$  est bijective, l'expression du déplacement  $u(t)$  mesuré est donc:

$$u(t) = 2 \cdot V^{-1}(t + V(e)) \quad (III A-14)$$

De plus, le système nous permet également de déterminer une expression de  $\mathbf{b}(t)$ . En effet,  $v(t)$  peut s'exprimer en fonction de la force imposée  $F_s$  et de  $\mathbf{b}(t)$  à partir de (1), l'expression obtenue pouvant être reportée dans l'équation d'évolution à l'interface (2). On obtient alors l'équation différentielle en  $\mathbf{b}(t)$  suivante:

$$C_{vit} \cdot \frac{d\beta(t)}{dt} + \frac{1}{2} \cdot \frac{F_s^2}{k_z} \cdot \frac{1}{\beta^2(t)} = \omega \quad (III A-15)$$

Cette équation peut également s'écrire:

$$\frac{C_{vit}}{\omega} \cdot \frac{\beta^2 \cdot d\beta}{\beta^2 - \frac{F_s^2}{2 \cdot \omega \cdot k_z}} = dt \quad (III A-16)$$

Elle peut donc être résolue en intégrant chacun des membres par rapport à la variable concernée: entre  $t=0$  et l'instant  $t$  pour celui de droite, entre  $\mathbf{b}=1$  et  $\mathbf{b}$  pour celui de gauche. Une primitive du membre de gauche est  $B$ :

$$B(\beta) = \frac{C_{vit}}{\omega} \cdot \left[ \beta + \frac{1}{2\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}} \cdot \ln \left| \frac{\beta - \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}}}{\beta + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}}} \right| \right] \quad (III A-17)$$

Sur les intervalles où  $B$  est bijective, l'expression de la variable d'endommagement  $\mathbf{b}(t)$  est:

$$\beta(t) = B^{-1}(t + B(1)) \quad (III A-18)$$

Notamment, en notant  $t_{rup}$  l'instant où la rupture se produit, on peut écrire:

$$t_{rup} = B(0) - B(1) \quad (III A-19)$$

Ce qui nous donne une expression de l'instant où la rupture du joint de colle se produira:

$$t_{rup} = \frac{C_{vit}}{\omega} \cdot \left[ \frac{1}{2\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}} \cdot \ln \left| \frac{1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}}}{1 - \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{F_s}{\sqrt{\omega \cdot k_z}}} \right| - 1 \right] \quad (III A-20)$$

A partir des expressions analytiques du déplacement et de la variable d'endommagement, on peut tracer l'allure des courbes théoriques dans le cadre de l'essai mécanique de traction homogène (figure III-A-3).

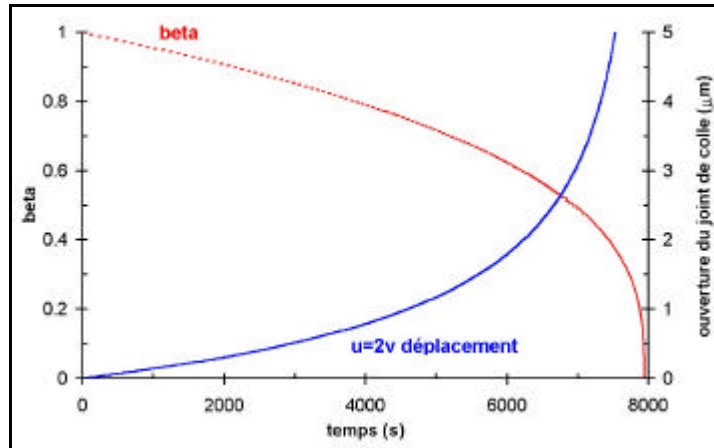


Figure III-A-3: Allure des courbes théoriques issues du modèle du premier gradient de l'endommagement pour l'essai de traction homogène (les coefficients du modèle ont été choisis de façon à obtenir des résultats du même ordre de grandeur que les résultats expérimentaux)

### III.A.3. Comparaison théorie/résultats expérimentaux

On réalise une première série d'essais mécaniques en traction homogène correspondant à la résolution analytique précédente. Une courbe expérimentale typique est représentée sur la figure III-A-4.

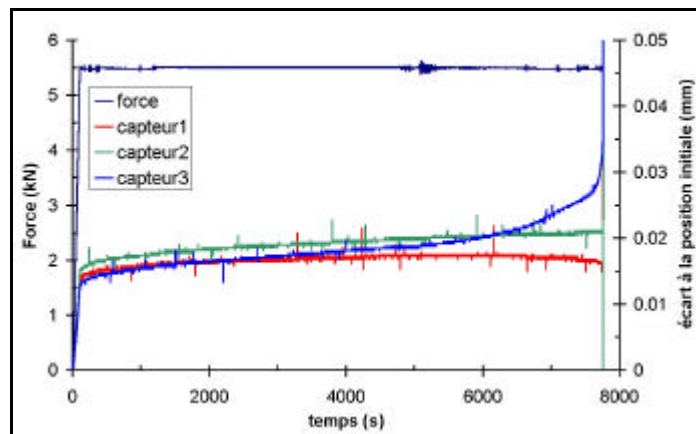


Figure III-A-4: Expérience de traction homogène sur les tubes en acier collés à l'EPONAL 380 (hauteur du collage de 3mm). La force imposée est de 5,5kN, le déplacement des capteurs montre le fluage de l'adhésif sous chargement constant. L'expérience a été menée jusqu'à la rupture du joint de colle (rupture cohésive) au bout de 7630 secondes environ.

La comparaison entre ces résultats expérimentaux et la solution analytique du modèle du premier gradient de l'endommagement est représentée sur la figure III-A-5. Les paramètres théoriques ont été ajustés afin de décrire au mieux les mesures des capteurs.

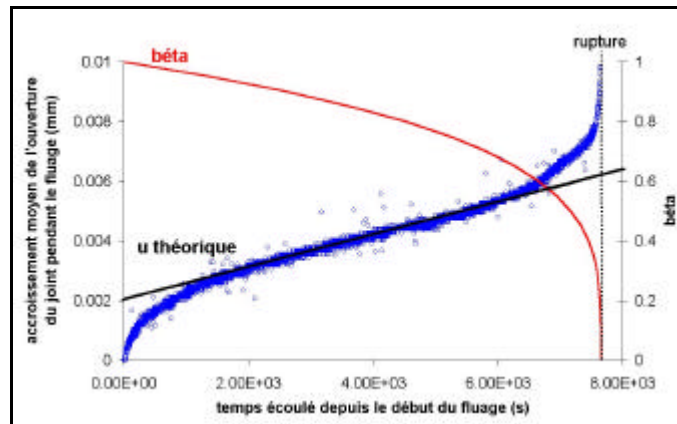


Figure III-A-5: Modélisation des résultats d'un essai de traction homogène à force imposée constante  $F=5.5\text{kN}$ . L'accroissement moyen de la hauteur du joint de colle est obtenu en effectuant la moyenne des déplacements mesurés par les trois capteurs. Les courbes théoriques sont obtenues en prenant:  $C_{vit} = 3,6 \cdot 10^7 \text{ J.s/m}^2$ ,  $w = 0,02 \text{ J/m}^2$ ,  $k_z = 1,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^3$ . Le décalage d'origine est de  $2\text{mm}$ .

La courbe théorique représentant la variable d'endommagement semble cohérente avec les résultats des expériences réalisées en traction homogène à force imposée constante. En effet,  $\beta$  diminue progressivement au début de l'expérience, avant de chuter lorsque la rupture du joint s'amorce et que la vitesse d'ouverture du joint de colle augmente.

Cependant, la courbe théorique de  $u$  ne réussit pas à décrire le comportement observé expérimentalement. Il est même nécessaire d'ajouter un décalage en temps aux valeurs calculées pour pouvoir modéliser les points expérimentaux. Ce décalage, qui pourrait être interprété comme un temps d'initiation du phénomène est sensiblement identique d'une expérience à l'autre.

Enfin, la forme globale de la courbe expérimentale est différente de celle prévue par le modèle, quasi-linéaire. Le modèle de comportement choisi pour l'adhésif dans la théorie du premier gradient de l'endommagement ne permet donc pas de prévoir correctement l'évolution du joint collé au cours de notre expérience. Il est donc nécessaire d'apporter des raffinements au modèle pour prendre en compte le comportement particulier de l'adhésif observé expérimentalement. Une nouvelle série d'expériences a été réalisée afin d'identifier ce comportement spécifique de l'adhésif structural.

### III.A.4. Raffinement du modèle

#### III.A.4.1. Analyse du comportement expérimental lors de cycles charges/décharges

##### III.A.4.1.1. Description de l'essai mécanique

L'assemblage collé étudié est identique à celui de la série d'expériences précédentes (figure III-A-1).

Il est soumis à des cycles de chargements/déchargements sur l'INSTRON 6022 de la façon suivante:

- une première série de 5 charges courtes successives est réalisée afin de pouvoir étudier l'évolution de la raideur du matériau dans le temps. Le cycle est le suivant:
  - \* chargement pour atteindre la force imposée de 5,5kN à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s,
  - \* maintien de la force à 5,5kN pendant 10mn,
  - \* déchargement de l'assemblage collé à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s pendant lequel la force imposée revient à zéro,
  - \* dès que la force est revenue à zéro, on relance une nouvelle charge.
  
- une série de deux charges plus longues pour observer le fluage de l'adhésif:
  - \* chargement pour atteindre la force imposée de 5,5kN à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s,
  - \* maintien de la force à 5,5kN pendant 30mn,
  - \* déchargement de l'assemblage collé à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s pendant lequel la force imposée revient à zéro,
  - \* maintien de la force à zéro pendant 5mn avant de relancer une nouvelle charge.
  
- une dernière charge suffisamment longue pour observer la recouvrance du collage après déchargement:
  - \* chargement pour atteindre la force imposée de 5,5kN à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s,
  - \* maintien de la force à 5,5kN pendant 5000s (environ 1h20),
  - \* déchargement de l'assemblage collé à une vitesse de déplacement de la traverse de 0,02mm/s pendant lequel la force imposée revient à zéro,
  - \* maintien de la force à zéro pendant une quinzaine d'heures.

La figure III-A-6 résume les différents cycles de chargements imposés à l'assemblage collé au cours du temps. Une courbe expérimentale typique est représentée sur la figure III-A-7.

A l'issue de l'expérience de recouvrance aux temps longs, l'assemblage est à nouveau sollicité en traction au maximum de force de l'appareil afin d'observer le comportement à la rupture.

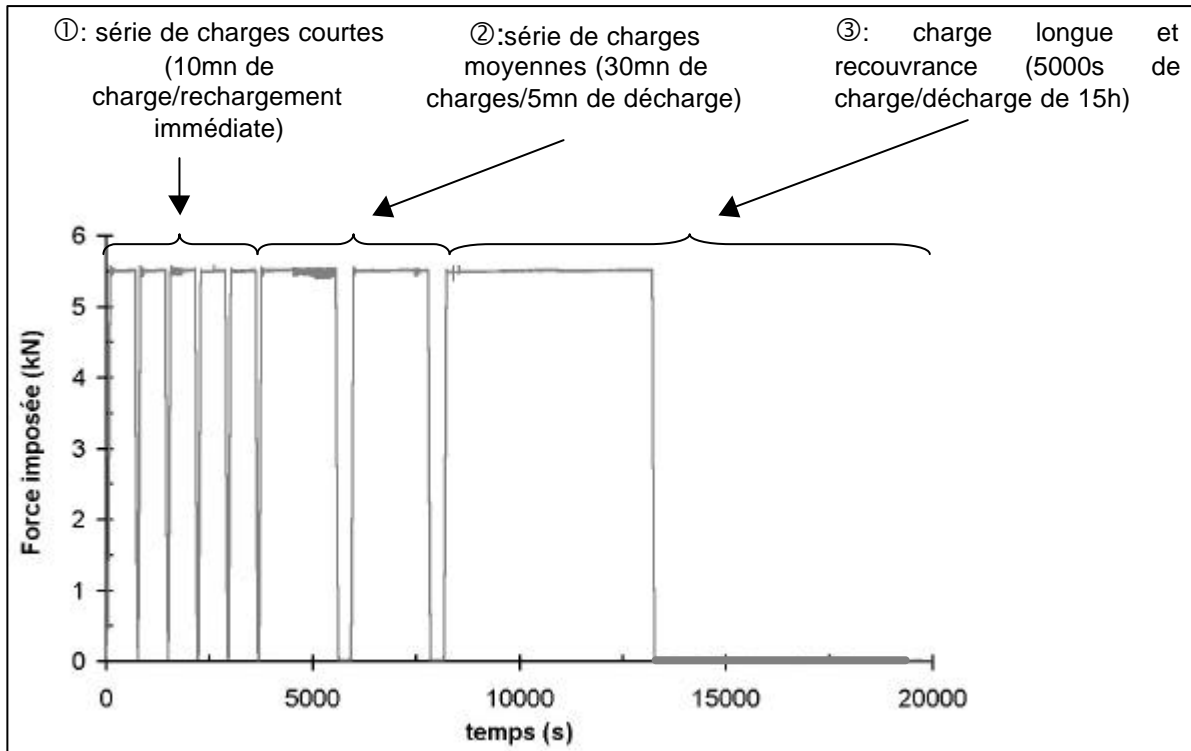


Figure III-A-6: Cycles de chargements imposés sur l'assemblage des deux tubes en acier collés à l'EPONAL 380. La force varie entre 0 et 5,5 kN.

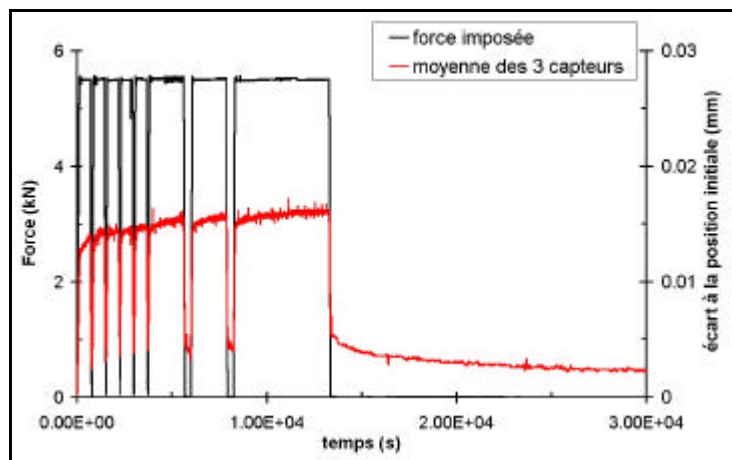


Figure III-A-7: Résultats expérimentaux pour une expérience de cycles charges/décharges à 5,5 kN sur les tubes en acier collés à l'EPONAL 380

#### III.A.4.1.2. Mise en évidence d'un phénomène de fluage du joint

On s'intéresse dans un premier temps aux phénomènes de recouvrance lors des périodes de décharge aux temps longs. Le modèle du premier gradient de l'endommagement suppose que le comportement de l'interface collée est de type élastique, du moins en ce qui concerne l'expression de la force de rappel. En effet, celle-ci s'exprime sous la forme :

$$k_z \cdot \beta(t) \cdot u(t) = F_s \quad (\text{IIIA-9})$$

avec les notations de l'expérience de traction homogène. D'où:

$$\begin{cases} F_s = 0 \\ \beta(t) \neq 0 \end{cases} \Rightarrow u(t) = 0 \quad (\text{IIIA-21})$$

Ainsi, tant que le collage est endommagé mais non rompu, un retour à une force de sollicitation nulle doit entraîner un retour à l'épaisseur initiale du joint de colle d'après le modèle.

Or, d'après la figure III-A-8, l'expérience montre qu'il existe encore une déformation résiduelle de l'adhésif de nombreuses heures après le déchargement. Cette déformation résiduelle est la même pour tous les essais réalisés, aux erreurs de mesure près. De plus, le retour à cet état d'équilibre est très progressif.

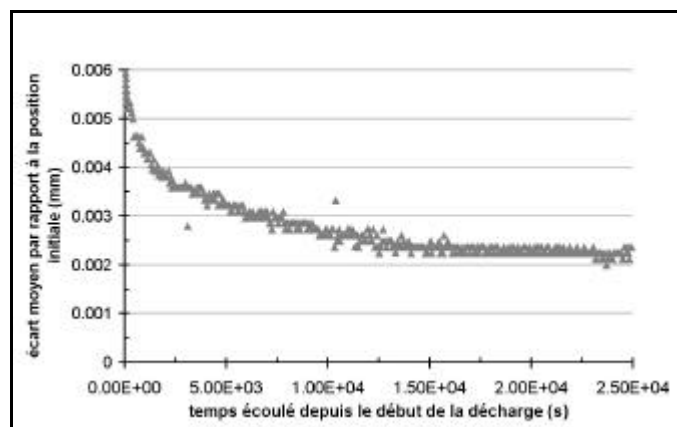


Figure III-A-8: Evolution de l'écart moyen à l'épaisseur initiale du joint de colle au cours du temps après arrêt de la sollicitation

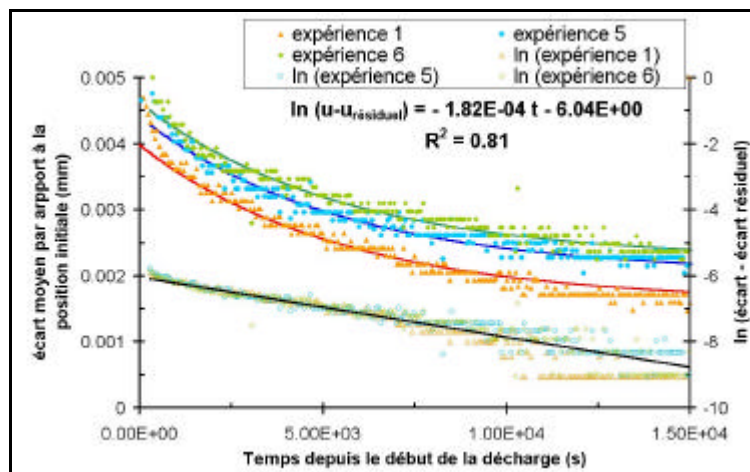


Figure III-A-9: Dépendance linéaire en temps du logarithme de l'épaisseur du joint de colle (l'approximation linéaire est effectuée simultanément sur les trois expériences, après avoir soustrait le déplacement résiduel, puis les exponentielles correspondantes ont été tracées pour chaque expérience) - Les fluctuations aux temps longs correspondent aux variations de température dans le laboratoire au cours de la nuit.

D'après les courbes expérimentales de recouvrance, l'épaisseur du joint de colle atteint sa valeur d'équilibre suivant une loi de décroissance exponentielle. En effet, le logarithme de  $u(t)$  mesuré expérimentalement est une fonction linéaire du temps (figure III-A-9). Cette dépendance exponentielle en temps est caractéristique des comportements viscoélastiques, notamment ceux des réseaux polymères.

Ainsi, le comportement viscoélastique des adhésifs ne peut pas être négligé dans la modélisation de l'assemblage collé. Il convient donc d'introduire cette caractéristique des polymères dans le modèle du premier gradient de l'endommagement.

Dans cette optique, nous avons analysé les différentes expériences de recouvrance réalisées et déterminé la constante de temps pour l'EPONAL 380. Cette constante, notée  $t$ , est estimée à :  $5500 \text{ s} \pm 250\text{s}$ .

#### III.A.4.1.3. Mise en évidence d'un phénomène de raidissement en début d'essai

On considère à présent la première série de cycles décharges/charges instantanées. La valeur de la pente de la droite de chargement déplacement/force est un indicateur de l'endommagement. En effet, plus le joint de colle est endommagé, plus sa raideur est amoindrie. La déformation devrait donc augmenter à chaque nouveau cycle. Or, l'augmentation de l'épaisseur du joint de colle est directement proportionnelle à la déformation. Ainsi, en prenant comme référence la première droite de chargement déplacement/force, et en reportant à cette valeur les pentes des droites de chargement successives, on peut suivre l'évolution de l'endommagement au cours de l'expérience de traction homogène.

Les courbes déplacement/force typiques sont tracées sur la figure III-A-10, l'évolution de l'endommagement qui est approché à partir de cet essai est représenté sur la figure III-A-11.

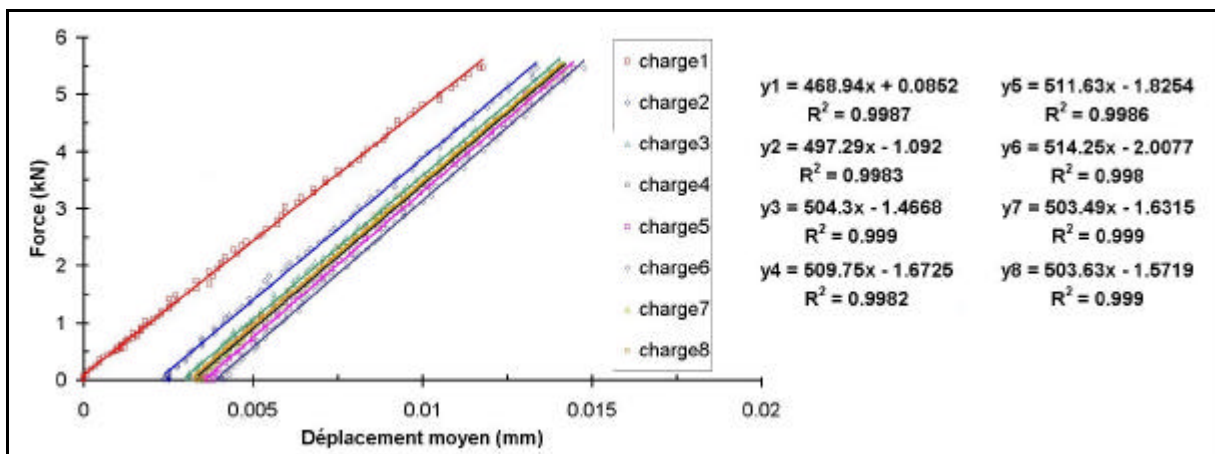


Figure III-A-10: Courbes de déplacement mesuré/force imposée pour les chargements successifs au cours d'une expérience de traction homogène

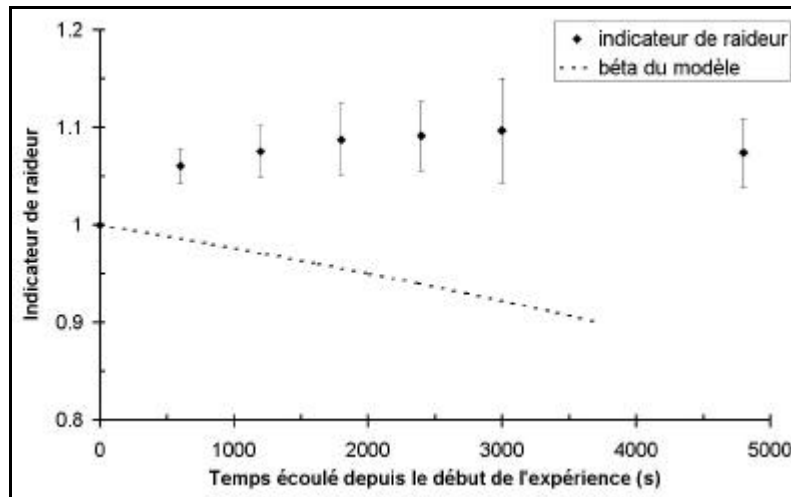


Figure III-A-11: Evolution de l'indicateur de l'endommagement au cours d'une expérience de traction homogène, comparée avec l'évolution de la variable d'endommagement du modèle (valeurs des paramètres adaptées à la modélisation du fluage sur le palier de 5000s de l'expérience correspondante:  $C_{vit} = 4,2 \cdot 10^7 \text{ J.s/m}^2$ ,  $w = 0,015 \text{ J/m}^2$ ,  $k_z = 1,3 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^3$ )

On peut distinguer deux domaines :

- un premier domaine au début de l'expérience dans lequel il y a raidissement du joint de colle,
- un second domaine où l'adhésif s'affaiblit: l'endommagement commence et augmente progressivement.

On peut supposer que cette évolution s'explique par la nature du réseau polymère tridimensionnel qui constitue l'adhésif. Au début de l'expérience, des phénomènes viscoélastiques locaux se produisent et entraînent un raidissement du joint de colle. Une fois que ces phénomènes locaux ont eu lieu, la seule possibilité de déformation réside dans la rupture des macromolécules. Il y a alors affaiblissement du joint de colle. Lorsque l'endommagement a débuté, il n'est plus possible de revenir en arrière: la rupture des chaînes du réseau est irréversible.

Cependant, ces observations vont à l'encontre des hypothèses du modèle de premier gradient de l'endommagement. En effet, la théorie suppose que la variable d'endommagement est décroissante, or l'indicateur de  $b$  nous montre qu'au début de la sollicitation, on peut avoir augmentation de cette grandeur. Cette hypothèse doit donc être modifiée dans le modèle pour prendre en compte le raidissement initial de l'adhésif.

#### III.A.4.1.4. Comportement à la rupture

Lorsque les expériences de charges/décharges sont achevées, on réalise une dernière montée en force afin de rompre le collage pour s'assurer de la qualité de l'interface et du joint de colle. A chaque fois, la rupture observée est de nature cohésive au sein de l'adhésif. On a pu vérifier que très peu de défauts (bulles d'air)



étaient présents dans la surface de rupture. Les assemblages qui résistent le plus longtemps sont ceux qui ont le moins de défauts. La rupture s'initie donc au sein du joint, au niveau d'un défaut, avant de se propager dans le matériau adhésif. L'initiation de la fissure est visible sur les courbes expérimentales (figure III-A-12). En effet, elle se traduit par un affaiblissement de la raideur de l'assemblage, et donc par une traction plus facile dans la zone endommagée que dans la zone saine. Le signal des trois capteurs devient différent.

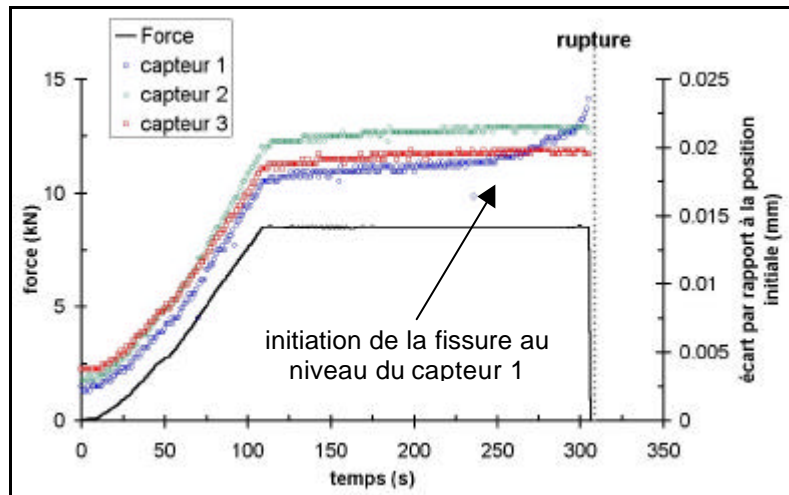


Figure III-A-12: Courbe expérimentale présentant le signal des trois capteurs au cours de la rupture de l'assemblage. Le tracé correspondant au capteur 1 montre que la zone du joint de colle correspondante ne résiste plus à la traction: on a une nette augmentation de l'ouverture du joint de colle au niveau du capteur 1, alors qu'elle reste sensiblement la même au niveau des deux autres capteurs.

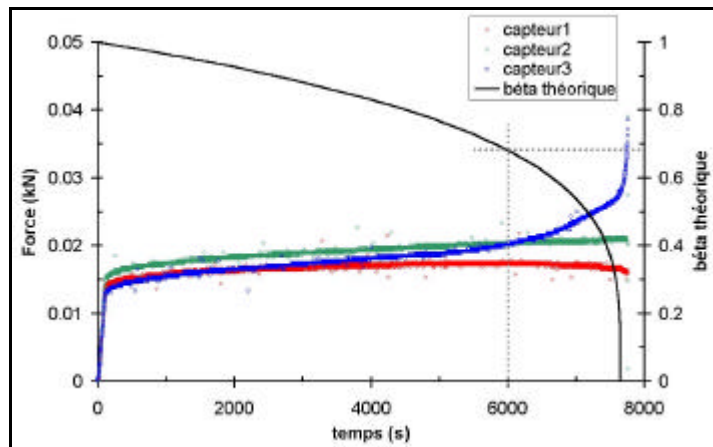


Figure III-A-13: Comparaison de l'évolution de la variable d'endommagement du modèle de premier gradient de l'endommagement avec le signal des trois capteurs de déplacement (valeurs des paramètres adaptées à la modélisation du fluage sur le palier de 5000s de l'expérience correspondante:  $C_{vit} = 4,2 \cdot 10^7 \text{ J.s/m}^2$ ,  $w = 0,015 \text{ J/m}^2$ ,  $k_z = 1,3 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^3$ )

Dans tous les cas, la rupture de l'interface collée se produit dans la minute qui suit l'initiation de la fissuration. Cependant, le modèle du premier gradient de l'endommagement ne cherche pas à décrire la fissuration du matériau, mais à décrire la solidité du joint de colle. Si on compare l'évolution de  $b$  aux signaux des capteurs au cours d'une expérience menée jusqu'à rupture de l'assemblage, on constate que la fissuration s'initie lorsque  $b$  est inférieure à une valeur seuil de l'ordre de 0,7 dans le cadre de nos expériences (figure III-A-13). On peut donc considérer qu'en deçà de cette valeur seuil, l'assemblage, même s'il n'est pas encore rompu, n'est plus viable car il devient le siège de phénomènes de fissuration, conduisant à une rupture imminente.

### III.A.4.2. *Prise en compte des phénomènes de fluage et de raidissement dans le modèle*

L'analyse du comportement d'un assemblage collé soumis à des expériences de traction homogène nous a permis de montrer que le modèle du premier gradient de l'endommagement conduisait à une évaluation satisfaisante de l'instant de rupture. Cependant, plusieurs problèmes sont également apparus:

- le caractère viscoélastique de l'adhésif observé expérimentalement n'est pas négligeable, alors qu'il n'est pas pris en compte par le modèle qui considère une interface "élastique",
- au début de sa sollicitation, le joint de colle se rigidifie, ce qui va à l'encontre de l'évolution de la variable d'endommagement prévue par le modèle.

Il nous faut donc affiner le modèle afin de prendre en compte les comportements particuliers observés expérimentalement. Dans cette optique, on reconsidère successivement les différentes étapes de la modélisation du problème mécanique pour introduire les modifications et obtenir un comportement théorique qui soit cohérent avec le comportement observé expérimentalement.

#### III.A.4.2.1. Nouvelles hypothèses

Le modèle du premier gradient de l'endommagement considère deux variables d'état qui caractérisent l'interface collée. Ces deux variables sont la proportion de liens adhésifs actifs  $b$  et l'écartement entre les deux solides au niveau du joint de colle  $\bar{u}$ . Par définition, ces deux grandeurs devaient satisfaire les hypothèses suivantes:

$$K = \left\{ (\bar{u}, \beta) \mid \underbrace{\beta \in [0, 1]}_{\text{intervalle de définition de } b}, \underbrace{\gamma \leq 0}_{\text{recollement impossible}}, \text{ et } \underbrace{\bar{u} \cdot \bar{n}_1 = -\bar{u} \cdot \bar{n}_2 \leq 0}_{\text{pas d'interpénétration entre les deux solides}} \right\} \quad (\text{ID-41})$$

Or, les essais de chargements/déchargements nous ont permis de mettre en évidence les faits suivants:

- la raideur du joint collé augmente dès le lancement de l'expérience. Celle-ci étant proportionnelle à  $\mathbf{b}$ , il apparaît que non seulement la dérivée de  $\mathbf{b}$  par rapport au temps peut être positive, mais  $\mathbf{b}$  elle-même peut être supérieure à sa valeur initiale fixée à 1. Ainsi,

les conditions  $\left\{ \begin{array}{l} \beta \in [0,1] \\ \frac{d\beta}{dt} \leq 0 \end{array} \right.$  doivent être supprimées.

Cependant, cela ne va pas à l'encontre de la définition initiale de  $\mathbf{b}$ . En effet, on peut postuler que sous l'action de la sollicitation, des phénomènes locaux se produisent au sein du réseau polymère. Certaines chaînes du macromoléculaires non "actives" à l'état de repos deviennent alors "actives". Ici, "active" signifie que la chaîne participe non seulement à la tenue du réseau, mais également à la force de rappel entre les deux surfaces encollées.

Ces phénomènes locaux, qui permettent d'avoir des valeurs de  $\mathbf{b}$  supérieures à 1 sont analogues à ceux qui existent au sein des matériaux type 'velcro'.

De ce fait, la dérivée de  $\mathbf{b}$  peut être positive, sans que l'on ait pour autant recollement des deux interfaces et réparation des zones endommagées. Deux zones vont pouvoir être distinguées:

- \* une zone dans laquelle des chaînes non actives peuvent encore être sollicitées pour participer à l'effort de rappel. Dans ce cas, les variations de  $\mathbf{b}$  dépendent des variations de la sollicitation, du nombre de liaisons déjà endommagées, du nombre de chaînes encore non actives: la dérivée de  $\mathbf{b}$  par rapport au temps peut être positive ou négative. Les conditions sont difficiles à préciser.
- \* une deuxième zone, où  $\mathbf{b}$  passe strictement en dessous de sa valeur initiale 1. Dans ce cas, tellement de chaînes ont été rompues que les chaînes restantes associées aux chaînes devenues actives ne sont plus suffisantes pour compenser. Il n'y a plus de chaînes non actives. Alors, l'endommagement ne peut que s'aggraver et la dérivée de  $\mathbf{b}$  par rapport au temps est négative.

Ainsi, pour une expérience homogène où le type de sollicitation est inchangé, les hypothèses à prendre en compte sont les suivantes:

$$\left\{ \begin{array}{l} \beta \geq 0 \\ \beta < 1 \Rightarrow \frac{d\beta}{dt} \leq 0 \end{array} \right. \quad (\text{IIIA-22})$$

- il existe des phénomènes de fluage au niveau de l'interface. On vérifie bien, comme supposé dans le paragraphe I-D-1, que la relation de compatibilité entre  $\mathbf{b}$  et  $\bar{u}$  utilisée par Tien pour décrire le contact avec adhérence n'est pas valide.

Remarque:

Dans les applications du modèle du premier gradient de l'endommagement, la relation de compatibilité est mathématiquement approchée par une fonction revenant à considérer physiquement l'interface comme un ressort. Cette hypothèse peut être supprimée, car on considère une raideur pour l'interface dans l'expression de l'énergie libre.

Les conditions vérifiées par  $\mathbf{b}$  et  $\bar{\mathbf{u}}$  deviennent donc:

$$K = \{ (\bar{\mathbf{u}}, \beta) \mid \beta \geq 0, \beta < 1 \Rightarrow \gamma \leq 0 \quad \text{et} \quad \bar{\mathbf{u}} \cdot \bar{\mathbf{n}}_1 = -\bar{\mathbf{u}} \cdot \bar{\mathbf{n}}_2 \leq 0 \} \quad (\text{IIIA-23})$$

III.A.4.2.2. Lois de comportement générales des assemblages collés

La première étape de la résolution du problème de contact consiste à écrire les puissances virtuelles des efforts intérieurs et extérieurs pour obtenir les équations du mouvement. A ce stade, le comportement caractéristique de l'adhésif n'intervient pas encore. La description de la liaison adhésive reste la même: un effort interne de liaison  $\bar{\mathbf{R}}$ , un travail surfacique d'endommagement  $B$  et un flux de travail d'endommagement surfacique  $\bar{\mathbf{H}}$ . Les équations d'équilibre sont inchangées:

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{div } \sigma_i + \bar{\mathbf{f}}_i = \rho_i \cdot \frac{d\bar{\mathbf{v}}_i}{dt} & \text{sur } \Omega_i \\ \bar{\mathbf{F}}_i = \sigma_i \cdot \bar{\mathbf{n}}_i & \text{sur } \partial\Omega_i - \Gamma \\ -\bar{\mathbf{R}} = \sigma_1 \cdot \bar{\mathbf{n}}_1 & \text{sur } \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ \bar{\mathbf{R}} = \sigma_2 \cdot \bar{\mathbf{n}}_2 & \text{sur } \partial\Omega_2 \cap \Gamma \\ \text{div } \bar{\mathbf{H}} + A - B = 0 & \text{sur } \Gamma \\ \mathbf{a} = \bar{\mathbf{H}} \cdot \bar{\mathbf{m}} & \text{sur } \partial\Gamma \end{array} \right. \quad (\text{ID-8})$$


---


$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{div } \bar{\mathbf{H}} + A - B = 0 & \text{sur } \Gamma \\ \mathbf{a} = \bar{\mathbf{H}} \cdot \bar{\mathbf{m}} & \text{sur } \partial\Gamma \end{array} \right. \quad (\text{ID-9})$$

Le comportement de l'adhésif intervient au niveau du choix de l'énergie libre  $y_G$  et du pseudo-potentiel de dissipation  $f_G$  de l'interface collée. Le premier phénomène à prendre en compte est le fluage, avec existence d'une déformation résiduelle du joint de colle après arrêt de la sollicitation. En effet, la traction de l'assemblage collé modifie l'organisation des chaînes de polymères au sein du réseau: allongement des chaînes macromoléculaires qui peuvent également glisser les unes par rapport aux autres. L'extension des chaînes est un phénomène élastique, non dissipatif, qui permet de pouvoir assimiler dans un premier temps le joint de colle à un ressort de raideur  $k$ .

Le glissement et le désenchevêtrement des chaînes, quant à eux, nécessitent des ruptures de liaisons intra et intermoléculaires et des changements de conformation, qui vont dissiper une partie de l'énergie apportée. Plus la sollicitation est rapide, plus ces mécanismes vont être dissipatifs. De plus, le désenchevêtrement et le glissement des chaînes ne sont pas totalement réversibles. On a donc existence d'une déformation résiduelle après relâchement des contraintes. Cette déformation résiduelle est considérée nulle dans la suite de la modélisation afin de faciliter les

calculs numériques. En effet, si on considère l'expérience de rupture réalisée à l'issue de la relaxation, le fluage est identique à celui obtenu lors des cycles précédents.

Pour décrire le fluage et la recouvrance, on introduit donc un terme supplémentaire dans le pseudo-potential de dissipation, qui va décrire la dissipation d'énergie par glissement visqueux des chaînes les unes par rapport aux autres. D'après ce qui précède, la dissipation augmente avec la vitesse d'ouverture du joint de colle ( $\bar{v} = \dot{\bar{u}}$  avec nos notations). Par ailleurs, plus le collage est endommagé (plus  $\mathbf{b}$  diminue), plus le glissement des chaînes est facile et plus la dissipation est faible. La raideur macroscopique étant choisie proportionnelle à  $\mathbf{b}$ , on postule qu'il en est de même pour le caractère visqueux.

On pose donc:

$$\phi_{\Gamma}(\bar{u}, \beta, \underline{\text{grad}} \beta) = \frac{C_{vit}}{2} \cdot (\gamma)^2 + \frac{k}{2} \cdot \beta \cdot (\bar{v})^2 \quad (\text{III A-24})$$

où  $k$  est un paramètre caractérisant la dissipation par glissement des chaînes macromoléculaires les unes par rapport aux autres, alors que  $C_{vit}$  caractérise lui l'énergie dissipée par rupture des chaînes.

L'augmentation de la variable  $\mathbf{b}$  au début de l'expérience de traction est attribuée à la participation de chaînes initialement "non actives" à la force de rappel au niveau de l'interface. Or, ce passage des chaînes de l'état "non actif" à l'état "actif" est possible:

- du fait de l'existence de nœuds de réticulation et d'enchevêtrements. La présence de ces ancrages physiques entre chaînes est déjà prise en compte au niveau de l'énergie libre par le paramètre  $C_{coe}$ , qui traduit la cohésion de l'adhésif,
- grâce aux possibilités de glissement des chaînes les unes par rapport aux autres: elles peuvent se réorienter pour reprendre une partie des efforts de traction. Cet effet, qui n'était pas décrit au départ, est maintenant inclus dans le pseudo-potential de dissipation. Le terme de dissipation visqueuse devrait donc suffire à décrire l'augmentation de raideur observée expérimentalement.

Le choix de l'expression de l'énergie libre reste inchangé:

$$\tilde{\psi}_{\Gamma}(\bar{u}, \beta, \underline{\text{grad}} \beta) = \omega \cdot (1 - \beta) + \frac{C_{coe}}{2} \cdot (\underline{\text{grad}} \beta)^2 + \frac{k}{2} \cdot \beta \cdot \bar{u}^2 \quad (\text{ID-43})$$

L'inégalité de Clausius-Duhem conduit alors aux relations suivantes:

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{R} - k \cdot \beta \cdot \bar{u} = \frac{\partial \phi_{\Gamma}}{\partial \bar{v}} \\ \bar{B} - \frac{k}{2} \cdot \bar{u}^2 + \omega = \frac{\partial \phi_{\Gamma}}{\partial \gamma} \\ \bar{H} - C_{coe} \cdot \underline{\text{grad}} \beta = \frac{\partial \phi_{\Gamma}}{\partial (\underline{\text{grad}} \gamma)} \end{array} \right. \quad (\text{ID-39})$$

Avec la nouvelle expression du pseudo-potentiel de dissipation, les lois de comportement deviennent:

$$\begin{cases} \bar{R} = k \cdot \beta \cdot \bar{u} + \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\bar{u}} \\ B = \frac{k}{2} \cdot \bar{u}^2 - \omega + C_{vit} \cdot \gamma \\ \bar{H} = C_{coe} \cdot \text{grad } \beta \end{cases} \quad (\text{IIIA-25})$$

Les équations d'évolution du système collé sont alors:

$$\begin{cases} \bar{f}_i + \text{div } \sigma_i = \rho_i \cdot \frac{d\bar{v}_i}{dt} & \text{sur } \Omega_i \\ \sigma_i \cdot \bar{n}_i = \bar{F}_i & \text{sur } \partial\Omega_i - \Gamma \\ \sigma_1 \cdot \bar{n}_1 = -k \cdot \beta \cdot \bar{u} - \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\bar{u}} & \text{sur } \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ \sigma_2 \cdot \bar{n}_2 = +k \cdot \beta \cdot \bar{u} + \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\bar{u}} & \text{sur } \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ C_{vit} \cdot \frac{d\beta}{dt} - C_{coe} \cdot \Delta\beta + \frac{k}{2} \cdot |\bar{u}|^2 = A + \omega & \text{sur } \Gamma \\ \frac{\partial\beta}{\partial m} = \frac{a}{C_{coe}} & \text{sur } \partial\Gamma \end{cases} \quad (\text{IIIA-26})$$

Remarque 1: si les tenseurs des contraintes appliquées aux deux solides sont nuls, on retrouve bien une équation différentielle du type:

$$k \cdot \beta \cdot \bar{u} + \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\bar{u}} = 0 \quad (\text{IIIA-27})$$

dont la solution est une fonction exponentielle de la forme:

$$u = u_0 \cdot e^{-\frac{\kappa}{k}t} \quad (\text{IIIA-28})$$

La constante de temps  $t$  déterminée expérimentalement correspond donc à:

$$\tau = \frac{\kappa}{k} \quad (\text{IIIA-29})$$

L'étude de la recouvrance nous permet donc d'obtenir une relation entre les deux paramètres de dissipation, ce qui revient à n'avoir qu'un paramètre inconnu au lieu de deux. Le nombre de paramètres à déterminer reste identique à celui du modèle initial.

Remarque 2:

Les travaux de Raous et al. [104,105] ont montré que l'utilisation dans les modèles mécaniques de lois sensibles à la vitesse de sollicitation, c'est-à-dire de prenant en compte les phénomènes visqueux, permettaient de décrire la relaxation progressive des contraintes interfaciales et d'éviter les discontinuités observées dans les autres modèles.

### III.A.5. Identification des paramètres du modèle optimisé

Le modèle ayant été amélioré afin de prendre en compte le comportement expérimental de l'adhésif, il faut maintenant procéder à sa validation. Après avoir résolu numériquement les équations dans le cadre de l'expérience de traction homogène, il nous reste à déterminer les coefficients théoriques par comparaison entre la courbe expérimentale et la courbe modélisée.

#### III.A.5.1. Résolution théorique du problème de traction homogène à partir du modèle optimisé

##### III.A.5.1.1. Mise en équations

D'après ce qui précède, le système d'équations à résoudre est le suivant:

$$\left\{ \begin{array}{ll} \vec{f}_i + \text{div } \sigma_i = \rho_i \cdot \frac{d\vec{v}_i}{dt} & \text{sur } \Omega_i \\ \sigma_i \cdot \vec{n}_i = \vec{F}_i & \text{sur } \partial\Omega_i - \Gamma \\ \sigma_1 \cdot \vec{n}_1 = -k \cdot \beta \cdot \vec{u} - \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\vec{u}} & \text{sur } \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ \sigma_2 \cdot \vec{n}_2 = +k \cdot \beta \cdot \vec{u} + \kappa \cdot \beta \cdot \dot{\vec{u}} & \text{sur } \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ C_{vit} \cdot \frac{d\beta}{dt} - C_{coe} \cdot \Delta\beta + \frac{k}{2} \cdot |\vec{u}|^2 = A + \omega & \text{sur } \Gamma \\ \frac{\partial\beta}{\partial m} = \frac{a}{C_{coe}} & \text{sur } \partial\Gamma \end{array} \right. \quad (\text{IIIA-26})$$

Or, pour l'expérience de traction homogène, on avait:

$$R = F_s \quad (\text{IIIA-8})$$

D'où le système se réduit aux équations décrivant le comportement de l'interface:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_s = +k \cdot \beta \cdot u + \kappa \cdot \beta \cdot \dot{u} \\ C_{vit} \cdot \frac{d\beta}{dt} + \frac{k}{2} \cdot |\vec{u}|^2 = \omega \\ \kappa = \tau \cdot k \end{array} \right. \quad (\text{IIIA-30})$$

Ce qui s'écrit avec les notations de la figure III-A-2 utilisés précédemment:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_s = +2 \cdot \beta \cdot (k \cdot v + \kappa \cdot \dot{v}) \\ C_{vit} \cdot \frac{d\beta}{dt} + 2 \cdot k \cdot v^2 = \omega \\ \kappa = \tau \cdot k \end{array} \right. \quad (\text{IIIA-31})$$

Les deux variables  $\beta$  et  $\vec{u}$  sont déterminées par le système ci-dessus. Elles sont fonction de  $F_s$  la force appliquée à l'assemblage collé, mais également de la raideur

macroscopique du joint de colle  $k$ , de  $C_{vit}$  le paramètre de dissipation par rupture des liens adhésifs, de  $k$  la paramètre de dissipation par glissement des chaînes macromoléculaires et de  $w$  l'énergie d'adhésion avec le substrat.

### III.A.5.1.2. Résolution du système

Le système précédent ne peut pas être résolu de façon analytique. Il est donc nécessaire de faire appel à des méthodes de résolution numériques. Un système de ce type peut être résolu par le logiciel Matlab. Une feuille de calcul est écrite pour permettre de comparer directement la solution numérique du système aux points expérimentaux. Elle comprend les étapes suivantes :

- chargement des données expérimentales à partir d'un fichier texte (temps, déplacement moyen des trois capteurs),
- entrée des grandeurs expérimentales : force, dimensions, temps  $t$  caractéristique de la recouvrance,
- entrée des valeurs initiales des coefficients du modèle du premier gradient de l'endommagement :  $k^0$ ,  $C_{vit}^0$  et  $w^0$ ,
- définition des pas de variations du calcul d'approximation,
- boucles de calcul :

pour  $i_w$  de  $-N_w$  à  $N_w$  :  $\omega = \omega^0 + i_{\omega} \cdot \text{pas}_{\omega}$

pour  $i_{cvit}$  de  $-N_{cvit}$  à  $N_{cvit}$  :  $C_{vit} = C_{vit}^0 + i_{cvit} \cdot \text{pas}_{cvit}$

pour  $i_k$  de  $-N_k$  à  $N_k$  :  $k = k^0 + i_k \cdot \text{pas}_k$

résolution du système avec les valeurs de  $w$ ,  $C_{vit}$  et  $k$

Pour chaque temps, comparaison entre le déplacement calculé théoriquement et sa valeur expérimentale :

Si la somme des différences des carrés de deux grandeurs est inférieure à celle obtenue pour les coefficients testés précédemment, alors les coefficients testés sont mis en mémoire.

A la fin des boucles de calcul, on connaît les valeurs des coefficients qui minimisent l'écart entre les données expérimentales et la solution numérique,

- tracé des courbes correspondantes

L'utilisation de ce programme dans le cas où il n'y aurait pas de fluage, c'est-à-dire en prenant la valeur nulle pour  $t$ , permet de retrouver une solution numérique correspondant à la solution analytique calculée précédemment dans le paragraphe A-2.

### III.A.5.2. Confrontation avec l'expérience – Détermination des paramètres du modèle

A l'aide du programme de résolution mis en place, on détermine les valeurs des coefficients théoriques pour les différentes expériences réalisées. L'une des modélisations est tracée sur la figure III-A-15. Le modèle de premier gradient de l'endommagement amélioré permet de décrire de façon beaucoup plus satisfaisante le comportement observé expérimentalement.



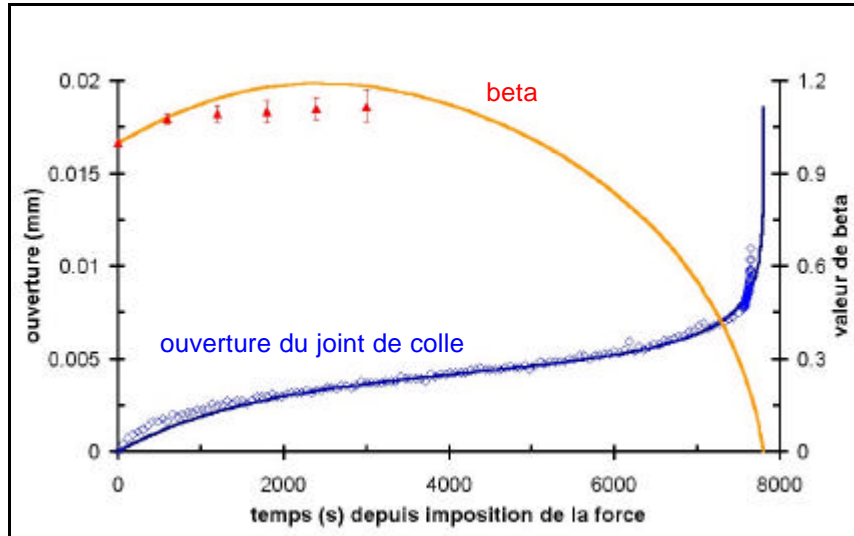


Figure III-A-14 : Résultat de la modélisation des données expérimentales par le modèle du premier gradient de l'endommagement amélioré pour une expérience de traction homogène à 5,5kN menée jusqu'à la rupture de l'assemblage. On trace également la courbe théorique correspondante pour la variable d'endommagement.

Les valeurs des coefficients du modèle sont :  
 $C_{vit} = 7,2 \cdot 10^4 \text{ J.s/m}^2$ ,  $k = 1,9 \cdot 10^{12} \text{ N/m}^3$ ,  $w = 10,3 \text{ J/m}^2$  et  $t = 5500 \text{ s}$ .

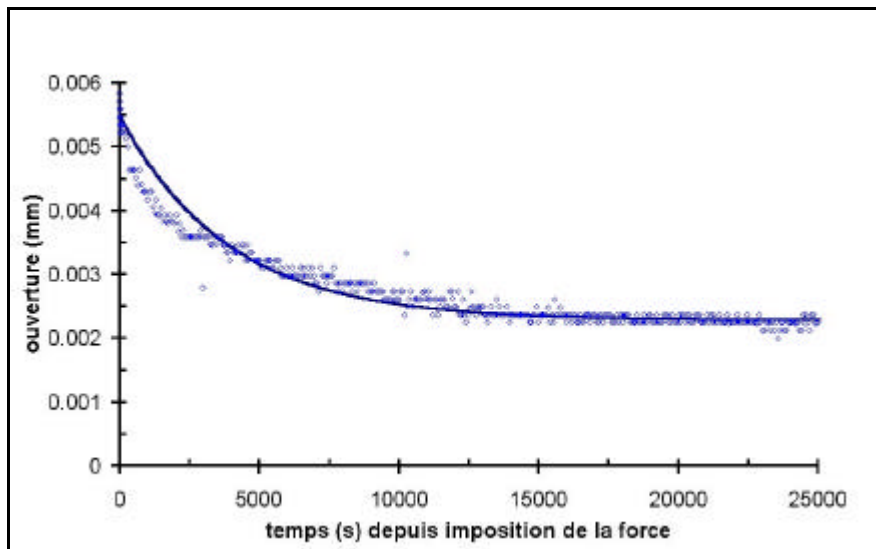


Figure III-A-15: Résultat de la modélisation des données expérimentales par le modèle du premier gradient de l'endommagement amélioré pour une expérience de recouvrance. Les valeurs des coefficients du modèle sont :

$C_{vit} = 7,2 \cdot 10^4 \text{ J.s/m}^2$ ,  $k = 1,9 \cdot 10^{12} \text{ N/m}^3$ ,  $w = 10,3 \text{ J/m}^2$  et  $t = 5500 \text{ s}$ .

Ainsi, le modèle du premier gradient de l'endommagement optimisé permet de prendre en compte non seulement les phénomènes de fluage observés lors de la recouvrance, mais également l'augmentation de la raideur du joint de colle dans les premiers temps de l'expérience. Il permet de décrire l'évolution de l'ouverture du joint

en fonction du temps de manière beaucoup plus satisfaisante que le modèle initial, et rend compte de l'accélération de la vitesse d'ouverture à l'initiation de la rupture. Il est maintenant possible de prédire le comportement de l'assemblage collé dans une configuration de traction homogène.

Remarque: l'expérience de traction homogène conduit à l'identification d'une composante de raideur dans la direction de sollicitation. Des expériences de torsion complémentaires permettraient de s'assurer que ce coefficient est isotrope. Les appareils disponibles au laboratoire n'ont pas permis de réaliser ce type d'essai.

### **Bilan de l'étude des assemblages collés en sollicitation homogène**

---

Le modèle du premier gradient de l'endommagement a été amélioré pour pouvoir prendre en compte les comportements particuliers de l'adhésif observés expérimentalement. Les phénomènes de fluage et de raidissement du joint sont intégrés dans le modèle au niveau de l'expression du pseudo-potentiel de dissipation, par l'introduction d'un nouveau terme traduisant la dissipation d'énergie par glissement des chaînes les unes par rapport aux autres. Le modèle comporte donc un nouveau coefficient caractéristique de la viscosité de l'adhésif par glissement des chaînes macromoléculaires.

Ce modèle optimisé a été appliqué avec succès pour décrire le comportement des assemblages collés lors des essais de traction homogène. Il permet de simuler la totalité de la courbe de fluage, depuis l'amorçage du fluage jusqu'à la propagation de la fissuration. Il rend compte également du phénomène de raidissement du joint observé expérimentalement en début d'essai.

La confrontation des simulations théoriques avec les résultats expérimentaux obtenus dans le cadre des essais de recouvrance et de traction homogène a permis d'identifier la plupart des coefficients caractéristiques du comportement du joint d'EPONAL 380.

Il reste toutefois à valider le modèle dans des conditions de sollicitation non homogènes, ce qui permettra, par la même occasion, de déterminer le dernier coefficient  $C_{coe}$ .

---

### III.B. PROBLEME EN CONDITIONS NON HOMOGENES

#### III.B.1. Définition d'une configuration expérimentale avec gradient d'endommagement à l'interface

L'essai de traction sur assemblage collé avec joint à double recouvrement constitue l'une des configurations de cisaillement les plus simples à analyser. Nous choisirons donc une géométrie de ce type, qui permet par ailleurs de solliciter l'interface dans des conditions de gradient de cisaillement pur.

##### III.B.1.1. Description de l'essai en conditions non homogènes

Les essais en conditions homogènes ayant été réalisés sur des assemblages EPONAL 380/acier, nous conservons ces mêmes matériaux pour les essais avec gradient de cisaillement.

Le dimensionnement des pièces est effectué de façon à pouvoir atteindre une contrainte égale à 70% de la contrainte maximale en cisaillement de l'assemblage collé (épaisseur 12 mm, longueur 150 mm et largeur 52 mm). De même, les cales utilisées pour maintenir l'épaisseur du joint de colle à 1mm pendant la prise sont usinées à  $\pm 0,1$  mm. La préparation des surfaces et la mise en œuvre du collage sont identiques à celles déjà employées lors des essais de traction homogène (cf. paragraphe III-A-1). La polymérisation s'effectue dans une étuve à 50°C pendant au moins 24 heures.

La géométrie d'essai est schématisée sur la figure III-B-1.

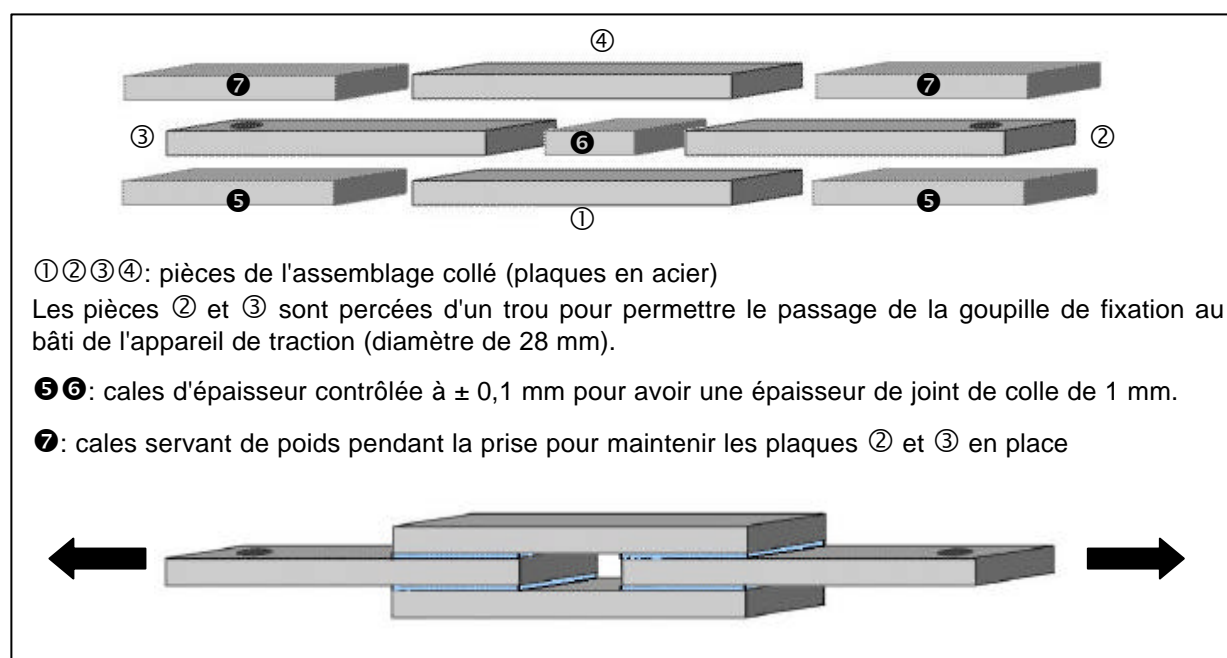


Figure III-B-1: Schéma de principe du montage de l'assemblage collé utilisé pour les essais en cisaillement pur.

### III.B.1.2. Détermination des équations décrivant le comportement de l'assemblage dans le cadre de la mécanique élastique

#### III.B.1.2.1. Mise en équations

L'interprétation du comportement du joint à double recouvrement peut s'écrire en se basant sur un modèle mécanique multiparticulaire de type élastique [106]. Les notations utilisées sont celles de la figure III-B-2. On suppose que l'épaisseur de colle est nulle.

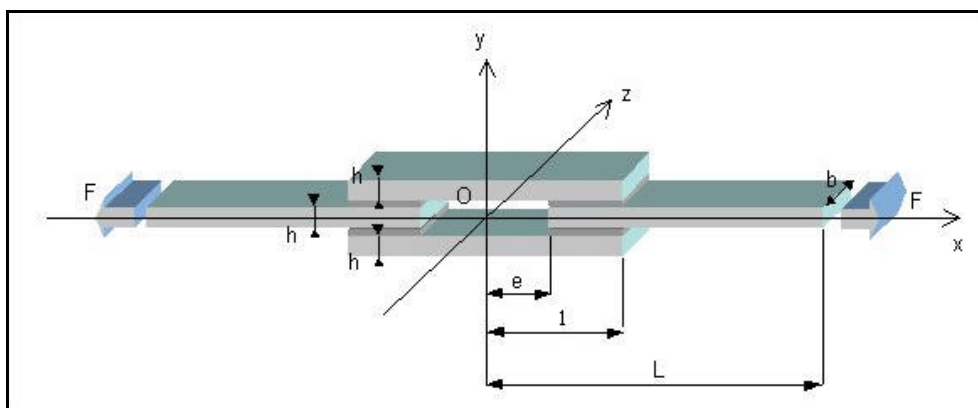


Figure III-B-2 : Schéma de l'expérience de cisaillement sur des joints à double recouvrement.

Soit  $N_i$  l'effort membranaire normal s'exerçant sur la couche  $i$ .  $N_i$  est fonction de la position du point dans le plan  $(xOy)$ . Etant donné les caractéristiques de l'assemblage collé, on considèrera que l'effort membranaire est uniquement fonction de l'abscisse  $x$ .

L'effort de cisaillement entre les couches  $i$  et  $i+1$  sera noté  $\tau_{i, i+1}$ . De la même façon que  $N_i$ ,  $\tau_{i, i+1}$  va dépendre uniquement de la position le long de l'abscisse  $x$ .

Si l'on considère un petit élément de plaque, il est soumis aux efforts suivants :

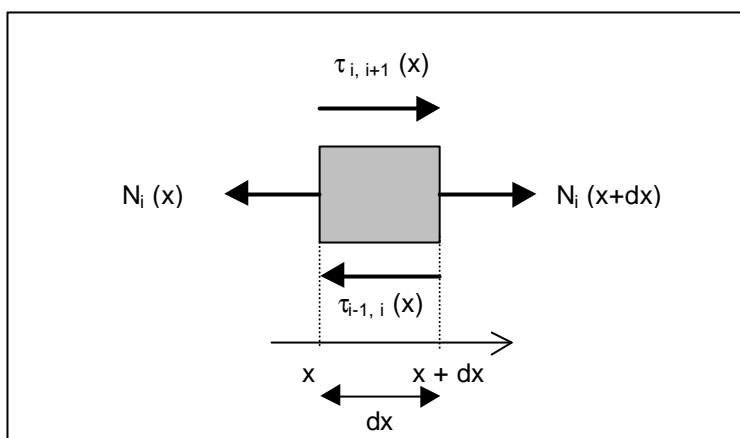


Figure III-B-3 : Schémas des efforts s'exerçant sur un élément de plaque constituant l'assemblage collé

Les efforts membranaires exercés sur l'élément de plaque vérifient :

$$N_i(x + dx) = N_i(x) + N'_i(x) \cdot dx \quad (\text{IIIB-1})$$

Les équations d'équilibre pour l'assemblage collé vont donc s'écrire :

$$\begin{cases} \frac{dN_1}{dx} + \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_2}{dx} + \tau_{2,3} - \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_3}{dx} - \tau_{2,3} = 0 \end{cases} \quad (\text{IIIB-2})$$

En additionnant ces trois équations, on peut en déduire que :

$$\frac{dN_1}{dx} + \frac{dN_2}{dx} + \frac{dN_3}{dx} = 0 \Rightarrow N_1 + N_2 + N_3 = \text{cste} = \frac{F}{b} \quad (\text{IIIB-3})$$

On se place dans le cas purement élastique. On note :

$u_i$  le déplacement moyen de la  $i^{\text{ème}}$  plaque suivant la direction  $(Ox)$ ,

$k$  la raideur de l'interface collée entre la plaque  $i$  et la plaque  $i+1$ ,

$\epsilon_i$  la déformation moyenne de la  $i^{\text{ème}}$  plaque.

Les déformations et les déplacements sont reliés par les trois équations de compatibilité suivantes :

$$\begin{cases} \epsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \\ \epsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \\ \epsilon_3 = \frac{du_3}{dx} \end{cases} \quad (\text{IIIB-4})$$

Un modèle de type shear lag permet d'exprimer l'effort de cisaillement entre les plaques  $i$  et  $i+1$  de la façon suivante :

$$\tau_{i,i+1} = k \cdot (u_{i+1} - u_i) \quad (\text{IIIB-5})$$

Les équations de comportement s'écrivent donc :

$$\begin{cases} N_1 = E \cdot h \cdot \epsilon_1 \\ N_2 = E \cdot h \cdot \epsilon_2 \\ N_3 = E \cdot h \cdot \epsilon_3 \\ \tau_{1,2} = k \cdot (u_2 - u_1) \\ \tau_{2,3} = k \cdot (u_3 - u_2) \end{cases} \quad (\text{IIIB-6})$$

On a un système de 11 équations avec 11 inconnues.

La géométrie du problème impose la symétrie par rapport au plan  $(xOy)$  et par rapport au plan  $(yOz)$ . On aura donc les égalités suivantes:

$$\{ N_1 = N_3, \quad u_1 = u_3, \quad \epsilon_1 = \epsilon_3 \quad \text{et} \quad \tau_{1,2} = -\tau_{2,3} \} \quad (\text{IIIB-7})$$

On peut donc réduire le système à un problème à 7 équations avec 7 inconnues:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dN_1}{dx} + \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_2}{dx} - 2 \cdot \tau_{1,2} = 0 \\ \varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \\ \varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \\ N_1 = E \cdot h \cdot \varepsilon_1 \\ N_2 = E \cdot h \cdot \varepsilon_2 \\ \tau_{1,2} = k \cdot (u_2 - u_1) \end{array} \right. \quad (\text{IIIB-8})$$

Les conditions aux limites à prendre en compte sont:

• sur les bords libres:

$$\left\{ \begin{array}{l} N_1(l) = N_3(l) = 0 \\ N_2(l) = \frac{F}{b} \end{array} \right. \quad (\text{IIIB-9})$$

• sur les bords fixes:

$$\left\{ \begin{array}{l} N_1(e) + N_3(e) = \frac{F}{b} \\ N_2(e) = 0 \end{array} \right. \quad (\text{IIIB-10})$$

### III.B.1.2.2. Résolution dans le cas élastique

Pour résoudre ce système, on choisit d'exprimer les équations uniquement en fonction des deux variables  $u_1$  et  $u_2$ . Le système (IIIB-8) devient alors:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2u_1}{dx^2} + k \cdot (u_2 - u_1) = 0 \\ E \cdot h \cdot \frac{d^2u_2}{dx^2} - 2 \cdot k \cdot (u_2 - u_1) = 0 \\ \varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \\ \varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \\ N_1 = E \cdot h \cdot \frac{du_1}{dx} \\ N_2 = E \cdot h \cdot \frac{du_2}{dx} \\ \tau_{1,2} = k \cdot (u_2 - u_1) \end{array} \right. \quad (\text{IIIB-11})$$

Les deux variables choisies comme inconnues peuvent être déterminées à l'aide des deux premières équations du système, les équations suivantes permettant de remonter aux autres variables une fois  $u_1$  et  $u_2$  connues:

$$\begin{cases} E \cdot h \cdot \frac{d^2 u_1}{dx^2} + k \cdot (u_2 - u_1) = 0 & (1) \\ E \cdot h \cdot \frac{d^2 u_2}{dx^2} - 2 \cdot k \cdot (u_2 - u_1) = 0 & (2) \end{cases} \quad (\text{IIIB-12})$$

En réarrangeant le système, on peut l'écrire de la façon suivante:

$$\begin{cases} \left( \frac{d^2 u_2}{dx^2} - \frac{d^2 u_1}{dx^2} \right) - 3 \cdot \frac{k}{E \cdot h} \cdot (u_2 - u_1) = 0 & (2) - (1) \\ \frac{d^2 u_2}{dx^2} + 2 \cdot \frac{d^2 u_1}{dx^2} = 0 & (2) + 2 \times (1) \end{cases} \quad (\text{IIIB-13})$$

Posons:  $V = u_2 - u_1$ ,  $W = 2 \cdot u_1 + u_2$  et  $\lambda = \sqrt{\frac{3 \cdot k}{E \cdot h}}$

Alors, le système précédent peut s'écrire:

$$\begin{cases} \frac{d^2 V}{dx^2} - \lambda^2 \cdot V = 0 & (2) - (1) \\ \frac{d^2 W}{dx^2} = 0 & (2) + 2 \times (1) \end{cases} \quad (\text{IIIB-13})$$

Les solutions  $V$  et  $W$  sont donc de la forme:

$$\begin{cases} V(x) = v_1 \cdot \text{sh}(\lambda x) + v_2 \cdot \text{ch}(\lambda x) \\ W(x) = w_1 \cdot x + w_2 \end{cases} \quad (\text{IIIB-14})$$

où  $v_1$ ,  $v_2$ ,  $w_1$  et  $w_2$  sont des constantes.

Les expressions de  $V$  et  $W$  obtenues nous permettent de remonter aux variables de départ  $u_1$  et  $u_2$ , puis aux autres variables du problème. Les conditions aux limites sont alors prises en compte, ce qui permet d'identifier les constantes, à l'exception de  $w_2$ , qui reste inconnue. Les expressions des différentes variables sont:

$$\begin{cases} u_1(x) = \frac{F}{3 \cdot E \cdot b \cdot h \cdot \lambda} \cdot \left[ \lambda x - \frac{\text{ch}(\lambda(e-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\text{ch}(\lambda(1-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \text{cste} \right] \\ u_2(x) = \frac{F}{3 \cdot E \cdot b \cdot h \cdot \lambda} \cdot \left[ \lambda x + 2 \cdot \frac{\text{ch}(\lambda(e-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \frac{\text{ch}(\lambda(1-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \text{cste} \right] \\ N_1(x) = \frac{F}{3 \cdot b} \cdot \left[ 1 + \frac{\text{sh}(\lambda(e-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\text{sh}(\lambda(1-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} \right] \\ N_2(x) = \frac{F}{3 \cdot b} \cdot \left[ 1 + 2 \cdot \frac{\text{sh}(\lambda(x-e))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \frac{\text{sh}(\lambda(x-1))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} \right] \\ \tau_{1,2}(x) = \frac{k \cdot F}{E \cdot b \cdot h \cdot \lambda} \cdot \left[ \frac{\text{ch}(\lambda(e-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\text{ch}(\lambda(1-x))}{\text{sh}(\lambda(1-e))} \right] \end{cases} \quad (\text{IIIB-15})$$

L'allure des courbes correspondantes pour un joint acier/acier parfaitement élastique soumis à une force de 2kN, dont les dimensions sont  $h=5\text{mm}$ ,  $b=20\text{mm}$ ,  $e=30\text{mm}$  et  $l=50\text{mm}$  est représentée sur la figure III-B-4.

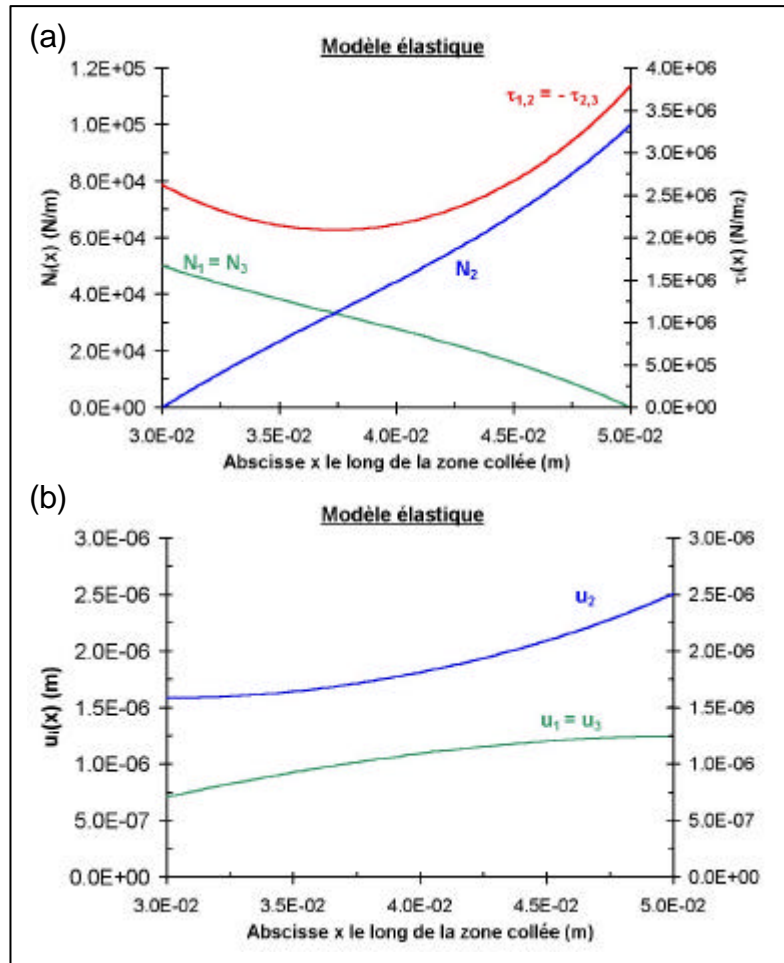


Figure III-B-4: Allure des efforts membranaires et du cisaillement (a), ainsi que des déplacements (b) prévus par un modèle élastique pour un joint acier/acier à double recouvrement dont les dimensions sont  $h=5\text{mm}$ ,  $b=20\text{mm}$ ,  $e=30\text{mm}$  et  $l=50\text{mm}$ , soumis à une force de traction de 2kN.

L'observation de la courbe de cisaillement dans le cas élastique met en évidence l'existence d'un gradient de cisaillement le long des interfaces. Cette géométrie est donc bien adaptée à notre étude, puisqu'elle nous permettra d'observer le comportement de l'adhésif dans des conditions de sollicitation non homogène le long de l'interface.

### III.B.2. Résolution du problème non homogène au moyen du modèle de premier gradient de l'endommagement

L'étude purement élastique du joint acier/acier à double recouvrement nous a permis de mettre en évidence la présence d'un gradient de cisaillement le long de l'interface collée. Nous allons donc étudier le comportement de cet assemblage à



l'aide du modèle du premier gradient de l'endommagement, afin de pouvoir confronter le comportement théorique au comportement expérimental.

La mise en œuvre du modèle du premier gradient de l'endommagement dans le cas du joint à double recouvrement revient à considérer un comportement particulier de l'interface. Celui-ci se traduit par l'équation d'évolution de l'endommagement le long de l'interface et par un comportement macroscopique qui peut être assimilé à une raideur d'interface de plus en plus petite au fur et à mesure que les liaisons adhésives se détériorent.

L'analyse du comportement du joint à double recouvrement va donc être identique pour les plaques en acier, qui restent des solides élastiques dans le modèle du premier gradient de l'endommagement.

Ainsi, les différentes équations issues du paragraphe précédent restent valables dans le cas de notre modèle, à l'exception de celles qui décrivent le comportement de l'interface:

• équations d'équilibre:

$$\begin{cases} \frac{dN_1}{dx} + \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_2}{dx} + \tau_{2,3} - \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_3}{dx} - \tau_{2,3} = 0 \end{cases} \quad (\text{IIIB-2})$$

• équations de compatibilité déformations/déplacements:

$$\begin{cases} \varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \\ \varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \\ \varepsilon_3 = \frac{du_3}{dx} \end{cases} \quad (\text{IIIB-4})$$

• équations de comportement des plaques en acier:

$$\begin{cases} N_1 = E \cdot h \cdot \varepsilon_1 \\ N_2 = E \cdot h \cdot \varepsilon_2 \\ N_3 = E \cdot h \cdot \varepsilon_3 \end{cases} \quad (\text{IIIB-6})$$

• symétries du problème:

$$\{N_1 = N_3, \quad u_1 = u_3, \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_3 \quad \text{et} \quad \tau_{1,2} = -\tau_{2,3}\} \quad (\text{IIIB-7})$$

• conditions aux limites:

$$\text{bords libres: } \begin{cases} N_1(l) = N_3(l) = 0 \\ N_2(l) = \frac{F}{b} \end{cases} \quad \text{bords fixes: } \begin{cases} N_1(e) + N_3(e) = \frac{F}{b} \\ N_2(e) = 0 \end{cases} \quad \begin{matrix} (\text{IIIB-9}) \\ (\text{IIIB-10}) \end{matrix}$$

A ces équations, il faut maintenant ajouter celles issues du modèle du premier gradient de l'endommagement, qui permettent de décrire le comportement du joint de colle:

- équation d'évolution à l'interface (ID-54):

$$C_{vit} \cdot \frac{\partial \beta}{\partial t} - C_{coe} \cdot \frac{\partial^2 \beta}{\partial x^2} + \frac{k}{2} \cdot (u_2 - u_1)^2 = \omega \quad (III B-16)$$

car il n'y a pas d'action extérieure non mécanique dans notre cas.

- comportement macroscopique viscoélastique (III A-26):

$$\tau_{1,2} = k \cdot \beta \cdot (u_2 - u_1) + \kappa \cdot \beta \cdot \left( \frac{\partial u_2}{\partial t} - \frac{\partial u_1}{\partial t} \right) \quad (III B-17)$$

où:

$w$ , énergie de Dupré de l'adhésif, qui traduit l'énergie d'adhésion colle/substrat,  
 $C_{coe}$ , un paramètre de localisation des effets qui mesure la zone de rupture et représente l'aptitude d'un lien adhésif à influencer ses voisins (cohésion de la colle)

$k$  représente la raideur macroscopique apparente du joint.

$C_{vit}$  paramètre caractérisant la dissipation produite lors de la rupture des liaisons adhésives.

et  $\kappa$ , paramètre caractérisant la dissipation par glissement des chaînes macromoléculaires les unes par rapport aux autres.

Le système décrivant l'ensemble de l'assemblage collé est donc:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dN_1}{dx} + \tau_{1,2} = 0 \\ \frac{dN_2}{dx} - 2 \cdot \tau_{1,2} = 0 \\ \varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \\ \varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \\ N_1 = E \cdot h \cdot \varepsilon_1 \\ N_2 = E \cdot h \cdot \varepsilon_2 \\ \tau_{1,2} = k \cdot \beta \cdot (u_2 - u_1) + \kappa \cdot \beta \cdot \left( \frac{\partial u_2}{\partial t} - \frac{\partial u_1}{\partial t} \right) \\ C_{vit} \cdot \frac{\partial \beta}{\partial t} - C_{coe} \cdot \frac{\partial^2 \beta}{\partial x^2} + \frac{k}{2} \cdot (u_2 - u_1)^2 = \omega \end{array} \right. \quad (III B-18)$$

On a donc à résoudre un système de 8 équations, avec 8 inconnues.

Comme précédemment, toutes les variables peuvent s'exprimer en fonction de  $u_1$  et de  $u_2$ , ce qui nous permet de réduire le problème à résoudre à un système de trois variables à trois équations.

On pose:  $V = u_2 - u_1$ ,  $W = 2 \cdot u_1 + u_2$ ,  $\lambda = \sqrt{\frac{3 \cdot k}{E \cdot h}}$  et  $\mu = \sqrt{\frac{3 \cdot \kappa}{E \cdot h}}$

Le système décrivant le comportement du joint à double recouvrement se réduit à:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2V}{dx^2} - \lambda^2 \cdot \beta \cdot V - \mu^2 \cdot \beta \cdot \frac{\partial V}{\partial t} = 0 \end{array} \right. \quad (1)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2W}{dx^2} = 0 \end{array} \right. \quad (2) \quad \text{(IIIB-19)}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{vit} \cdot \frac{\partial \beta}{\partial t} - C_{coe} \cdot \frac{\partial^2 \beta}{\partial x^2} + \frac{k}{2} \cdot (u_2 - u_1)^2 = \omega \end{array} \right. \quad (3)$$

### III.B.3. Expériences de cisaillement sur des joints à double recouvrement

Le modèle de premier gradient de l'endommagement ne sera validé définitivement qu'à l'issue d'une confrontation avec des résultats expérimentaux en conditions non homogènes. Un essai de cisaillement sur un joint à double recouvrement est donc mis en place afin d'établir la faisabilité de cette expérience.

#### III.B.3.1. Description des expériences de cisaillement sur des joints à double recouvrement

##### ➤ Réalisation du collage

La réalisation du collage pour le joint à double recouvrement suit les mêmes étapes que celle des tubes collés (cf. paragraphe III-A-1). Nous ne rappellerons ici que les grandes étapes:

- ponçage et dégraissage à l'acétone des plaques en acier (les dimensions des plaques sont 12x52x150 mm<sup>3</sup>). Les surfaces à protéger des coulures de colle sont recouvertes de scotch,
- préparation du mélange d'EPONAL 380,
- la plaque inférieure est enduite de colle sur une longueur de 50 mm à chaque extrémité, les cales d'épaisseur 13 mm sont mises en place pour supporter les plaques intermédiaires,
- les plaques intermédiaires sont mises en place et enduites d'EPONAL 380, la cale d'épaisseur 14 mm est mise en place entre les deux zones encollées, deux autres cales sont placées au-dessus des cales intermédiaires pour les maintenir,
- la plaque supérieure est mise en place.
- deux dernières cales sont disposées de part et d'autre du montage afin d'assurer le maintien dans l'axe des différentes plaques,
- après durcissement de l'adhésif, le montage est mis à l'étuve à 50°C pendant 48 heures au moins pour achever la réticulation.

➤ *Essais réalisés*

Le collage obtenu est testé sur la ZWICK 1474, équipée de la cellule de force de 100kN. Le déplacement relatif des deux plaques intermédiaires est mesuré à l'aide des extensomètres optiques.

Le joint à double recouvrement est soumis à une force de traction de 10kN, la vitesse de déplacement de la traverse étant fixée à 0,005 mm/s. Après un palier à force constante de 5 mn, la force de traction est relâchée et redevient nulle avec un déplacement de traverse de 0,08 mm/s. Cette expérience est réalisée plusieurs fois afin d'observer les évolutions de la raideur du matériau, qui est un indicateur de l'endommagement de l'interface.

**III.B.3.2. Résultats expérimentaux**

La figure III-B-5 regroupe les courbes force/allongement obtenues au cours des différents chargements, les valeurs du module déduites de ces courbes étant présentées dans le tableau III-B-1. La figure III-B-6 montre l'évolution au cours du temps d'un indicateur de l'endommagement de l'interface.

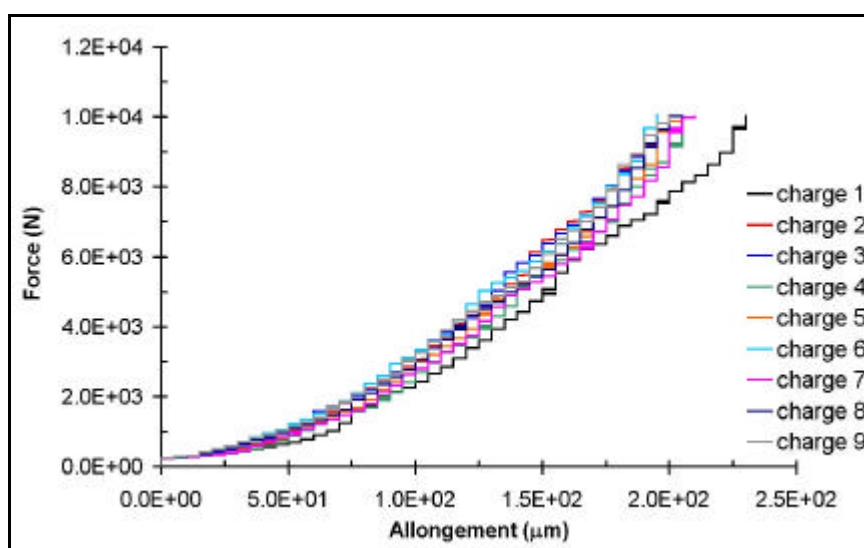


Figure III-B-5: Courbes force/allongement réalisées après différentes durées de traction du joint à double recouvrement à 10kN

Temps (mn)	0	5	10	15	20	25	30	35	40
Module (GPa)	63,8	70,9	66,0	63,4	58,1	58,0	58,0	58,0	63,4

Tableau III-B-1: Valeurs des modules d'Young mesurés sur la partie linéaire des courbes force/allongement en fonction du temps d'essai cumulé (temps de maintien de la charge de 10kN)

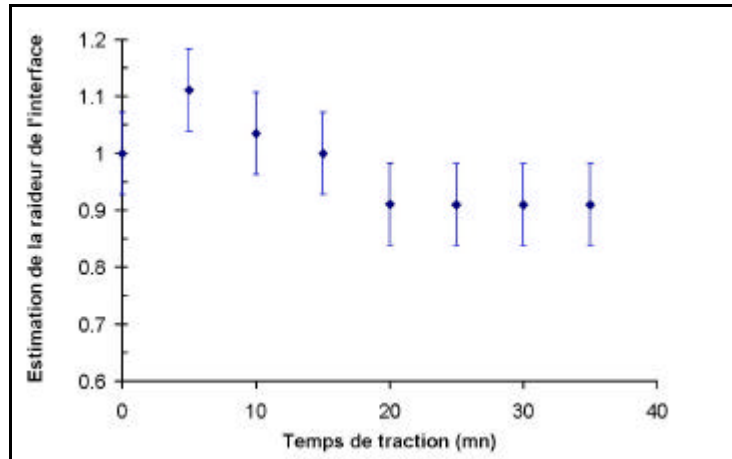


Figure III-B-6: Evolution en fonction du temps d'essai cumulé d'un indicateur de l'endommagement de l'interface pour un joint à double recouvrement soumis à une force de 10kN

Dans le cas du cisaillement de l'interface, comme dans le cas de la traction homogène, on observe deux domaines distincts :

- un premier domaine au début de l'expérience dans lequel il y a raidissement du joint de colle
- un second domaine où l'adhésif s'affaiblit : l'endommagement commence et augmente progressivement.

Le comportement de l'assemblage en cisaillement est donc identique à celui du joint en traction homogène du point de vue du raidissement observé en début de sollicitation.

La figure III-B-7 regroupe les expériences de relaxation effectuées une fois la force de 10kN atteinte. L'allongement du joint à double recouvrement est alors de 200  $\mu\text{m}$  environ.

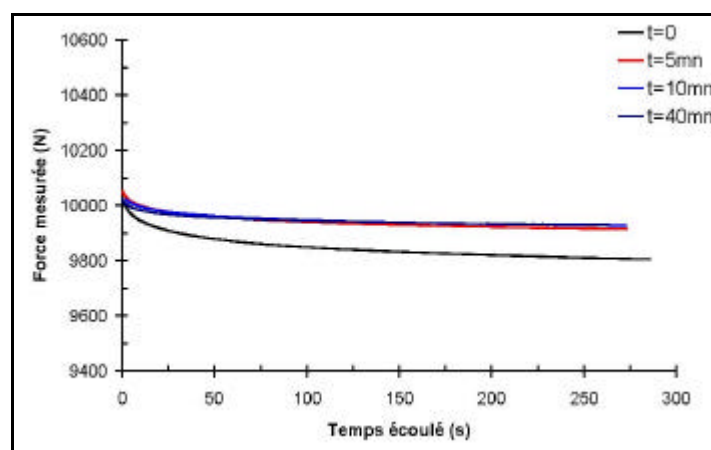


Figure III-B-7 : Courbes de relaxation à force imposée de 10kN, après différents cycles de chargement sur le joint à double recouvrement (allongement de 200  $\mu\text{m}$  environ)

Ces expériences mettent en évidence le comportement viscoélastique de l'adhésif. Dans le cas d'expériences en conditions non homogènes, les phénomènes de dissipations visqueuses qui sont apparents sont les mêmes que ceux qui avaient été mis en évidence lors des essais de traction homogène (cf. paragraphe III-A-4-1-2).

### **Bilan de l'approche du comportement des assemblages collés en conditions non homogènes**

-----

Une expérience de traction sur des joints à double recouvrement a été proposée afin de pouvoir étudier le comportement des assemblages collés en sollicitations non homogènes. Une analyse à l'aide d'un modèle multiparticulaire a permis de mettre en évidence l'existence d'un gradient de cisaillement au niveau des interfaces collées. Cette analyse a ensuite été étendue au cas de notre modèle, avec l'expression du taux de cisaillement en fonction de l'endommagement et avec l'introduction de l'équation d'évolution à l'interface.

Dans un deuxième temps, une première série d'expériences a été réalisée sur un joint à double recouvrement. Elle a permis de mettre en évidence des comportements analogues à ceux observés précédemment sur les tubes collés soumis à une traction homogène :

- phénomènes viscoélastiques avec relaxation de la force lorsque le déplacement est imposé,
- raidissement des interfaces au début de l'expérience, suivi de l'endommagement progressif des joints de colle.

Ainsi, il semblerait, au vu de ces premiers résultats, que les phénomènes viscoélastiques observés en conditions non homogènes soient identiques à ceux en conditions homogènes. On peut donc penser que le modèle du premier gradient de l'endommagement optimisé dans le paragraphe III-A permettra également de modéliser le comportement en sollicitations non homogènes. Des expériences complémentaires restent toutefois à réaliser, de même que la résolution numérique des équations afin d'identifier le dernier paramètre du modèle.

---

## Bilan du chapitre III

-----

Cette partie du travail de thèse a permis de proposer un modèle mécanique, dérivé du modèle du premier gradient de l'endommagement, capable de décrire le comportement des assemblages collés dans des conditions de sollicitations homogène et non homogène.

Dans un premier temps, une configuration expérimentale particulière a été mise en place afin de simplifier les équations du problème et de travailler avec une solution analytique. Une série d'expériences de traction homogène sur des tubes en acier collés ont donc été réalisées et ont mis en évidence les comportements suivants :

- existence d'un phénomène de fluage non négligeable observé lors de l'enregistrement des courbes de recouvrance,
- raidissement du joint de colle au début de l'expérience de traction, suivi de la dégradation de l'interface,
- mise en évidence d'une valeur seuil de la variable d'endommagement en-dessous de laquelle des fissurations apparaissent au niveau de l'interface collée.

Ces phénomènes n'étant pas pris en compte par le modèle du premier gradient de l'endommagement, des raffinements ont alors été introduits. Un modèle optimisé prenant en compte des phénomènes de dissipation par glissement des chaînes macromoléculaires les unes par rapport aux autres a permis de modéliser l'ensemble de ces comportements. Par comparaison avec la solution numérique, les valeurs de 4 des 5 coefficients théoriques ont pu être calculées.

Dans un second temps, une expérience en conditions non homogènes a été proposée afin d'achever la validation du modèle optimisé. Une expérience de traction sur des joints à double recouvrement permet d'obtenir un gradient de cisaillement le long des interfaces collées, et donc un gradient d'endommagement. Une première série d'essais a montré des comportements identiques à ceux observés en conditions homogènes :

- existence de phénomènes de relaxation,
- raidissement des interfaces au début de la traction, suivie d'une dégradation progressive des joints de colle.

Même si des expériences complémentaires restent à réaliser afin de confirmer ces observations, il semblerait donc que le modèle optimisé puisse également s'appliquer aux cas de sollicitations non homogènes. Après résolution numérique des équations, la valeur du dernier coefficient théorique pourra alors être effectuée.

Des études ultérieures pourront s'appuyer sur ce modèle optimisé pour décrire le comportement mécanique des assemblages collés soumis aux phénomènes de vieillissement mis en évidence dans le chapitre II. Il faudra alors intégrer dans le modèle des lois d'évolution des coefficients théoriques  $C_{vit}$ ,  $k$ ,  $C_{coe}$ ,  $w$  et  $A$  en fonction de la durée de vieillissement.

---