

THESE
présentée à
L'ECOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSEES

en vue de l'obtention du diplôme de
DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSEES
Spécialité: **Structures et Matériaux**

par : Thi-Hoa-Tam NGUYEN

Sujet de la thèse :

MODELE D'ENDOMMAGEMENT DES ASSEMBLAGES COLLÉS : IDENTIFICATION ET APPLICATION A LA DESCRIPTION D'UN ESSAI DE VIEILLISSEMENT ACCÉLÉRÉ

Thèse soutenue le 29 Septembre 2008
devant le jury composé de Messieurs:

F. LEBON	Rapporteur
F. FREDDI	Rapporteur
K. BENZARTI	Examinateur
M. FREMOND	Examinateur
P. ARGOUL	Directeur de thèse

SOMMAIRE

INTRODUCTION ET OBJECTIFS……6

CHAPITRE I – Etude bibliographique……9

Durabilité des assemblages collés : Aspects phénoménologiques et modélisation de l'endommagement

1. Caractéristiques des adhésifs et des substrats cimentaires / Interactions entre phases……10

1.1. Caractéristiques des adhésifs utilisés en génie civil……10

1.1.1. Formulations industrielles spécifiques au génie civil……10

1.1.2. Formation du réseau polymère et température de transition vitreuse (Tg)……11

1.1.3. Propriétés mécaniques et comportement viscoélastique de l'adhésif……12

1.2. Caractéristiques des substrats cimentaires……15

1.2.1. Processus d'hydratation du ciment……15

1.2.2. Structure poreuse de la matrice cimentaire……15

1.3. Interactions polymères – matrices cimentaires……16

1.3.1. Pénétration de la résine dans la matrice cimentaire……16

1.3.2. Interactions physico-chimiques……18

1.3.3. Interface/interphase entre l'adhésif et le substrat……19

2. Comportement mécanique et durabilité des assemblages collés……21

2.1. Mode de rupture des assemblages collés……21

2.2. Tests de caractérisation mécanique des assemblages……23

2.3. Durabilité des assemblages collés……24

2.3.1. Aspects microscopiques……24

2.3.2. Aspects macroscopiques……27

3. Modélisation du comportement mécanique des assemblages collés……29

3.1. Les modèles mécaniques linéaires de la rupture……29

3.2. Les modèles de zone cohésive……30

3.2.1. Mécanique de l'endommagement classique……30

3.2.2. Présentation des principaux modèles d'endommagement……31

3.2.2.1. Modèle de MARIGO……31

3.2.2.2. Modèle de MAZARS……32

3.2.2.3. Modèle de RAOUS-CANGEMI-COCOU……33

3.2.2.4. Modèle de CIMETIERE et al……34

3.2.2.5. Modèle de DE BARROS, CHAMPANEY……35
3.2.2.6. Approche de VALOROSO ET CHAMPANEY……36
3.3. Modèles avec couplage des aspects mécaniques et physico-chimiques……37
3.3.1. Modèle de GERARD……37
3.3.2. Approche de POPINEAU……38
3.3.3. Approche de BRUNEAUX *et al.*, puis FREDDI *et al*……40

4. Méthodes d'identification – Optimisation sans contrainte……43
4.1. Méthode de Newton……44
4.2. Méthode de Quasi-Newton……45
4.3. Méthode des moindres carrés……46
4.4. Méthode de Gauss-Newton……47
4.5. Méthode de Levenberg-Marquardt……47
4.6. Méthode du simplexe……48

5. Bilan de l'étude bibliographique……51

CHAPITRE II – Mise en équation du modèle et étude paramétrique……53

1. Mise en équation du modèle de couplage des endommagements volumique et surfacique……54
1.1. Présentation du modèle……54
1.2. Equations du mouvement……54
1.2.1. Principe des puissances virtuelles et équations du mouvement……56
1.2.2. Expressions des équations du mouvement……57
1.3. Lois de comportement……58
1.4. Equations globales du modèle……61
1.4.1. Equations dans les Domaines……61
1.4.2. Equations à la surface de contact……62

2. Etude paramétrique – Influence des différents paramètres du modèle……64
2.1. Influence des paramètres relatifs à l'endommagement volumique……64
2.2. Influence des paramètres relatifs à l'endommagement surfacique……68
2.2.1. Cas d'une sollicitation homogène (traction sur deux blocs en acier collés)……68
2.2.2. Cas d'une sollicitation non-homogène (traction sur des assemblages à double recouvrement)……71
2.3. Influence du couplage entre endommagements volumique et surfacique……78

3. Bilan du Chapitre II……82

CHAPITRE III – Confrontation simulations/expérience, et évaluation du modèle dans le cas d'un essai de vieillissement accéléré……..……84

1. Confrontation simulations/expérience dans le cas d'assemblage non vieillis……..85

1.1. Cas de la traction pure sur assemblage de tubes métalliques collés……..85

1.1.1. Configuration de l'essai……85

1.1.2. Confrontation expérience/simulation – Identification des paramètres du modèle……86

1.1.3. Raffinement du modèle avec prise en compte de la viscoélasticité de l'adhésif……94

1.1.3.1. Formulation des équations……94

1.1.3.2. Influence du paramètre de viscosité k_s^{*N} ……96

1.1.4. Identification des paramètres du modèle raffiné……99

1.2. Cas de la traction sur assemblages métalliques à double recouvrement……104

1.2.1. Configuration de l'essai……104

1.2.2. Résultats expérimentaux……105

1.2.3. Modélisation de l'essai de fluage……106

1.2.4. Identification des paramètres……107

1.3. Cas du cisaillement sur assemblage béton/adhésif/composites……..116

1.3.1. Description de l'expérience……116

1.3.2. Confrontation expérience-modèle……117

1.4. Bilan de la modélisation pour les assemblages non vieillis……..122

2. Evaluation du modèle pour la description d'un essai de vieillissement accéléré……124

2.1. Etude du vieillissement de l'adhésif massique……124

2.1.1. Evolution des caractéristiques mécaniques……125

2.1.2. Evolution microstructurales……126

2.2. Etude du vieillissement des assemblages à double recouvrement……..128

2.2.1. Evolution du comportement à la rupture……128

2.2.2. Evolution microstructurale du joint collé……129

2.2.3. Comportement expérimental en fluage……131

2.3. Modélisation de l'essai de fluage pour les assemblages vieillis…..……132

2.4. Bilan de l'étude et de la modélisation pour les assemblages vieillis……...139

CONCLUSION GENERALE……140

REFERENCES BIBLOGRAPHIQUES……144

ANNEXE 1 : Paramètres d'endommagement utilisés dans la littérature……..150

ANNEXE 2 : Modèle rhéologique utilisé dans le Chapitre III…153

ANNEXE 3 : Algorithme programmé sous MATLAB pour l'identification des paramètres d'endommagement selon la méthode du simplexe (Nelder-Mead)……..155

INTRODUCTION ET OBJECTIFS

Dans le domaine du génie civil, la technique de collage est principalement utilisée pour la réparation ou le renforcement d'ouvrages en béton : des renforts externes rigides sont collés sur les structures déficientes de manière à restaurer ou à augmenter leurs capacités mécaniques. Ces renforts étaient initialement constitués de plaques d'acier dans les années 1970-80 [l'HERMITE 1967] et ont ensuite été remplacées par des matériaux composites, bien plus légers et exempts de corrosion. Ainsi, le procédé de renforcement utilisant des tissus de fibres de carbone collés, développé par les Japonais au début des années 1990, connaît un succès croissant en France depuis une dizaine d'années (Figure i.1). Le parc d'ouvrages Français étant vieillissant, ces techniques apparaissent en effet comme un moyen efficace pour prolonger la durée de vie des structures déficientes à moindre coût.



Figure i.1 : Procédé de renforcement par collage de tissus en fibres de carbone

Le collage est également envisagé dans le domaine de l'assemblage structural, notamment pour la réalisation des connexions de ponts mixtes béton/acier [THOMANN 2005] et pour l'assemblage d'éléments préfabriqués de béton armé ou fibré. Mais ce type d'application se heurte encore à la réticence des industriels et maîtres d'ouvrages en raison du manque de garanties sur la durabilité à long terme (~ 100 ans), et de l'absence d'outils de modélisation fiables permettant de prévoir la durée de vie des assemblages collés dans les conditions effectives de service. Il existe donc une forte demande de la profession pour pouvoir disposer d'un tel outil de modélisation.

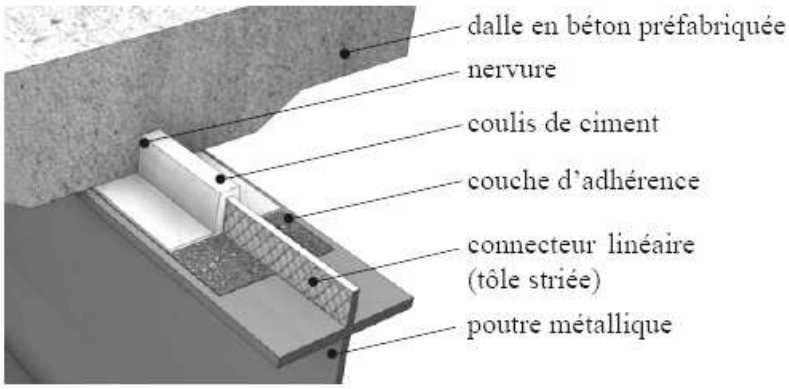


Figure i.2 : Exemple de connexion par adhérence sur pont mixte béton/acier, d'après [THOMANN 2005].

L'objectif de cette thèse est justement de poursuivre le travail entrepris par BRUNEAUX [BRUNEAUX 2004], puis [FREDDI 2006], visant à développer un outil capable de coupler à la fois :

- les aspects théoriques de la mécanique du contact dans les assemblages collés,
- les aspects physico-chimiques liés au comportement viscoélastique de l'adhésif ou du mortier-polymère, et à l'évolution de ces propriétés dans le temps.

Cette étude fait partie intégrante de l'Opération de recherche «Durabilité des renforcements par composites collés » menée sur la période 2005-2008 au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC).

Ce mémoire de thèse est constitué de trois chapitres :

- Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique sur la durabilité des assemblages collés. Il nous a paru utile de présenter un état de l'art sur la technologie du collage en Génie Civil, en abordant successivement les propriétés de l'adhésif et des substrats cimentaires, les interactions physico-chimiques à l'interface entre ces constituants, puis les mécanismes de vieillissement susceptibles d'engendrer une évolution des propriétés mécaniques de l'assemblage. Nous décrirons ensuite les principaux modèles d'endommagement qui visent à prévoir le comportement à la rupture des assemblages collés, ainsi que les méthodes d'optimisation qui pourraient permettre d'identifier les coefficients de ces modèles dans le cadre d'approches inverses.

- Le second chapitre est dédié à la présentation de la théorie prévisionnelle utilisée dans le cadre de cette thèse, qui est basée sur la théorie du premier gradient de l'endommagement et sur le principe des puissances virtuelles [FREMOND 1985, 1987 et NEDJAR 1996]. Une

étude paramétrique est ensuite proposée afin d'évaluer l'influence des différents coefficients théoriques du modèle sur le comportement à la rupture des assemblages collés, et de manière à mieux cerner la signification physique de ces coefficients.

- Le dernier chapitre propose de confronter les simulations fournies par le modèle d'endommagement avec les résultats de différentes campagnes expérimentales.

Dans un premier temps, une approche inverse est mise en œuvre afin d'identifier les paramètres théoriques permettant de modéliser au mieux le comportement ultime d'un assemblage collé sollicité en traction homogène ou en cisaillement. Une amélioration du modèle existant est proposée à l'issue de cette étape, de manière à prendre en compte le comportement viscoélastique de l'interface.

Dans un second temps, on évaluera la possibilité de décrire le comportement d'assemblages collés soumis à des vieillissements accélérés, au moyen de ce modèle d'endommagement. Dans cette optique, un assemblage collé sera soumis à un vieillissement hygrothermique, et on déterminera expérimentalement l'évolution de ses propriétés mécanique ultimes au cours du temps. L'approche inverse sera ensuite utilisée de manière à identifier les coefficients du modèle correspondant aux comportements des assemblages initiaux ou vieilli. A terme, l'objectif de cette démarche serait de déterminer des lois d'évolution des coefficients du modèle en fonction de la durée de vieillissement.

CHAPITRE I

ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE
DURABILITÉ DES ASSEMBLAGES COLLÉS : ASPECTS PHÉNOMÉNOLOGIQUES ET MODÉLISATION DE L'ENDOMMAGEMENT

En génie civil, la notion d'assemblage collé se réfère implicitement à un collage réalisé sur un substrat cimentaire (béton, mortier ou pâte de ciment) au moyen d'un adhésif polymère.

Cette partie bibliographique propose donc une description sommaire des constituants de l'assemblage (adhésif et substrat cimentaire) et fournit un état des connaissances sur les interactions physico-chimiques qui sont susceptibles de s'établir à l'interface organique/inorganique.

Elle abordera ensuite les propriétés mécaniques et la durabilité de ces assemblages, en faisant un état de l'art sur les processus de vieillissement des joints adhésifs. Les modèles mécaniques issus de la littérature qui visent à décrire la fissuration et l'endommagement de ces matériaux seront ensuite passés en revue. Enfin, les principales méthodes d'identification permettant d'optimiser les paramètres des modèles à partir des données expérimentales (dans le cadre d'approches inverses) seront également présentées.

1. Caractéristiques des adhésifs et des substrats cimentaires / Interactions entre phases

1.1. Caractéristiques des adhésifs utilisés en génie civil

Les systèmes thermodurcissables époxydiques sont de loin les adhésifs les plus utilisés dans le secteur de la construction (90% du tonnage [CARLAC'H 2002]). Pour cette raison, les études menées aux LCPC se sont essentiellement focalisées sur les assemblages collés réalisés au moyen de ces adhésifs.

1.1.1. Formulations industrielles spécifiques au génie civil

Les adhésifs époxydiques destinés au Génie Civil sont des systèmes bi-composants, constitués *d'une base époxy* (prépolymère comportant des fonctions réactives oxyranes) et *d'un durcisseur* qui est le plus souvent constitué d'un mélange d'amines aliphatiques ou cycliques ou de polyamides. Les groupements fonctionnels de la résine et du durcisseur sont capables de réagir par polycondensation à température ambiante pour former un réseau polymère réticulé. La Figure I.1 illustre la réaction entre le diglycidyléther de bisphénol A ou DGEBA (qui est une des bases époxydes les plus couramment utilisée) et une diamine aliphatique.

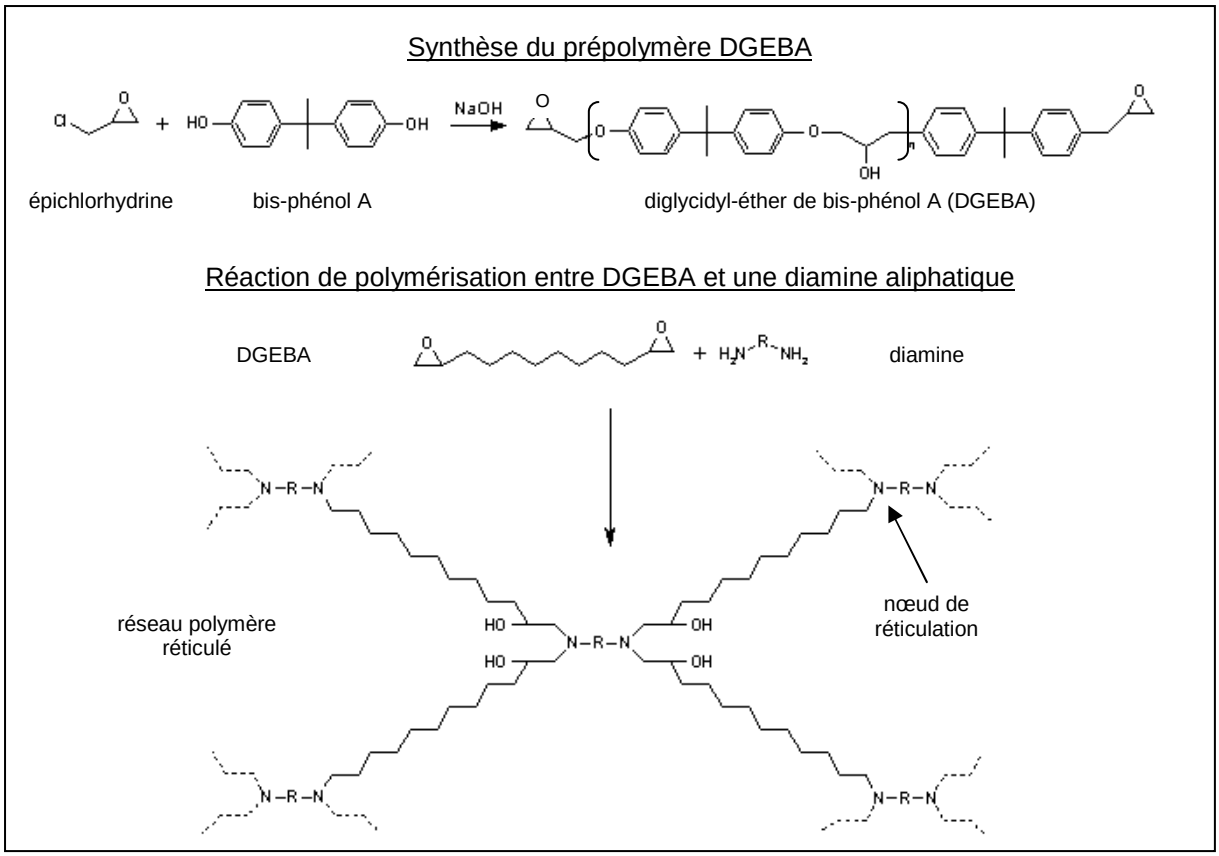


Figure I.1: Exemple de réaction de polymérisation entre une base DGEBA et une diamine.

Les formulations industrielles contiennent également *des additifs* (charges minérales, plastifiants, catalyseurs), permettant d'ajuster les propriétés du mélange liquide ou du matériau final en fonction des contraintes de mise en œuvre sur chantier ou des conditions de service. Les contraintes les plus importantes sont :

- la viscosité initiale du mélange, qui doit être adaptée à l'application envisagée (Figure I.2). Pour le collage de renforts en matériaux composites, il est par exemple recommandé d'utiliser un adhésif de consistance pâteuse et présentant un comportement thixotrope, afin de faciliter la mise en place des renforts,
- la durée pratique d'utilisation ou D.P.U. (durée pendant laquelle le mélange reste assez fluide et peut être manipulé), qui doit être suffisante pour permettre la finalisation des travaux. Typiquement, des durées de 1h 30 à 2 heures sont requises,
- la réactivité du système, qui doit être adaptée aux conditions de chantier (température extérieure et degré d'hygrométrie) de manière à garantir une bonne polymérisation de l'adhésif. Néanmoins, il est difficile d'obtenir une polymérisation complète de ces systèmes à l'ambiante, et des évolutions lente de la densité de réticulation peuvent encore être observées des mois voire des années après la mise en œuvre [SADI 1990].

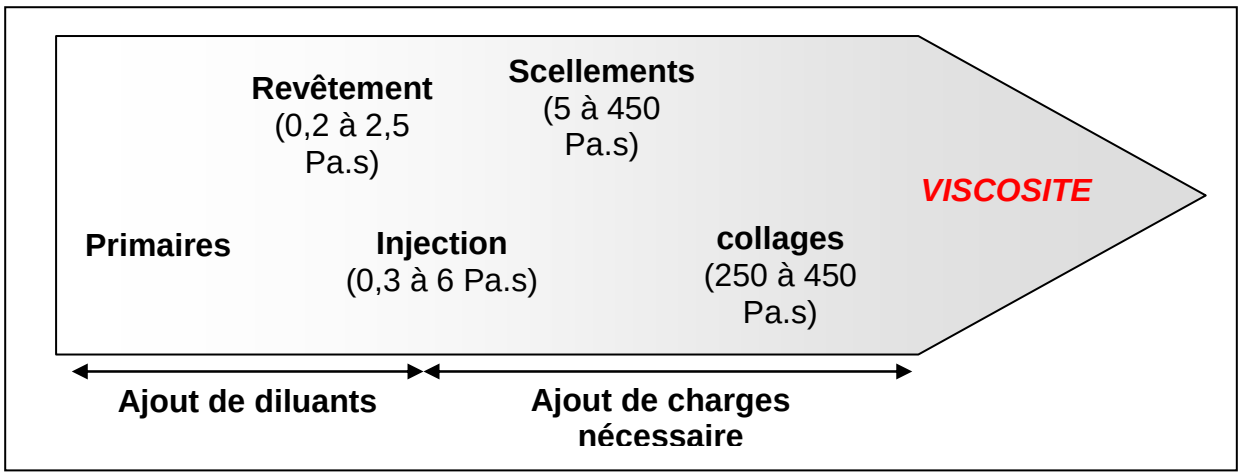


Figure I.2: Ordres de grandeur des viscosités requises pour les applications Génie Civil.

1.1.2. Formation du réseau polymère et température de transition vitreuse (Tg)

Lors de la formation du réseau polymère, deux changements de phase peuvent se produire : la *gélification* et la *vitrification* :

- la gélification traduit l'évolution du milieu réactionnel de l'état liquide à l'état caoutchoutique. Par définition, elle correspond à la formation d'une molécule tridimensionnelle de dimension infinie. Deux phases coexistent alors dans le milieu : une phase soluble (fraction sol) constituée des monomères n'ayant pas encore réagi et une phase insoluble (fraction gel).

- la vitrification correspond au passage du polymère de l'état caoutchoutique à l'état vitreux et résulte de l'augmentation de la densité de réticulation après gélification. Elle apparaît quand la température de transition vitreuse du gel en croissance devient égale à la température de cuisson, et traduit la diminution de mobilité moléculaire liée à l'augmentation de la masse molaire, jusqu'au point où les mouvements de chaînes ne sont plus possibles. Les réactions sont alors contrôlées par les mécanismes de diffusion et leurs cinétiques sont considérablement ralenties [LUNAK 1978].

Le phénomène de transition vitreuse caractérise la frontière entre deux états fondamentaux du matériau :

- l'état vitreux, aux basses températures, où le matériau est dur et cassant,
- l'état caoutchoutique, à hautes températures, où le polymère est souple et extensible.

La transition vitreuse correspond à une absorption d'énergie qui permet de passer d'une mobilité moléculaire locale de faible amplitude à une mobilité à grande distance des chaînes. Les relations entre la structure chimique et la température de transition vitreuse (Tg) ont été abordées au moyen d'approches cinétiques, la plus connue étant la théorie WLF (WILLIAMS, LANDEL et FERRY) ou théorie du volume libre [WILLIAMS 1955].

1.1.3. Propriétés mécaniques et comportement viscoélastique de l'adhésif.

Les propriétés mécaniques des adhésifs époxydes peuvent être assez variables en fonction de leur formulation. Le Tableau I.1 regroupe quelques valeurs moyennes de ces caractéristiques pour les systèmes du Génie Civil [BARDONNET 1992, MAYS 1992, ATO 1999] :

Tableau I.1: Caractéristiques mécaniques moyennes des résines époxydes [87-88].

Propriétés	**Valeurs moyennes**
Résistance à la traction	20 à 90 MPa
Allongement à rupture en traction	1 à 3 %
Module d'élasticité en traction	3 à 10 GPa en fonction du taux de charges
Résistance à la compression	140 à 150 MPa

Lorsque les réseaux époxydes sont caractérisés en traction uniaxiale à température ambiante, leur comportement est généralement fragile et l'on n'observe pas de seuil de plasticité (Figure I.3.a). Seules certaines résines modifiées par adjonction d'élastomères ont un comportement ductile et présentent un seuil de plasticité (Figure I.3.b) [BARRERE 1998]. Ce n'est généralement pas le cas des systèmes utilisés en Génie Civil.

Il est important de noter que la résistance en traction des résines époxydes est nettement supérieure à celle des matériaux cimentaires.

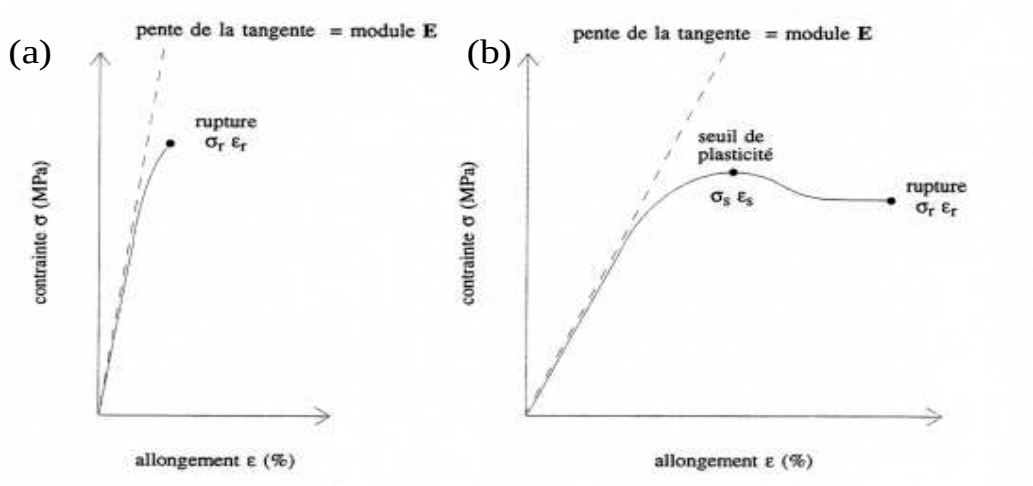


Figure I-3: Exemples de courbes contrainte/déformation en traction uniaxiale (a) pour un adhésif au comportement fragile, (b) pour un matériau ductile présentant un seuil de plasticité.

Par ailleurs, du fait de leur structure macromoléculaire, les polymères présentent un comportement viscoélastique dépendant du temps d'application de la contrainte ou de la fréquence de sollicitation. Lorsque le matériau est soumis à une contrainte (ou à une déformation) imposée, sa réponse est intermédiaire entre une réponse élastique (aux temps courts, simple extension des chaînes) et une réponse visqueuse (pour des temps plus longs, les chaînes vont pouvoir se réorganiser et glisser les unes par rapport aux autres). La Figure I.4 décrit les phénomènes de fluage/relaxation qui peuvent être observés pour ces matériaux.

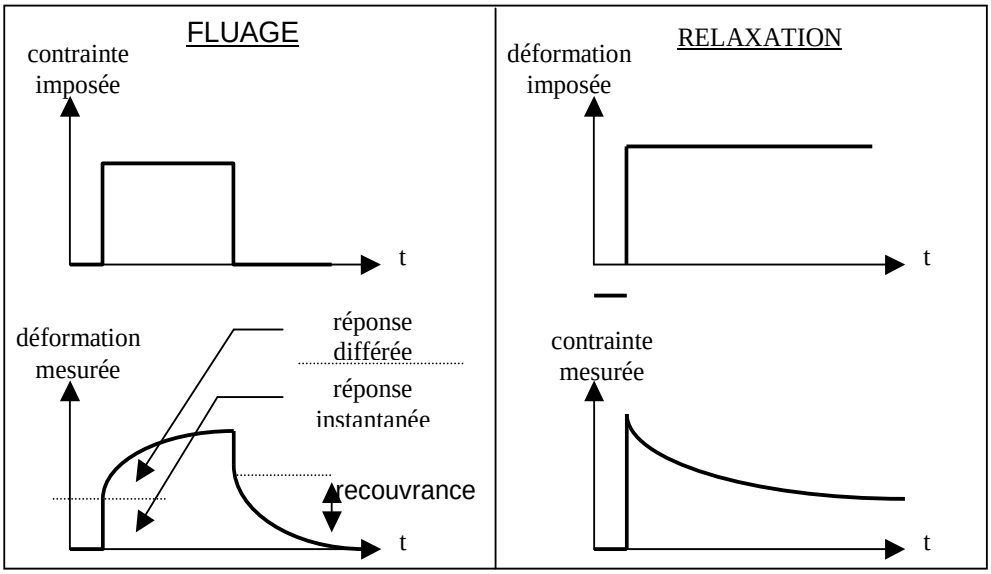


Figure I.4 : Réponse viscoélastique typique des polymères réticulés. Phénomènes de fluage et de relaxation, d'après [BRUNEAUX 2004].

De nombreux modèles rhéologiques ont été développés dans la littérature pour décrire le comportement viscoélastique des polymères. Les modèles les plus simples mettent en jeu un ressort de module *E* placé en série ou en parallèle avec un amortisseur de viscosité η (modèle de Kelvin-Voigt et de Maxwell, respectivement) (Figure I.5).

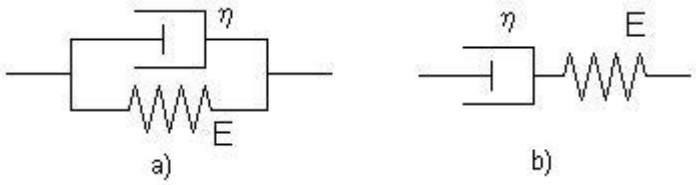


Figure I.5 : Modèles rhéologiques simples de Kelvin-Voigt (a) et de Maxwell (b).

Il existe également des modèles plus complexes qui fournissent une description plus réaliste du comportement viscoélastique des polymères et des joints adhésifs [COGNARD, 2000]. Le modèle de Bardenhagen (Figure I.6.a) a ainsi permis de décrire le comportement d'un polyuréthanne sollicité à grande vitesse. Selon l'approche de Hata et al [HATA, 1973], l'interphase que forment les adhésifs au contact des solides transmet ou non l'effort imposé aux substrats en fonction du nombre des sites de liaison, de la vitesse de traction et de l'environnement. Le modèle correspondant (Figure I.6.b) est constitué d'un ressort de module E_i associé à l'adhésif viscoélastique; si le ressort casse, la rupture de l'assemblage collé est interfaciale. Les modèles de Bingham et de Chase-Goldsmith (Figure I.6.c et d) seraient quant à eux plus adaptés à la description du comportement en fluage de films adhésifs.

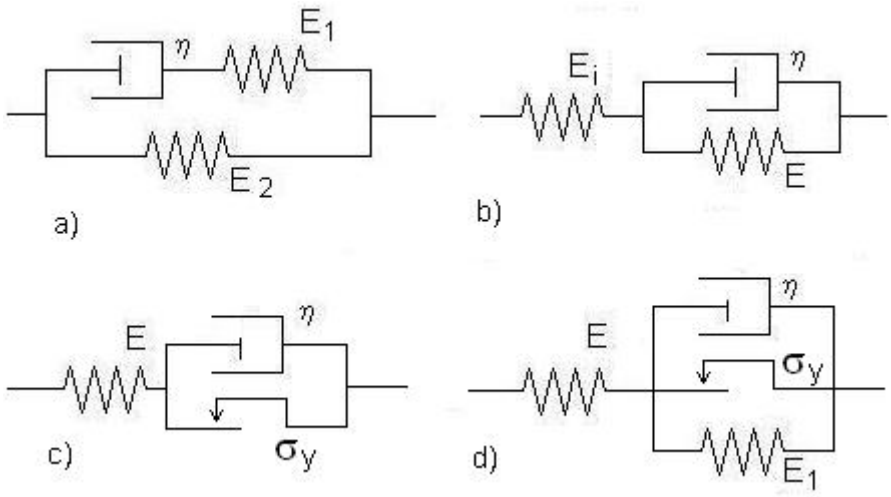


Figure I.6 : Exemples de modèles rhéologiques complexes, associant un comportement élastique (ressorts de module *E)*, un comportement visqueux (amortisseur de viscosité η) et éventuellement une possibilité déformation plastique (patin avec contrainte critique σ_y) : Modèles de Bardenhagen (a), Hata (b), Bingham (c), et Chase-Goldsmith (d) [COGNARD, 2000].

1.2. Caractéristiques des substrats cimentaires

Les bétons sont des matériaux composites complexes constitués [BARON 1982]:

- d'une phase continue, la matrice cimentaire, formée au cours de la réaction d'hydratation entre un liant hydraulique (le ciment) et l'eau de gâchage,
- d'une phase dispersée, constituée de granulats calcaires ou siliceux répartis dans la matrice. Elle forme un squelette inerte et assure en grande partie la résistance mécanique du béton,
- d'adjuvants spécifiques, servant à modifier le comportement rhéologique du béton frais (plastifiants, accélérateurs/retardateurs de prise) ou à améliorer les performances du béton durci.

1.2.1. Processus d'hydratation du ciment.

L'hydratation du ciment correspond à l'ensemble des réactions entre les phases minérales et l'eau de gâchage, et commence dès la mise en contact des deux phases. Deux phénomènes interviennent consécutivement : *la prise*, qui permet au mélange de passer rapidement de l'état de suspension à celui de solide, puis le durcissement qui correspond à la période d'évolution des propriétés mécaniques (cinétique rapide au début, puis lente par la suite) [BARON 1982].

La première étape du processus (Figure I.7.b) correspond au recouvrement des grains de ciment par les premiers produits d'hydratation : les *silicates de calcium hydratés ou C-S-H*, de composition ($3CaO.2SiO_2.4H_2O$). Par la suite, la précipitation des C-S-H conduit à la formation de ponts entre les particules de ciment, tandis que la *Portlandite* $Ca(OH_2)$ cristallise dans la solution intergrains. Au final, le durcissement de la matrice cimentaire résulte du remplissage progressif de l'espace inter-grains par les produits d'hydratation (Figure I.7.c).

1.2.2. Structure poreuse de la matrice cimentaire.

Après durcissement, la matrice cimentaire présente une structure poreuse répartie sur plusieurs échelles de grandeur (Figure I.8) : on trouve notamment des pores capillaires (3 nm à 300 µm) qui sont les vestiges des espaces intergrains, et les porosités relatives à la structure des hydrates (< 3 nm).

La distribution des tailles de pores dépend fortement du rapport de gâchage E/C, c'est à dire du rapport entre les masses d'eau et de ciment utilisé lors de la fabrication (ce rapport détermine la distance moyenne intergrains au début du processus d'hydratation). Au final, le volume et la taille des capillaires sont donc d'autant plus faibles que le rapport E/C est petit.

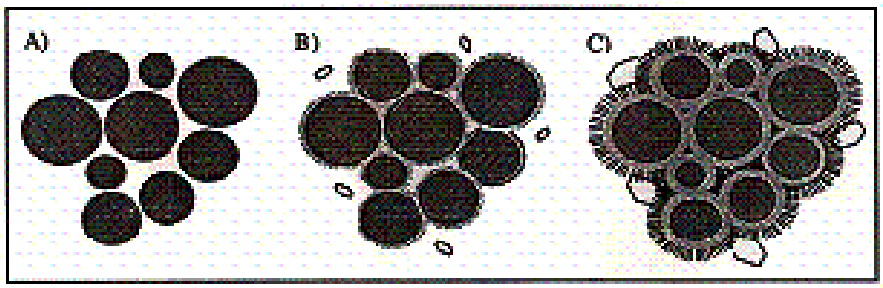


Figure I.7 : processus d'hydratation. (a) grains de ciment anhydres initiaux, (b) recouvrement par les C-S-H, (c) remplissage des espaces intergrains

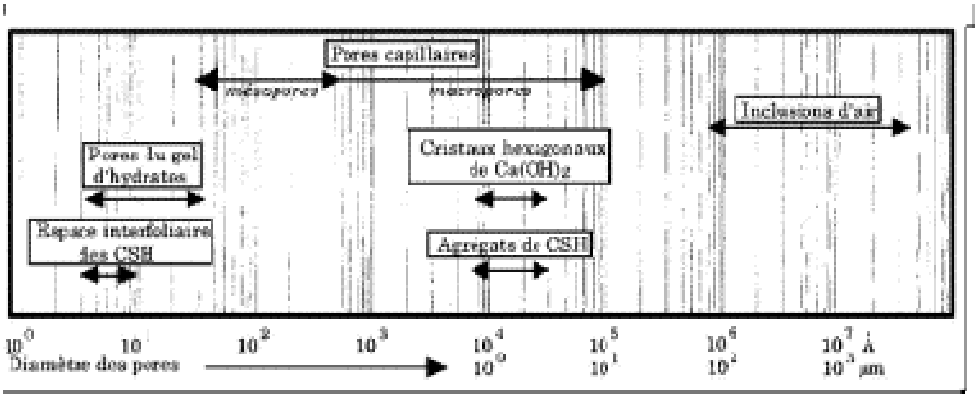


Figure I.8 : Répartition des pores dans les pâtes de ciment [GUENOT-DELAHAIE 1997]

1.3. Interactions polymères – matrices cimentaires

Lorsqu'un adhésif polymère est mis en contact avec un substrat cimentaire poreux, l'adhésion résulte d'un mécanisme complexe impliquant :

- le mouillage de la surface et la pénétration de la résine dans les porosités du substrat, qui induisent un phénomène d'ancrage mécanique,
- la création de liaisons physiques ou chimiques aux interfaces.

1.3.1. Pénétration de la résine dans la matrice cimentaire

La profondeur de pénétration dépend à la fois des propriétés du substrat poreux et de la résine :

- la rugosité et la porosité du support cimentaire contribuent toutes deux à augmenter l'aire de contact et favorisent l'ancrage mécanique. Les traitements de surface du support (sablage, jet d'eau, etc.) permettent d'optimiser cette rugosité de surface [TOUTANJI, 2001],

- l'eau présente dans le substrat a une influence néfaste sur la pénétration de la résine, le drainage par capillarité étant impossible lorsque les pores sont saturés en eau,
- la viscosité de la résine est un paramètre essentiel qui gouverne le flux capillaire dans la porosité du béton. Plus elle est faible, plus le flux de convection (ou flux Darcéen) est intense et la profondeur de pénétration importante [MAUGIS, 1986].

La profondeur de pénétration peut être évaluée expérimentalement par la technique de microsonde électronique, en déterminant le profil de la concentration en élément carbone (relative au polymère) à l'intérieur du substrat cimentaire (illustration sur la Figure I.9). [BACKELANDT, 2005]. Par cette méthode, BACKELANDT a étudié l'influence des paramètres précités (*porosité et teneur en eau du substrat*, *viscosité de la résine époxyde*) sur la profondeur de pénétration de la résine dans une pâte de ciment durcie. Les résultats expérimentaux sont consignés dans le Tableau I.2 et confirment les tendances déjà évoquées.

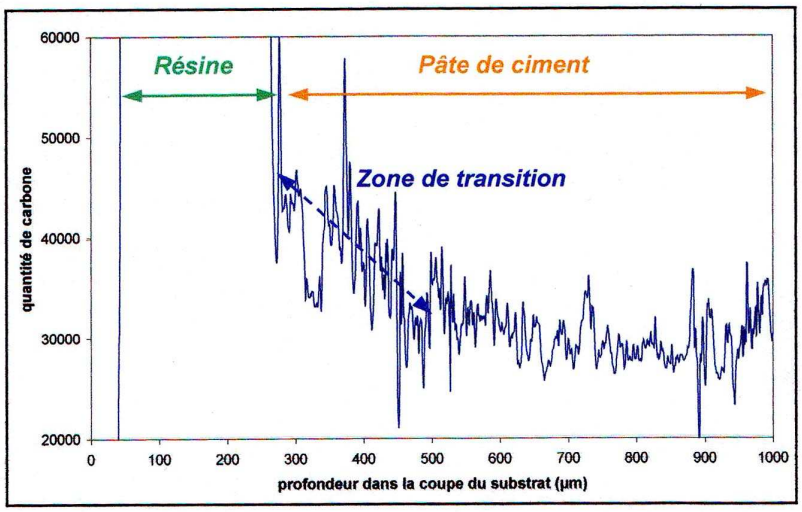


Figure I.9 : Profil de concentration de l'élément carbone caractéristique de l'adhésif époxyde dans un échantillon de pâte de ciment durcie [BACKELANDT 2005].

Tableau I.2 : Profondeur de pénétration d'une résine époxyde dans une pâte de ciment durcie en fonction de différents paramètres (porosité et degré d'humidité du substrat, viscosité de la résine) [BACKELANDT 2005].

	Substrat de porosité 33%		***Substrat de porosité 42%***	
	sec	***humide***	***sec***	***Humide***
Résine fluide	130 µm	60 µm	190 µm	90 µm
Résine visqueuse	65 µm	50 µm	100 µm	55 µm

1.3.2. Interactions physico-chimiques

Selon la littérature, plusieurs types d'interactions sont susceptibles de s'établir à l'interface entre l'adhésif époxy et le substrat cimentaire :

- des interactions spécifiques de type acide-base ou hydrogène. En effet, les surfaces cimentaires peuvent être considérées comme des surfaces oxydées, en raison de la présence de silicates. Les oxydes de surface pourraient alors interagir avec des composés organiques polaires par mécanisme acide (Eq. I-1) ou basique (Eq. I-2) [Mc NAUGHT 1989, BAETA-NEVES 2004, BENZARTI 2006] :

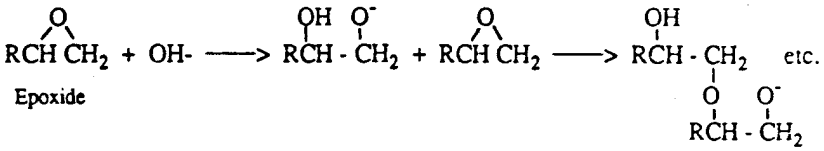
$$XOH + HOR \rightarrow -XOH\ldots HR \leftrightarrow -XOH_2^+\ldots OR \qquad \textbf{Eq. I-1}$$

avec X = structure silicate sous-jacente, HOR un acide (carboxylique par exemple)

$$XOH + NH_2R \rightarrow -XOH\ldots NH_2R \leftrightarrow -XO^-\ldots NH_3^+R \qquad \textbf{Eq. I-2}$$

avec NH_2R une amine quelconque

- des interactions chimiques conduisant à la formation de liaisons covalentes. La réaction la plus probable entre un adhésif époxy et le milieu cimentaire serait liée à l'attaque des cycles époxy par les ions OH^- produits par l'hydratation du ciment [Mc NAUGHT 1989]. La polymérisation se ferait alors selon une réaction en chaîne auto-catalysée (Eq. I-3).



Eq. I-3

Des réactions chimiques ont été mises en évidence entre des systèmes époxy et des surfaces métalliques oxydées ou hydroxylées [BARTHES-LABROUSSE 1996, ROCHE 2002] (Fig. I.10). Un parallèle peut être fait avec les matériaux cimentaires qui comportent des oxydes métalliques de surface, mais rien n'a été démontré dans ce cas précis.

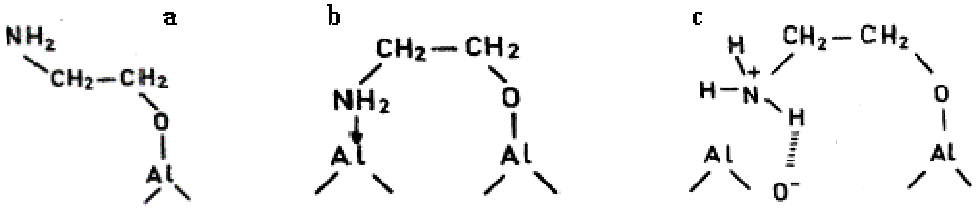


Figure I.10 : Interactions possibles entre les amines et une surface aluminium. (a) groupes amines libres, (b) coordination entre les amines et les ions aluminium (c) protonation des amines sur les sites acides [BARTES-LABROUSSE 1996]

1.3.3. Interface/interphase entre l'adhésif et le substrat

Les interactions physico-chimiques décrites précédemment peuvent modifier localement la structure du réseau époxy au voisinage du substrat, et conduire à la formation d'une véritable interphase possédant des propriétés physiques et mécaniques différentes de celle du polymère massique. Plusieurs études ont montré l'existence d'une telle interphase au voisinage de substrats métalliques.

D'après ROCHE et al [ROCHE 2000 et 2002], la formation de complexes métal-diamine au voisinage d'un substrat d'aluminium ou de titanium modifierait localement la structure du réseau époxy et induirait la création d'une interphase polymère pouvant atteindre 200 à 400 microns d'épaisseur. Cette zone serait caractérisée par un gradient de la température de transition vitreuse, la valeur de T_g étant minimale à proximité immédiate du substrat et augmentant progressivement pour atteindre celle du polymère massique loin du substrat.

HÄßLER et al [HÄßLER 2000] ont également observé ce type interphase polymère au voisinage d'un substrat aluminium oxydé. En revanche, ils rapportent des valeurs de T_g plus élevées à l'intérieur de l'interphase que dans le polymère massique. Il n'y a donc pas de consensus sur les caractéristiques physiques de l'interphase.

Le développement de nouvelles techniques d'analyses permet depuis peu de caractériser in situ les zones interfaciales dans les matériaux polyphasés. L'une de ces techniques, la micro-analyse thermique (ou µTA) est basée sur le principe de la microscopie à force atomique (AFM), la pointe conventionnelle AFM étant remplacée par une sonde thermique en fil de wollaston. Cette technique permet de réaliser deux types d'analyses :

- en mode microscopie, elle permet de visualiser le profil topographique ou le contraste de conductivité thermique à la surface d'un échantillon. Ceci fournit des informations sur la répartition géométrique des phases dans le matériau polyphasé,
- en mode analyse thermique locale, la pointe de mesure peut être positionnée à un endroit précis de l'échantillon (et en particulier au niveau de la zone interfaciale) avec une résolution spatiale inférieure au micron. Une rampe de température peut alors être appliquée, et le signal pénétrométrique de la pointe permet d'identifier les températures de transition du matériau au niveau du point de contact. Ce type d'analyse a notamment permis de mettre en évidence des gradients de propriétés (variation de T_g par exemple) dans les zones interfaciales de certains matériaux polyphasés, ce phénomène étant le plus souvent attribué à l'existence d'interactions chimiques ou physiques entre phases [HÄßLER 2000, TILMANN 2001].

BENZARTI et al [BENZARTI 2002] ont réalisé une étude exploratoire visant à évaluer l'intérêt de la technique de µTA pour la caractérisation d'une interface époxy/matrice cimentaire. Après optimisation du protocole expérimental, les auteurs ont effectué des analyses thermiques locales systématiques dans les zones interfaciales, mettant en évidence une interphase polymère avec un gradient décroissant de T_g à partir du bord du substrat jusqu'au polymère massique (Figure I.11).

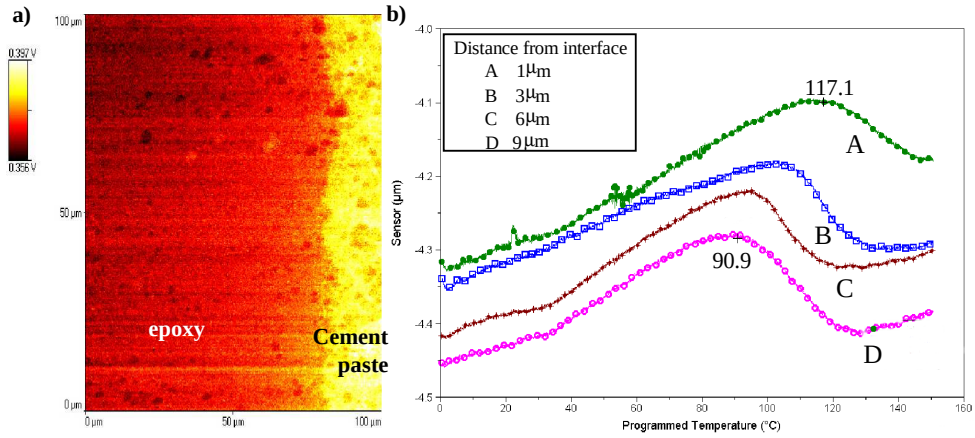


Figure I.11 : Contraste de conductivité thermique à l'interface époxy/pâte de ciment (a) et analyses thermiques locales dans le polymère à différentes distances du substrat cimentaire (b) [BENZARTI 2002].

2. Comportement mécanique et durabilité des assemblages collés

Dans ce paragraphe, nous abordons le comportement mécanique macroscopique et la durabilité des assemblages collés.
Des rappels sur les mécanismes de rupture sont d'abord proposés, puis on décrira ensuite les tests mécaniques qui permettent d'évaluer la qualité de l'adhérence et les propriétés à la rupture des assemblages.
Un état de l'art sur la durabilité des assemblages sera ensuite dressé. Une attention particulière sera portée au processus de vieillissement en milieu humide (vieillissement hygrothermique) des assemblages collés, en dissociant les mécanismes de dégradation à l'échelle microscopique et leurs répercussions sur les propriétés macroscopiques. Il faut souligner que la littérature fournit peu d'informations concernant le vieillissement des assemblages collés réalisés avec des supports cimentaires, mais qu'il il existe de nombreuses études sur les assemblages de supports métalliques.

2.1. Mode de rupture des assemblages collés

De manière générale, la rupture correspond à la séparation de deux corps initialement solidaires. La fissuration est le plus souvent amorcée à partir d'une entaille ou d'un défaut préexistant. Sa vitesse de propagation et son aspect dépendent des propriétés du (des) matériau(x), des contraintes internes au système et de celles exercées sur celui-ci par le milieu extérieur (température, forces appliquées…), de la géométrie du (des) solide(s).

Selon IRWIN [IRWIN 1957], les mouvements possibles des lèvres de la fissure sont des combinaisons de trois modes indépendants (Figure I.12) :

- le mode I, ou mode par ouverture, qui correspond à un écartement relatif des deux surfaces de la fissure par ouverture angulaire,
- le mode II, qui fait référence à un cisaillement plan,
- le mode III, ou mode de cisaillement anti-plan, qui correspond à un glissement transversal des deux surfaces de la fissure, en sens opposés, mais cette fois dans une direction parallèle au front de la fissure.

Le mode I est considéré comme le plus sévère en terme d'extension de la fissure ; cependant, une fois amorcée et pour des sollicitations mixtes ou des géométries complexes, la fissure a tendance à bifurquer, et reste donc rarement rectiligne (2D) ou plane (3D).

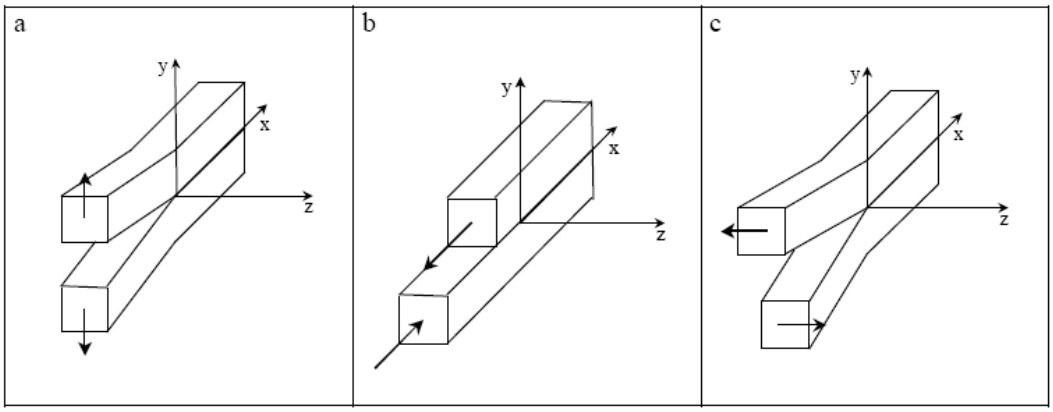


Figure I-12: Représentation des modes de déplacement des surfaces de fissures (a) ouverture (mode I), (b) cisaillement plan (mode II), (c) cisaillement anti-plan (mode III).

Dans le cas des assemblages collés, on peut également distinguer différents modes de rupture en fonction de l'endroit où intervient la fissuration (Figure I-13) :

- la rupture peut être confinée dans l'un des deux substrats ou dans l'adhésif, ce qui signifie que la cohésion d'un de ces matériaux est plus faible que l'adhésion entre constituants. On parle alors de *rupture cohésive*,
- la rupture peut intervenir à l'interface et on parle alors de *rupture adhésive ou interfaciale*. Cependant, la rupture se fait parfois non pas à l'interface *stricto sensu*, mais très proche de celle-ci. On parle de rupture dans l' « interphase » car la proximité d'une interface peut être synonyme de gradient de propriétés.
- la rupture peut également être *mixte* si elle est cohésive par endroit et adhésive à d'autres.

La localisation précise de la fissure (par microanalyse X des faciès de rupture) est très utile pour identifier précisément le mode de rupture.

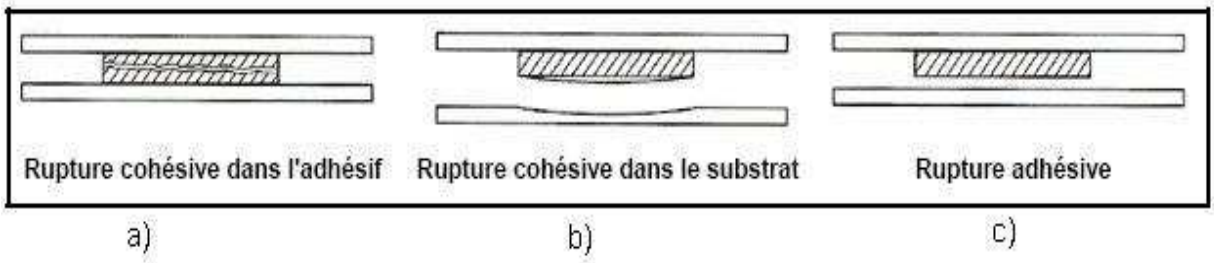
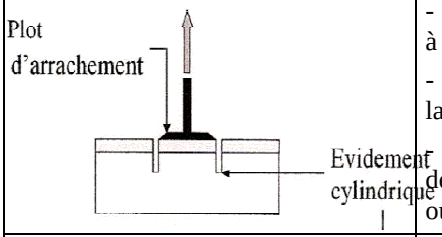
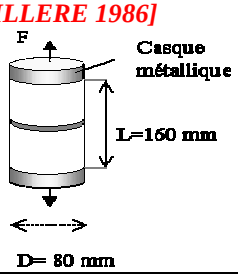
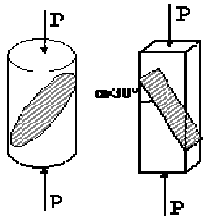
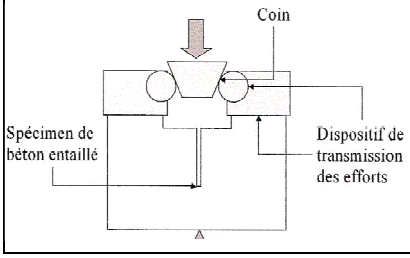


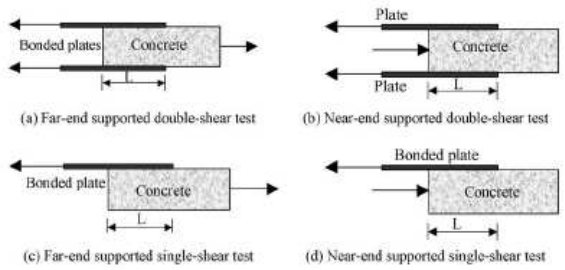
Figure I.13: Présentation schématique des modes de rupture des joints collés, d'après [COGNARD 2000]

2.2. Tests de caractérisation mécanique des assemblages

Les joints collés peuvent être sollicités de différentes manières : traction, cisaillement, pelage, flexion, etc…. Il existe donc différentes techniques pour évaluer le niveau d'adhérence et les propriétés mécaniques des assemblages. Dans la plupart des cas, le facteur limitant est la résistance du béton, (~ dix fois inférieure à celle de l'adhésif en traction et en cisaillement). Le Tableau I.3 regroupe des méthodes applicables aux assemblages de supports cimentaires.

Tableau I.3 : Méthodes de caractérisation des joints collés

Méthode de caractérisation	Avantages	Inconvénients
Test d'arrachement (pull-off) 	- essai normalisé ASTM D 4581-85 - détermination aisée de la contrainte à rupture - réalisation facile de l'essai, en laboratoire comme sur chantier - permet de mettre en évidence les défauts d'adhérence d'un revêtement ou d'une peinture	- forte dispersion des résultats - la plupart du temps, rupture dans le substrat cimentaire qui est le maillon faible de l'assemblage en traction - difficulté d'alignement du vérin dans l'axe du plot.
Test de traction directe [PAILLERE 1986] 	- facilité de mise en œuvre - maîtrise de l'épaisseur du joint de collage avec l'utilisation de cales - détermination de la contrainte à la rupture	- dispersion des résultats - rupture dans le substrat cimentaire - Profil de contrainte longitudinal complexe le long de l'interface,
Test de cisaillement indirect par compression (plan de collage incliné) [GODARD 1986] 	- test facile à mettre en œuvre - le béton n'est pas sollicité en traction	- influence de l'angle d'inclinaison du plan de collage sur les résultats - mode de sollicitation mixte au niveau du joint de collage - profil de contrainte longitudinal complexe le long de l'interface,
Test de clivage ou Wedge splitting test [TSCHEGG 1991] 	- test adapté pour la caractérisation des matériaux fragiles comme le béton - propagation de la fissure stable - détermination de la charge à la rupture, de l'énergie d'initiation et de propagation de fissure	- réalisation difficile des éprouvettes - instrumentation délicate, notamment pour la mesure de l'ouverture de la fissure.

Test de décohésion par cisaillement à simple ou double recouvrement [YAO 2005, CHATAIGNER 2008] 	- interface sollicitée en cisaillement - faible dispersion des résultats	- mise en œuvre difficile des corps d'épreuve. - profil de contrainte complexe à l'interface - instrumentation à l'aide de jauges extensiométriques recommandée - modélisation délicate de l'essai.

Les techniques mettant en jeu des efforts de cisaillement (simple ou double recouvrement) sont généralement préférées aux autres, car les joints adhésifs sont conçus pour fonctionner en cisaillement dans les conditions de service.

2.3. Durabilité des assemblages collés

2.3.1. Aspects microscopiques.

La pénétration d'eau dans un assemblage collé induit plusieurs processus de vieillissement :

① une évolution microstructurale des matériaux constitutifs et en particulier de l'adhésif : En effet, l'eau pénètre dans le joint de colle par les côtés, induisant une plastification du réseau et une chute des propriétés mécaniques [ZANNI 1995, BRUNEAUX 2004], comme illustré sur la Figure I.14. Pour les adhésifs sous-réticulés, l'augmentation de mobilité moléculaire peut également favoriser la reprise du processus de polymérisation [BOCKENHEIMER 2004].

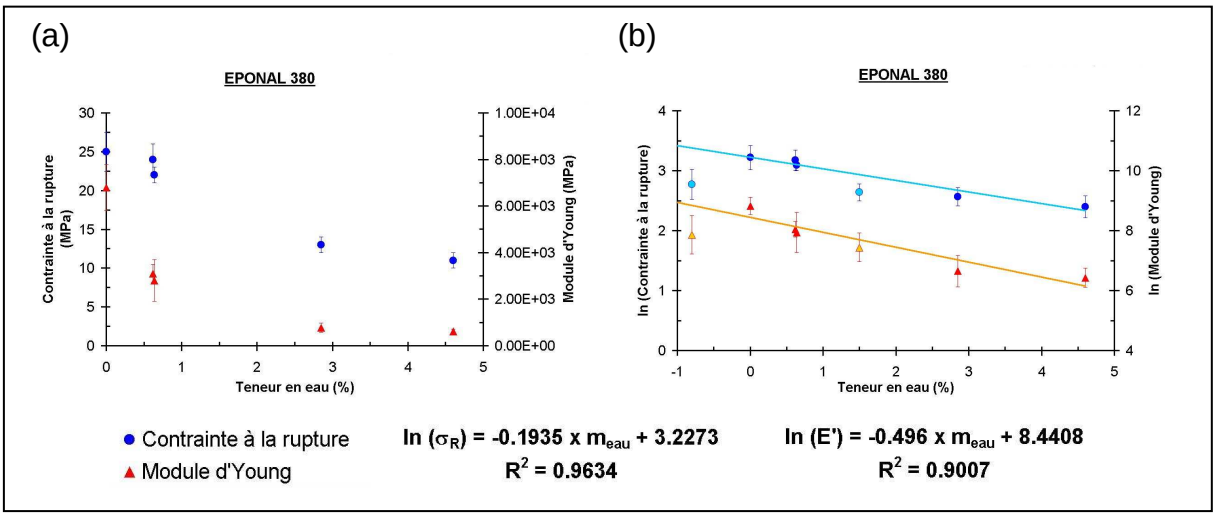


Figure I.14 : Evolution du module d'Young et de la contrainte à la rupture d'un adhésif époxyde en fonction de sa teneur en eau : (a) échelle linéaire et (b) échelle logarithmique de l'ordonnée [BRUNEAUX 2004].

② un endommagement localisé de la zone interfaciale entre le polymère et le substrat, où existent initialement des liaisons physiques et éventuellement chimiques entre les deux phases. Il met en jeu différents phénomènes :

- la région interfaciale peut constituer une voie préférentielle de diffusion d'eau par capillarité [ZANNI 1995]. En effet, l'énergie de surface du substrat peut être assez élevée pour que les interactions eau/substrat se forment au détriment des interactions polymère/substrat (surtout si la surface du substrat présente des sites polaires hydrophiles). La cinétique de sorption à l'interface peut donc être différente de celle observée dans le polymère massique,
- il existerait une concentration critique en eau C_c à l'interface au delà de laquelle il y aurait rupture de liaisons secondaires (hydrogène ou van der Waals) voire hydrolyse de liaisons covalentes (Fig. I.15). Cette concentration critique est estimée à 1,35% pour les joints époxy [KINLOCH 1979]. La vitesse de dégradation dépendrait de la cinétique de diffusion de l'eau (avancée du front de concentration critique) depuis le bord du joint vers le cœur de l'assemblage, et serait d'autant plus rapide que le pourcentage d'humidité du milieu et la température sont élevés [POPINEAU 2005],
- les défauts présents à l'interface (bulles d'air, porosités) peuvent aussi constituer des zones de condensation d'eau. Ces défauts ajoutés au gonflement différentiel colle/substrat sont à l'origine de gradients de concentration et d'une pression osmotique élevée entre l'interface et le joint massique. L'accumulation d'eau très localisée qui en résulte peut provoquer des décohésions à l'interface [BISTAC 1998] (Fig. I.16). Ce phénomène serait accentué avec les substrats de nature cimentaire, car les ions alcalins augmenteraient la pression osmotique et favoriseraient la diffusion d'eau depuis le cœur du substrat vers l'interface.

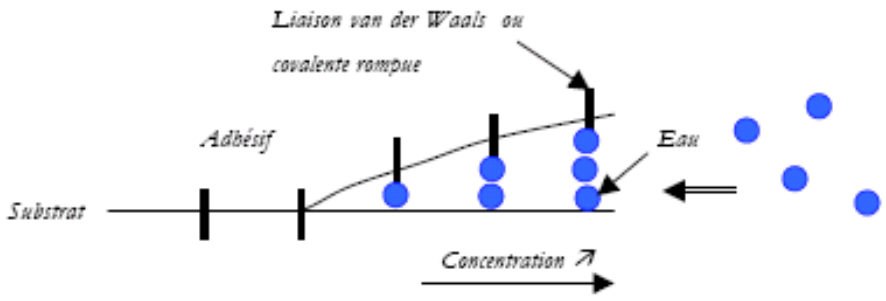


Figure I.15 : description schématique de l'endommagement interfacial induit par les molécules d'eau dans un assemblage collé.

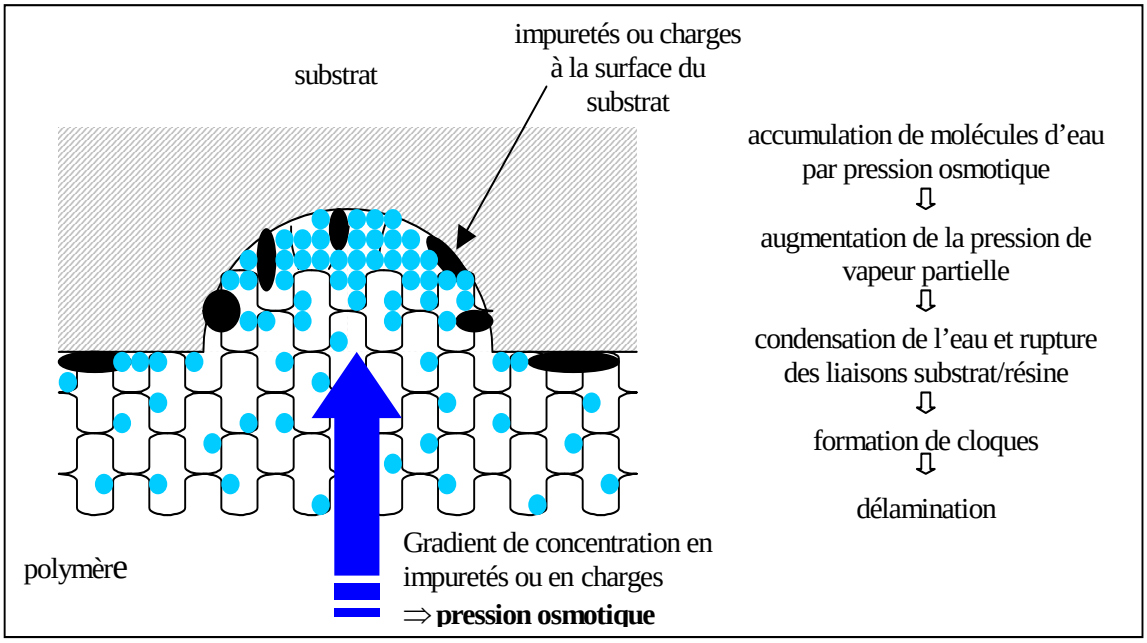


Figure I.16 : Schéma montrant la formation de cloques au niveau de l'interface

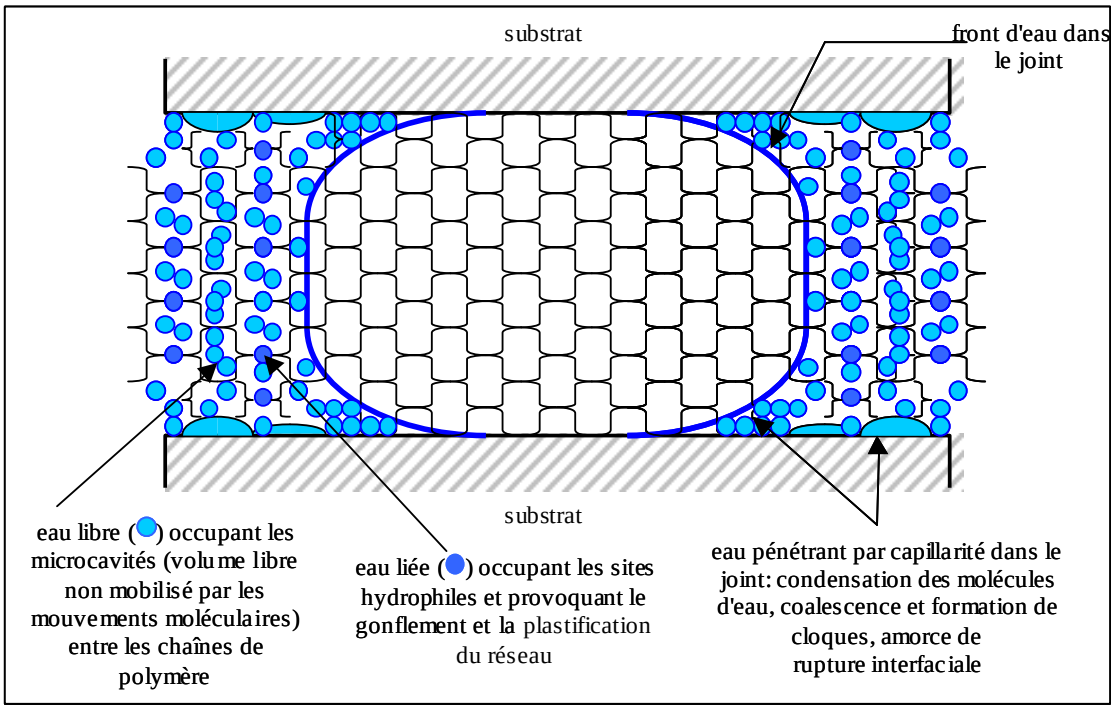


Figure I.17 : Schéma récapitulatif des différents modes de pénétration de l'eau dans un assemblage collé [BRUNEAUX 2004].

2.3.2. Aspects macroscopiques

Il existe peu d'études concernant l'influence du vieillissement hygrothermique sur les propriétés interfaciales ou sur l'adhérence entre adhésifs et substrats cimentaires. Les quelques travaux disponibles dans la littérature sont principalement consacrés au renforcement d'ouvrage par collage de matériaux composites et à la durabilité de ces réparations lorsqu'elles sont soumises à des vieillissements accélérés. Ce manque de données peut être attribué en grande partie à la difficulté expérimentale pour évaluer le niveau d'adhésion entre le renfort et le substrat cimentaire.

AIELLO et al ont montré que la température extérieure et l'humidité peuvent affecter de manière importante les propriétés mécaniques des assemblages collés [AIELLO 1999] :

- une augmentation de la température d'essai de 23°C à 50°C ferait chuter la résistance en cisaillement d'un assemblage de plus de 80%, tandis que le mode de rupture passerait d'un mode cohésif dans le béton à un mode adhésif à l'interface. Ceci serait lié à la faible température de transition vitreuse des adhésifs du génie civil (T_g< 50°C). Lorsque la température d'essai se rapproche de la T_g du polymère, les propriétés mécaniques de l'adhésif et l'adhérence à l'interface collé chutent rapidement,
- des assemblages immergés pendant plusieurs semaines dans l'eau distillée présentent une chute de propriétés mécaniques de l'ordre de 15 à 20% par rapport aux échantillons non vieillis. Cet effet a été attribué à la plastification du polymère, qui est à l'origine d'une diminution notable de T_g et d'une chute de l'adhérence interfaciale.

Ces résultats montrent qu'une augmentation de la température ou l'absorption d'une faible quantité d'eau induisent une diminution importante des performances de l'assemblage, liée à une réduction de l'écart entre la température d'essai et la T_g de l'adhésif.

FRIGIONE et al ont également évalué l'impact du vieillissement humide sur les propriétés en cisaillement d'assemblages constitués de prismes de bétons collés avec différentes résines époxydes [FRIGIONE 2006]. Le vieillissement des assemblages par immersion dans l'eau distillée à 23°C conduirait (i) d'abord à une augmentation de la résistance du joint attribuée à une relaxation des contraintes résiduelles, (ii) puis pour des durées plus longues, à une diminution de résistance de 20% à 35 % selon l'adhésif utilisé. Après un mois d'immersion, la rupture interviendrait principalement de manière adhésive à l'interface, ce qui traduirait un endommagement substantiel de l'interface polymère/substrat. Par ailleurs, les assemblages dont l'adhésif présente une forte absorption d'eau au cours du vieillissement présenteraient également les chutes de propriétés les plus marquées. Les auteurs expliquent que si la concentration à saturation en eau de l'adhésif dépasse le seuil critique de 1,35% évoqué précédemment, le mécanisme d'endommagement interfacial devient prépondérant.

KARBHARI et ZAO ont comparé l'influence de différents facteurs environnementaux sur la résistance en flexion 4 points de poutres de béton renforcées par des plats composites collés sur la surface en tension au moyen d'un adhésif époxyde [KARBHARI 1998]. Les conditions de vieillissement étaient les suivantes : (i) immersion dans l'eau distillée à 23°C, (ii) immersion dans une solution saline (i) conditionnement à –15°C dans l'air (iv) cycles gel/dégel de 24 heures. Après 120 jours de vieillissement, les chutes de résistances les plus sévères ont été obtenues pour les conditionnements en solution saline et dans l'eau distillée (-45 et -35% respectivement). Les mécanismes mis en jeu seraient la plastification de l'adhésif dans les deux cas, mais également une dégradation du polymère par hydrolyse dans le cas de l'immersion en milieu salin. La dégradation du plat composite lui-même contribuerait également à la chute des propriétés de l'assemblage.

CHAJES et al ont réalisé une étude similaire, en évaluant l'influence de différents facteurs sur la résistance en flexion 4 points de poutres en béton renforcées par des tissus de fibres de carbone, d'aramide ou de verre collées sur la face tendue au moyen d'une résine époxyde [CHAJES 1995]. Les éprouvettes ont été soumises à des vieillissements accélérés par cycles de gel/dégel, ou par cycles d'humidification/séchage. Le vieillissement par cycle d'humification/séchage induirait les plus grandes variations de propriétés mécaniques des assemblages, avec des chutes de résistances allant de 19 à 36% selon le composite considéré. Le mode de rupture deviendrait progressivement adhésif à l'interface, ce qui traduirait une dégradation significative de la liaison adhésive.

MUKHOPADHYAYA et al ont étudié l'influence de conditions agressives sur la liaison adhésive entre un béton et un composite à base de fibres de verre, le collage ayant été effectué au moyen d'un adhésif époxyde [MUKHOPADHYAYA 1998]. Les assemblages ont été exposés à trois types de vieillissements accélérés : des cycles mouillage-séchage dans une solution chlorée, des cycles gel-dégel à 20°C et –18 °C dans l'air, ou un processus mixte d'immersion en solution chlorée suivie de cycles gel-dégel. Les échantillons ont ensuite été caractérisés à l'aide du test de décohésion (push-off), afin d'évaluer la résistance résiduelle. L'immersion en solution chlorée suivie de cycles gel/dégel serait particulièrement agressive vis à vis des joints adhésifs. L'observation des faciès de rupture montre que ce protocole de vieillissement induit de larges zones de décollement entre le béton et la résine époxyde.

L'ensemble de ces études met en évidence une influence marquée du vieillissement humide sur la résistance mécanique des joints adhésifs, les propriétés pouvant varier de manière importante au bout de quelques semaines de vieillissement. Bien que la chute des propriétés soit systématiquement associée au phénomène de plastification de l'adhésif, il semble que la dégradation de l'interface adhésif/substrat devienne le mécanisme prépondérant lorsque la concentration en eau devient élevée au sein du joint.

3. Modélisation du comportement mécanique des assemblages collés

De nombreux modèles de la littérature ont été développés pour prévoir la fissuration et la rupture des assemblages collés. Ces modèles peuvent être classés selon deux grandes familles:

- ceux issus de la mécanique linéaire de la rupture,
- les modèles d'endommagement qui considèrent une zone cohésive.

3.1. Les modèles mécaniques linéaires de la rupture

La mécanique linéaire de la rupture (M.L.R) sert de cadre à la plupart des simulations numériques. En général, les solides fissurés sont considérés comme des matériaux idéalement élastiques. Lorsqu'un chargement monotone est appliqué, la propagation des fissures est supposée intervenir de manière quasi-statique. Il existe trois approches différentes basées sur les travaux de GRIFFITH (1920) et WILLIAMS (1957) :

- *l'approche en contraintes*. Elle considère que la contrainte en tête de fissure est fonction d'un facteur d'intensité de contrainte K dépendant du chargement et de la géométrie du matériau. La fissure se propage lorsque K dépasse une valeur critique K_c (critère d'IRWIN 1957),
- *l'approche énergétique*. Elle se base sur la minimisation de l'énergie libérée lors de l'avancée de la fissure et définit un taux de restitution d'énergie G. La propagation de la fissure est alors contrôlée par le critère de GRIFFITH : il y a propagation lorsque le taux de restitution d'énergie est supérieur à l'énergie de surface totale libérée lors de l'avancée de la fissure ($G > 2.\gamma$),
- *l'approche thermodynamique*. On considère que la fissure se propage lorsque le taux de restitution d'énergie G devient supérieur à un taux critique G_c, défini comme la somme des énergies de surface et des énergies dissipées pendant la fissuration (plasticité, frottement).

Ces trois approches permettent de décrire efficacement la propagation quasi-statique des fissures dans les matériaux élastiques homogènes isotropes. Cependant, elles présentent des limitations :

- aucune condition d'amorçage n'est définie,
- la propagation instable des fissures ne peut être modélisée,
- la direction de propagation n'est pas définie,
- les interactions entre les bords de la fissure ne sont pas prises en compte,

Ces modèles semblent donc peu performants pour décrire le contact dans les assemblages collés, puisqu'ils ne peuvent prendre en compte les phénomènes physiques intervenant au niveau des interfaces lors de la fissuration.

3.2. Les modèles de zone cohésive

Un deuxième type de modélisation est basé sur le principe de zone cohésive, développé initialement par BARENBLATT (1962) et DUGDALE (1960). Ce principe suppose que :

- les forces de cohésion s'appliquent sur une zone limitée en tête de fissure,
- le bilan énergétique permet alors de mettre en évidence des critères locaux d'évolution de la fissuration, qui lient la contrainte appliquée à la discontinuité de déplacement à l'interface,
- une nouvelle variable peut ensuite être introduite : la variable d'endommagement qui décrit l'état de l'interface à travers une équation d'évolution.

Ces modèles de zone cohésive permettent de prendre en compte les phénomènes physiques intervenant entre les bords libres de la fissure, tels que le frottement, le cisaillement, la viscosité ou encore l'anisotropie. On peut alors décrire l'amorçage et la propagation des fissures, ainsi que l'évolution temporelle et l'évolution spatiale des fissures, tout en prenant en compte les phénomènes particuliers à l'interface. Les modèles de zone cohésive constituent des modèles de choix pour la prise en compte des effets physico-chimiques intervenant au sein du joint adhésif.

3.2.1. Mécanique de l'endommagement classique [LEMAITRE et CHABOCHE 1996]

L'endommagement est la détérioration des propriétés mécaniques d'un matériau qui se traduit par des discontinuités surfaciques pour les microfissures, ou volumiques pour les cavités. Les causes initiales de ce phénomène sont les mouvements et accumulation des dislocations dans les métaux, modifications des liaisons intermoléculaires dans les matériaux organiques, micro décohésions dans les minéraux.
Les approches de l'endommagement basées sur la thermodynamique des processus irréversibles comportent trois étapes :

- choix des variables de l'endommagement pour caractériser l'état d'endommagement du matériau,
- détermination des lois de comportement,
- établissement de la loi d'évolution pour les variables d'endommagement choisies.

Dans la théorie de l'endommagement isotrope, la variable d'endommagement est le scalaire D (D = 0 pour l'état vierge et D = 1 pour l'état d'endommagement total). Elle est considérée comme variable d'état et les déformations sont prises comme variables de contrôle.

Le potentiel thermoélastique endommageable ou énergie libre s'écrit dans le cas isotherme :

$$\rho\psi_e = \frac{1}{2}(1-D)a : \varepsilon : \varepsilon \qquad \textbf{Eq. I-4}$$

où a est le tenseur d'élasticité, ε est tenseur de déformation élastique.

La loi d'état du matériau endommagé est déduite de cette énergie par:

$$\sigma_{ij} = \rho\frac{\partial\psi_e}{\partial\varepsilon} = (1-D)a : \varepsilon \qquad \textbf{Eq. I-5}$$

La variable associée à l'endommagement est le scalaire :

$$Y = \rho\frac{\partial\psi_e}{\partial D} = -\frac{1}{2}a : \varepsilon : \varepsilon \qquad \textbf{Eq. I-6}$$

Sous l'hypothèse du découplage entre dissipations mécanique et thermique, le second principe de la thermodynamique impose que la dissipation mécanique soit positive :

$$\varphi(\dot{\varepsilon}, \dot{V}_k, \dot{D}) = \sigma : \varepsilon - Y\dot{D} - A_k\dot{V}_k \geq 0 \qquad \textbf{Eq. I-7}$$

où A_k sont les forces thermodynamiques associées aux variables flux $\dot{V}_k$: $A_k = \rho\frac{\partial\psi_e}{\partial\dot{V}_k}$

Par la transformation de Legendre-Fenchel partielle, on peut construire le potentiel dual équivalent $\overset{*}{\varphi}(\sigma, A_k, Y)$ de $\varphi(\dot{\varepsilon}, \dot{V}_k, \dot{D})$. Les lois d'évolution sont établies par :

$$\dot{D} = -\frac{\partial\overset{*}{\varphi}(\sigma, A_k, Y)}{\partial Y} \qquad \textbf{Eq. I-8}$$

$$\dot{V}_k = -\frac{\partial\overset{*}{\varphi}(\sigma, A_k, Y)}{\partial A_k}$$

3.2.2. Présentation des principaux modèles d'endommagement

3.2.2.1. Modèle de MARIGO

Dans ce modèle, l'endommagement d'un matériau élastique provient de modifications irréversibles au niveau de la microstructure. Il est modélisé par un paramètre scalaire D, $D \in [0,1]$. La fonction-seuil ou critère d'endommagement prend la forme [MARIGO, 1981] :

$$g(\varepsilon, D) = -\frac{1}{2}\frac{\partial C(D)}{\partial D} : \varepsilon : \varepsilon - k(D) \qquad \textbf{Eq. I-9}$$

où $C(D)$ est le tenseur de déformation et $k(D)$ est une fonction scalaire.

L'écrouissage est pris en compte dans ce modèle, on suppose que le module d'écrouissage H est strictement positif. La loi d'évolution s'écrit :

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 \quad si\ g(\varepsilon, D) \\ \dfrac{1}{H(\varepsilon, D)} \left[\dfrac{\partial g}{\partial \varepsilon}(\varepsilon, D) : \dot{\varepsilon} \right]^{+} \quad si\ g(\varepsilon, D) = 0 \end{cases} \qquad \textbf{Eq. I-10}$$

3.2.2.2. Modèle de MAZARS

MAZARS a proposé l'application de l'endommagement pour modéliser le comportement du béton [MAZARS, 1984]. Ce modèle considère que les micros fissures sont provoquées par les extensions suivant les directions principales du tenseur de déformation. Dans ce modèle, l'endommagement est caractérisé par une variable d'endommagement D variant de D=0 pour le matériau non endommagé à D=1 lorsque celui-ci est complètement endommagé. L'évolution de l'endommagement y est pilotée par une déformation équivalente définie par :

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{i=1}^{3} \langle \varepsilon_i \rangle_+^2} \qquad \textbf{Eq. I-11}$$

où ε_i est la déformation principale dans la direction i et $\langle \varepsilon_i \rangle_+$ traduit une extension :

$$\langle \varepsilon_i \rangle_+ = \begin{cases} \varepsilon_i & si\ \varepsilon_i \geq 0 \\ 0 & si\ \varepsilon_i < 0 \end{cases} \qquad \textbf{Eq. I-12}$$

La loi d'évolution de l'endommagement est définie à partir d'une fonction seuil $K(D)$:

$$f(\varepsilon, K) = \tilde{\varepsilon} - K(D) \qquad \textbf{Eq. I-13}$$

L'endommagement apparaît lorsque la déformation équivalente atteint un certain seuil d'endommagement $K(D)$. Ainsi, pour un état d'endommagement donné D, le seuil d'évolution est exprimé par :

$$f(\varepsilon, K) = \tilde{\varepsilon} - K(D) = 0 \qquad \textbf{Eq. I-14}$$

La loi d'évolution est :

$$\dot{D} = F(\tilde{\varepsilon}) \left\langle \overset{0}{\tilde{\varepsilon}} \right\rangle_+ \qquad \textbf{Eq. I-15}$$

où $F(\tilde{\varepsilon})$ est une fonction continue positive de $\tilde{\varepsilon}$ et $\left\langle \overset{0}{\tilde{\varepsilon}} \right\rangle_+$ est définie par :

$$\left\langle \overset{0}{\tilde{\varepsilon}} \right\rangle_+ = \frac{dK(D)}{dD} \dot{D} \qquad \textbf{Eq. I-16}$$

Afin de prendre en compte du comportement dissymétrique du béton, l'endommagement est représenté comme la combinaison linéaire entre l'endommagement en traction D_t et l'endommagement en compression D_c :

$$D=\alpha D_t+(1-\alpha)D_c \qquad \textbf{Eq. I-17}$$

avec $\alpha=1$ pour la traction pure et $\alpha=0$ pour la compression pure.

Ce modèle permet une distinction entre le comportement en traction et celui en compression (Figure I.18). Cependant, le fait de prendre $\alpha=const$ limite l'application de ce modèle. De plus, il ne tient compte pas de l'effet uniaxial.

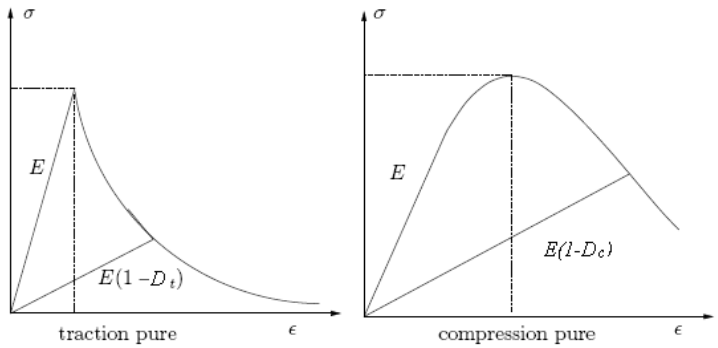


Figure I.18 : Comportement en traction et en compression du béton [MAZARS, 1984]

3.2.2.3. Modèle de RAOUS-CANGEMI-COCOU

Afin de réaliser une transition continue entre un état complètement adhésif à un état de contact unilatéral avec frottement de Coulomb, un modèle basé sur l'endommagement de l'interface a été développé initialement pour des problèmes quasi-statiques [RAOUS, 1999]. Dans ce modèle, l'adhésion est caractérisée par une variable interne $\beta\,(\beta\in[0,1])$, introduite par FREMOND [FREMOND, 1982] qui mesure l'intensité d'adhésion.

Les expressions de l'énergie libre et le potentiel de dissipation sont :

$$\Psi(u_N,u_T,\beta)=1/2\beta^2C_Nu_N^2+1/2\beta^2C_T\|u_T\|^2-w\beta+I_{\tilde{K}}(u_N)+I_P(\beta)$$
$$\Phi(\dot{u}_T,\dot{\beta})=\mu(1-\beta)\left|R_N-\beta^2C_Nu_N\right|\|\dot{u}_T\|+\frac{b}{p+1}\left|\dot{\beta}\right|^{p+1}+I_{C^-}(\dot{\beta}) \qquad \textbf{Eq. I-18}$$

La fonction indicatrice $I_{\tilde{K}}$ impose la condition d'unilatéralité $u_N\geq 0$; la fonction indicatrice I_P impose la condition $\beta\in[0,1]$ et la fonction indicatrice I_{C^-} impose que l'adhésion est irréversible $\dot{\beta}\leq 0$.

Le comportement de l'interface est décrit par les relations :

- Contact unilatéral – adhésion :

$$-R_N^r + \beta^2 C_N u_N \geq 0;\ u_N \geq 0;\ \left(-R_N^r + \beta^2 C_N u_N\right) u_N = 0 \qquad \textbf{Eq. I-19}$$

- Frottement de Coulomb – adhésion :

$$R_T^r = \beta^2 C_T u_T\ ;\ R_N^r = R_N\ ;\ \left\|R_T - R_T^r\right\| \leq \mu(1-\beta)\left|R_N - \beta^2 C_N u_N\right| \qquad \textbf{Eq. I-20}$$

où si $\left\|R_T - R_T^r\right\| < \mu(1-\beta)\left|R_N - \beta^2 C_N u_N\right| \Rightarrow \dot{u}_T = 0$

si $\left\|R_T - R_T^r\right\| = \mu(1-\beta)\left|R_N - \beta^2 C_N u_N\right| \Rightarrow \exists \lambda \geq 0, \dot{u}_T = \lambda\left(R_T - R_T^r\right)$

- L'évolution de l'endommagement β :

$$\dot{\beta} = -\left[\left(w - \beta\left(C_N u_N^2 + C_T \left\|u_T^2\right\|\right)^- / b\right)\right]^{1/p} \qquad \beta \in [0,1[\qquad \textbf{Eq. I-21}$$

$$\dot{\beta} \leq -\left[\left(w - \beta\left(C_N u_N^2 + C_T \left\|u_T^2\right\|\right)^- / b\right)\right]^{1/p} \qquad \beta = 1$$

Les variables du modèle sont $\beta, R_N, R_T, u_N, u_T$, dont R_N, R_T, u_N, u_T sont les composantes normales et tangentielles des forces de contact et du déplacement relatif entre les deux corps. L'indice r représente les parties réversibles.
Les paramètres sont C_N, C_T (les composantes normales et tangentielles de la rigidité initiale de l'interface), μ (le coefficient de frottement), w (l'énergie de décohésion), p (un exposant (p=1)) et b (la viscosité de l'évolution d'endommagement).

3.2.2.4. Modèle de CIMETIERE et al.

CIMETIERE et al. [CIMETIERE, 2003] proposent un modèle d'endommagement qui peut également décrire le phénomène d'écrouissage isotrope et cinématique (terme utilisé par analogie avec la plasticité). Donc, outre les variables d'endommagement d et de la déformation ε, ils introduisent la variable complémentaire dite variable d'écrouissage $\delta = (\beta, \gamma)$ où $\beta = (\beta_1, \ldots, \beta_n)$, $\delta_{n+1} = \gamma$.

L'énergie libre spécifique est la somme de trois termes :

$$w(\varepsilon, d, \delta) = \Phi(\varepsilon, d) + \varphi(\beta) + \chi(\gamma) \qquad \textbf{Eq. I-22}$$

Les forces thermodynamiques sont données par :

$$Y = -\frac{\partial \Phi}{\partial d}(\varepsilon, d)\ ; \qquad X = -\varphi'(\beta)\ ; \qquad \Gamma = -\chi'(\gamma) \qquad \textbf{Eq. I-23}$$

Les relations entre X et Γ à Y et d respectivement est :

$$X(d) = -\varphi'(d)\ ; \qquad \Gamma(t) = -\chi'\left[\int_0^t \frac{\dot{d}\cdot(Y-\varphi'(d))}{\sqrt{(Y-\varphi'(d))\cdot(Y-\varphi'(d))}}\,d\tau\right] \qquad \textbf{Eq. I-24}$$

La loi d'évolution de *d* est donnée par :

$$\dot{d} = \begin{cases} \lambda \frac{Y-\varphi'(d)}{\sqrt{(Y-\varphi'(d))\cdot(Y-\varphi'(d))}} & \text{si } g(Y,d)=0 \text{ et } \dot{g}(Y,d)=0 \text{ avec } \lambda \geqslant 0 \\ 0 & \text{si } g(Y,d)<0 \text{ ou si } g(Y,d)=0 \text{ et } \dot{g}(Y,d)<0 \end{cases} \qquad \textbf{Eq. I-25}$$

3.2.2.5. Modèle de DE BARROS, CHAMPANEY

Il s'agit d'un modèle d'interface élastique endommageable, la colle est considérée comme un matériau élastique endommageable. On utilise la variation de la rigidité élastique du matériau comme indicateur d'endommagement [DE BAROS, 2003].

L'utilisation d'indicateur de ce type a notamment été développée par [LEMAÏTRE et CHABOCHE, 1996] pour l'étude des matériaux métalliques et par [MAZARS, 1984] et [PIJAUDIER-CABOT, 1989] pour l'étude du béton.

Des variables d'endommagement D_i sont introduites pour décrire l'évolution des raideurs élastiques de l'interface :

$k_i = k^0_i\,(1\text{-}D_i)$ *pour* i = *1, 2, 3.* **Eq. I-26**

où k_i sont les valeurs des raideurs de la colle non endommagée suivant les 3 directions.

La valeur de l'endommagement peut varier entre *0* et *1*. Un endommagement égal à *1* traduit une rupture complète de la colle.

L'énergie surfacique de l'interface endommagée E s'écrit :

$$E = \frac{1}{2}\left[\frac{\langle \sigma_{33}\rangle_+^2}{k_3^0(1-D_3)} + \frac{\sigma_{31}^{\ 2}}{k_1^0(1-D_1)} + \frac{\sigma_{32}^{\ 2}}{k_2^0(1-D_2)}\right] \qquad \textbf{Eq. I-27}$$

La loi d'évolution de l'endommagement isotrope est définie par le choix d'une fonction matériau w par exemple:

$$w(Y) = \left[\frac{n}{n+1}\frac{\langle Y-Y_0\rangle_+}{(Y_c-Y_0)}\right]^m \qquad \textbf{Eq. I-28}$$

avec $D_1 = D_2 = D_3 = w(Y)$ si $D_3 < 1$, sinon $D_1 = D_2 = D_3 = 1$

Le caractère *m* caractérise la fragilité de l'interface. Y_0 est la valeur d'énergie nécessaire pour faire avancer la fissure et Y_c l'énergie jusqu'à la rupture totale.

En résumé, le joint de colle dans ce modèle est représenté par un modèle d'interface élastique endommageable avec la prise en compte de l'endommagement initial associé aux défauts de collage. Cependant, l'endommagement en compression n'est pas pris en compte.

3.2.2.6. Approche de VALOROSO ET CHAMPANEY

Dans ce modèle, l'épaisseur de l'interface est considéré négligeable [VALOROSO, 2006]. La variable d'endommagement est désignée par un scalaire *D* dont la définition est identique à celle de [LEMAITRE et CHABOCHE, 1996].

L'expression de l'énergie libre s'écrit :

$$\psi\left(\|u\|, D\right) = \frac{1}{2}(1-D)k^{+}\left\langle\|u\|\right\rangle_{+}^{2} + \frac{1}{2}k^{-}\left\langle\|u\|\right\rangle_{-}^{2} \qquad \textbf{Eq. I-29}$$

où k^+ ou k^- sont les matrices de rigidité non endommagé en traction et en compression respectivement, $\|u\| = u^+ - u^-$.

Les lois de constitution s'écrivent :

$$R = \frac{\partial\psi}{\partial\|u\|} = (1-D)k^{+}\left\langle\|u\|\right\rangle_{+} + k^{-}\left\langle\|u\|\right\rangle_{-}$$
$$Y = -\frac{\partial\psi}{\partial D} = \frac{1}{2}k^{+}\left\langle\|u\|\right\rangle_{+}^{2} \qquad \textbf{Eq. I-30}$$

où *R* et *Y* sont respectivement la force de réaction à l'interface et le taux de restitution d'énergie associés au saut de déplacement et la variable d'endommagement.

Les lois d'évolution s'écrivent :

$$\dot{D} = \dot{\gamma}\frac{\partial\varphi}{\partial Y};\ \dot{Y}^{*} = \dot{\gamma}\frac{\partial F}{\partial D} \qquad \textbf{Eq. I-31}$$

où Y^* désigne le seuil du taux de restitution de l'énergie. $\dot{\gamma}$ est le multiplicateur de Lagrange.

Les conditions de Kuhn–Tucker sont :

$$\phi \le 0;\ \dot{\gamma} \ge 0;\ \dot{\gamma}\phi = 0 \qquad \textbf{Eq. I-32}$$

L'énergie dissipée durant le processus de décohésion égale à l'énergie critique de rupture G_c :

$$\int_{0}^{+\infty} Y\dot{D}dt = G_c \qquad \textbf{Eq. I-33}$$

3.3. Modèles avec couplage des aspects mécaniques et physico-chimiques

Plusieurs modèles d'endommagement proposent de décrire l'altération des propriétés mécaniques de matériaux ou d'assemblages collés en relation avec les phénomènes de dégradation physico-chimiques ou d'évolution microstructurale des constituants.

3.3.1. Modèle de GERARD

GERARD a ainsi proposé un modèle couplant la dégradation chimique et le comportement mécanique de structures en béton destinées au stockage de déchets [GERARD, 1996]. Pour d'écrire la cinématique de dégradation chimique, l'auteur a utilisé une approche simplifiée en considérant que l'altération chimique peut être décrite par la diffusion du calcium dans la solution interstitielle du béton. Le comportement mécanique du matériau est basé sur le modèle d'endommagement de MAZARS décrit précédemment. L'influence de la dégradation chimique est assurée par une variable V appelée variable d'endommagement chimique. L'évolution du module d'Young du matériau au cours du temps s'écrit sous forme :

$$E = E_0(1-V)(1-d) \qquad \textbf{Eq. I-34}$$

où E_0 est le module d'Young du matériau sain et d est la variable d'endommagement mécanique.

Pour d'écrire l'influence de la mécanique sur le problème de diffusion, Gérard a proposé une évolution du coefficient de diffusion qui dépend de la porosité et de l'endommagement mécanique :

$$D(c) = D_0\left(\frac{D_s}{D_0}\right)^{\frac{bV^d_{por}+aV^d_{CSH}}{V^i_{por}+V^i_{CSH}}} \quad et \quad D(d) = D_0 + D_{ultime}\left[1 - \frac{1}{1+\left(\frac{d}{d_{cr}}\right)^n}\right]$$

$$D(c,d) = max\{(D(d), D(c)\} \qquad \textbf{Eq. I-35}$$

où D_0 est le coefficient de diffusion initial en absence d'attaque chimique ; D_s, le coefficient de diffusion du matériau totalement décalcifié. Les grandeurs V^i_{por}, V^i_{CSH} sont respectivement les volumes de portlandite et des C-S-H initiaux et V^d_{por}, V^d_{CSH} respectivement les volumes de portlandite et des C-S-H dégradés. Les coefficients a et b permettent de traduire l'effet de la dissolution de la portlandite qui crée une macro porosité et qui augmente la diffusivité du milieu. La quantité d_{cr} est l'endommagement à partir du quelle la diffusion est fortement augmentée. L'exposant n traduit l'importance de cet endommagement critique. D_{ultime} est le coefficient de diffusion dans l'eau pure.

3.3.2. Approche de POPINEAU

Récemment, POPINEAU a étudié le vieillissement en milieu humide d'assemblages structuraux constituants les tuyères de propulseurs à poudre (assemblage aluminium / adhésif / matériau composite) [POPINEAU 2005, 2006].

Il ressort de cette étude que la région interfaciale entre l'oxyde d'aluminium et l'adhésif constitue la partie de l'assemblage collé la plus sensible aux dégradations. La pénétration de l'eau à partir des bords de l'assemblage conduirait à des ruptures de liaisons physiques et chimiques à l'interface, et à une diminution de l'énergie d'adhésion. L'auteur suppose même que lorsque la concentration en eau dépasse localement une concentration critique C_c voisine de 1,1%, il y perte quasi-totale d'adhésion.

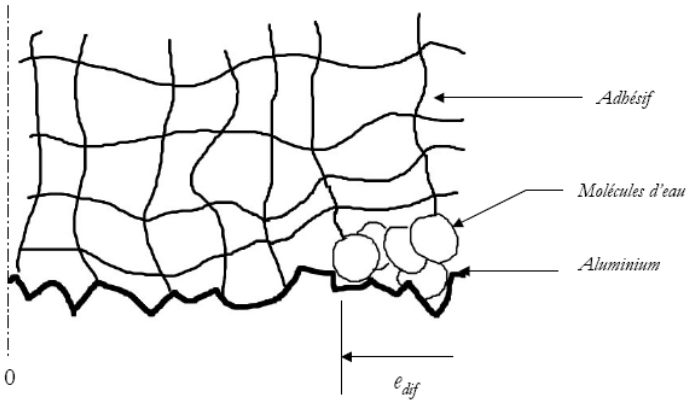


Figure I.19 : Principe de rupture interfaciale lié à la progression du front de concentration critique en eau [POPINEAU 2005].

A partir de ces hypothèses, un modèle permettant de prévoir l'évolution de la résistance de l'assemblage en fonction du temps de vieillissement a été élaboré. Ce modèle est basé sur un principe assez simple : selon les directions principales de diffusion d'eau, l'assemblage est divisé en trois secteurs (Figure I.20) :

- un secteur à faibles propriétés qui a été le plus soumis au milieu aqueux dégradant (les bords de la structure), dans le quel la concentration en eau est supérieure ou égale à la concentration critique C_c,
- un secteur partiellement dégradé où les propriétés varient de très faibles à maximales (propriétés initiales) et où la concentration en eau varie entre la concentration critique et 0,
- un troisième secteur (interne), où la structure conserve ses propriétés initiales, car la concentration en eau y est nulle.

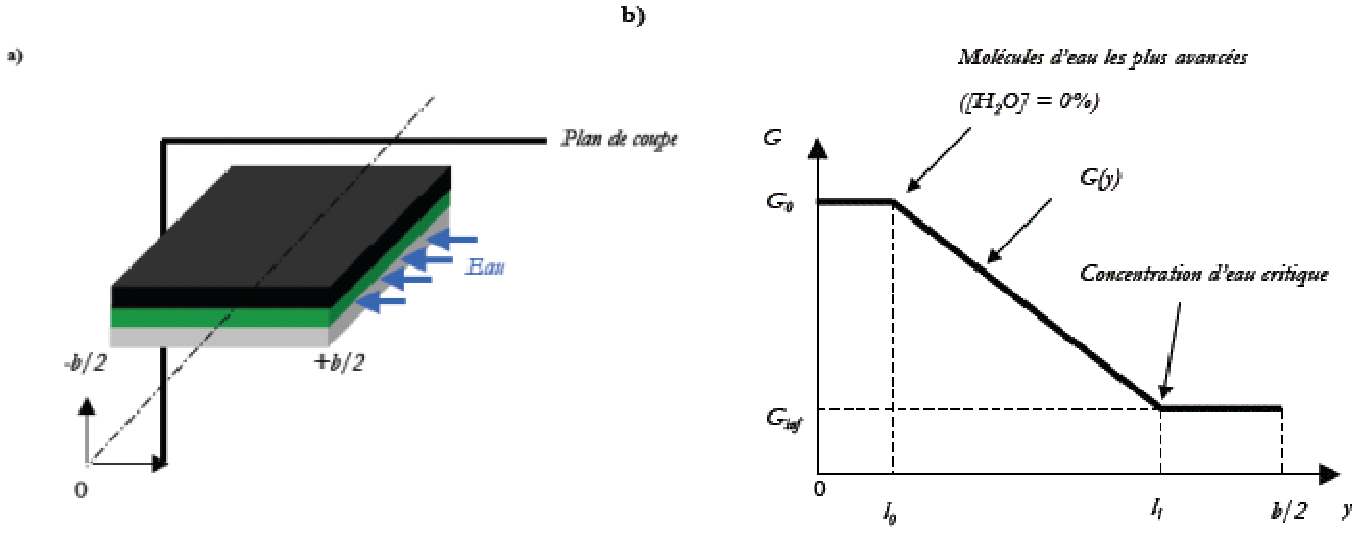


Figure I.20 : Modélisation de la répartition de l'énergie d'adhésion d'un assemblage vieilli en milieu humide (vue en coupe.)

L'énergie d'adhésion de l'assemblage peut alors être assimilée à la somme des énergies d'adhésion des 3 secteurs décrits précédemment, selon la relation :

$$b \cdot G^*(t) = 2 \cdot l_0(t) \cdot G_0 + 2 \cdot \int_{l_0(t)}^{l_1(t)} \left[\frac{G_0 - G_\infty}{l_0(t) - l_1(t)} \cdot (y - l_0(t)) + G_0 \right] \cdot dy + 2 \cdot \left(\frac{b}{2} - l_1(t) \right) \cdot G_\infty \quad \text{(VIII-6)}$$

Zone intacte = rupture cohésive dans le composite — *Zone partiellement dégradée = rupture cohésive dans le composite* — *Zone totalement dégradée = rupture interfaciale aluminium / adhésif*

Ce modèle fournit une bonne approximation de l'évolution de l'énergie d'adhésion des assemblages en fonction de la durée de vieillissement comme en témoigne la comparaison avec l'expérience sur la Figure I.21.

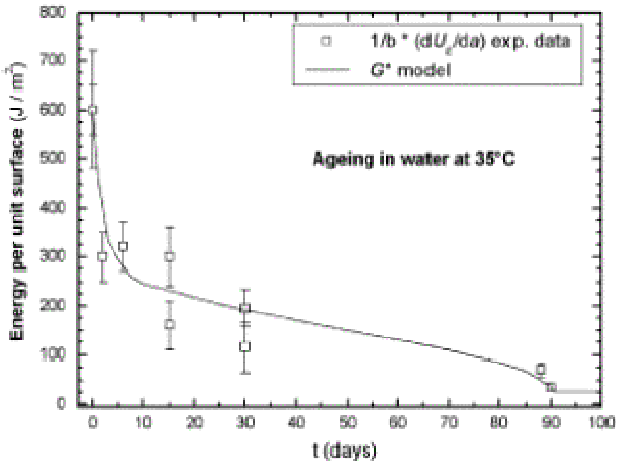


Figure I.21 : Comparaison entre l'énergie d'adhésion expérimentale et celle obtenu à partir du modèle théorique (Eq.I-36) en fonction de la durée de vieillissement dans l'eau déminéralisée à 35°C, d'après [POPINEAU 2006].

3.3.3. Approches de BRUNEAUX *et al.*, puis FREDDI *et al.*

Un modèle d'endommagement des assemblages collés basé sur la théorie du premier gradient de l'endommagement [FREMOND 1985, 1987] a été mis en œuvre de manière analytique par BRUNEAUX [2004].

La théorie est basée sur une description particulière de l'assemblage collé (Fig. I.22). Ce dernier est constitué de deux solides Ω_1 et Ω_2, dont les frontières sont respectivement notées $\partial\Omega_1$ et $\partial\Omega_2$ et les normales sortantes aux frontières $\vec{n}_1$ et $\vec{n}_2$. Ils sont liés ensemble par les chaînes de la résine le long de l'interface Γ. L'assemblage est soumis à des forces volumiques $\vec{f}_1$ et $\vec{f}_2$, mais également à des forces surfaciques $\vec{F}_1$ et $\vec{F}_2$. Pour décrire le joint de colle, on introduit deux variables d'état qui dépendent de la position le long de l'interface x et du temps t :

- $\vec{u}(x,t)$, l'écartement entre deux points en vis-à-vis sur chacune des surfaces collées,
- $\beta(x,t)$, le champ scalaire représentant la proportion de liens adhésifs encore intacts (β varie entre 1 et 0, β=1 pour un joint intact et β=0 pour un joint rompu).

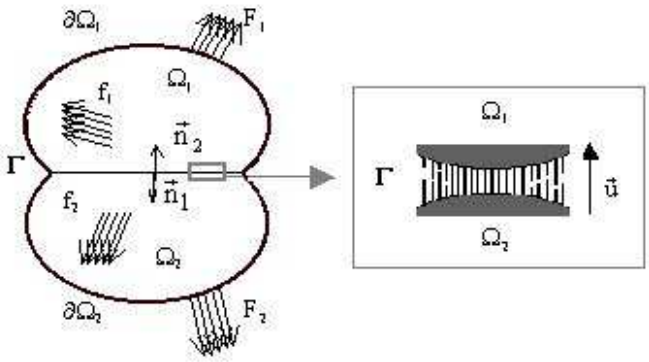


Figure I.22 : Description d'un assemblage collé selon la théorie du premier gradient de l'endommagement

La construction de la théorie prévisionnelle se fait selon le cheminement classique de la mécanique des milieux continus : définition de la puissance des efforts intérieurs et extérieurs pour en déduire les équations du mouvement d'après le principe des puissances virtuelles, puis choix des lois de comportement en accord avec les premier et second principes de la thermodynamique. L'adhésion est prise en compte à travers :

- une source d'endommagement, un travail ou encore une énergie de déformation, qui n'agit que s'il est supérieur à un seuil $\boldsymbol{\omega}$;
- des efforts supplémentaires exprimés avec des coefficients liés aux propriétés de la colle. On considérera au niveau de l'interface :

- un effort intérieur dissipatif dû aux mouvements microscopiques des liens adhésifs (effet de la viscosité de la colle), exprimé à travers le coefficient C_{vit},
- un deuxième effort non dissipatif dû aux interactions locales entre liens voisins (cohésion interne de la colle), qui fait apparaître le coefficient C_{coe},
- un dernier effort rend compte de l'élasticité de la colle au niveau macroscopique pour l'évolution de l'écartement et traduit la rigidité du collage à travers le coefficient k.
- on aura, de plus, des efforts extérieurs non mécaniques traduits par un paramètre A qui pourront agir au niveau du joint. Ce sont par exemple des réactions chimiques de dégradation des liens adhésifs (hydrolyse due à l'immersion de l'assemblage, etc…).

Les trois coefficients C_{vit}, C_{coe}, ω caractérisent les propriétés que l'endommagement. Ils répondent aux questions suivantes :

i) quand l'endommagement apparaît il ? C'est le seuil ω qui caractérise l'apparition de l'endommagement ou la solidité du joint. S'il est grand, il faut une action vigoureuse pour provoquer l'endommagement ;

ii) à quelle vitesse l'endommagement évolue-t-il ? C'est le coefficient C_{vit}, qui caractérise la cinétique. S'il est grand l'endommagement évolue lentement. S'il est petit, il évolue rapidement jusqu'à la rupture soudaine (rupture fragile) quand il est nul ;

iii) quelle est l'extension spatiale de l'endommagement ? C'est le coefficient C_{coe} qui la caractérise. S'il est grand l'endommagement est largement étendu dans une grande zone (son gradient spatial est partout faible). S'il est petit l'endommagement est concentré dans une bande étroite où son gradient spatial est grand. A l'extérieur de cette bande, il n'y a pas d'endommagement.

Le quatrième coefficient k caractérise comme on l'a dit la rigidité du joint.

Il apparaît que ces quatre coefficients sont nécessaires et suffisants pour une bonne description de l'endommagement. La théorie est donc économe en paramètres.

Après traitement mathématique, et lorsque la variable d'endommagement est comprise entre 0 et 1, l'évolution du joint est complètement décrite par le système suivant, qui comporte les équations d'équilibre classiques et une équation d'évolution le long de l'interface Γ :

$$\begin{cases} \vec{f}_i + div(\sigma_i) = \vec{0} & dans\ \Omega_i\ , \text{ avec i = 1,2} \\ \sigma_i \cdot \vec{n}_i = \vec{F}_i & sur\ \partial\Omega_i - \Gamma \\ \sigma_1 \cdot \vec{n}_1 = -k \cdot \beta^2 \cdot \vec{u} & sur\ \partial\Omega_1 \cap \Gamma \\ \sigma_2 \cdot \vec{n}_2 = +k \cdot \beta^2 \cdot \vec{u} & sur\ \partial\Omega_2 \cap \Gamma \\ C_{vit} \cdot \dfrac{\partial\beta}{\partial t} - C_{coe} \cdot \Delta\beta + \dfrac{k}{2} \cdot \beta \cdot |\vec{u}|^2 = A + \omega & sur\ \Gamma \end{cases} \quad \textbf{Eq. I-37}$$

où ω représente l'énergie d'adhésion entre les supports et la colle (énergie de Dupré)

Les coefficients $\boldsymbol{k}$, $\boldsymbol{C_{vit}}$, $\boldsymbol{C_{coe}}$, $\boldsymbol{\omega}$ et $\boldsymbol{A}$ sont caractéristiques du joint de colle et dépendent de l'adhésif utilisé et des conditions de vieillissement. Si leur évolution avec le temps dans un environnement donné est connue (température, humidité, chargement mécanique donnés), alors la durabilité du joint peut être déduite de la résolution du système d'équations. En effet, la connaissance de β(x,t) permet de déterminer l'instant à partir duquel β devient nul, c'est-à-dire le moment où l'ensemble des liens adhésifs est rompu et où les 2 solides sont décollés.

BRUNEAUX a montré que les simulations réalisées avec le modèle précédent ne permettent pas de décrire correctement le comportement en fluage d'assemblages collés (tubes métalliques collés au moyen d'une colle époxy) sollicité en traction homogène en l'absence de tout vieillissement (paramètre $A = 0$ et $C_{coe} = 0$). Ce constat a amené l'auteur à raffiner le modèle en introduisant une nouvelle variable $\boldsymbol{\kappa}$ qui permet de prendre en compte les phénomènes de dissipation d'énergie lié au comportement viscoélastique de l'adhésif. Néanmoins, le nombre de constantes indépendantes du modèle reste inchangé car la nouvelle variable est reliée à la raideur $\boldsymbol{k}$ par la relation $\kappa = \tau \cdot k$, (avec $\boldsymbol{\tau}$ le temps de recouvrance qui peut être déterminé par une simple expérience de recouvrement).

Le système décrivant le comportement de l'assemblage devient alors :

$$\begin{cases} \vec{f}_i + div\,\sigma_i = \rho_i . \dfrac{\partial^2 u_i}{dt^2} & \text{dans } \Omega_i \\ \sigma_i \cdot \vec{n}_i = \vec{F}_i & \text{sur } \partial\Omega_i - \Gamma \\ \sigma_1 \cdot \vec{n}_1 = -k \cdot \beta^2 \cdot \vec{u} - \kappa \cdot \beta \cdot \dfrac{\partial u}{dt} & \text{sur } \partial\Omega_1 - \Gamma \\ \sigma_2 \cdot \vec{n}_2 = +k \cdot \beta^2 \cdot \vec{u} + \kappa \cdot \beta \cdot \dfrac{\partial u}{dt} & \text{sur } \partial\Omega_2 - \Gamma \\ C_{vit} \cdot \dfrac{d\beta}{dt} - C_{coe} \cdot \Delta\beta + \dfrac{k}{2} \cdot \beta \cdot \left|\vec{u}\right|^2 = A + \omega & \text{sur } \Gamma \end{cases} \qquad \textbf{Eq. I-38}$$

BRUNEAUX a ensuite montré que cette modification améliore notablement la description du comportement à la rupture des assemblages.

Plus récemment un modèle couplant l'endommagement surfacique à l'interface et l'endommagement volumique dans les supports a été développé à partir des mêmes principes théoriques (premier gradient de l'endommagement et puissances virtuelles) [FREDDI 2007]. Cependant, l'approche est ici restreinte à des matériaux constitutifs présentant un comportement purement élastique (pas de prise en compte de la viscoélasticité de l'adhésif). Le même auteur a également intégré le modèle dans le code CESAR LCPC, ce qui lui permet aujourd'hui d'être un véritable outil de calcul numérique. C'est ce modèle qui servira de base à la présente étude et qui sera présenté en détail dans le Chapitre II.

Il existe bien d'autres travaux sur l'endommagement et nous ne pouvons les mentionner tous dans cette étude bibliographique ; signalons cependant les travaux de DRAGON [1997] et HALM [1996] qui portent sur la structure des variables d'endommagement.

4. Méthodes d'identification – Optimisation sans contrainte

Dans le cadre de l'optimisation sans contrainte, plusieurs méthodes itératives sont disponibles dans la littérature. Sont exposées ici celles qui semblent le mieux adaptées à l'identification des paramètres du modèle d'endommagement retenu pour cette étude.

Une attention particulière est portée ici à la méthode de Newton, qui est considérée comme performante et rapide. Elle s'inscrit dans les méthodes dites de gradient, faisant elles-mêmes partie d'une classe plus large de méthodes numériques appelées méthodes de descente. Voici rapidement l'idée directrice de ces méthodes.

On veut minimiser une fonction f. Pour cela on se donne un point de départ arbitraire x_0. Pour construire l'itéré suivant x_1 il faut penser qu'on veut se rapprocher du minimum de la fonction f, c'est-à-dire que l'on souhaite avoir $f(x_1) < f(x_0)$. On cherche alors x_1 sous la forme $x_1 = x_0 + \rho_1 d_1$ où d_1 est un vecteur non nul de $\mathbb{R}^n$ et ρ_1 un réel strictement positif. En pratique donc, on cherche $d1$ et ρ_1 pour que $f(x_0 + \rho_1 d_1) < f(x_0)$. On ne peut pas toujours trouver d_1. Quand d_1 existe on dit que c'est une direction de descente et ρ_1 est le pas de descente. La direction et le pas de descente peuvent être fixes ou changer à chaque itération. Le schéma général d'une méthode de descente est le suivant :

$$\begin{cases} x \in \mathbb{R}^n \text{ donné} \\ x_{k+1} = x_k + \rho_k d_k \; ; d_k \in \mathbb{R}^{n*}, \rho_k \in \mathbb{R}^{+*} \end{cases}$$

où ρ_k et d_k sont choisis de telle sorte que $f(x_k + \rho_k d_k) \leq f(x_k)$.

Une idée naturelle pour trouver une direction de descente est de faire un développement de Taylor (formel) à l'ordre 2 de la fonction f entre deux itérés x_k et $x_{k+1} = x_k + \rho_k d_k$:

$$f(x_k + \rho_k d_k) = f(x_k) + \rho_k (\nabla f(x_k), d_k) + o(\rho_k d_k)$$

Comme on veut $f(x_k + \rho_k d_k) < f(x_k)$, on peut choisir en 1ère approximation $d_k = -\nabla f(x_k)$.

Nous obtenons donc l'approche itérative fondamentale suivante, qui se retrouve partout et sous toutes sortes de formes :

i) trouver un point initial,
ii) trouver une direction de descente,
iii) trouver une longueur de pas,
iv) mettre à jour le point actuel,
v) recommencer en ii)

Cette méthode du gradient a l'avantage d'être très facile à mettre en oeuvre, mais est en général assez lente. Ce point faible est nettement amélioré dans la méthode de Newton.

4.1. Méthode de Newton

La méthode de Newton est n'est pas une méthode d'optimisation à proprement parler. C'est en réalité une méthode utilisée pour la résolution d'équations ou de système d'équations non linéaire du type $f(x) = 0$. Son idée principale est de remplacer une équation non linéaire compliquée à résoudre par un modèle plus simple : une équation linaire. Appliquée dans le contexte de l'optimisation elle vise à résoudre des problèmes du type $\nabla f(x) = 0$ et le modèle n'est plus linéaire mais quadratique. Il est obtenu grâce au théorème de Taylor du second ordre.

Définition 1 : (Modèle quadratique d'une fonction) Soit $f : \mathbb{R}^n \to \mathbb{R}$, une fonction deux fois différentiable. Le modèle quadratique de f en x' est une fonction $m_{x'} : \mathbb{R}^n \to \mathbb{R}$, définie par :

$$m_{x'}(x) = f(x') + (x-x')^t \nabla f(x') + \frac{1}{2}(x-x')^t \nabla^2 f(x')(x-x') \qquad \textbf{Eq. I-41}$$

où $\nabla f(x')$ est le gradient de f en x' et $\nabla^2 f(x')$ est la matrice hessienne de f en x'. En posant $d = x - x'$, on obtient la formulation équivalente :

$$m_{x'}(x' + d) = f(x') + d^t \nabla f(x') + \frac{1}{2} d^t \nabla^2 f(x') d \qquad \textbf{Eq. I-42}$$

Le problème à minimiser devient donc : $\min_{d \in \mathbb{R}^n} m_{x'}(x' + d)$

Les conditions d'optimalité du premier ordre, $\nabla f(x') = 0$, et du second ordre, $\nabla^2 f(x')$ définie positive, nous donne :

$$m_{x'}(x' + d) = \nabla f(x') + \nabla^2 f(x') d = 0 \qquad \textbf{Eq. I-43}$$

c'est-à-dire :

$$d = -\nabla^2 f(x')^{-1} \nabla f(x') = 0 \qquad \textbf{Eq. I-44}$$

d'où la formule principale de la méthode de Newton :

$$x = x' - \nabla^2 f(x')^{-1} \nabla f(x') \qquad \textbf{Eq. I-45}$$

Avec itération de la méthode on obtient donc le théorème suivant :

Théorème 1 : Soit $f : \mathbb{R}^n \to \mathbb{R}$, une fonction deux fois différentiable, $x^* \in \mathbb{R}^n$ tel que $\nabla f(x) = 0$ et $\nabla^2 f(x)$ définie positive et $\nabla^2 f$ une fonction de Lipschitz au voisinage de x^*. On considère la suite (x_k) définie par x_0 et :

$$x_{k+1} = x_k - [\nabla^2 f(x_k)]^{-1} \nabla f(x_k) \qquad \textbf{Eq. I-46}$$

Alors si x_0 est suffisamment proche de x^* :

i) la suite (x_k) converge vers x^*,
ii) la méthode de Newton est d'ordre 2,
iii) la suite $(\| \nabla f(x_k) \|)$ converge vers 0 de façon quadratique.

Nous remarquons que si en un point stationnaire la matrice hessienne est définie positive et si peut diverger. Par contre le coût ce cette méthode est grand : à chaque itération nous devons construire et garder en mémoire la matrice hessienne et résoudre $\nabla f(x_k)^2 \, d_k = -\nabla f(x_k)$, en utilisant l'algorithme de Cholesky [ROUX, 2008] cela fait $O(n^2)$ opérations.

4.2. Méthode de Quasi-Newton

Les méthodes quasi-Newton évitent le calcul de la matrice hessienne en remplaçant cette dernière par une approximation H_k qui vérifie la relation suivante dite de la sécante :

$$H_k (x_k - x_{k-1}) = \nabla f(x_k) - \nabla f(x_{k-1}) \qquad \textbf{Eq. I-47}$$

Après une mise à jour de Broyden [BIERLAIRE, 2006] et une série de calculs rendant H_k symétrique définie positive à partir d'une matrice symétrique définie positive H_{k-1}, on obtient la définition suivante :

Définition 2 : (Mise à jour BFGS). Soient une fonction $f : \mathbb{R}^n \to \mathbb{R}$, différentiable, et deux itérés x_k et x_{k-1} tels que $d_{k-1}^t \, y_{k-1} > 0$, avec $d_{k-1} = x_k - x_{k-1}$ et $y_{k-1} = \nabla f(x_k) - \nabla f(x_{k-1})$. Soit une matrice symétrique définie positive $H_{k-1} \in \mathbb{R}^{nxn}$. La mise à jour BFGS (Broyden, Fletcher, Goldfarb, Shanno) est définie par :

$$H_k = H_{k-1} + \frac{y_{k-1} y_{k-1}^t}{y_{k-1}^t d_{k-1}} - \frac{H_{k-1} d_{k-1} d_{k-1}^t H_{k-1}}{d_{k-1}^t H_{k-1} d_{k-1}} \qquad \textbf{Eq. I-48}$$

Ainsi, on peut adapter les algorithmes basés sur la méthode de Newton en remplaçant le hessien de *f* par l'approximation BFGS afin de pouvoir non seulement gagner en temps de calcul, mais aussi appliquer ces algorithmes à des cas où la fonction *f* n'est pas spécifiée par des formules mais par une expérience ou l'exécution d'un logiciel. De plus le fait que la matrice H_k soit définie positive simplifie l'algorithme. La direction d_k de l'algorithme est calculée en résolvant le système d'équations :

$$\begin{cases} H_k \; d_k = -\nabla f \; (x_k) \\ \\ d_k = -H_k^{-1} \; \nabla f \; (x_k) \end{cases} \qquad \textbf{Eq. I-49}$$

4.3. Méthode des moindres carrés

Les problèmes des moindres carrés sont des problèmes d'optimisation s'écrivant sous la forme : $\min_{x \in \mathbb{R}^n} f(x)$

Avec $$f(x) = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{m} r_k(x)^2 = \frac{1}{2} \|r(x)\|_2^2 \qquad \textbf{Eq. I-50}$$

où *f* est définie pour tout $x \in \mathbb{R}^n$ et le vecteur résidu $r(x) = (r_1(x), \ldots\ldots r_m(x))^t$ est dans $C^2(\mathbb{R}^n, \mathbb{R}^m)$, on suppose de plus que $m \geq n$.

On note $$J(x) = \begin{pmatrix} \frac{\partial r_1}{\partial x_1}(x) & \cdots & \frac{\partial r_1}{\partial x_n}(x) \\ \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial r_m}{\partial x_1}(x) & \cdots & \frac{\partial r_m}{\partial x_n}(x) \end{pmatrix} \in \mathcal{M}(m,n) \qquad \textbf{Eq. I-51}$$

et on montre que :

$$\nabla f(x) = \sum_{k=1}^{m} r_k(x) \nabla r_k(x) = J(x)^t r(x) \qquad \textbf{Eq. I-52}$$

$$\nabla^2 f(x) = J(x)^t J(x) + \sum_{k=1}^{m} r_k(x) \nabla^2 r_k(x) \qquad \textbf{Eq. I-53}$$

L'équation Eq. I-52 montre que le gradient de la fonction coût définit en Eq. I-51 est fonction de la matrice jacobienne de *r,* et l'équation Eq.I-53 que la matrice hessienne de *f* est la somme d'un terme d'ordre un, $J(x)^t J(x)$, et d'un terme d'ordre deux qui dépend des matrices hessiennes des r_k. Noter que si tous les r_k sont linéaires, $J(x)$ est indépendante de *x*, donc $\nabla f(x) = J^t r(x)$ et $\nabla^2 f(x) = J^t J$.

On a alors, pour tout $d \in \mathbb{R}^n$:

$$f(x+d) = f(x)+\nabla f(x)d+\frac{1}{2}d^t\nabla^2 f(x)d = f(x)+r(x)^t Jd+\frac{1}{2}d^t J^t Jd. \qquad \textbf{Eq. I-54}$$

4.4. Méthode de Gauss-Newton

Cette méthode est une application de la méthode de Newton au problème des moindres carrés. Dans le cas des moindres carrés, on utilise comme direction de descente la solution de l'équation $\nabla^2 f(x)\ d = -\ \nabla f(x)$ (voir théorème 1). Pour la méthode de Gauss-Newton on va déterminer la direction de descente grâce à :

$$J(x)^t J(x)\ d = -\ J(x)^t r(x) \qquad \textbf{Eq. I-55}$$

La matrice $J(x)^t J(x)$ est une bonne approximation de $\nabla^2 f(x)$ si, dans Eq. I-52, les termes d'ordre deux sont dominés par les termes d'ordre un. Ce qui présente un avantage par rapport à la méthode de Newton puisque l'on n'a pas besoin de calculer $\nabla^2 r_k(x)$ à chaque fois. De plus, la matrice $J(x)^t J(x)$ est inversible dès que le rang de $J(x)$ est n et elle est symétrique, définie strictement positive. Si $J(x)$ est de rang n et $\nabla f(x)$ non nul, la solution du système Eq.I-55 est une direction de descente :

$$d\nabla f(x) = d^t\nabla f(x) = -d^t J(x)^t J(x)d = -\|J(x)d\|_2^2 < 0, \qquad \textbf{Eq. I-56}$$

car $J(x)\ d \neq 0$ sinon, par Eq. I-55, $\nabla f(x) = 0$.

Si ce n'est pas le cas, c'est à dire si la matrice hessienne n'est pas positive, alors la direction de descente est mauvaise et $f(x_{k+1}) \not< f(x_k)$. Pour éviter ce problème on a recours à la méthode de Levenberg-Marquardt.

4.5. Méthode de Levenberg-Marquardt

Cette méthode utilise une recherche de direction qui mélange une méthode de descente et la méthode de Gauss-Newton. Dans cette méthode, on détermine en même temps la direction et le pas de descente à l'intérieur d'une « région de confiance ». Au voisinage d'un point x on va utiliser un modèle quadratique (Eq. I-54) pour f :

$$m_x(d) = \frac{1}{2}\|r(x)\|^2 + d^t J(x)r(x) + \frac{1}{2}d^t J(x)^t J(x)r(x) \qquad \textbf{Eq. I-57}$$

On cherche à minimiser à chaque itération la fonction m qui dépend de x, pour d appartenant à un voisinage de 0, par exemple une boule de rayon Δ.

Lemme 1 Le vecteur d est solution du sous-problème

$$\min_d \frac{1}{2}\|J(x)d + r(x)\|_2^2, \ avec \ \|d\| \leq \Delta, \qquad \textbf{Eq. I-58}$$

pour $\Delta > 0$ si et seulement s'il existe $\lambda \in \mathbb{R}^+$ tel que

$$(J(x)^t J(x) + \lambda I)\, d = -\, J(x)^t\, r(x) \qquad \textbf{Eq. I-59}$$

A chaque itération, Levenberg-Marquardt cherche donc la solution de :

$$(J(x_k)^t J(x_k) + \lambda_k I)\, dk = -\, J(x_k)^t\, r(x_k) \qquad \textbf{Eq. I-60}$$

où ¸*k* est un terme de régulation pour que $J(x_k)^t J(x_k)$ soit positif, il contrôle à la fois l'amplitude et la direction de *dk*. Quand λ_k est égal à 0 la direction de descente est identique à celle de Gauss-Newton. Quand λ_k tend vers l'infini, *dk* est une direction de descente. Cela implique que pour un certain λ_k suffisamment grand le terme $f(x_k + d_k) < f(x_k)$ est vrai. Le terme λ_k peut donc être contrôlé pour assurer la descente même quand les termes du second ordre limitant l'efficacité de la méthode de Gauss-Newton sont rencontrés.

4.6. Méthode du Simplexe

La méthode du simplexe est la plus connue des méthodes de recherche directe. Elle est due à NELDER et MEAD [NELDER, 1965] et ne doit être confondue avec l'algorithme du simplexe en optimisation linéaire. Contrairement aux méthodes précédentes, cet algorithme d'optimisation n'utilise pas de dérivées ni d'évaluations des dérivées premières par différences finies [BIERLAIRE, 2006].

Définition 3 : Un simplexe de dimension *k* est l'enveloppe convexe de *k* + 1 vecteurs $x_1, \ldots\ldots, x_{k+1}$ de $\mathbb{R}^n$, $k \leq n$, affinement indépendants, c'est-à-dire que les *k* vecteurs $x_1 - x_{k+1}$, $x_2 - x_{k+1}, \ldots\ldots, x_k - x_{k+1}$ sont linéairement indépendants. Par exemple, trois points non alignés dans $\mathbb{R}^2$, ou quatre points non coplanaires dans $\mathbb{R}^3$ sont affinement indépendants et définissent des simplexes de dimension 2 et 3, respectivement.

L'idée de la méthode est de définir un simplexe de dimension *n* dans $\mathbb{R}^n$ à partir de *n* + 1 vecteurs affinement indépendants. Nous supposerons que ces points sont triés de manière à ce que :

$$f(x_1) \leq f(x_2) \leq \ldots.. \leq f(x_{n+1}) \qquad \textbf{Eq. I-61}$$

Ensuite, le plus mauvais de ces points, c'est-à-dire x_{n+1} sera remplacé par un point meilleur.

Afin de déterminer ce meilleur point, on calcule le centre de gravité du simplexe formé par les autres points, c'est-à-dire :

$$x_c = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i \qquad \textbf{Eq. I-62}$$

et on considère la direction : $d = x_c - x_{n+1}$

La méthode essaie ensuite plusieurs itérés dans cette direction,

$$x(\mu) = x_{n+1} + \mu d = (1 - \mu)\, x_{n+1} + \mu\, x_c \qquad \textbf{Eq. I-63}$$

Les valeurs de μ testées par l'algorithme sont ½, 1, 3/2, 2 et 3, comme illustré sur la figure suivante. Le meilleur de ces cinq vecteurs est alors choisi pour remplacer x_{n+1}, ce qui forme ainsi un nouveau simplexe.

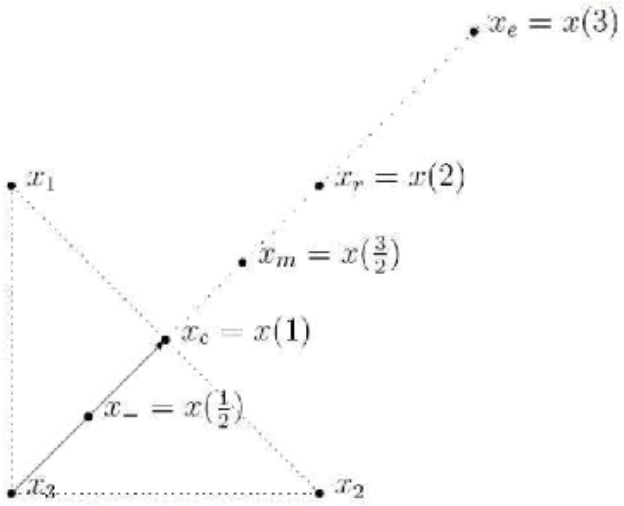


Figure I.23 : Algorithme de NELDER-MEAD.

Plus précisément, le point réfléchi x_r est déterminé en calculant le symétrique, par rapport au centre de gravité, du plus mauvais point x_{n+1} du simplexe, et il est obtenu en utilisant la relation suivante :

$$x_r = (1 + \alpha)\, x_c - \alpha\, x_{n+1} \qquad \textbf{Eq. I-64}$$

où α est une constante positive, généralement égale à 1, appelée constante de réflexion.

Le point réfléchi est accepté si $f(x_1) \leq f(x_r) < f(x_n)$, et a l'itération suivante on réitère la réflexion avec le nouveau simplexe de sommets $x_1, x_2, \ldots x_n, x_r$. On note que x_r n'est pas ordonné par rapport aux autres x_i.

Si la valeur de la fonction objectif au point réfléchi est inférieure à celle au point x_1, c'est à dire $f(x_r) < f(x_1)$, alors l'essai précédent a produit un « bon » point, et on continue dans cette direction par une expansion du pas. L'expansion est déterminée par :

$$x_e = \gamma x_r + (1 - \gamma) x_c \qquad \textbf{Eq. I-65}$$

où γ est la constante d'expansion supérieure à 1.

Le point ainsi obtenu x_e est accepté si $f(x_e) < f(x_1)$, sinon seul le point réfléchi x_r est accepté, et le point x_e est rejeté. On ordonne le nouveau simplexe ainsi obtenu (les points x_i), et on réitère le processus.

Si le point réfléchi x_r est moins bon que x_n , c'est-à-dire $f(x_n) \leq f(x_r)$, alors un pas de contraction est à effectuer avec le meilleur point : x_r ou x_{n+1}. Si le plus mauvais point x_{n+1} est au moins aussi bon que le point réfléchi x_r, c'est-à-dire $f(x_{n+1}) \leq f(x_r)$, alors la contraction interne est calculée par :

$$x_ = \beta x_{n+1} + (1 - \beta) x_c \qquad \textbf{Eq. I-66}$$

sinon, la contraction, appelée contraction externe, est calculée comme suit :

$$x_m = \beta x_r + (1 - \beta) x_c \qquad \textbf{Eq. I-67}$$

La valeur du coefficient de contraction β se situe entre 0 et 1. Le point ainsi obtenu $x_$ est accepté si $f(x_) \leq f(x_{n+1})$. Pour chaque contraction rejetée, i.e. $f(x_{n+1}) < f(x_)$, on remplace tous les x_i du simplexe par $(x_j+x_1)/2$, on obtient ainsi le « rétrécissement » de simplexe et le processus redémarre. Le critère d'arrêt est une mesure de déplacement du simplexe d'une itération k à l'itération suivante $(k + 1)$. L'algorithme s'arrête lorsque :

$$\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \|x_i^k - x_i^{k+1}\|^2 < \varepsilon \qquad \textbf{Eq. I-68}$$

où x_{k+1} est le sommet remplaçant le sommet x_k a l'itération $(k + 1)$, et ε est un nombre réel positif donné.

Une étude préliminaire [LAGARDE 2007] a permis d'évaluer les performances de ces différentes performances d'optimisation pour identifier les paramètres du modèle d'endommagement de FREDDI *et al*. Il ressort de cette étude les points suivants :

- les méthodes itératives (ou de gradient) dérivées de la méthode de Newton, bien que très rapides, posent des problèmes liés à l'approximation des différences finies. En effet, il est nécessaire de réaliser de nombreuses itération et de larges erreurs peuvent apparaître en fonction du pas de discrétisation choisi. Un pas trop large génère une erreur de troncature et un pas trop petit entraîne une erreur d'arrondi. Au final, les essais d'identification réalisés avec les méthodes de quasi-Newton ou de Levenberg-

Marquardt ont montré que ces techniques sont très sensibles au valeurs de départs choisies, et convergents souvent vers des minimum locaux de la fonction coût plutôt que vers le minimum global qui est la solution recherchée. Ces méthodes se sont donc révélées peu performantes pour notre application,

- les tests réalisés avec la méthode déterministe de Nelder-Mead (de type simplexe) ont quant à eux systématiquement permis de converger vers un minimum global. En effet, cette méthode directe, n'est pas basées sur des approximations de dérives par différences finies et permets de s'affranchir des problèmes de convergence locale ou de la sensibilité au point de départ. Elle est plus longue que les méthodes Newtoniennes, mais a par ailleurs l'avantage d'être facilement programmable et de consommer peu de mémoire.

Dans la suite de cette thèse, les problèmes d'identification seront donc résolus au moyen de la méthode de Nelder-Mead.

5. Bilan de l'étude bibliographique

La première partie de cette étude bibliographique a permis de faire un état de l'art sur les aspects phénoménologiques du collage en génie civil. Elle a permis entre autres :

- de rappeler les caractéristiques principales des adhésifs époxy destinés aux applications génie civil ainsi que celles des substrats cimentaires. Il ressort que la formulation des adhésifs du génie civil est très spécifique notamment en raison des contraintes de polymérisation à température ambiante. Au final, ces polymères présentent une densité de réticulation assez faible, caractérisée par une température de transition vitreuse relativement basse (Tg ~ 40 à 60°C). Néanmoins, les propriétés mécaniques de l'adhésif en traction et en cisaillement restent largement supérieures à celle du substrat cimentaire (du moins avant vieillissement).
- d'établir l'état des connaissances sur les mécanismes d'adhésion entre le polymère et le substrat cimentaire et sur la structure des zones interfaciales. Les principaux mécanismes d'interaction connus mettent en jeu (i) le phénomène d'ancrage mécanique lié à la pénétration de l'adhésif dans la porosité du substrat, et (ii) la formation de liaisons chimiques ou physiques à l'interface polymère/substrat,
- de faire le point sur les méthodes de caractérisation mécanique des assemblages collés et sur la durabilité de ces assemblages exposés à un milieu humide. Il ressort que les techniques de caractérisation sollicitant le joint collé en cisaillement (simple ou double

recouvrement) sont généralement préférées aux autres méthodes. Le facteur limitant de l'assemblage est généralement le support cimentaire, qui présente des propriétés mécaniques médiocres en traction et cisaillement. Pour des raisons de simplification, nous limiterons dans un premier temps notre étude expérimentale à des assemblages réalisés à partir de supports métalliques collés. Cela nous permettra de négliger en première approximation l'endommagement volumique dans les supports et simplifiera considérablement la modélisation théorique.

Par ailleurs, la littérature fait apparaître deux mécanismes prépondérants qui interviennent lors du vieillissement hygrothermique des assemblages : (i) d'une part, le phénomène de plastification de l'adhésif lié à la pénétration de l'humidité dans le joint et qui induit une diminution de Tg, (ii) et d'autre part un phénomène d'endommagement interfacial, correspondant à la rupture des liaisons physiques ou chimiques entre le polymère et le substrat, et qui interviendrait lorsque la concentration locale en eau dépasserait une valeur critique (estimée à 1,35 % pour les résines époxy). Un consensus semble par ailleurs se dégager, pour dire que l'humidité est le facteur environnemental le plus sévère vis à vis de la durabilité des assemblages. Les essais de vieillissement accélérés réalisés dans le cadre de cette étude se baseront donc sur des vieillissements en ambiance humide (40°C, 95% H.R.).

La seconde partie de l'étude bibliographique a été consacrée à une description des principaux modèles d'endommagement disponibles dans la littérature. Plusieurs modèles permettent de coupler à la fois la mécanique du contact dans les assemblages collés et les aspects liés à l'évolution physico-chimique des matériaux et en particulier de l'adhésif. Il ressort que le modèle basé sur théorie du premier gradient de l'endommagement, qui est développé depuis plusieurs années au LCPC, constitue sous sa forme actuelle un véritable outil numérique sous CESAR LCPC permettant de simuler le comportement des assemblages collés. Les études théoriques qui seront réalisées dans le cadre de ce travail s'appuieront sur ce modèle.

Dans une dernière partie, les différentes méthodes d'optimisation sans contrainte destinées à identifier les paramètres théoriques d'un modèle permettant d'approcher au mieux des résultats expérimentaux ont été passées en revue. Une attention particulière a été portée aux techniques itératives dérivées de la méthode de Newton, ainsi qu'à la méthode déterministe du simplexe. Des essais de faisabilité ont montré que la convergence n'est pas toujours assurée avec le premier type de méthode (notamment en raison des approximations sur les différences finies et de la sensibilité au point de départ). En revanche, de bons résultats ont été obtenus avec la méthode déterministe de Nelder-Mead, qui sera donc utilisée dans la suite de cette étude et en particulier dans le Chapitre III.

CHAPITRE II

MISE EN EQUATION DU MODELE ET ETUDE PARAMETRIQUE

Ce chapitre est segmenté en deux parties.

Dans la première partie, on s'attachera à mettre en équation le modèle couplant les endommagements volumique et surfacique qui a été évoqué précédemment dans la partie bibliographique. En particulier, le cheminement théorique conduisant à l'obtention des équations d'évolution de l'endommagement dans les domaines et à l'interface sera clairement explicité.

La seconde partie sera consacrée à une étude paramétrique visant à évaluer la sensibilité du modèle aux différents paramètres théoriques qui gèrent les endommagements volumiques et surfaciques. A l'issue de cette analyse, des fourchettes de valeurs « physiquement acceptables » seront proposées pour les différents paramètres du modèle.

---

1. Mise en équation du modèle de couplage des endommagements volumique et surfacique

1.1. Présentation du modèle

A l'intérieur d'un matériau (les substrats ainsi que l'adhésif), l'endommagement provient de mouvements microscopiques qui détruisent peu à peu les liaisons entre les atomes. L'idée de base revient à M. FREMOND [1982, 1985, 1987] qui a introduit la puissance de ces mouvements dans le principe des puissances virtuelles afin de modéliser le contact avec adhérence des solides. Des applications de cette modélisation sont abordées dans plusieurs thèses de [TRUONG 1990, NEDJAR 1995 et BRUNEAUX 2004] ainsi que dans un article récent [FREDDI 2006].

Les derniers développement du modèle font intervenir trois paramètres nécessaires pour caractériser l'endommagement dans chaque matériau (les substrats et l'adhésif) [FREDDI 2006] : le paramètre de seuil d'endommagement, celui de la vitesse et de l'extension spatiale. Ces trois paramètres rendent le modèle apte à répondre aux trois questions suivantes : quand l'endommagement a-t-il lieu? (c'est le rôle du paramètre de seuil d'endommagement), la vitesse d'évolution de l'endommagement est-elle rapide ou lente ? (c'est le rôle du paramètre de vitesse) et l'endommagement est-il localisé ou étendu ? (c'est le rôle du paramètre de l'extension spatiale). Pour l'adhésif, outre les trois paramètres précédents, le modèle permet d'insérer des paramètres d'interaction non-local afin de tenir compte des interactions dans l'adhésif lui-même et entre l'adhésif et les deux substrats.

Dans ce modèle, l'endommagement est décrit par une variable scalaire qui dépend de l'espace et du temps, notée $\beta(x,t)$. Cette variable représente la proportion des liaisons intactes par rapport au nombre de liaisons initiales. La variable β décroît de 1 pour une liaison adhésive intacte à 0 pour une liaison complètement rompue.

Les hypothèses de travail sont classiques : on considère dans une première étape que les matériaux ont un comportement élastique linéaire et on suppose, pour simplifier les calculs, que l'épaisseur du joint de colle est nulle. De plus, on se place dans le cadre des petites déformations.

1.2. Equations du mouvement

Soit une structure composée de deux domaines solides Ω_1 et Ω_2 assemblés par l'adhésif : $\Omega_1 \cap \Omega_2 = \Gamma$ où Γ est l'interface commune des domaines (Figure II. 1). On note $\underline{n}_i$ la normale extérieure au domaine Ω_i.

Dans chaque domaine, les quantités d'état sont la variable d'endommagement, son gradient et le déplacement désignées respectivement par : $\beta_i(x,t), \underline{grad}\,\beta_i(x,t)$ et $\underline{u}_i(x,t)$ respectivement (dans notre notation, un vecteur est souligné). Elles dépendent de la position et du temps et sont indicées par *i* pouvant prendre les valeurs 1 ou 2 suivant le domaine envisagé : Ω_1 ou Ω_2. La valeur de $\beta_i(x,t)$ est varie entre 1 et 0. Ainsi pour le domaine Ω_i, $\beta_i(x,t)$=1

correspond à une adhésion parfaite de l'interface et $\beta_i(x,t)=0$ correspond à un état complètement rompu de l'interface. Comme nous l'avons déjà dit, elle quantifie la proportion des liaisons encore intactes par rapport aux liaisons initiales. Le gradient $\underline{grad}\,\beta_i(x,t)$ permet de relier l'influence de l'endommagement local en un point sur son voisinage. Le déplacement $\underline{u}_i(x,t)$ est relié à l'interaction de déplacement en un point sur son voisinage.

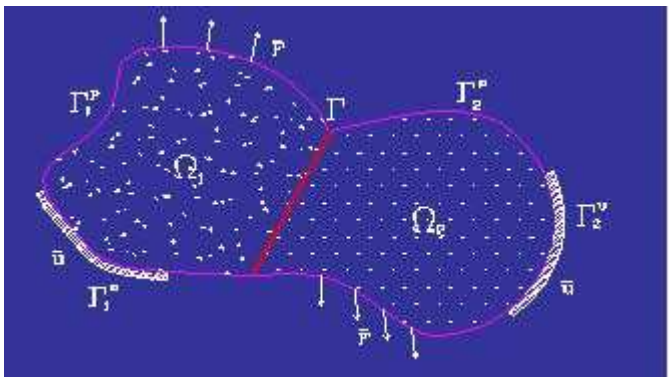


Figure II.1 : Description du modèle d'endommagement

Au niveau de l'interface Γ, les quantités d'état sont les quantités qui décrivent l'évolution de l'interface $\beta_s(x,t)$ et son gradient $\underline{grad}\,\beta_s(x,t)$, l'écart entre les déplacements de deux points à la même position mais appartenant aux domaines Ω_1 et Ω_2 : $\underline{u}_2(\underline{x})-\underline{u}_1(\underline{x})$; des quantités qui décrivent les interactions entre les domaines et la surface: $(\beta_1-\beta_s)$ et $(\beta_2-\beta_s)$ et une quantité qui représente la variation en déplacement de deux points différents de l'interface $\underline{u}_2(\underline{y})-\underline{u}_1(\underline{x})$.

Ainsi pour deux points voisins $\underline{x}$ et $\underline{y}$ de l'interface, la différence de leur déplacement respectif : $\underline{u}_2(\underline{y})-\underline{u}_1(\underline{x})$ est non nulle et peut avoir une influence sur l'endommagement. Afin de tenir compte de ce phénomène, nous introduisons une fonction scalaire d'élongation $g(\underline{x},\underline{y})$ décrivant l'évolution de la distance de deux différents points $\underline{x}$ et $\underline{y}$ à l'interface est introduite :

$$g(\underline{x},\underline{y})=2(\underline{y}-\underline{x}).(\underline{u}_2(\underline{y})-\underline{u}_1(\underline{x})). \qquad \textbf{Eq. II-1}$$

La vitesse de cette élongation est :

$$D_{1,2}(\underline{U}_1,\underline{U}_2)(\underline{x},\underline{y})=2(\underline{y}-\underline{x}).(\underline{U}_2(\underline{y})-\underline{U}_1(\underline{x})) \text{ où } \underline{U}_i=d\underline{u}_i/dt. \qquad \textbf{Eq. II-2}$$

De plus, on remarque que :

$$D_{1,2}(\underline{U}_1,\underline{U}_2)(\underline{x},\underline{y})=2(\underline{y}-\underline{x}).(\underline{U}_2(\underline{y})-\underline{U}_1(\underline{x}))=\frac{d}{dt}(\underline{y}-\underline{x})^2 \qquad \textbf{Eq. II-3}$$

La vitesse de l'élongation $D_{1,2}$ est la dérivation par rapport temps du carré de la différence des déplacements de deux points à l'interface.

En résumé, les variables d'état relatives aux domaines sont: $\underline{\varepsilon}_i$, β_i, *et* $\underline{grad}\,\beta_i$ où *i=1, 2*; et celles relatives l'interface sont: $(\underline{u}_2-\underline{u}_1)$, β_s, $\underline{grad}_s\,\beta_s$, $(\beta_1-\beta_s)$, $(\beta_2-\beta_s)$ et $g(\underline{x},\underline{y})$.

1.2.1. Principe des puissances virtuelles et équations du mouvement

Puissance virtuelle des efforts intérieurs

L'idée de base de la théorie du premier gradient d'endommagement est de tenir compte de la puissance des mouvements microscopiques qui sont responsables de l'endommagement dans les domaines ainsi qu'à l'interface de contact. Cette puissance va être prise en compte dans la puissance des efforts intérieurs.

Notons $\underline{\underline{D}}(\underline{u})$ est le tenseur du taux de déformation et $\underline{\underline{\sigma_1}}$ et $\underline{\underline{\sigma_2}}$ les tenseurs de contraintes correspondants aux domaines Ω_1 et Ω_2. $(\underline{u}_1, \underline{u}_2)$ et $(\gamma_1, \gamma_2, \gamma_s)$ sont respectivement les déplacements virtuels macroscopiques dans les domaines et les vitesses virtuelles de la variable d'endommagement dans les domaines et à l'interface. La puissance des efforts intérieurs prend alors la forme suivante :

$$
\begin{aligned}
P_{int} = & -\int_{\Omega_1} \underline{\underline{\sigma_1}} : \underline{\underline{D}}(\underline{u}_1) d\Omega - \int_{\Omega_1} \left(B_1 \gamma_1 + \underline{H_1}\, \underline{grad\, \gamma_1} \right) d\Omega - \int_{\Omega_2} \underline{\underline{\sigma_2}} : \underline{\underline{D}}(\underline{u}_2) d\Omega \\
& - \int_{\Omega_2} \left(B_2 \gamma_2 + \underline{H_2}\, \underline{grad\, \gamma_2} \right) d\Omega - \int \underline{R} \cdot (\underline{u}_2 - \underline{u}_1) d\Gamma \\
& - \int_{\Gamma} \left[B_s \gamma_s + \underline{H_s} \cdot \underline{grad_s\, \gamma_s} + B_{1,s}(\gamma_1 - \gamma_s) + B_{2,s}(\gamma_2 - \gamma_s) \right] d\Gamma \\
& + \int_{\Gamma} M(\underline{x}, \underline{y}) D_{1,2}(\underline{u}_1, \underline{u}_2)(\underline{x}, \underline{y}) d\underline{x} d\underline{y} + \int_{\Gamma} \left(B_{s,1}(\underline{x}, \underline{y}) \gamma_s(x) + B_{s,2}(\underline{x}, \underline{y}) \gamma_s(\underline{y}) \right) d\underline{x} d\underline{y}
\end{aligned}
\qquad \textbf{Eq. II-4}
$$

où B est le travail interne d'endommagement dû aux mouvements microscopiques qui sont responsables de l'endommagement dans le domaine et sur la surface ;

Le scalaire $d\beta/dt$ est la vitesse d'endommagement associée à la force interne B ;

Le vecteur $\underline{grad(\gamma)}$ est le gradient de la vitesse d'endommagement, associé à $\underline{H}$. $\underline{H}$ est le vecteur flux de travail d'endommagement qui est responsable de l'influence de l'endommagement en un point sur son voisinage ;

L'écart des déplacements $(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)$ sur la surface de contact est associé à l'effort interne de liaison $\underline{R}$, $\underline{R}$ étant dû aux mouvements relatifs entre les deux solides ;

La différence de la vitesse de l'endommagement (β_i - β_s) est reliée au vecteur flux de l'endommagement à la surface $\beta_{s,i}$ qui exprime l'influence de l'endommagement volumique sur l'endommagement surfacique ;

La vitesse de l'allongement $D_{1,2}(\underline{u}_1, \underline{u}_2)(\underline{x}, \underline{y})$ exprime l'effet non-local de l'allongement de l'adhésif, elle est associée à l'effort non-local $M(\underline{x}, \underline{y})$.

Puissance virtuelle des efforts extérieurs

On considère classiquement que les deux solides sont soumis à des forces extérieures de volume $\underline{f}_1$ sur Ω_1 et $\underline{f}_2$ sur Ω_2, mais également à des forces extérieures surfaciques $\underline{F}_1$ sur $\partial\Omega_1$-Γ et $\underline{F}_2$ sur $\partial\Omega_2$-Γ. La puissance des efforts extérieurs s'exprime donc par:

$$P_{ext} = \int_{\Omega_1} \underline{f}_1 \cdot \underline{u}_1 d\Omega + \int_{\Omega_2} \underline{f}_2 \cdot \underline{u}_2 d\Omega + \int_{\partial\Omega_1 - (\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega_2)} \underline{F}_1 \cdot \underline{u}_1 d\Gamma + \int_{\partial\Omega_2 - (\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega_2)} \underline{F}_2 \cdot \underline{u}_2 d\Gamma \quad \textbf{Eq. II-5}$$

Puissance virtuelle des forces d'accélération

On se limite au cas quasi-statique pour lequel la puissance virtuelle des forces d'accélération s'écrit :

$$P_{acc} = 0 \quad \textbf{Eq. II-6}$$

Principe des puissances virtuelles :

Le principe des puissances virtuelles a pour la forme suivante: $\forall \underline{u}_1, \underline{u}_2$ et $\forall \gamma_1, \gamma_2, \gamma_s$:

$$P_{int} + P_{ext} = P_{acc} = 0 \quad \textbf{Eq. II-7}$$

1.2.2. Expressions des équations du mouvement

En choisissant des vitesses virtuelles convenables, le principe conduit aux équations suivantes :

$$\begin{cases} \underline{\underline{div}}\,\underline{\underline{\sigma}}_i + \underline{f}_i = 0 & sur\ \partial\Omega_i \quad \textbf{Eq. II-8} \\ -\underline{B}_i + div\,\underline{\underline{H}}_i = 0 & sur\ \partial\Omega_i \quad \textbf{Eq. II-9} \\ \underline{\underline{\sigma}}_i.\underline{n}_i = \underline{F}_i & sur\ \partial(\Omega_i - \Gamma) \quad \textbf{Eq. II-10} \\ \underline{\underline{H}}_i.\underline{n}_i = 0 & sur\ \partial(\Omega_i - \Gamma) \quad \textbf{Eq. II-11} \end{cases}$$

Avec les conditions aux limites relatives à l'équation Eq. II-8 :

$$\begin{cases} \underline{\underline{\sigma}}_1.\underline{n}_1(\underline{x}) = -\underline{R}(\underline{x}) + \int_{\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega 2} 2(\underline{x} - \underline{y}) M(\underline{x}, \underline{y}) d\Gamma(\underline{x}) & \underline{x} \in \Gamma \\ \underline{\underline{\sigma}}_2.\underline{n}_2(\underline{y}) = -\underline{R}(\underline{y}) + \int_{\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega 2} 2(\underline{y} - \underline{x}) M(\underline{x}, \underline{y}) d\Gamma(\underline{x}) & \underline{y} \in \Gamma \end{cases} \quad \textbf{Eq. II-12}$$

D'après Eq. II-12, les efforts d'interaction se composent de deux parties : la partie locale et la partie non-locale.

Pour ce qui concerne l'équation Eq. II-9, on obtient donc :

$$\underline{H}_1.\underline{n}_1 = -B_{1,s} \ ; \ \underline{H}_2.\underline{n}_2 = -B_{2,s} \qquad sur\ \Gamma \quad \textbf{Eq. II-13}$$

et les condition à la surface de contact Γ :

$$\begin{cases} -B_s + div_s \underline{H} + B_{1,s} + B_{2,s} - \int_{\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega_2} (B_{1,s} + B_{2,s})d\Gamma = 0 & sur\ \Gamma \\ \underline{H}_s . \underline{n}_s = 0 & sur\ \Gamma \end{cases} \quad \textbf{Eq. II-14}$$

où div_s est la divergence surfacique et $\underline{n}_s$ est le vecteur normal de la surface Γ. A la surface de contact, le travail interne d'endommagement se compose de trois parties : B_s qui provient de l'adhésif et $B_{1,s}$, $B_{2,s}$ qui proviennent des volumes Ω_1 et Ω_2 et $\int_{\partial\Omega_1 \cap \partial\Omega_2} (B_{1,s} + B_{2s})d\Gamma$ qui est une partie non-locale.

1.3. Lois de comportement

En négligeant l'effet de la température, l'inégalité de Clausius-Duhem s'écrit :

$$\frac{d\Psi_i}{dt} \le \sigma_i . D + B_i \frac{d\beta_i}{dt} + \vec{H}_i . grad \frac{d\beta_i}{dt} \qquad dans\ \Omega_i \qquad \textbf{Eq. II-15}$$

$$\frac{d\Psi_s}{dt} \le \vec{R}.(u_2 - u_1) + B_s \frac{d\beta_s}{dt} + \vec{H}_s . grad_s \frac{d\beta_s}{dt} + B_{1,s}(\frac{d\beta_1}{dt} - \frac{d\beta_s}{dt}) + B_{2,s}(\frac{d\beta_2}{dt} - \frac{d\beta_s}{dt}) \qquad sur\ \Gamma \qquad \textbf{Eq. II-16}$$

$$\frac{d\Psi_{s,1,2}}{dt} \le -M . D_{1,2} - B_{1,s} \frac{d\beta_s}{dt} + -B_{2,s} \frac{d\beta_s}{dt} \qquad sur\ \Gamma \qquad \textbf{Eq. II-17}$$

où Ψ_i , Ψ_s et $\Psi_{s,1,2}$ sont respectivement l'énergie libre dans les domaines, à la surface de contact et l'énergie libre relative à l'allongement non-local. De même, Φ_i, Φ_s et $\Phi_{s,1,2}$ sont le pseudo-potentiel de dissipation dans les domaines, à la surface de contact et celui relatif à l'allongement non-local.

Les expressions des quantités précédentes sont choisies comme suit [FREDDI 2006].

$$\begin{cases} \Psi_i(\varepsilon_i, \beta_i, grad\beta_i) = w_i(1 - \beta_i) + \frac{k_i}{2}(grad\beta_i)^2 + I(\beta_i) + \frac{\beta_i}{2}\{\lambda_i (tr\varepsilon_i)^2 + 2\mu_i \varepsilon_i : \varepsilon_i\} \\ \Phi_i(\frac{d\beta_i}{dt}) = \frac{c_i}{2}\left(\frac{d\beta_i}{dt}\right)^2 + I_(\frac{d\beta_i}{dt}) \end{cases} \quad \textbf{Eq. II-18}$$

où w_i est le seuil initial d'endommagement ; c_i est le paramètre de la viscosité d'évolution de l'endommagement, k_i est le coefficient de diffusion de l'endommagement, λ_i et μ_i sont les constantes de Lamé.

L'énergie libre et le pseudo-potentiel choisis conduisent aux lois de comportement suivantes dans le domaine i :

$$\begin{cases} \sigma_i = \dfrac{\partial \Psi_i}{\partial \varepsilon_i} = \beta_i(\lambda_i tr\varepsilon_i + 2\mu\varepsilon_i) \\ B_i = \dfrac{\partial \Psi_i}{\partial \beta_i} + \dfrac{\partial \Phi_i}{\partial(d\beta_i/dt)} = -w_i + \dfrac{1}{2}\{\lambda_i(tr\varepsilon_i)^2 + 2\mu\varepsilon_i : \varepsilon_i\} + \partial I(\beta_i) + c_i(\dfrac{d\beta_i}{dt}) + I_(\dfrac{d\beta_i}{dt}) \\ \underline{H}_i = \dfrac{\partial \Psi_i}{d(\underline{grad}\beta_i)} = k_i \underline{grad}\beta_i \end{cases} \quad \textbf{Eq. II-19}$$

Les expressions $I(\beta_i)$ et $I_(\partial\beta_i/\partial t)$ sont respectivement les sous-différentiels des fonctions indicatrices du segment [0,1] et de l'ensemble des nombres négatifs. La fonction $I(\beta_i)$ oblige β_i à être compris entre 1 et 0. $I(\gamma)=0$ si $0\le\gamma\le 1$ et $I(\gamma)=+\infty$ si $\gamma\notin[0,1]$; $I_(\gamma)=0$ si $\gamma\le 0$ et $I_(\gamma)=+\infty$ si $\gamma>0$. La fonction $I_(\partial\beta_i/\partial t)$ implique que $\partial\beta_i/\partial t$ doit être négatif, ce qui correspond à l'irréversibilité de l'endommagement dans les domaines solides Ω_i. $I_(\gamma)=\{0\}$ si $\gamma\le 0$ et $I_(\gamma)=+\infty$ si $\gamma\notin\left]-\infty,0\right]$. [MOREAU, 1966].

Le sous différentiel $\partial I(\beta_i)$de la fonction indicatrice $I(\beta_i)$ est l'ensemble des sous gradients, c'est à dire les dérivées généralisées de la fonction $I(\beta_i)$, [FREMOND, 1987]. Ils sont définis par :

$$B\in\partial I(\beta_i) \Leftrightarrow \forall\gamma,\ (\gamma-\beta_i)B + I(\beta_i) \le I(\gamma). \quad \textbf{Eq. II-20}$$

Cette propriété caractérise la dérivée d'une fonction convexe qu'elle soit régulière ou non régulière.

D'après [MOREAU, 1966], $\partial I(\gamma)=\{0\}$ si $0<\gamma<1$; $\partial I(0)=\Re^-$; $\partial I(1)=\Re^+$; $\partial I(\gamma)=\emptyset$ si $\gamma\notin[0,1]$.

A l'interface, l'énergie libre et le pseudo-potentiel prennent la forme :

$$\Psi_s(\underline{u}_2-\underline{u}_1,\beta_s,grad\beta_s,\beta_1-\beta_s,\beta_2-\beta_s) = w_s(1-\beta_s) + \frac{k_s}{2}(grad_s\beta_s)^2 + I(\beta_s) + I_((\underline{u}_2-\underline{u}_1).\underline{n}_2) + \frac{\beta_s\hat{k}_s}{2}(\underline{u}_2-\underline{u}_1)^2 + \frac{k_{s,1}}{2}(\beta_1-\beta_s)^2 + \frac{k_{s,2}}{2}(\beta_2-\beta_s)^2$$

$$\Phi_s(\frac{d\beta_s}{dt}) = \frac{c_s}{2}\left(\frac{d\beta_s}{dt}\right)^2 + I_(\frac{d\beta_s}{dt}) \quad \textbf{Eq. II-21}$$

où w_s est le seuil initial d'endommagement du joint de colle; c_s est la viscosité de l'endommagement, k_s est le coefficient de diffusion de l'endommagement dans l'adhésif, $k_{s,1}$ et $k_{s,2}$ sont des coefficients d'interaction entre l'endommagement

volumique et surfacique ; $\hat{k}_s$ caractérise la rigidité du joint collé et $k_{s,1,2}$ permet de tenir compte de l'effet non local. La fonction assure la condition de non-interpénétration des deux solides à l'interface de contact et la fonction oblige l'irréversibilité de l'endommagement surfacique.

L'énergie libre et le pseudo-potentiel choisis conduisent aux lois de comportement suivantes :

$$\begin{aligned}
\underline{R} &= \frac{\partial \Psi_s}{\partial(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)} = \beta_s \hat{k}_s(\underline{u}_2 - \underline{u}_1) + I_((\underline{u}_2 - u_1).\underline{n}_2).\underline{n}_2 \\
B_s &= \frac{\partial \Psi_s}{\partial \beta_s} + \frac{\partial \Phi_s}{\partial(d\beta_s/dt)} = -w_s + \frac{\hat{k}_s}{2}(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)^2 + \partial I(\beta_s) + c_s \frac{d\beta_s}{dt} + I_(\frac{d\beta_s}{dt}) \\
\underline{H}_s &= \frac{\partial \Psi_s}{d(grad_s \beta_s)} = k_s grad_s \beta_s \\
B_{1,s} &= \frac{\partial \Psi_s}{d(\beta_1 - \beta_s)} = k_{s,1}(\beta_1 - \beta_s) \\
B_{2,s} &= \frac{\partial \Psi_s}{d(\beta_2 - \beta_s)} = k_{s,2}(\beta_2 - \beta_s)
\end{aligned} \qquad \textbf{Eq. II-22}$$

La partie non-locale de l'énergie libre à l'interface de contact est :

$$\Psi_{s,1,2}\left(g(,\underline{x},\underline{y}),\beta_s(\underline{x}),\beta_s(\underline{y})\right) = \frac{k_{s,1,2}}{2} g^2(\underline{x},\underline{y})\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y}) exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right) \qquad \textbf{Eq. II-23}$$

où $g(\underline{x},\underline{y}) = 2(\underline{y}-\underline{x}).(\underline{u}_2(\underline{y}) - \underline{u}_1(\underline{x}))$.

Le paramètre d est la distance effective de l'effet non-local. La fonction exponentielle décrit l'influence de la distance de deux points considérés $\underline{x}$ et $\underline{y}$ sur l'effet non-local : plus les 2 points sont éloignés, plus l'effet non-local est faible.

Les lois de comportement s'écrivent :

$$\begin{aligned}
-B_{s,1}(\underline{x},\underline{y}) &= \frac{\partial \Psi_{s,1,2}}{\partial \beta_s(\underline{x})} = \frac{k_{s,1,2}}{2} g^2(\underline{x},\underline{y})\beta_s(\underline{y}) exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right) \\
-B_{s,2}(\underline{x},\underline{y}) &= \frac{\partial \Psi_{s,1,2}}{\partial \beta_s(\underline{y})} = \frac{k_{s,1,2}}{2} g^2(\underline{x},\underline{y})\beta_s(\underline{x}) exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right) \\
-M(\underline{x},\underline{y}) &= \frac{\partial \Psi_{s,1,2}}{\partial g(\underline{x},\underline{y})} = k_{s,1,2} g(\underline{x},\underline{y})\left(\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y})\right) exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right)
\end{aligned} \qquad \textbf{Eq. II-24}$$

1.4. Equations globales du modèle

Le principe des puissances virtuelles et les lois de comportement conduisent à des équations de mouvement dans les domaines qui sont identiques à celles obtenues par la mécanique des milieux classique et à des équations caractérisant l'évolution de l'endommagement dans les domaines ainsi qu'à la surface de contact.

1.4.1. Equations dans les domaines

Les équations suivantes sont pour chaque domaine *i* :

Equation d'équilibre :

$$\underline{div}\left[\beta_i\left\{\lambda_i tr\varepsilon_i(\vec{u}_i)1 + 2\mu_i\varepsilon_i(\vec{u}_i)\right\}\right] + \underline{f}_i = 0 \qquad \textbf{Eq. II-25}$$

Equation d'évolution de l'endommagement :

$$c_i\dot{\beta}_i - k_i\Delta\beta_i = w_i - \frac{1}{2}\left\{\lambda_i(tr\underline{\underline{\varepsilon}}_i)^2 + 2\mu_i\underline{\underline{\varepsilon}}_i : \underline{\underline{\varepsilon}}_i\right\}$$

$$\dot{\beta}_i \le 0 \qquad \textbf{Eq. II-26}$$

$$0 \le \beta_i \le 1$$

Conditions initiales :

$$\beta_i(x,0) = \beta_i^0(x) \text{ dans } \Omega_i$$

$$\beta_s(x,0) = \beta_s^0(x) \text{ sur } \Gamma \qquad \textbf{Eq. II-27}$$

Conditions aux limites :

$$\underline{\underline{\sigma}}_i.\underline{n}_i = \underline{F}_i \text{ sur } \partial\Omega_i - \Gamma$$

$$k_i\frac{\partial\beta_i}{\partial n_i} = 0 \text{ sur } \partial\Omega_i - \Gamma \qquad \textbf{Eq. II-28}$$

Les paramètres qui apparaissent dans les équations précédentes ont les significations suivantes :

- le paramètre k_i mesure l'extension spatiale de l'endommagement, ou plus précisément, l'influence de l'endommagement en un point sur celui de son voisinage ; si sa valeur est faible, l'endommagement reste localisé; si sa valeur est grande, l'endommagement se propage et se diffuse dans les domaines ;
- le paramètre w_i, ou énergie de Dupré, définit le seuil d'endommagement qui quantifie l'énergie nécessaire pour initier le processus d'endommagement. Lorsque le membre de droite de l'équation Eq.II-26 est positif, c'est-à-dire lorsque les déformations sont petites, il ne se produit aucun endommagement, $\dot{\beta} = 0$ et lorsqu'il est négatif, c'est-à-dire lorsque les déformations sont grandes, le matériau s'endommage: $\dot{\beta} < 0$;
- le paramètre c_i mesure la vitesse de l'évolution de l'endommagement. Plus sa valeur est faible, plus vite l'endommagement se produit.

Trois paramètres sont donc clairement nécessaires pour décrire l'évolution de l'endommagement dans chaque domaine. On peut voir qu'ils sont en nombre suffisant pour prédire la majorité des phénomènes physiques complexes [FREDDI 2006, RAOUS 2006].

1.4.2. Equations à la surface de contact

L'équation d'évolution de l'endommagement à l'interface s'écrit :

$$c_s\dot{\beta}_s - k_s\Delta_s\beta_s = w_s - \frac{\hat{k}_s}{2}(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)^2 - k_{s,1}(\beta_s - \beta_1) - k_{s,2}(\beta_s - \beta_2)$$
$$-\int_\Gamma k_{s,1,2}g^2(\underline{y},\underline{x})\beta_s(\underline{x})exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right)d\underline{y} \qquad \textbf{Eq. II-29}$$
$$\dot{\beta}_s \le 0$$
$$0 \le \beta_s \le 1$$

$$\frac{\partial\beta_s}{\partial\underline{n}_s} = 0 \text{ sur } \partial\Gamma \text{ où } \underline{n}_s \text{ est la normale extérieure à la frontière } \partial\Gamma \qquad \textbf{Eq. II-30}$$

où $\hat{k}_s$ se compose des composantes normale $\hat{k}_s^N$ et tangentielle $\hat{k}_s^T$, qui correspondent respectivement au déplacement vertical u_i^N ou horizontal u_i^T du vecteur de déplacement $\underline{u}_i$.

Le dernier terme de l'équation Eq. II-29 rend compte de l'endommagement produit par l'élongation de la colle. La fonction $g(\underline{y},\underline{x}) = 2(\underline{y}-\underline{x})\cdot(\underline{u}(\underline{y})-\underline{u}(\underline{x}))$ décrit les actions à distance.

Les conditions aux limites sont :

$$\underline{\underline{\sigma}}_1.\underline{n}_1(\underline{x}) = \beta_s\hat{k}_s(\underline{u}_2 - \underline{u}_1) + \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_1)\underline{n}_1$$
$$-\int_\Gamma 2(\underline{x}-\underline{y})k_{s,1,2}g(\underline{y},\underline{x})(\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y}))exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right)d\Gamma \qquad \underline{x}\in\Gamma$$
$$\underline{\underline{\sigma}}_2.\underline{n}_2(\underline{y}) = \beta_s\hat{k}_s(\underline{u}_2 - \underline{u}_1) + \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2)\underline{n}_2$$
$$-\int_\Gamma 2(\underline{y}-\underline{x})k_{s,1,2}g(\underline{y},\underline{x})(\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y}))exp\left(-\frac{|\underline{x}-\underline{y}|^2}{d^2}\right)d\Gamma \qquad \underline{y}\in\Gamma \qquad \textbf{Eq. II-31}$$

$$k_i\frac{\partial\beta_i}{\partial n_i} = k_{s,i}(\beta_s - \beta_i) \qquad sur\ \Gamma \qquad \textbf{Eq. II-32}$$

Dans les formules Eq.II-31, les termes liés à l'effet non-local peuvent être habituellement négligés devant les termes liés à l'effet local.

Les conditions aux limites deviennent alors :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\sigma}}_1.\underline{n}_1(\underline{x}) &= \beta_s \hat{k}_s(\underline{u}_2 - \underline{u}_1) + \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_1)\underline{n}_1 \qquad \underline{x} \in \Gamma \\ \underline{\underline{\sigma}}_2.\underline{n}_2(\underline{y}) &= \beta_s \hat{k}_s(\underline{u}_2 - \underline{u}_1) + \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2)\underline{n}_2 \qquad \underline{y} \in \Gamma \end{aligned} \qquad \textbf{Eq. II-33}$$

où l'expression $\partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2)\underline{n}_1$ est la réaction de non interpénétration des deux pièces collées.

Les quantités c_s, k_s mesurent respectivement la viscosité de l'endommagement et la capacité de d'extension de l'endommagement dans l'adhésif. La quantité w_s est l'énergie de Dupré relative à la colle. Ces paramètres ont la même signification physique que leurs homologues décrivant l'endommagement dans les domaines.

La quantité $\hat{k}_s$ caractérise la rigidité du joint collé.

D'après les conditions aux limites Eq.II-32, les flux d'énergie d'endommagement dans les volumes sont proportionnels à l'interaction entre l'endommagement volumique et l'endommagement surfacique. Le paramètre $k_{s,i}$ mesure l'interaction entre l'endommagement volumique et l'endommagement surfacique. Quand $k_{s,i}$ est important, les endommagements volumique et surfacique sont couplés et quand il est nul, il n'y a pas d'interaction .

Le paramètre d représente l'écart entre deux points de l'interface $\underline{x}$ *et* $\underline{y}$ et le coefficient $k_{s,1,2}$ permet de tenir compte de l'effet non local.

2. Etude paramétrique – Influence des différents paramètres du modèle

Les équations du modèle ont été implémentées dans le code éléments finis CESAR du LCPC. Des simulations numériques ont été ensuite réalisées pour évaluer l'influence des différents paramètres sur les résultats. Elles ont été choisies afin de voir l'effet d'un paramètre d'endommagement sur la réponse de la structure, les autres paramètres étant fixés. Les points suivants ont été étudiés :

- dans un premier temps, l'influence des paramètres (w_i, c_i et k_i) sur l'endommagement volumique seul est mise en évidence par la simulation d'un essai de flexion 3 points sur une poutre en béton,
- l'influence des paramètres (w_s, c_s, k_s, $\hat{k}_s$, k_{s12}) relatifs à l'endommagement surfacique à l'interface est ensuite étudiée au moyen d'assemblages collés avec supports métalliques suivant deux essais: (w_s, c_s, et $\hat{k}_s$) dans un essai de traction homogène et (w_s, c_s, k_s, $\hat{k}_s$, k_{s12}) dans un essai de traction non-homogène sur éprouvettes à double recouvrement. Du fait de la rigidité des supports métalliques, l'endommagement volumique est ici négligé de même que le couplage entre endommagements volumique et surfacique,
- enfin, l'influence des paramètre de couplage $k_{s,1}$ et $k_{s,2}$ est abordée dans le cadre d'un essai de traction sur un assemblage constitué de 2 blocs de béton collés.

2.1. Influence des paramètres relatifs à l'endommagement volumique

Un test de flexion 3 points sur une poutre en béton est présenté dans ce paragraphe. La simulation numérique est réalisée pour des cas bidimensionnels et en déformation plane. Cette simulation ainsi que les valeurs de paramètres sont inspirés des travaux de thèse de B. NEDJAR [1995]. Le choix des valeurs des paramètres tient compte des remarques et suggestions de cet auteur.

En raison de la symétrie du problème étudié, les calculs sont appliqués sur une demi-poutre. La géométrie, le maillage et la sollicitation de ce test sont illustrés dans la Figure II.2.

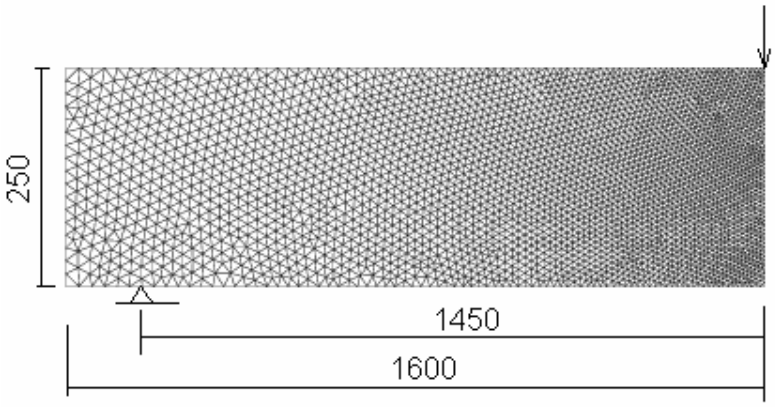


Figure II.2. Géométrie et maillage (unité en mm) correspondant au test de flexion sur poutre en béton étudié par [NEDJAR 1995].

Les Figures II.3 et II.4 illustrent toutes deux l'influence du paramètre k_i qui quantifie la diffusion de l'endommagement en un point sur son voisinage. Les valeurs choisies pour le paramètre k_i sont : *0,1 ; 0,2 ; 0,5; 1* et *2* N. La réponse contrainte-déplacement est présentée sur la Figure II.3. tandis que les champs d'endommagement (valeur de l'endommagement β_i en tout point de la poutre) obtenus pour un déplacement imposé $u=6.10^{-4}$ m et pour les différentes valeurs de k_i sont présentés sur la Figure II.4.

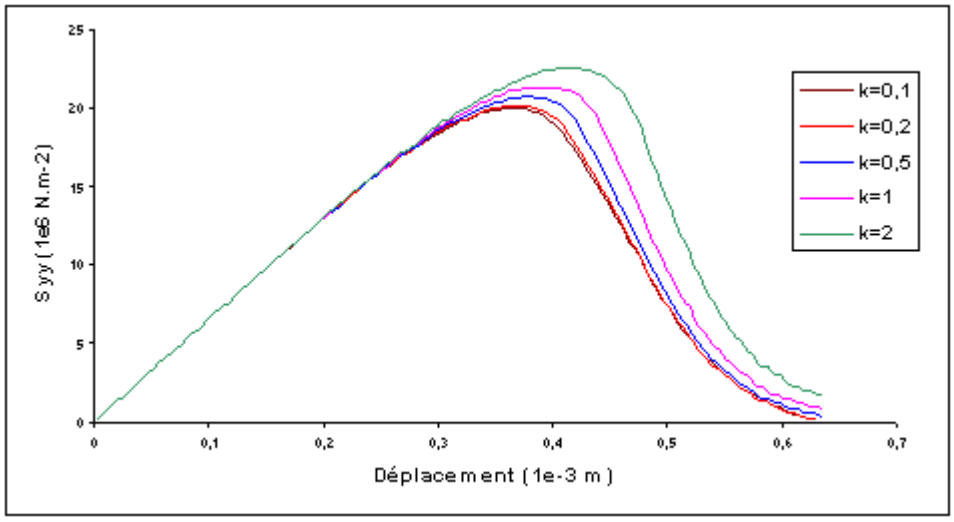


Figure II.3 : Influence du k_i sur la réponse du matériau au point d'application de l'effort. Dans la modélisation, les valeurs des autres paramètres sont fixés ainsi : module d'élasticité du béton $E=27.10^9$ N.m^{-2} ; coefficient de Poisson du béton ν =0,2 ; c_i = 10^3 N.m^{-2}.s ; w_i =50 N.m^{-2}

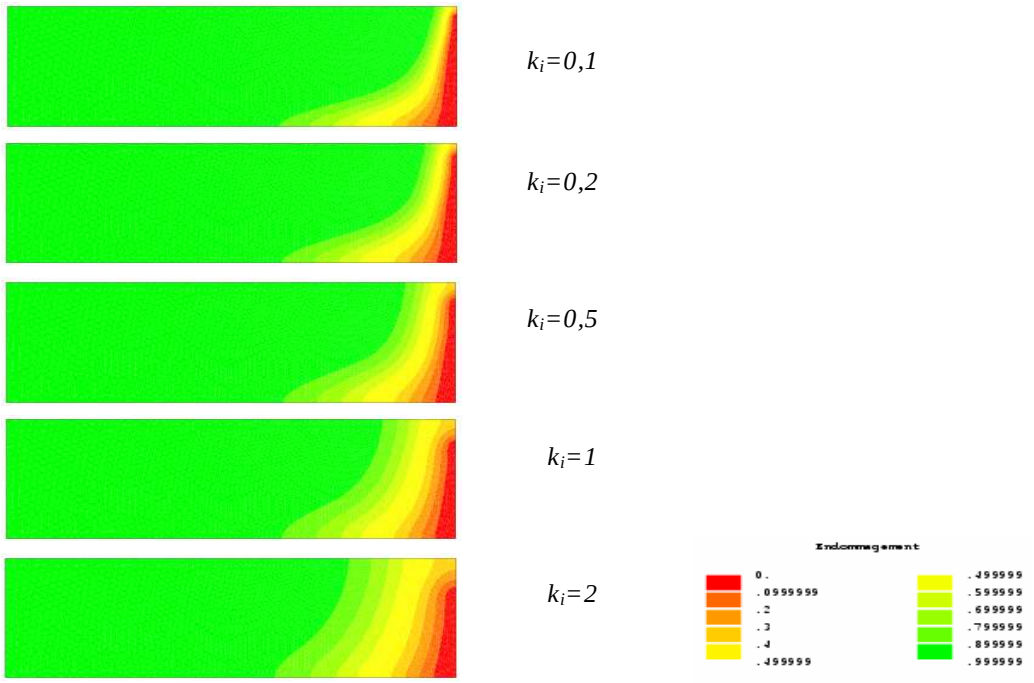


Figure II.4. : Champs d'endommagement pour un déplacement imposé $u=6.10^{-4}$ m et pour différentes valeurs de k_i. L'échelle de couleur est identique pour toutes les images.

Il apparaît que les valeurs de k_i les plus élevées conduisent d'une part à une augmentation de la contrainte maximale sur les courbes contrainte/déplacement (Fig II.3) et d'autre part à une répartition l'endommagement sur un volume plus grand ainsi qu'à une diminution de l'endommagement β_i au voisinage du point d'application de l'effort (Fig. II.4). Le paramètre k_i impacte donc clairement l'intensité locale et la diffusion de l'endommagement (une valeur élevée de k_i permettrait une meilleure répartition de l'endommagement, réduisant l'aspect fragile du matériau).

Les influences des paramètres w_i (seuil d'endommagement) et c_i (vitesse d'évolution de l'endommagement) sur le comportement en flexion 3 point de la poutre, et en particulier sur les courbes contrainte/déplacement au point d'application de l'effort, sont illustrées respectivement sur les Figures II.5 et II.6.

Il apparaît que :

- plus le seuil initial d'endommagement w_i est élevé, plus la contrainte maximale est grande. Il faut donc fournir plus d'énergie pour que l'endommagement démarre,
- une augmentation de la valeur de c_i conduit à l'obtention d'une contrainte maximale plus élevée et tend donc à ralentir l'évolution de l'endommagement dans le matériau.

L'analyse de l'influences de ces deux paramètres sur la réponse en flexion 3 point de la poutre en béton est conforme avec la signification physique supposée de ces grandeurs.

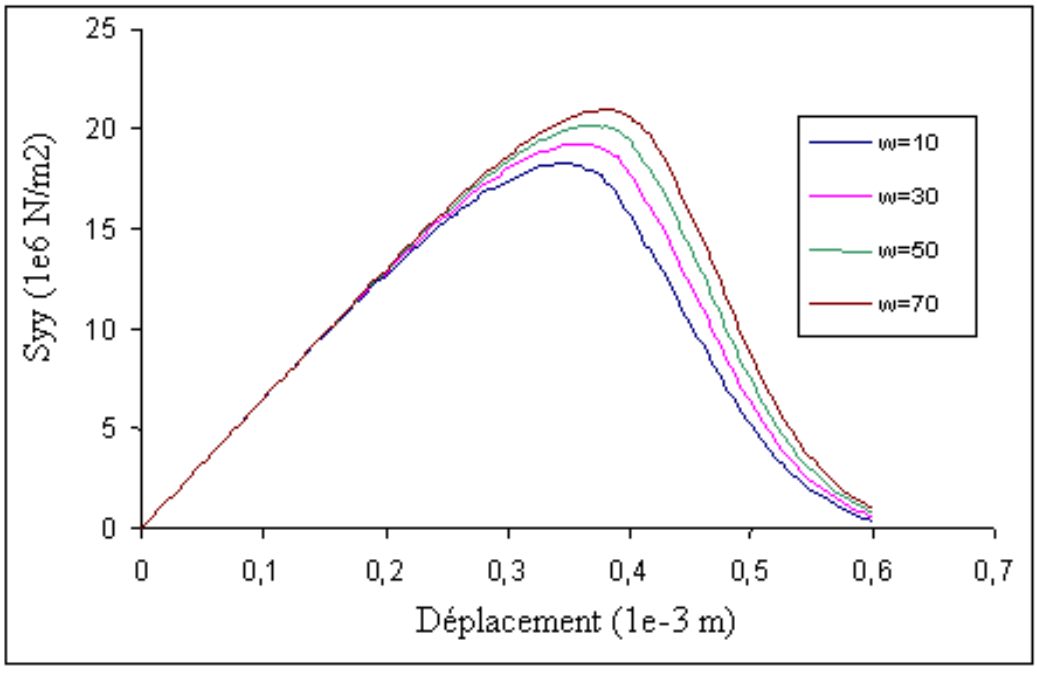


Figure II.5 : Influence du paramètre w_i sur la réponse du matériau au point d'application de l'effort. Dans la modélisation, les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes :

module d'élasticité du béton E = 27.10^9 N.m^{-2} ; coefficient de Poisson du béton $\nu = 0,2$; c_i = 10^3 N.m^{-2}.s ; k_i = 0,2 N.

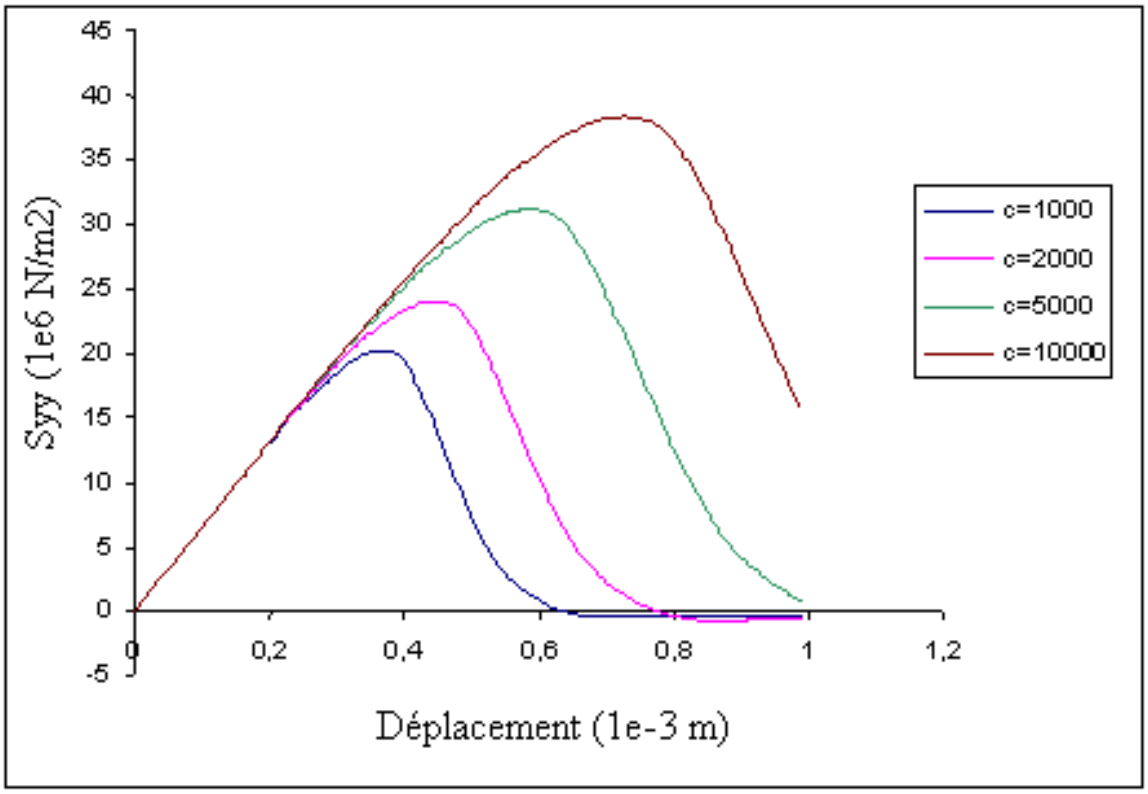


Figure II.6 : Influence du paramètre c_i sur la réponse du matériau au point d'application de l'effort. Dans la modélisation, les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes : module d'élasticité du béton E = 27.10^9 N.m^{-2} ; coefficient de Poisson du béton $\nu = 0,2$; k_i = 0,2 N ; w_i =50 N.m^{-2}

Selon [NEDJAR 1995], pour modéliser l'endommagement du béton, on peut donc considérer les fourchettes de valeurs suivantes pour les différents paramètres : k_i = 0,1 à 2 N ; w_i = 10 à 70 N.m^{-2}; c_i = 10^3 à 10^4 N.m^{-2}.s.

Au vu de l'étude paramétrique précédente, on peut ajouter les affirmation suivantes :

- un bon béton (en terme de comportement à l'endommagement) est caractérisé par des valeurs élevées de k_i, w_i et c_i, par exemple l'ensemble k_i = 2 N, w_i = 70 N.m^{-2} et c_i = 10^4 N.m^{-2}.s,
- à contrario, un mauvais béton est caractérisé par de faibles valeurs de k_i, w_i et c_i, par exemple k_i = 0,1 N, w_i = 10 N.m^{-2} et c_i = 10^3 N.m^{-2}.s

2.2. Influence des paramètres relatifs à l'endommagement surfacique

On souhaite à présent étudier l'influence des paramètres relatifs à l'endommagement surfacique sur le comportement d'un assemblage sollicité selon différents types de configurations (traction homogène et cisaillement).

2.2.1. Cas d'une sollicitation homogène (traction sur deux blocs en acier collés)

Pour étudier le cas de la traction homogène, on propose de se baser sur la configuration de traction homogène proposée par BRUNEAUX [2004].

On considère donc un assemblage constitué de deux tubes creux en acier collés par un adhésif, et dont la géométrie est définie sur la Figure II.7. Cet assemblage est soumis un effort de traction appliqué sur la partie supérieure avec vitesse de déplacement imposée de 10^{-4}mm.s^{-1}. Pour une telle sollicitation homogène, l'équation d'évolution de l'interface (II. 29) se simplifie notablement. En effet, le Laplacien $\Delta_s \beta_s$ est nul et le paramètre k_s n'intervient donc pas dans la modélisation.

Des simulations ont donc été réalisées au moyen du modèle en faisant varier indépendamment chacun des paramètres relatifs à l'endommagement de l'interface (le seuil d'endommagement w_s, la vitesse d'endommagement c_s et la rigidité de l'interface $\widehat{k_s}$) et en fixant les autres paramètres. Dans ces modélisations, les caractéristiques de l'acier ont été choisies comme suit : module d'élasticité $E = 2.10^{11}$ N.m^{-2} et coefficient de Poisson ν=0,3. Les paramètres d'endommagement volumique de l'acier ont été fixés ainsi : k_i = 0,1 N ; $w_i = 0{,}6 .10^6$ N.m^{-2} et $c_i = 2.10^4$ N.m^{-2}.s. Les valeurs élevées prises pour w_i et c_i de l'acier traduisent le fait que l'endommagement des tubes est négligeable devant celui de l'interface. Pour la même raison, des valeurs très faibles ont été attribuées aux paramètres $k_{s,i}$ et $k_{s,1,2}$ (respectivement le coefficient d'interaction entre endommagements surfacique/volumique et le coefficient d'endommagement non local), à savoir $k_{s,i} = 10^{-3}$ N.m^{-1} et $k_{s,1,2} = 10^{-3}$ N.m^{-3}.

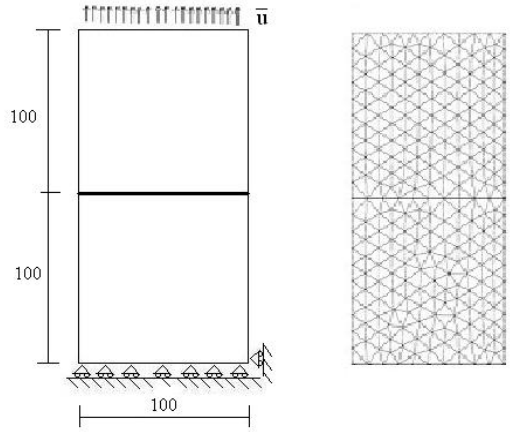


Figure II.7 : Configuration de traction homogène sur tubes d'acier collés et définition du maillage (unité en mm), d'après BRUNEAUX [2004].

Influence de w_s

Dans un premier temps, les simulations ont été réalisées en faisant varier la valeur du seuil d'endommagement de l'interface w_s entre 10^{-1} et 10^{2} N.m^{-1} et en fixant les autres paramètres ($\widehat{k}_s$ =2.10^{12} N.m^{-3} ; c_s = 10^{4} N.m^{-1}.s). Ces valeurs correspondent à des valeurs plausibles compte tenu des études antérieures disponibles dans la littérature [BRUNEAUX 2004, FREDDI 2006].

Pour chaque série de paramètres, la contrainte tangentielle à l'interface à été calculée au moyen du module CESAR LCPC qui intègre le modèle d'endommagement. La Figure II.8 montre les courbes contrainte tangentielle/déplacement vertical en un point de l'interface, pour les différentes valeurs de w_s considérées.

On observe clairement que plus la valeur de w_s est élevée, plus l'apparition de l'endommagement est différée. Comme w_s traduit l'énergie à fournir pour que l'endommagement commence, une augmentation de ce paramètre signifie donc qu'il est nécessaire de fournir davantage d'énergie pour initier l'endommagement.

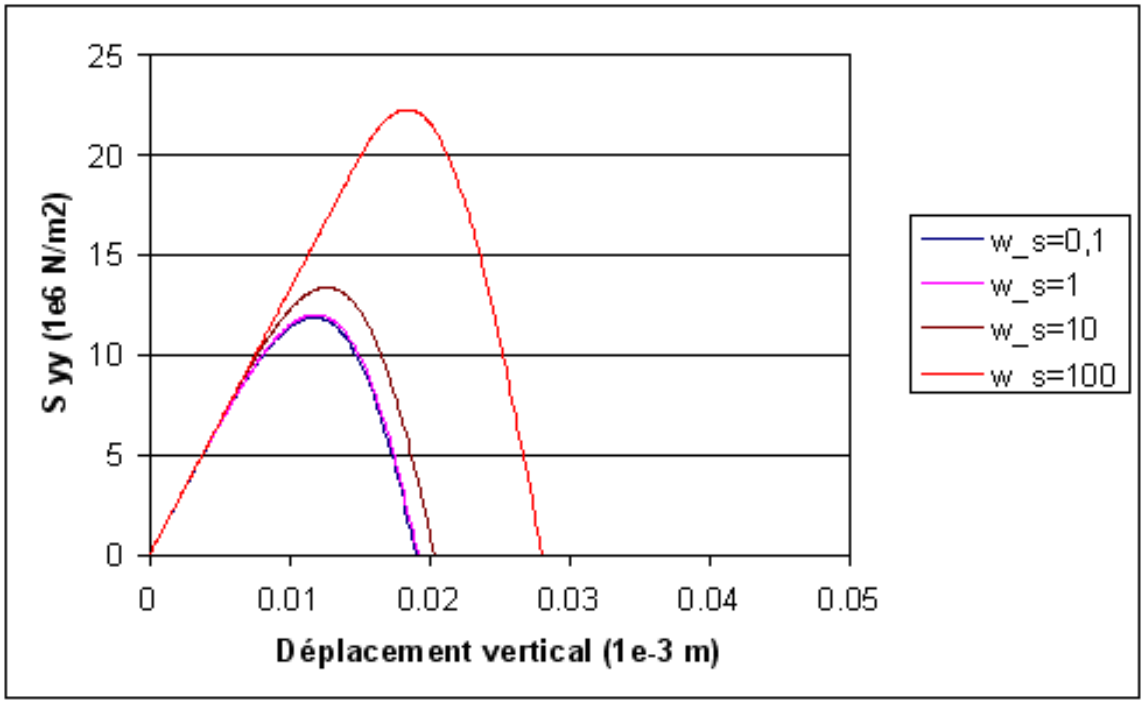


Figure II.8 : Influence du paramètre w_s sur la réponse de l'assemblage collé en un point de l'interface (configuration de traction homogène). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes : $\widehat{k}_s$ =2.10^{12} N.m^{-3} ; c_s=10^{4} N.m^{-1}.s

Influence de c_s

On a ensuite fait varier le paramètre c_s entre 10^{3} et 2.10^{6} N.m^{-1}.s , en fixant les autres coefficient à une valeur moyenne ($\widehat{k}_s$ =2.10^{12} N.m^{-3} ; w_s = 10 N.m^{-1}). La Figure II.9 présente les courbes contrainte tangentielle/déplacement vertical en un point de l'interface obtenues pour les différentes valeurs de c_s.

On peut observer que plus la valeur de la vitesse d'endommagement c_s est faible, plus l'interface s'endommage rapidement, ce qui est parfaitement cohérent.

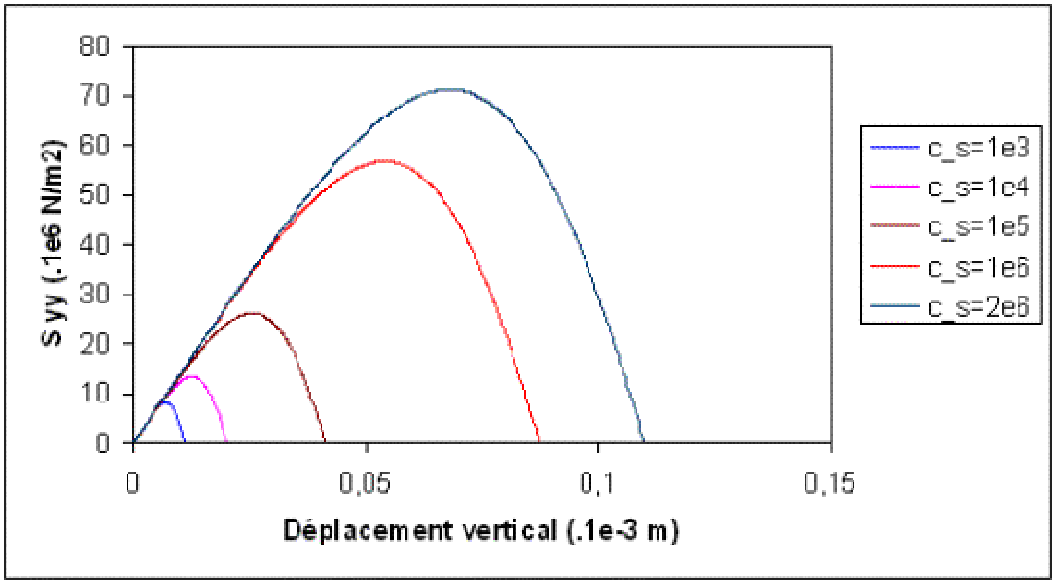


Figure II.9 : Influence du paramètre c_s sur la réponse de l'assemblage collé en un point de l'interface (configuration de traction homogène). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes : $\hat{k}_s = 2.10^{12}$ N.m^{-3} ; $w_s = 10$ N.m^{-1}

Influence de $\hat{k}_s$

Dans une dernière étape, nous avons étudié l'influence du paramètre $\hat{k}_s$, qui peut être assimilé à une raideur surfacique de l'interface, sur la réponse de l'assemblage. Dans le cadre de l'essai de traction homogène, seule la composante normale $\hat{k}_s^N$ liée au déplacement vertical intervient dans les calculs. $\hat{k}_s$ est donc assimilée à $\hat{k}_s^N$ ici.

Pour estimer une fourchette de valeurs que peut prendre le paramètre $\hat{k}_s$, nous faisons l'hypothèse que la raideur surfacique est égale au module d'élasticité de l'adhésif divisé par l'épaisseur effective du joint. En prenant un module E = 3 GPa (valeur courante pour un adhésif de type époxy), et en considérant que l'ordre de grandeur pour l'épaisseur d'un joint peut être compris entre 0,5 et 3 mm [COGNARD 2000, GONZALEZ 2006], on peut alors considérer une fourchette de variation de $\hat{k}_s$ entre 1.10^{12} et 6.10^{12} N.m^{-3}.

La Figure II.10 présente les courbes contrainte tangentielle/déplacement vertical en un point de l'interface obtenues pour différentes valeurs de comprise dans la fourchette précédente. On peut alors faire les remarques suivantes :

- dans la partie initiale linéaire des courbes, correspondant au comportement élastique de l'assemblage, on voit que le paramètre contrôle à la fois la pente et la valeur de la contrainte maximale. En effet, plus la rigidité de l'interface est grande, plus la pente et la contrainte maximale (c'est à dire la rigidité et la résistance de l'assemblage lui-même) sont grandes,

- au-delà de la contrainte maximale, la courbe correspondant à la valeur la plus élevée de revient le plus vite à zéro. Le comportement de l'assemblage semble plus fragile lorsque la rigidité de l'interface est élevée.

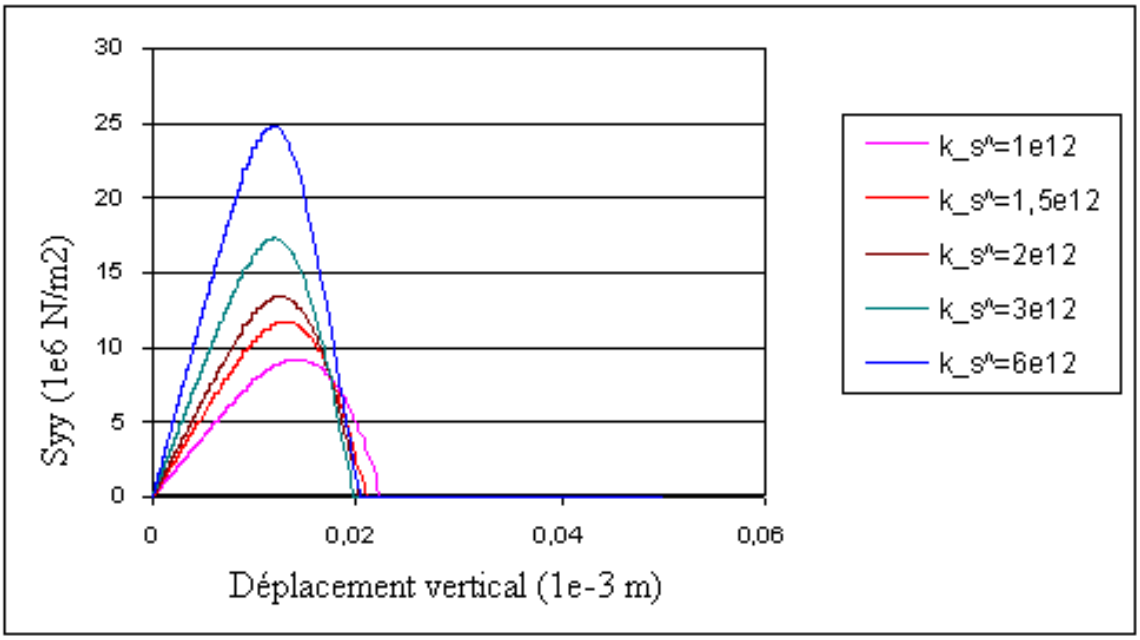


Figure II.10 : Influence du paramètre $\hat{k}_s$ sur la réponse de l'assemblage collé en un point de l'interface (configuration de traction homogène). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes : c_s =10^4 N.m^{-1}.s ; w_s =10 N.m^{-1}

2.2.2. Cas d'une sollicitation non-homogène (traction sur des assemblages à double recouvrement)

L'étude paramétrique a ensuite été réalisée dans le cas d'une sollicitation non homogène. Pour cela, nous bous sommes appuyé sur la configuration de traction sur assemblages à double recouvrement proposée par BRUNEAUX [2004] (Figure II.11). Le plan de collage est ici soumis à un effort de cisaillement.

Comme dans le paragraphe précédent, des simulations numériques ont été effectuées à l'aide du module CESAR LCPC qui intègre le modèle d'endommagement. Le maillage utilisé est décrit sur la Figure II.12. En raison de la symétrie du problème, l'élément représentatif est restreint à un quart de l'assemblage. Un déplacement u est imposé à l'extrémité de l'assemblage, avec une vitesse d'application de 10^{-4} mm.s^{-1}. Les simulations nous ont ainsi permis de déterminer la réponse contrainte/déplacement au point A de l'interface sur le support inférieur (Fig. II.12), et ce pour différents choix de paramètres d'endommagement.

Dans ces simulations, les caractéristiques de l'acier sont à nouveaux les suivantes : $E = 2.10^{11}$ N.m^{-2} et ν =0,3. Les paramètres d'endommagement volumique de l'acier restent également inchangés : k_i = 0,1 N ; w_i = *0,6* .10^6 N.m^{-2} et c_i = 2.10^4 N.m^{-2}.s.

Par ailleurs, l'interaction entre endommagement surfacique et endommagement volumique est à nouveau considéré comme négligeable ($k_{s,i} = 10^{-3}$ N.m^{-3}). L'effet non local est également négligé dans un premier temps ($k_{s,1,2} = 10^{-3}$ N.m^{-3}).



Figure II.11 : Configuration de traction sur assemblage métallique à double recouvrement, d'après BRUNEAUX [2004].

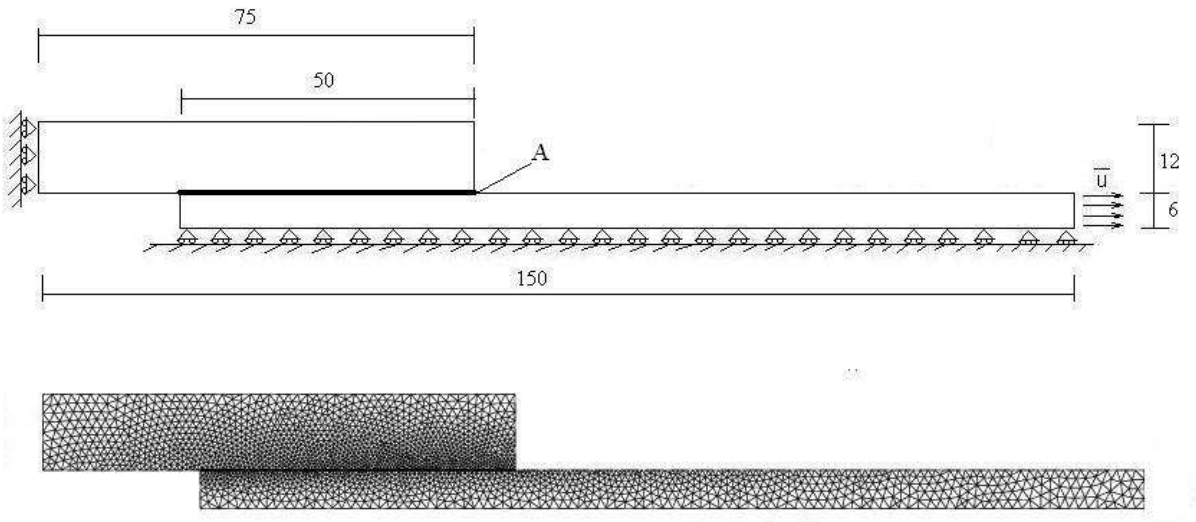


Figure II.12 : Définition du maillage (unité en mm), des conditions aux limites, et du point A considéré à l'interface.

Il faut souligner que dans cette configuration non homogène, le terme du Laplacien $k_s \Delta_s \beta_s$ contenu dans l'équation d'évolution de l'interface (Eq. II-29) est non nul et que l'influence de k_s s'ajoute donc à celle des autres paramètres (k_s traduit l'influence de l'endommagement en un point de l'interface sur les points environnants)

Influence de c_s

Dans une première étape, nous avons fait varier le paramètres c_s entre 10^3 et 2.10^6 N.m^{-1}.s , en fixant les autres coefficient à des valeurs moyennes ($\widehat{k}_s = 2.10^{12}$ N.m^{-3} ; $w_s = 10$ N.m^{-1} ; $k_s = 0{,}1$ N). La Figure II.13 présente l'évolution de la contrainte au point A en fonction du déplacement horizontal, pour les différentes valeurs de c_s considérées.

Il apparaît que l'effet de c_s est comparable à celui observé dans le cas de la traction homogène. Une augmentation de la valeur de ce paramètre revient à ralentir l'endommagement de l'interface, ce qui est bien cohérent avec la signification physique de c_s (il s'agit d'une vitesse de diffusion de l'endommagement).

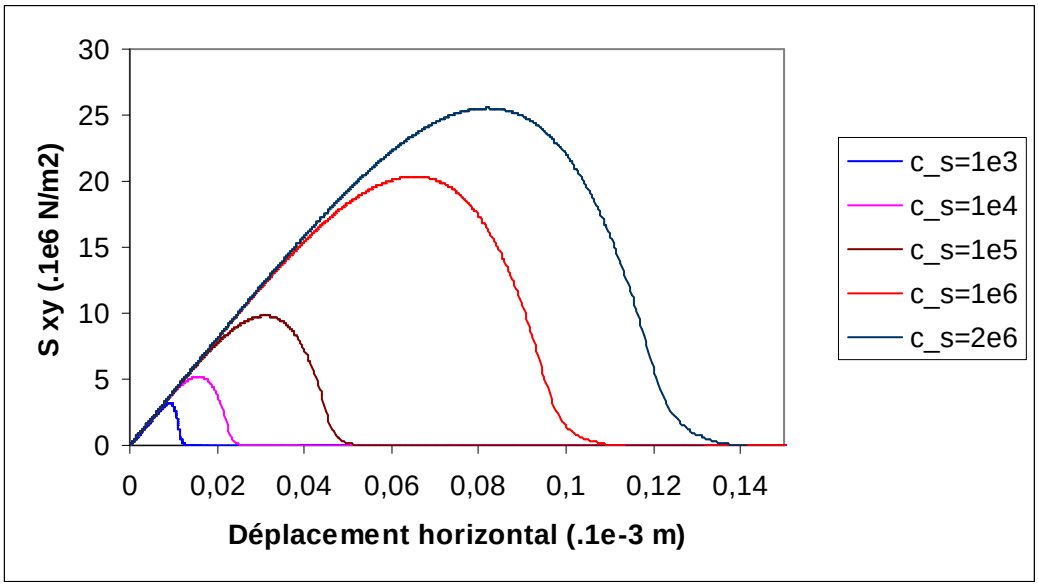


Figure II.13 : Influence du paramètre c_s sur la réponse de l'assemblage collé au point A de l'interface (configuration de traction à double recouvrement induisant un cisaillement du plan de collage). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont les suivantes : $\widehat{k}_s = 2.10^{12}$ N.m^{-3}; w_s =10 N.m^{-1} ; k_s = 0,1 N

Influence de w_s

Nous avons ensuite fait varier w_s entre *10* $^{-1}$ et *10* N.m^{-1}, en fixant les autres coefficients ($\widehat{k}_s$ = 2.10^{12} N.m^{-3} ; c_s =10^3 N.m^{-1}.s ; k_s = 0,1 N). La Figure II.14 montre l'évolution de la contrainte au point A de l'interface en fonction du déplacement horizontal pour les différentes valeurs de w_s.

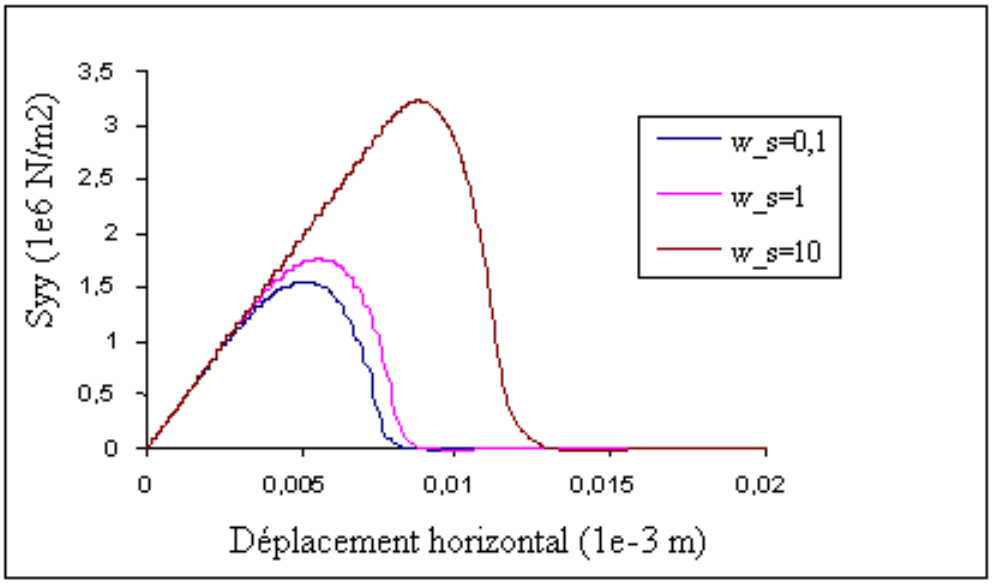


Figure II.14 : Influence du paramètre w_s sur la réponse de l'assemblage collé au point A de l'interface (configuration de traction à double recouvrement). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont : $\widehat{k}_s$ = 2.10^{12} N.m^{-3} ; c_s =10^4 N.m^{-1}.s ; k_s = 0,1 N.

Là encore, l'influence du paramètre w_s est similaire à celle observée précédemment dans le cas de la sollicitation de traction homogène. Une augmentation de la valeur de w_s revient à différer l'apparition de l'endommagement à l'interface. De ce fait, w_s remplit bien son rôle de seuil d'endommagement en traduisant la quantité d'énergie à fournir pour initier le mécanisme.

Influence de $\widehat{k}_s$

Etudions à présent l'influence du paramètre $\widehat{k}_s$ (raideur surfacique à l'interface). Dans l'essai de traction sur éprouvette à double recouvrement, le corps d'épreuve est soumis à un déplacement horizontal u_i^T, et de ce fait seule la composante tangentielle $\hat{k}_s^T$ intervient dans les calculs. En première approximation, nous choisissons de faire varier $\hat{k}_s^T$ dans la même fourchette de valeur que ce qui avait été choisi précédemment pour $\hat{k}_s^N$, c'est à dire entre 1.10^{12} et 3.10^{12} N.m^{-3}, en fixant les autres coefficients. Nous verrons dans le chapitre 3 que les ordres de grandeur de $\hat{k}_s^T$ et $\hat{k}_s^N$ peuvent être très différents (la valeur de $\hat{k}_s^T$ peut être de 10 à 100 fois plus petite que celle de $\hat{k}_s^N$), mais l'essentiel dans cette partie est de voir l'effet des variations de $\hat{k}_s^T$ sur la réponse de l'assemblage.

La Figure II.15 montre l'évolution de la contrainte au point A de l'interface en fonction du déplacement horizontal pour les différentes valeurs de $\widehat{k}_s$ considérées.
On remarque à nouveau que le paramètre $\hat{k}_s$ contrôle à la fois la pente de la partie initiale linéaire des courbes ainsi que la valeur de la contrainte maximale, conformément à ce qui avait été obtenu précédemment.

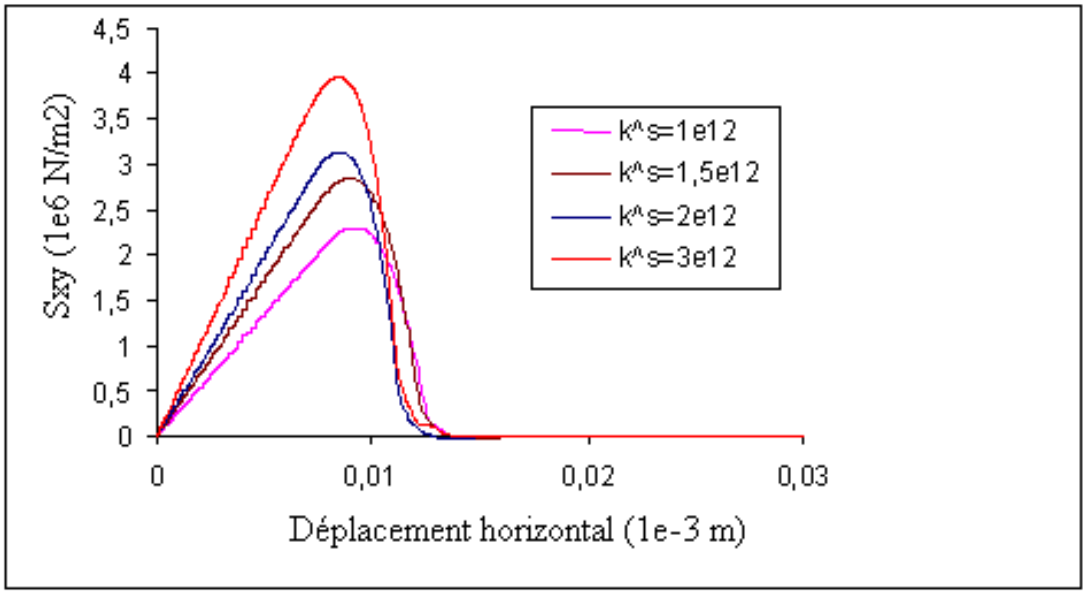


Figure II.15 : Influence du paramètre sur la réponse de l'assemblage collé au point A de l'interface (configuration de traction à double recouvrement). Les valeurs fixées pour les autres paramètres sont : c_s =10^4 N.m^{-1}.s ; w_s =10 N.m^{-1} ; k_s = 0,1 N.

Influence de k_s

Il s'agit là d'un paramètre qui n'était pas intervenu sur le comportement en traction homogène, pour cause de Laplacien nul.

Ce paramètre intervient à présent dans la configuration de traction sur éprouvettes à double recouvrement. Pour étudier son influence, nous avons considéré différentes valeurs : k_s = 0 ; 0,1 ; 0,5 ; 1 et 2 N ; cet intervalle de variation est calqué sur celui préconisé pour le paramètre k_i de l'endommagement volumique [NEDJAR 1995]

Des simulations ont été réalisées avec ces différentes valeurs de k_s, ce qui nous a permis de tracer l'évolution de l'endommagement surfacique β_s le long de l'interface à différents instants de l'essai de traction (t = 340, 350 et 360 secondes). Ces évolutions sont présentées sur les Figures II.16 à II.18.

A partir des figures II.16 à II.18, nous pouvons faire les remarques suivantes :

- à un instant donné, plus la valeur de k_s est grande, plus la zone d'interface endommagée est large. De même, pour une abscisse donnée on voit que l'endommagement le plus élévé (β_s le plus faible) correspond aux plus grandes valeurs de k_s. Ce paramètre joue donc un rôle à la fois sur l'extension et sur l'intensité de l'endommagement surfacique,
- au cours du temps, l'endommagement se propage progressivement le long de l'interface.

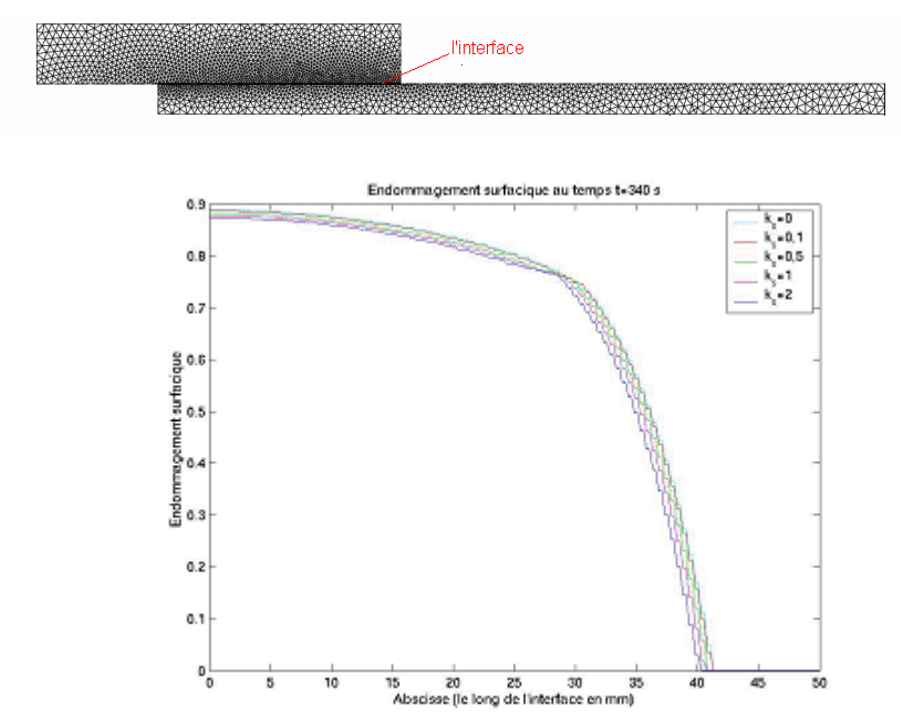


Figure II.16 : Influence du paramètre k_s sur l'endommagement β_s le long de l'interface au temps t =*340*. Les autres paramètres sont fixés comme suit : $\widehat{k_s}$ = 2.10^{12} N.m^{-3} ; w_s =10 N.m^{-1} ; c_s = 10^4 N.m^{-1}.s.

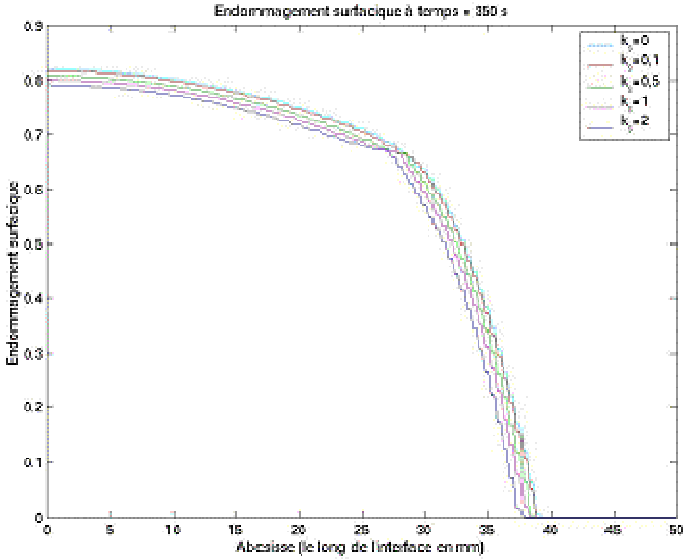


Figure II.17 : Influence du paramètre k_s sur l'endommagement bs le long de l'interface au temps t =350 s

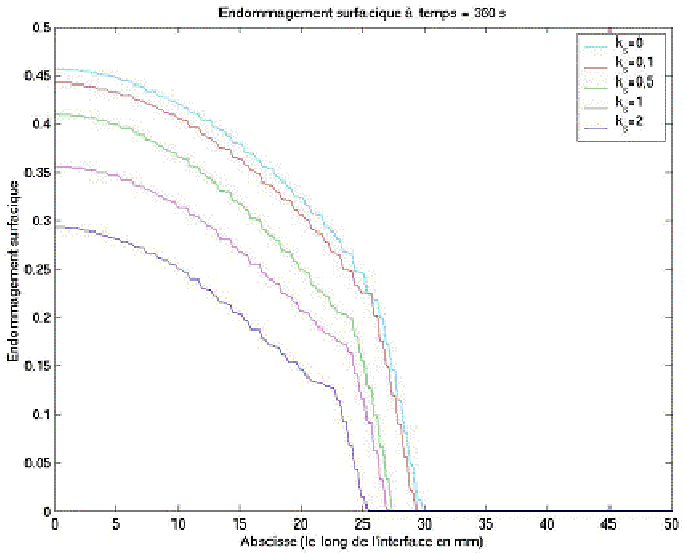


Figure II.18 : Influence du paramètre k_s sur l'endommagement β_s le long de l'interface au temps t =360 s.

Influence de k_{s12}

On s'intéresse finalement à l'influence du paramètre d'allongement non-local $k_{s,1,2}$.

En deux points de l'interface $\underline{x}$ et $\underline{y}$, dont l'écart est désigné par d, la différence des déplacements respectifs $(\underline{u}_2(\underline{y})-\underline{u}_1(\underline{x}))$ est non nulle. Cela peut affecter l'endommagement à l'interface. Pour tenir compte de cet effet, le paramètre non-local $k_{s,1,2}$ et la fonction g qui décrit l'élongation ont été introduits dans l'équation Eq. II-29, avec $g(\underline{x},\underline{y})=2(\underline{y}-\underline{x}).(\underline{u}_2(\underline{y})-\underline{u}_1(\underline{x}))$.

On a donc réalisé des simulations en faisant varier le paramètre non-local $k_{s,1,2}$ entre 10.10^9 N.m^{-3} et 20.10^9 N.m^{-3}, la distance d étant prise égale à 5.10^{-3} m.

La Figure II.19 présente l'endommagement β_s le long d'interface après différentes durées d'essai (t=150, 180 et 200 secondes), et dans le cas où $k_{s,1,2} = 20.10^9$ N.m^{-3}. Ce graphe nous permet de voir l'évolution de l'endommagement à l'interface en cours d'essai, l'interface étant totalement rompue après 200 secondes ($\beta_s = 0$ tout le long du plan de collage).

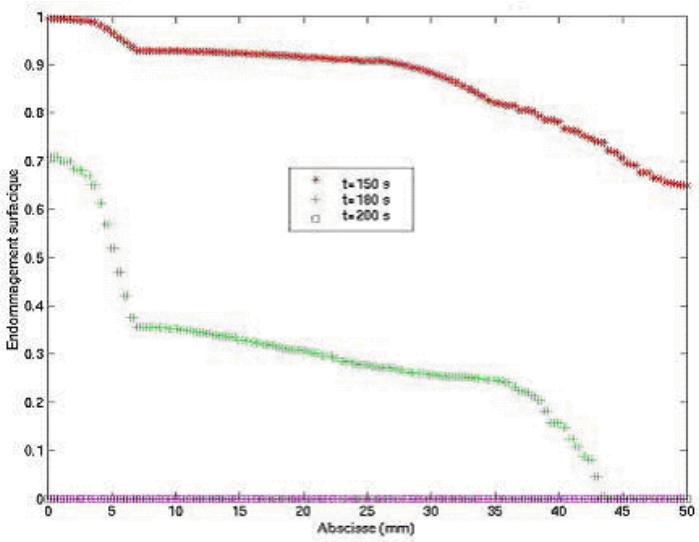


Figure II.19 : Endommagement β_s le long de l'interface à différents temps d'essai, pour une valeur de $k_{s,1,2}$ de 20.10^9 N.m^{-3}. Les autres paramètres sont fixés aux valeurs suivantes : $\widehat{k}_s = 2.10^{12}$ N.m^{-3} ; $k_s = 0{,}1$ N ; $w_s = 10$ N.m^{-1} ; $c_s = 10^4$ N.m^{-1}.s

Ensuite, aux temps d'essais donnés *t=150* et *t=200* secondes, nous avons tracé l'endommagement surfacique β_s le long de l'interface en considérant les différentes valeurs de $k_{s,1,2}$ (Figures II.20 et II.21).

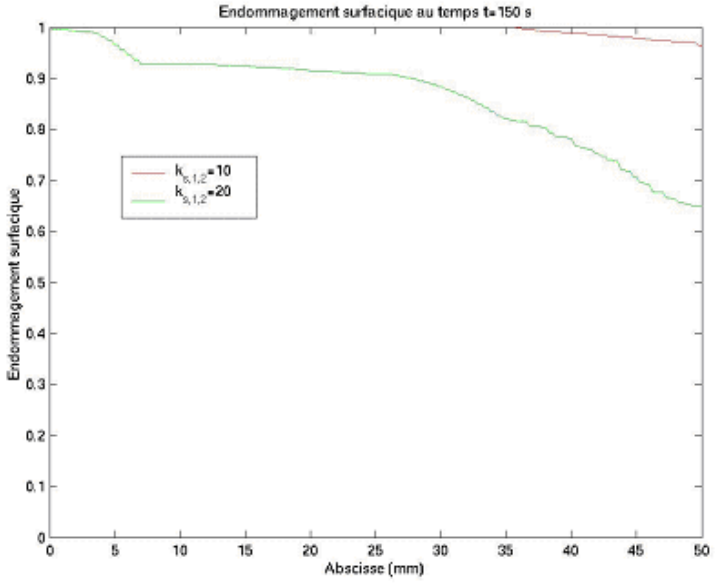


Figure II.20 : Endommagement bs le long de l'interface au temps d'essai t = 150 s et pour différentes valeurs de $k_{s,1,2}$ (les valeurs de $k_{s,1,2}$ sont multipliées par 10^9 sur le graphe)

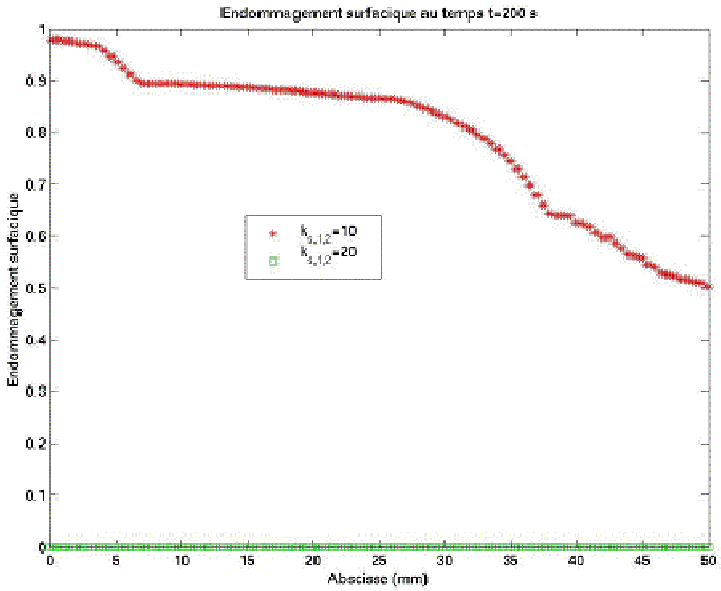


Figure II.21 : Endommagement bs le long de l'interface au temps d'essai t = 200 s et pour différentes valeurs de $k_{s,1,2}$ (les valeurs de $k_{s,1,2}$ sont multipliées par 10^9 sur le graphe)

Il ressort de ces simulations que la largeur de la zone endommagée à l'interface, et que l'intensité de cet endommagement est d'autant plus grande que la valeur de $k_{s,1,2}$ est élevée. De ce fait, on peut affirmer que le paramètre d'allongement non local $k_{s,1,2}$ joue également sur l'extension de l'endommagement surfacique le long du plan de collage.

2.3. Influence du couplage entre endommagements volumique et surfacique

On souhaite dans paragraphe mettre en évidence l'influence des 2 paramètres k_{s1} et $k_{s2,}$ qui traduisent les interactions entre l'endommagement surfacique et les endommagements volumiques dans les domaines Ω_1 *et* Ω_2, respectivement.

Pour ce faire, nous avons considéré un assemblage collé constitué de deux blocs en béton liés par une interface adhésive, et soumis à un effort de traction simple selon la direction verticale (Figure II.22). Pour modéliser l'essai sur le module CESAR-LCPC, un déplacement imposé qui est fonction linéaire du temps est appliqué sur la face supérieure de l'assemblage. Le maillage correspondant à cette configuration est présenté sur la Figure II.22.

Dans les simulation, les caractéristiques fixées pour le béton sont : $E = 27.10^9$ N.m^{-2} et $\nu = 0{,}2$. Les paramètres d'endommagement volumique du béton sont toujours fixés aux valeurs suivantes : $k_i = 0{,}1$ N ; $w_i = 50$ N.m^{-2} et $c_i = 10^3$ N.m^{-2}.s.

L'effet non local est négligé est négligé dans le modèle d'endommagement en prenant une très faible valeur de $k_{s,1,2}$= *10* $^{-6}$ N.m^{-3}.

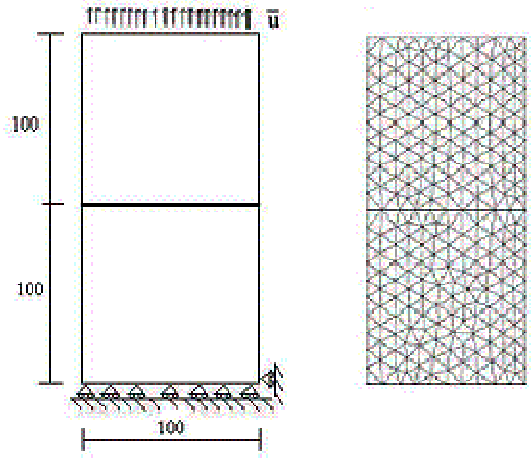


Figure II.22 : Configuration de traction homogène sur blocs de béton collés et définition du maillage (unité en mm) et des conditions aux limites.

Dans un premier temps, on suppose que les deux paramètres k_{s1} et k_{s2} sont égaux, c'est-à-dire que l'interaction endommagement surfacique/endommagement volumique est identique pour les deux blocs de béton. Différentes valeurs sont considérées $k_{s,1} = k_{s,2} = 10^{-6}$; 10 ; 10^2 ; 10^3 N.m^{-1}. Les évolutions (en fonction du temps d'essai) des endommagement volumique β_i et surfacique β_s tous deux déterminés en un point de l'interface sont représentées sur les Figures II.23 et II.24, pour les différentes valeurs du paramètre d'interaction $k_{s,i} = k_{s,1} = k_{s,2}$

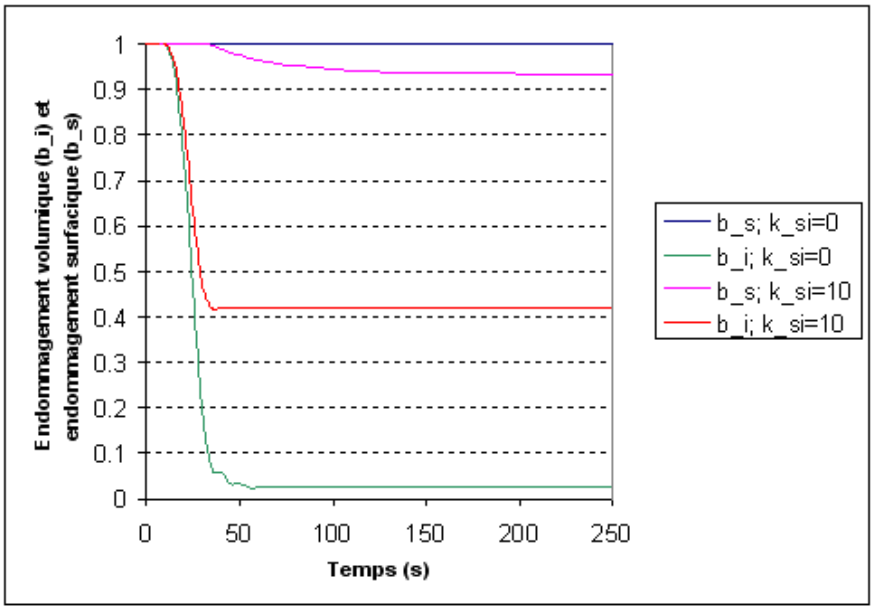


Figure II.23 : Evolutions en fonction du temps d'essai des endommagements surfacique β_s et volumique β_i en un point de l'interface, pour des valeurs de $k_{s,i}$ de 0 et 10 N.m^{-1}. Les autres paramètres du modèle sont fixés ainsi : $\widehat{k}_s$ = 2.10^{12} N.m^{-3} ; c_s = 10^4 N.m^{-1}.s ; w_s = 10 N.m^{-1} .

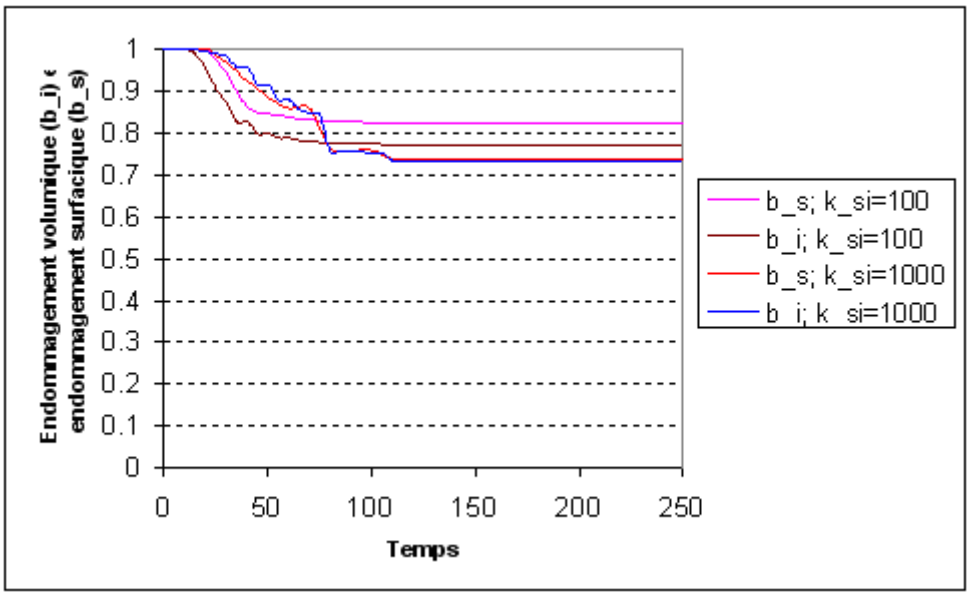


Figure II.24 : Evolutions en fonction du temps d'essai des endommagements surfacique β_s et volumique β_i en un point de l'interface, pour des valeurs de $k_{s,i}$ de 100 et 1000 $N.m^{-1}$.

Les Figures II.23 et II.24 illustrent bien l'effet du coefficient d'interaction des endommagements :

- les valeurs élevées de $k_{s,i}$ (c'est à dire 100 ou 1000) traduise une forte interaction entre les endommagement surfacique et volumique. En effet, on voit bien que les valeurs déterminées pour β_i et β_s en un point de l'interface sont pratiquement égales,
- en revanche, pour des valeurs de $k_{s,i}$ faibles ($k_{s,1} = k_{s,2} = 0$ ou 10), on voit que β_i et β_s sont très différents. Cela signifie que les endommagements volumique et surfacique ne sont plus couplés. On remarque également que l'endommagement devient plutôt localisé à l'interface dans notre exemple (valeurs de β_s très supérieures à celles de β_i), mais on peut penser que ce cas de figure dépend des comportement relatifs (c'est à dire aux valeurs des paramètres d'endommagement) attribués à l'interface et aux supports.

Les champs d'endommagement calculés à l'intérieur des blocs de bétons en considérant des valeurs de $k_{s,i}$ égales à 1000 $N.m^{-1}$ ou à 10 $N.m^{-1}$ sont représentés respectivement sur les Figures II.25 et II.26. Sur chaque figure, le schéma de gauche représente l'état d'endommagement après 30 secondes et celui de droite représente l'état d'endommagement au dernier instant où le béton est complètement rompu (250 secondes). On voit que le coefficient $k_{s,i}$ a une influence sur la largeur de la zone endommagée dans le béton près de la surface de contact.

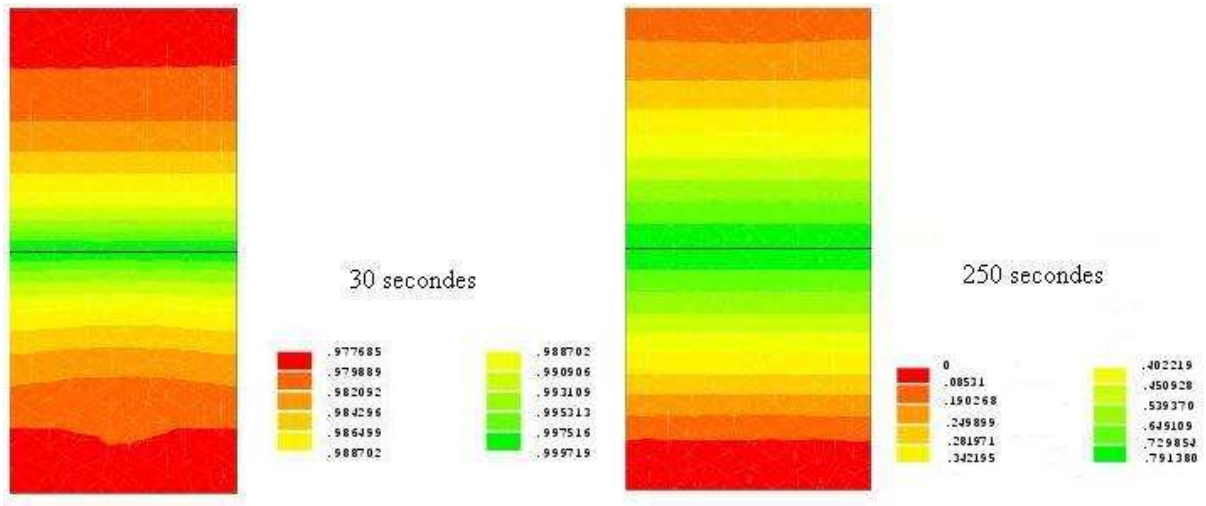


Figure II.25: Champs d'endommagement obtenus pour une valeur $k_{s,i} = k_{s1} = k_{s2} = 1000$ N.m^{-1}, pour des temps d'essai de 30s et 250s.

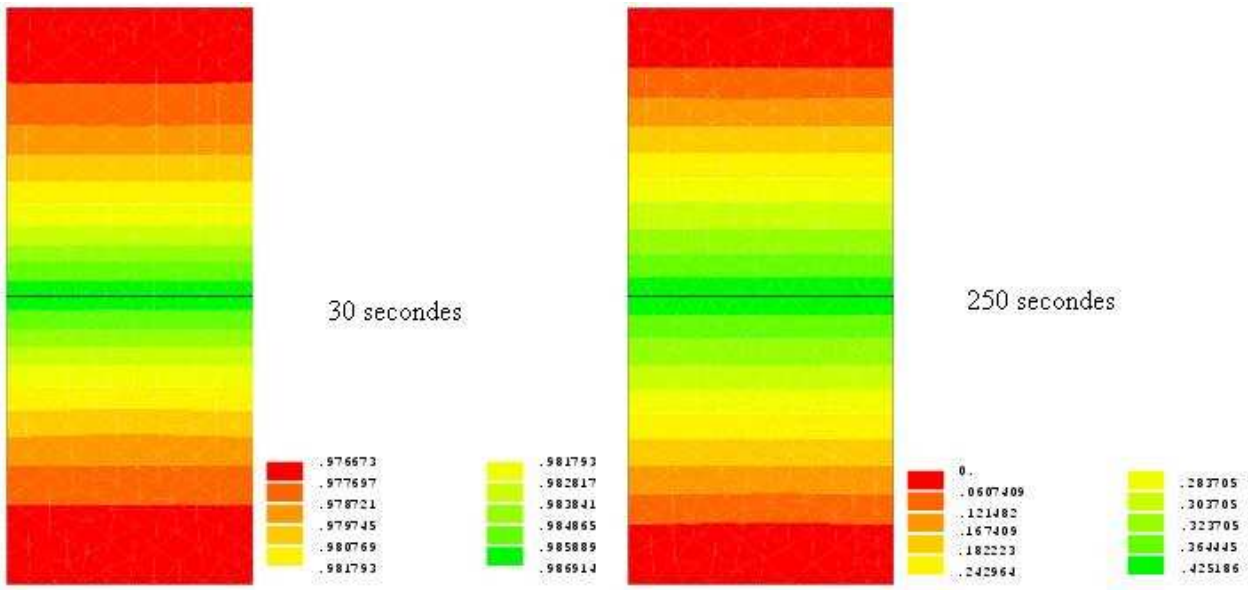


Figure II.26 : Champs d'endommagement obtenus pour une valeur $k_{s,i} = k_{s1} = k_{s2} = 10$ N.m^{-1}, pour des temps d'essai de 30s et 250s.

3. Bilan du Chapitre II

La première partie du chapitre II a permis de mettre en équation le modèle de couplage des endommagements surfacique et volumique, à partir de théorie du premier gradient de l'endommagement et du principe des puissances virtuelles. Au final, nous avons obtenu des équations d'évolution de l'endommagement dans les domaines et à l'interface, faisant intervenir un total de 13 paramètres, à savoir :

- pour chacun des deux domaines, 3 paramètres w_i, c_i, et k_i, traduisant respectivement le seuil, la vitesse et l'extension de l'endommagement,
- pour la surface de contact, 3 paramètres ayant des significations équivalentes aux précédents (w_s, c_s, et k_s) plus un paramètre $\widehat{k}_s$ qui rend compte de la rigidité de l'interface.
- enfin, un paramètre d'allongement non local k_{s12}, et deux paramètres d'interactions entre endommagements surfacique et volumiques k_{s1} et k_{s2}.

Ce modèle a été introduit dans le module endommagement de CESAR LCPC par FREDDI [2006], en restant dans l'hypothèse de matériaux ayant un comportement élastique linéaire. Les 13 paramètres sont nécessaires pour prendre en compte tous les phénomènes que nous avons identifiés. Mêmes s'ils sont nombreux, leur nombre est minimal.

Dans une deuxième partie, des simulations numériques effectuées au moyen de ce modèle ont permis de réaliser une étude paramétrique, dont l'objectif était de mieux cerner l'influence des paramètres sur le comportement ultime des assemblages collés. A l'issue des différentes simulations, et en tenant compte des études précédentes [NEDJAR 1995, FREDDI 2006] (les données correspondantes sont rappelées en Annexe 1), nous avons pu déterminer des plages de variation « physiquement acceptables » pour les différents paramètres du modèle. Ces fourchettes de variations sont répertoriées dans les Tableaux II.1 et II.2.

Tableau II.1 : Domaines de variation proposés pour les paramètres relatifs à l'endommagement volumique. On note E le module d'Young et ε_0 la déformation à la fin du domaine de comportement élastique linéaire.

Coefficient	Signification des coefficients	Unité	Valeur
c_i	viscosité de l'endommagement	$N.s.m^{-2}$	10^3 à 10^4
k_i	coefficient volumique d'interaction locale de l'endommagement	N	0,1 à 2
w_i	seuil d'endommagement	$N.m^{-2}$	10 à 70 ($w_{i\text{-}bt}$=0,5 E ε_o^2)

Tableau II.2 : Domaines de variation proposés pour les paramètres relatifs à l'endommagement surfacique, et au couplage entre endommagements surfacique et volumique.

Coefficient	Signification des coefficients	Unité	Valeur
c_s	viscosité d'endommagement	N.s. m^{-1}	10^3 à 3.10^6
k_s	coefficient d'interaction local de l'endommagement surfacique	N	0 à 2
w_s	seuil initial d'endommagement de la colle (u_0 est déformation)	N. m^{-1}	$w_s = 0{,}5\,\hat{k}_s u_o^2$
$\hat{k}_s^N$	rigidité surfacique (composante normale)	$N.m^{-3}$	$(1 \text{ à } 6).10^{12}$
$k_{s,i}$	interaction entre les endommagements volumique et surfacique	$N.m^{-1}$	10^{-6} à 10^3
$k_{s,1,2}$	coefficient d'interaction non-local	$N.m^{-3}$	$(0 \text{ à } 20).10^9$
d	distance effective de l'effet non-local	m	$(0 \text{ à } 10).10^{-3}$

Ces données nous ont ensuite permis de définir des comportement de matériaux type en terme de résistance à l'endommagement :

- un substrat « résistant » sera caractérisé par un seuil d'endommagement w_i élevé, par une vitesse d'endommagement lente (valeur élevée du paramètre c_i) et une extension plutôt diffuse de l'endommagement (k_i élevé). Ainsi, les valeurs de paramètres définissant un béton « résistant » pourraient être : w_i = 70 $N.m^{-2}$, $c_i = 10^4$ $N.m^{-2}.s$ et k_i = 2 N. La valeur de w_i peut à priori être déterminée par un essai de traction pure, sa valeur étant égale à : $w_s=0{,}5\,\hat{k}_s u_o^2$ (avec u_o le déplacement à la limite du domaine de comportement élastique linéaire du matériau),
- une interface « résistante », présenterait une rigidité $\hat{k}_s$ et un seuil d'endommagement w_s élevés, ainsi qu'une faible vitesse d'endommagement (valeur élevée de c_s grande). On recherchera également une faible extension de cet endommagement (k_s petit). Ainsi, les paramètres définissant un adhésif résistant pourraient prendre les valeurs suivantes : w_s entre 2 et 10, c_s voisin de 10^6 $N.m^{-2}.s$, k_s de l'ordre de 0,1. Notons que les deux composantes de $\hat{k}_s$ (à savoir $\hat{k}_s^T$ et $\hat{k}_s^N$) interviennent de manière spécifique en fonction de la configuration de l'essai et des composantes du vecteur déplacement $\underline{u}_i$.

En ce qui concerne les paramètres d'interaction, les valeurs optimales dépendront certainement des performances de l'assemblage recherchées, ainsi que des comportements relatifs des supports et de l'interface :

- une interaction forte sera recherchée lorsque l'interface et les supports sont tous résistants,
- en revanche, une interactions faible sera recherchée lorsque l'un des éléments (interface ou support) présente un comportement médiocre, de manière à ralentir la propagation de l'endommagement au sein de l'élément le plus faible.

CHAPITRE III

CONFRONTATION SIMULATIONS/EXPERIENCE ET EVALUATION DU MODELE DANS LE CAS D'UN ESSAI DE VIEILLISSEMENT ACCELERE

Dans ce chapitre, les simulations issues du modèle d'endommagement précédemment décrit sont confrontées au résultats expérimentaux provenant de plusieurs campagnes d'essais sur assemblages collés.

La première partie concerne exclusivement le comportement à l'endommagement d'assemblages non soumis à des vieillissements préalables. Le modèle est appliqué à la description de trois types d'essais : (i) un essai de fluage en traction pure sur deux tubes métalliques collés, (ii) un essai de fluage en cisaillement sur assemblages métalliques à double recouvrement, et (iii) un dernier essai de cisaillement sur un assemblage constitué d'une plaque composite collée sur un bloc de béton. Dans chacune de ces configurations, une procédure d'identification est mise en œuvre afin de déterminer les valeurs des coefficients théoriques qui permettent d'ajuster au mieux les simulations à l'expérience. Les limitations de cette modélisation sont mises en lumière : hypothèses de comportement élastique linéaire de la colle ou épaisseur nulle du joint adhésif. Des améliorations sont alors proposées comme l'introduction du comportement viscoélastique de l'adhésif dans le modèle.

La seconde partie vise à montrer que le modèle peut aussi rendre compte de l'effet d'un vieillissement accéléré sur le comportement ultime d'un assemblage collé (dans une configuration de fluage sur assemblage à double recouvrement). Une identification des paramètres théoriques est menée à partir des caractérisations mécaniques réalisées sur assemblages initiaux ou vieillis. Cette partie montre simplement la faisabilité de l'approche proposée, mais ouvre surtout à terme la perspective d'identifier des lois d'évolutions des paramètres théoriques du modèle en fonction de la durée de vieillissement des assemblages.

1. Confrontation simulations/expérience dans le cas d'assemblage non vieillis

1.1. Cas de la traction pure sur assemblage de tubes métalliques collés

Cette partie traite de l'application du modèle des endommagements volumique et surfacique précédent au cas de deux tubes métalliques collés soumis à un essai de fluage en traction homogène. Comme nous l'avons vu dans le chapitre II, cette configuration permet, d'une part négliger l'endommagement volumique des supports métalliques qui sont très rigides par rapport à l'adhésif, et d'autre part de simplifier l'équation d'évolution de l'endommagement surfacique (Cf. Eq. II.29) en s'affranchissant du terme de Laplacien. Seuls trois paramètres sont alors nécessaires pour modéliser l'endommagement de l'interface (w_s, c_s, $\widehat{k}_s$). Une procédure d'identification de ces paramètres a ainsi pue être élaborée à partir de données expérimentales disponibles dans [BRUNEAUX 2004].

1.1.1. Configuration de l'essai.

Deux tubes en acier de 2 mm d'épaisseur et de 80 mm de diamètre externe collées par l'intermédiaire d'un film d'adhésif Eponal 380 d'épaisseur 3 mm (Figure III.1). L'adhésif utilisé est un système commercial destiné au marché de la construction et du génie civil. La polymérisation est effectuée à température ambiante pendant 48 heures, suivie d'une post-cuisson de 24 heures à 50°C, ce qui confère au polymère une température de transition vitreuse Tg de 60°C à l'issue du cycle (Tg mesurée au moyen d'un calorimètre différentiel à balayage DSC Q100, avec une vitesse de chauffe de 1,5 °C.min^{-1}. Cet appareillage sera décrit plus loin).

L'ensemble du protocole expérimental (choix des matériaux, réalisation des assemblages) est détaillé dans [BRUNEAUX 2004].

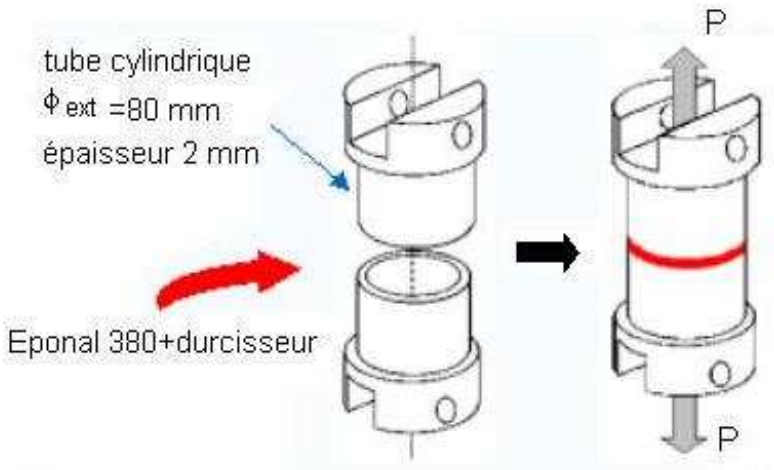


Figure III.1. : Essai de traction homogène sur tubes en acier collés, d'après [BRUNEAUX 2004].

L'essai de fluage consiste à soumettre l'assemblage à une force de traction qui augmente linéairement par rapport au temps, jusqu'à atteindre un palier de 5,5 kN qui est maintenu jusqu'à la rupture. L'ouverture du joint au cours de l'essai (et jusqu'à la rupture) est mesurée au moyen de 3 capteurs LVDT disposés au niveau du plan de collage (Figure III.2). Un comportement moyen peut être obtenu à partir des courbes fournies par les trois capteurs.

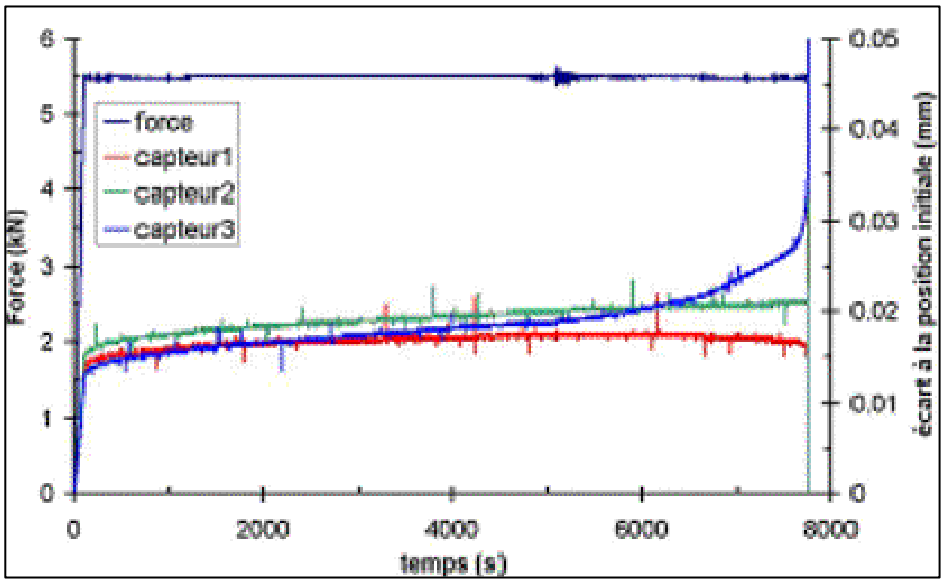


Figure III.2. : Chargement appliqué (axe des ordonnées à gauche) et mesures de déplacements fournies par les trois capteurs LVDT (axe de droite) au cours de l'essai de fluage en traction homogène.

1.1.2. Confrontation expérience/simulation – Identification des paramètres du modèle

L'essai de traction pure a été modélisé par éléments finis au moyen du module d'endommagement intégré au code CESAR LCPC, et en considérant un problème bidimensionnel : deux substrats métalliques identiques de dimensions 100 x 50 mm^2 sont reliés par une interface adhésive dont l'épaisseur est supposé nulle (Figure III.3). La force appliquée est convertie en contrainte en divisant la force appliquée par la surface soumise à la traction. L'acier et la colle sont supposés avoir un comportement élastique linéaire.

L'essai est mené jusqu'à la rupture des assemblages acier/Eponal 380/acier qui présentent un mode de rupture cohésif dans l'adhésif à la fin de l'essai.

On s'intéresse alors à identifier les paramètres relatifs à l'endommagement de l'adhésif intervenant dans des essais de traction homogène à savoir : la rigidité du joint de colle $\hat{k}_s$, le seuil d'endommagement w_s et la vitesse d'évolution d'endommagement c_s.

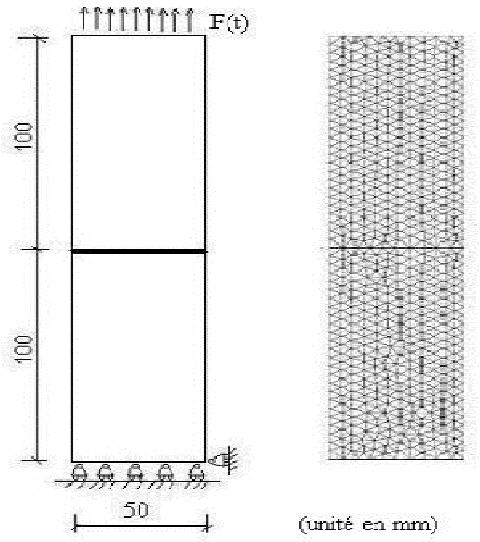


Figure III.3. : Définition du maillage (unité en mm) et des conditions aux limites utilisés pour la modélisation du test de traction homogène sur tubes métalliques collés

Une approche inverse « classique » est donc appliquée afin d'identifier ces trois paramètres relatifs à l'adhésif. Elle est fondée sur la minimisation au sens des moindres carrés d'une fonctionnelle $f(\underline{X})$ appelée fonctionnelle coût :

$$\underset{\underline{X}}{Min}\ f(\underline{X}) \qquad \textbf{Eq.III.1}$$

où $\underline{X}$ est le vecteur des paramètres à identifier de dimension n – dans le cas présent : $n = 3$. Cette fonctionnelle représente l'écart des valeurs expérimentales et valeurs simulées au sens des moindres carrés :

$$f(\underline{X}) = \left\| u_{mode}(\underline{X}) - u_{exp} \right\|_L^2 \qquad \textbf{Eq.III.2}$$

où L est l'espace des données de l'essai de dimension n.

Pour résoudre ce problème de minimisation, nous avons vu dans l'Etude Bibliographique (cf. section 4 du chapitre I) que plusieurs méthodes numériques sont envisageables suivant le calcul ou non des dérivées premières et/ou secondes de la fonctionnelle coût. Les méthodes d'ordre 0 ne nécessitent le calcul d'aucune dérivée. Les méthodes d'ordre 1 utilisent les dérivées premières (par exemple les méthodes de descente, ou de gradient conjugué,…) et les méthodes d'ordre 2 les dérivées premières et secondes (méthodes de Gauss-Newton et de Levenberg-Marquadt). Plusieurs de ces méthodes ont été utilisés et comparés lors d'un stage de Master [LAGARDE 2007].

Finalement, la méthode d'optimisation choisie pour la résolution de Eq.III.1 est celle de Nelder-Mead (cf. section 4.5 du Chapitre I) dite méthode du simplexe pour des raisons suivantes : cette méthode est d'ordre 0, elle n'utilise pas de dérivées, ni d'évaluation des dérivées premières par différences finies comme dans les deux autres types de méthodes. De plus, elle est mieux appropriée pour sa robustesse, sa simplicité de programmation et sa faible consommation de mémoire.

Un programme d'optimisation des paramètres du modèle d'endommagement en utilisant la méthode Nelder-Mead a été développé à l'aide du logiciel MATLAB (programme retranscrit dans l'Annexe 3). Cet algorithme est capable de faire appel au code CESAR LCPC pour lancer des calculs ou récupérer les données dans le fichier résultat. Malgré la moindre sensibilité de la méthode de Nelder-Mead aux problèmes de minimums locaux ou au jeu de données initiales, il est quand même nécessaire de déterminer au mieux les valeurs des paramètres $\widehat{k}_s$, c_s et w_s qui seront utilisés comme les valeurs de départ dans le programme d'optimisation.

Le paramètre caractérisant la rigidité du joint de colle sera estimé en considérant qu'au début de l'essai, le joint adhésif est assez résistant pour qu'il n'y ait pas encore d'endommagement. Après avoir obtenu une estimation de la valeur de la rigidité $\widehat{k}_s$, on fixe ce paramètre et on essaie de faire varier alternativement les deux paramètres restants à savoir : c_s et w_s. Cela permet d'étudier l'influence de ces paramètres sur la réponse et de déterminer les valeurs qui seront utilisées comme valeurs initiales dans le programme d'optimisation. Dans un second temps, les valeurs initiales des 3 paramètres sont implémentées dans la procédure itérative pour résoudre numériquement le problème de minimisation.

Estimation de la rigidité du joint de colle $\widehat{k}_s^N$

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 $\underline{R}$:

$$\widehat{k}_s\,\beta(t)\underline{u}(\underline{x},t) = \underline{R} \qquad \textbf{Eq.III.3}$$

Dans la configuration de l'essai de traction pure, l'expression ci-dessus peut être simplifiée sous la forme :

$$\widehat{k}_s^N\,\beta(t)\underline{u}(t) = F \qquad \textbf{Eq.III.4}$$

où $\widehat{k}_s^N$ est la composante normale de la rigidité du joint adhésif correspondant au déplacement vertical *u(t)* ou l'ouverture du joint de colle; *F* est la contrainte imposée au joint de colle.

En supposant qu'au début de l'essai (où la contrainte imposée augmente linéairement de 0 à la valeur de palier : $F_0 = 11.10^6$ N.m^{-2}), la colle est supposée forte, l'endommagement n'existe pas, c'est-à-dire : $\beta = 1$, on peut déduire :

$$\hat{k}_s^N = F_0 / u(t_0) \qquad \textbf{Eq.III.5}$$

où $u(t_0)$ est l'ouverture du joint de colle à l'instant t_0 = 100 secondes : $u(t_0) = 0{,}01406.10^{-3}$ (m)

Donc, on peut en déduire : $\hat{k}_s^N = F_0 / u(t_0) = 782.10^9$ (N.s.m^{-3}).

Par la suite, cette valeur est utilisée comme la valeur de départ pour le problème d'identification de $\hat{k}_s^N$ à partir des points expérimentaux obtenus dans l'intervalle temporel de 0 à 1500 secondes.

Dans cet intervalle de temps, on suppose que l'endommagement dans l'adhésif n'apparaît pas. Pour tenir compte de cette hypothèse dans le modèle, on fixe les valeurs suffisamment grandes à l'énergie de Dupré w_s et à la viscosité d'évolution d'endommagement c_s, à savoir w_s = 1000 N.m^{-1} et $c_s = 10^7$ N.s.m^{-1}. De plus, afin de simplifier le problème, les phénomènes d'interaction entre l'endommagement volumique et l'endommagement surfacique ainsi que le phénomène non-local du joint adhésif sont supposés négligeables. Les coefficients relatifs à ces phénomènes comme $k_{s,1}$, $k_{s,2}$, $k_{s,1,2}$ sont mis à zéro. Dans ce cas, le vecteur $\underline{X}$ se réduit au scalaire $\hat{k}_s^N$.

Il s'agit de minimiser, au sens des moindres carrés, la fonction coût f représentant l'écart des valeurs expérimentales et valeurs simulées en fonction du paramètre $\hat{k}_s^N$:

$$f\left(\hat{k}_s^N\right) = \sum_{t_j=0}^{1500\,s} \left[u_{\mathrm{mod}\,e}\left(\hat{k}_s^N, t_j\right) - u_{\exp}(t_j)\right]^2 \qquad \textbf{Eq.III.6}$$

où $u_{mod\,e}\left(\hat{k}_s^N, t_j\right)$ et $u_{exp}(t_j)$ sont les valeurs obtenues par le modèle numérique et les valeurs expérimentales prises aux instants de mesure t_j qui varient de 0 à 1500 sec.

La valeur initiale de la rigidité du joint adhésif est de 782.10^9 N.s.m^{-3}, ce qui correspond à une valeur initiale de la fonction coût $f = 1{,}01.10^{-3}$. La procédure d'optimisation s'arrête après 50 itérations, la fonction coût a une valeur finale : $f = 0{,}195.10^{-3}$. La Figure III.4 regroupe la courbe expérimentale (ouverture du joint de colle *versus* temps d'essai) et les courbes théoriques obtenues à partir de la valeur de départ ($\hat{k}_s^N = 782.10^9$ N.s.m^{-3}) et de valeur de résultat ($\hat{k}_s^N = 698{,}15.10^9$ N.s.m^{-3}). On voit clairement que la courbe simulée avec la valeur de résultat de $\hat{k}_s^N$ est très éloignée de la courbe expérimentale. Il est donc bien nécessaire d'introduire les variables d'endommagement w_s *et* c_s, ce qui sera fait dans l'étape suivante.

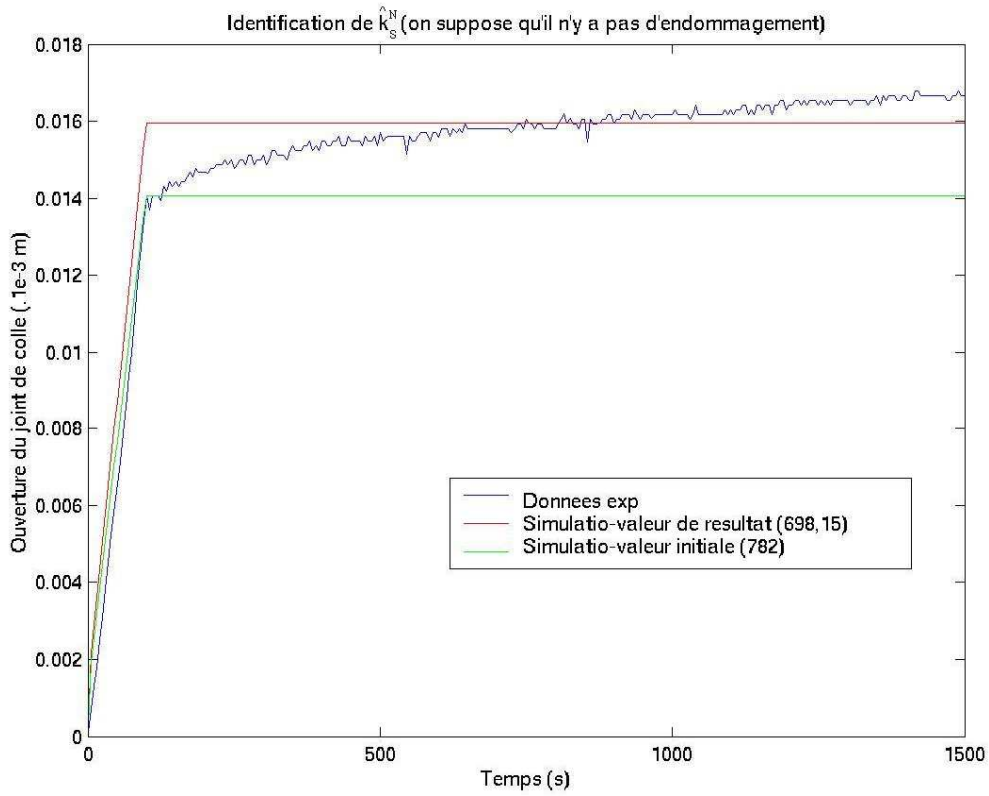


Figure III.4 : Evolution de l'ouverture du joint en fonction du temps, dans l'intervalle temporel 0-1500 secondes. Courbe expérimentale (en bleu) et courbes simulées avec la valeur de départ $\widehat{k}_s^N$ = 782.10^9 N.s.m^{-3} (en vert) ou avec la valeur résultat $\widehat{k}_s^N$ = 698,15.10^9 N.s.m^{-3} (en rouge).

Choix des valeurs initiales des variables d'endommagement w_s et c_s

Le résultat précédent à donc montré qu'il est nécessaire de minimiser la fonction coût non seulement avec un paramètre $\widehat{k}_s^N$, mais avec l'ensemble des trois paramètres $\widehat{k}_s^N$, w_s et c_s.

On cherche dans ce paragraphe des valeurs « raisonnables » de l'énergie de Dupré w_s et de la viscosité d'évolution d'endommagement c_s. Ces valeurs seront implémentées dans la procédure itérative d'optimisation comme valeurs de départ.

La valeur de $\widehat{k}_s^N$ estimée dans la partie précédente étant fixée, on fait varier alternativement c_s et w_s en leur attribuant les valeurs suivantes : w_s = 0,1 ; 1 et 10 N.m^{-1} et c_s = 10^6 ; 2.10^6 ; 3.10^6 N.s.m^{-1}. Les Figures de III.5 à III.7 illustrent l'influence des ces paramètres sur l'évolution de l'ouverture du joint de colle en cours d'essai.

Par observation, la courbe verte de la Figure III.5 semble se rapprocher le mieux de l'expérience. Les valeurs correspondantes (c_s = 3.10^6 N.s.m^{-1} ; w_s = 10 N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^N$ = 698,15.10^9 N.s.m^{-3}) seront donc prises comme valeurs initiales.

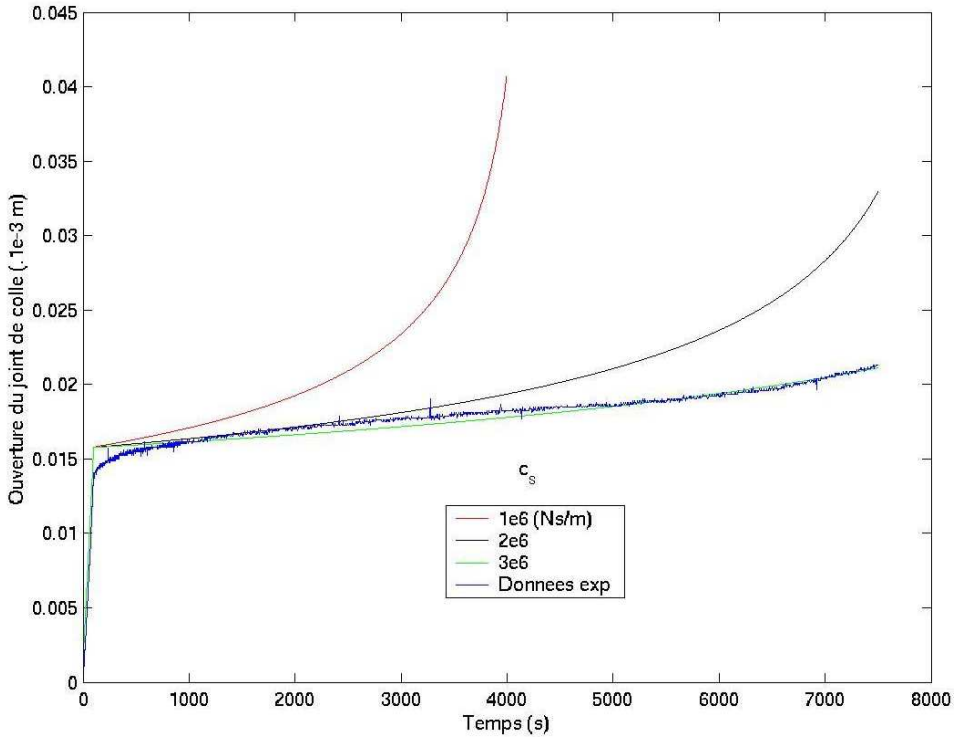


Figure III.5 : Influence du paramètre c_s sur l'évolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai, en considérant une valeur de w_s fixée à 10 N/m. Les données expérimentales sont affichées en bleu.

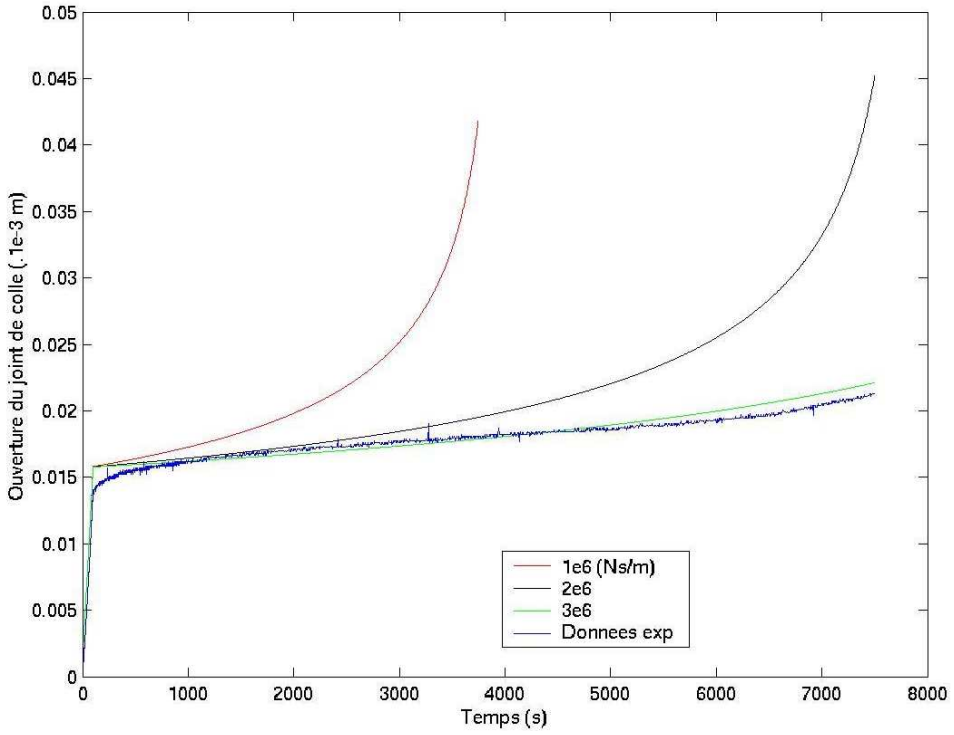


Figure III.6 : Influence du paramètre c_s sur l'évolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai, pour une valeur de w_s fixée à 1 N/m. Les données expérimentales sont affichées en bleu

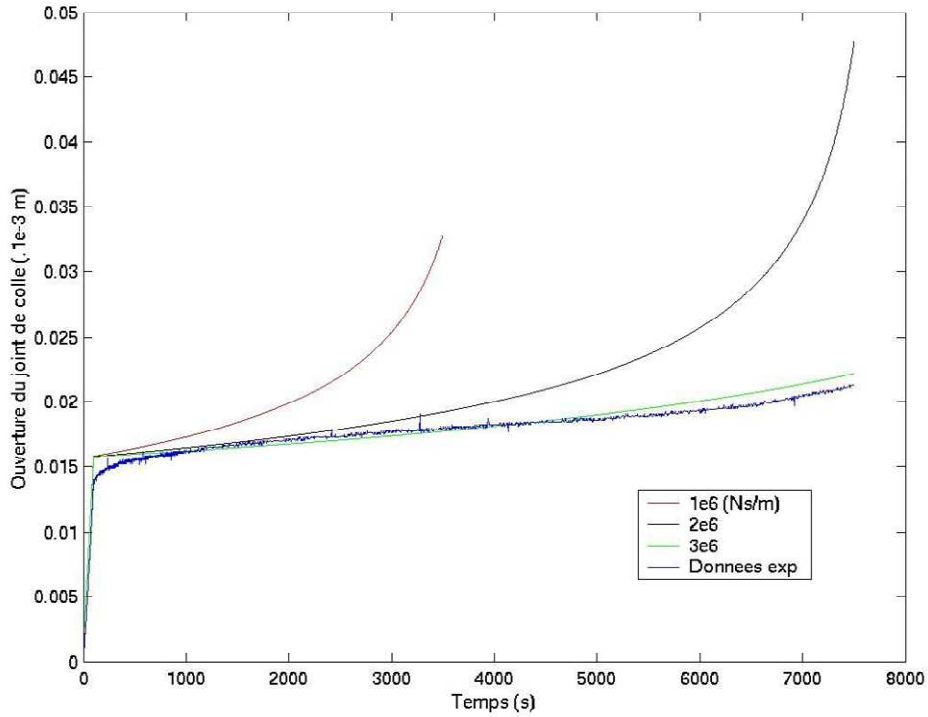


Figure III.7 : Influence du paramètre c_s sur l'évolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai, pour une valeur de w_s fixée à 0,1 N/m.

Identification simultanée des 3 paramètres

Dans une dernière étape, on cherche à identifier simultanément les 3 paramètres (c_s, w_s, $\widehat{k}_s^N$) pour l'expérience de traction homogène. Les paramètres initiaux estimés lors des étapes précédentes sont donc : $c_s = 3.10^6$ N.s.m^{-1} ; $w_s = 10$ N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^N = 698{,}15.10^9$ N.m^{-3}. La fonction coût correspondant à ces paramètres initiaux vaut : $f = 0{,}00149$.

La procédure d'optimisation donne les résultat suivants : $c_s = 3104{,}178.10^3$ N.s.m^{-1} ; $w_s = 10$ N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^N = 690{,}55.10^9$ N.m^{-3} ; la fonction coût finale a pour valeur : $f = 0{,}00136$. Les courbes d'évolution de l'ouverture du joint correspondant aux jeux de paramètre initiaux (en vert) et optimisés (en rouge) sont présentées sur la Figures III.8. L'évolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collé, simulée à partir du jeu de paramètres optimisés, est également tracée sur la Figure III.9.

On remarque que le jeu de paramètres optimisés permet de simuler de manière satisfaisante le moment de la rupture de l'assemblage collé. En revanche, le caractère viscoélastique de l'adhésif, qui est observé expérimentalement à la fin de la phase de chargement, n'est pas pris en compte par le modèle qui considère une interface purement élastique linéaire et endommageable. Nous proposons donc dans une nouvelle étape de modifier le modèle afin qu'il intègre ce comportement viscoélastique de l'adhésif.

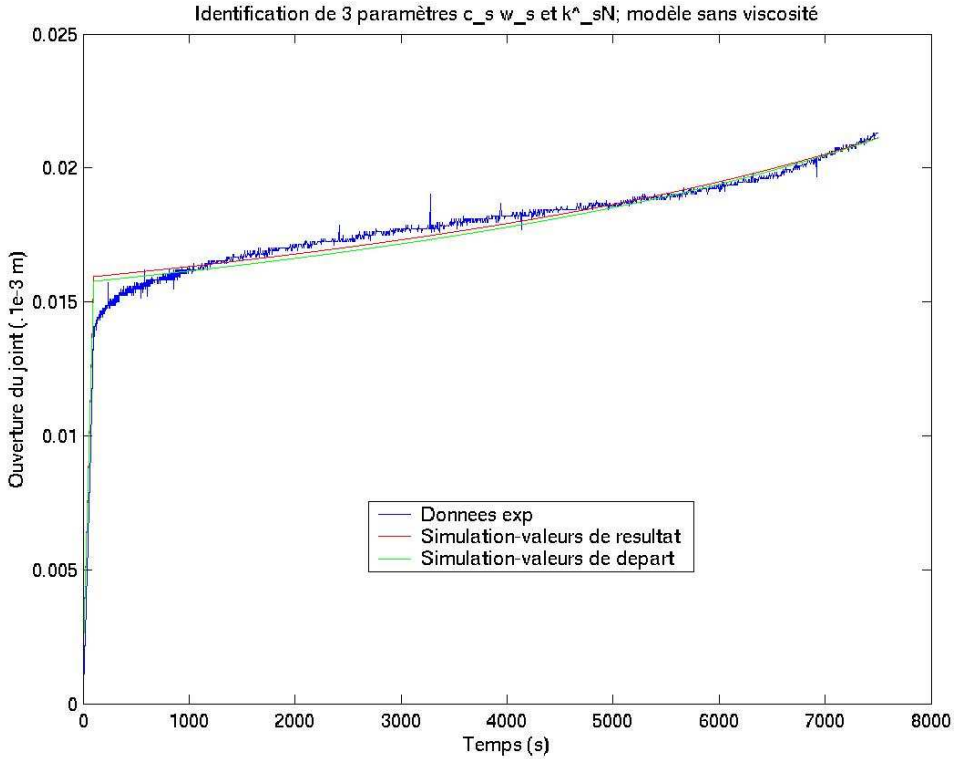


Figure III.8 : Evolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai, pour le jeu de paramètres initiaux (en vert) et pour le jeu de paramètres optimisés (en rouge). Les 3 paramètres w_s, c_s et $\hat{k}_s^N$ ont été optimisés simultanément.

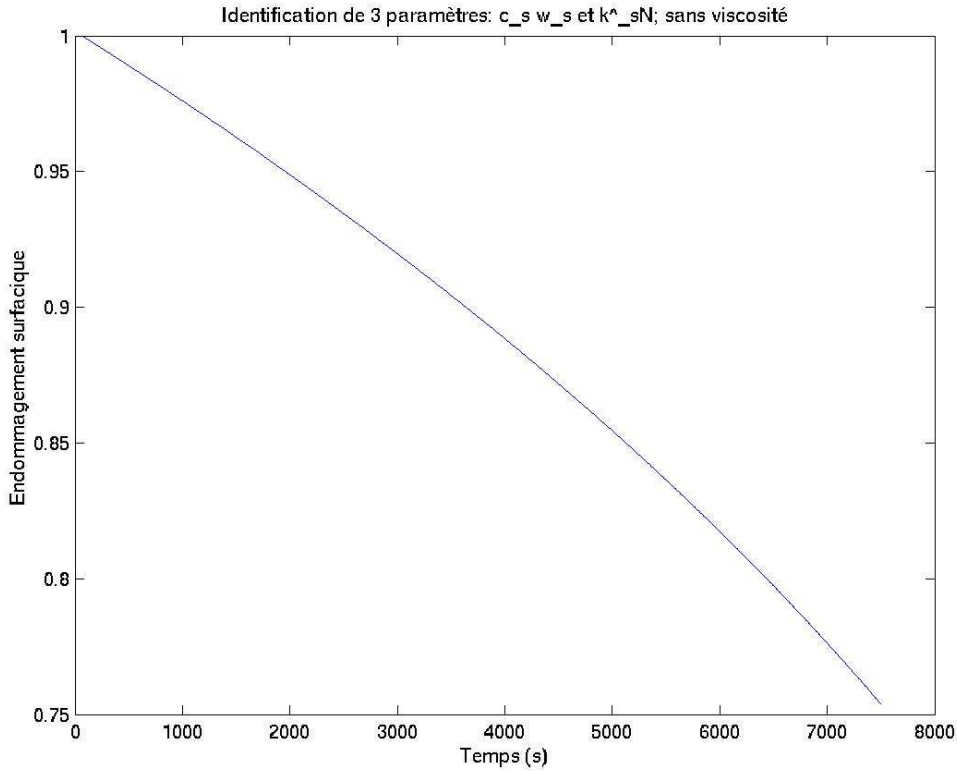


Figure III.9 : Evolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collée, obtenue avec le jeu de paramètres optimisés.

1.1.3. Raffinement du modèle avec prise en compte de la viscoélasticité de l'adhésif

Il est donc nécessaire d'affiner le modèle afin qu'il prenne en compte le comportement viscoélastique de l'interface observé expérimentalement. La formulation des équations avec prise en compte de la viscosité linéaire de l'adhésif est réalisée pour l'interface. Les équations relatives à l'endommagement volumique restent quant à elles identiques à celles présentées dans la section 1.4.1 du Chapitre II.

1.1.3.1. Formulation des équations

Le comportement de l'adhésif intervient au niveau du choix du pseudo-potentiel de dissipation de l'interface. On y introduit donc un terme qui décrit la dissipation d'énergie par glissement visqueux des chaînes les unes par rapport aux autres. La formule du pseudo-potentiel prend la forme :

$$\Phi_s = \frac{c_s}{2}\left(\frac{d\beta_s}{dt}\right)^2 + \frac{\beta_s \overset{*}{k}_s}{2}\left(\frac{d\underline{u}_2}{dt} - \frac{d\underline{u}_1}{dt}\right)^2 + I_-\left(\frac{d\beta_s}{dt}\right) \qquad \textbf{Eq.III.7}$$

où le nouveau paramètre $\overset{*}{k}_s$ caractérise la viscosité de l'interface collée. Il se compose de deux parties : une normale $\overset{*N}{k}_s$ et une tangentielle $\overset{*T}{k}_s$ correspondant à deux composantes normale u_N et tangentielle $\underline{u}_T$ du vecteur de déplacement $\underline{u}$:

$$u_{iN} = \underline{u}_i . \underline{n_i} \qquad \underline{u}_{iT} = \underline{u_i} - u_{iN}\,\underline{n_i} \qquad \textbf{Eq.III.8}$$

où l'indice i =1 ou 2 désigne le domaine au quel le point considéré appartient.

D'après Eq.III.7, la dissipation d'énergie augmente avec la vitesse de déplacement. Plus le glissement des chaînes est facile, plus la dissipation est favorisée et plus la déformation est grande.

L'énergie libre reste inchangée :

$$\Psi_s = w_s(1-\beta_s) + \frac{k_s}{2}(grad_s\beta_s)^2 + I(\beta_s) + I_-\left((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2\right) + \frac{\beta_s \hat{k}_s}{2}(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)^2 + \frac{k_{s,1}}{2}(\beta_1 - \beta_s)^2 + \frac{k_{s,2}}{2}(\beta_2 - \beta_s)^2 \qquad \textbf{Eq.III.9}$$

En tenant compte de Eq. III.8, on peut re-écrire les expressions de l'énergie libre et du pseudo-potentiel :

$$\Psi_s = w_s(1-\beta_s) + \frac{k_s}{2}(grad_s\beta_s)^2 + I(\beta_s) + I_\left((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2\right) + \frac{\beta_s \hat{k}_s^N}{2}(u_{2N} - u_{1N})^2$$
$$+ \frac{\beta_s \hat{k}_s^T}{2}(u_{2T} - u_{1T})^2 + \frac{k_{s,1}}{2}(\beta_1 - \beta_s)^2 + \frac{k_{s,2}}{2}(\beta_2 - \beta_s)^2 \qquad \textbf{Eq.III.10}$$
$$\Phi_s = \frac{c_s}{2}\left(\frac{d\beta_s}{dt}\right)^2 + \frac{\beta_s \overset{*}{k}_s^N}{2}\left(\frac{du_{2N}}{dt} - \frac{du_{1N}}{dt}\right)^2 + \frac{\beta_s \overset{*}{k}_s^T}{2}\left(\frac{du_{2T}}{dt} - \frac{du_{1T}}{dt}\right)^2 + I_\left(\frac{d\beta_s}{dt}\right)$$

L'énergie libre et le pseudo-potentiel choisis conduisent aux lois de comportement suivantes :

$$\begin{cases} \underline{R} = \dfrac{\partial \Psi_s}{\partial(\underline{u}_2 - \underline{u}_1)} + \dfrac{\partial \Phi_s}{\partial(\dot{\underline{u}}_2 - \dot{\underline{u}}_1)} = \beta_s \hat{k}_s^N (u_{2N} - u_{1N})\underline{N} + \beta_s \hat{k}_s^T (\underline{u}_{2T} - \underline{u}_{1T}) \\ \qquad + \beta_s \overset{*}{k}_s^T (\dot{u}_{2N} - \dot{u}_{1N})\underline{N} + \beta_s \overset{*}{k}_s^T (\dot{\underline{u}}_{2T} - \dot{\underline{u}}_{1T}) + I_\left((\underline{u}_2 - u_1).\underline{n}_2\right).\underline{n}_2 \\ B_s = \dfrac{\partial \Psi_s}{\partial \beta_s} + \dfrac{\partial \Phi_s}{\partial(d\beta_s/dt)} = -w_s + \dfrac{\hat{k}_s^N}{2}(u_{2N} - u_{1N})^2 + \dfrac{\hat{k}_s^T}{2}(u_{2T} - u_{1T})^2 \\ \qquad + \partial I(\beta_s) + c_s \dfrac{d\beta_s}{dt} + I_\left(\dfrac{d\beta_s}{dt}\right) \\ \underline{H}_s = \dfrac{\partial \Psi_s}{d(grad_s\beta_s)} = k_s grad_s\beta_s \\ B_{1,s} = \dfrac{\partial \Psi_s}{d(\beta_1 - \beta_s)} = k_{s,1}(\beta_1 - \beta_s) \\ B_{2,s} = \dfrac{\partial \Psi_s}{d(\beta_2 - \beta_s)} = k_{s,2}(\beta_2 - \beta_s) \end{cases} \qquad \textbf{Eq.III.11}$$

L'équation d'évolution de l'endommagement à l'interface Eq. II.29 *(section* 1.4.2 du *Chapitre II)* devient alors:

$$\begin{cases} c_s\dot{\beta}_s - k_s\Delta_s\beta_s + \partial I(\beta_s) + \partial I_(\dot{\beta}_s) = w_s - \dfrac{\hat{k}_s^N}{2}(u_{2N} - u_{1N})^2 - \dfrac{\hat{k}_s^T}{2}(u_{2T} - u_{1T})^2 - k_{s,1}(\beta_s - \beta_1) \\ \qquad - k_{s,2}(\beta_s - \beta_2) - \displaystyle\int_\Gamma k_{s,1,2}\, g^2(\underline{y},\underline{x})\beta_s(\underline{x}) exp\left(-\frac{|\underline{x} - \underline{y}|^2}{d^2}\right) d\underline{y} \\ \dot{\beta}_s \le 0 \\ 0 \le \beta_s \le 1 \end{cases} \qquad \textbf{Eq.III.12}$$

Les conditions aux limites s'écrivent alors :

$$\underline{\underline{\sigma}}_1.\underline{n}_1 = \beta_s \hat{k}_s^N (u_{2N} - u_{1N})\underline{n}_1 + \beta_s \hat{k}_s^T (\underline{u}_{2T} - \underline{u}_{1T}) + \beta_s \overset{*N}{k}_s (\dot{u}_{2N} - \dot{u}_{1N})\underline{n}_1 + \beta_s \overset{*T}{k}_s (\underline{\dot{u}}_{2T} - \underline{\dot{u}}_{1T})$$
$$+ \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_1)\underline{n}_1 - \int_\Gamma 4(\underline{x} - \underline{y}) k_{s,1,2} g(\underline{y},\underline{x})(\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y})) exp\left(-\frac{|x-\underline{y}|^2}{d^2}\right) d\underline{y} \quad sur\ \Gamma$$

Eq.III.13

$$\underline{\underline{\sigma}}_2.\underline{n}_2 = \beta_s \hat{k}_s^N (u_{2N} - u_{1N})\underline{n}_2 + \beta_s \hat{k}_s^T (\underline{u}_{2T} - \underline{u}_{1T}) + \beta_s \overset{*N}{k}_s (\dot{u}_{2N} - \dot{u}_{1N})\underline{n}_2 + \beta_s \overset{*T}{k}_s (\underline{\dot{u}}_{2T} - \underline{\dot{u}}_{1T})$$
$$+ \partial I_((\underline{u}_2 - \underline{u}_1).\underline{n}_2)\underline{n}_2 - \int_\Gamma 4(\underline{x} - \underline{y}) k_{s,1,2} g(\underline{y},\underline{x})(\beta_s(\underline{x})\beta_s(\underline{y})) exp\left(-\frac{|x-\underline{y}|^2}{d^2}\right) d\underline{y} \quad sur\ \Gamma$$

Les autres conditions restent inchangées.

Ces différentes modifications ont été introduites dans le modèle d'endommagement sous CESAR LCPC. Nous disposons donc à présent d'un outil numérique intégrant le comportement viscoélastique de l'adhésif.

1.1.3.2. Influence du paramètre de viscosité $\overset{*N}{k}_s$

Aux 3 paramètres déjà existants, à savoir w_s, c_s et $\hat{k}_s^N$ se rajoute désormais le paramètre $\overset{*N}{k}_s$ qui traduit le caractère visqueux de l'interface. Avant de procéder à l'identification de ces paramètres, nous proposons dans une étape préliminaire d'étudier l'influence du paramètre $\overset{*N}{k}_s$ sur la réponse de l'assemblage de tubes métalliques collés soumis à un fluage en traction homogène.

Un modèle rhéologique simple sera d'abord mis en œuvre pour visualiser « grossièrement » l'influence de $\overset{*N}{k}_s$. On comparera ensuite ces simulations à celle fournies par modèle d'endommagement raffiné, afin de vérifier que les effets observés sont cohérents et que les modifications apportées dans le code CESAR LCPC sont correctes.

Etude paramétrique au moyen d'un modèle rhéologique.

Le comportement viscoélastique linéaire de l'interface est représenté par le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt qui est l'association en parallèle d'un ressort et d'un amortisseur visqueux (Figure III.10.a). Ce modèle est défini par deux paramètres $\hat{k}_s$ et $\overset{*}{k}_s$ qui traduisent respectivement la rigidité et le comportement visqueux du joint.

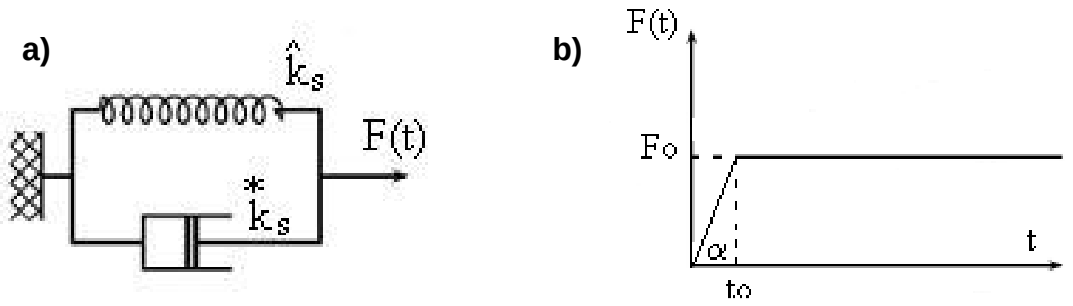


Figure III.10 : (a) Représentation schématique du modèle de Kelvin-voigt, et (b) chargement considéré dans le modèle pour simuler l'expérience de fluage en traction homogène (le temps t_o = 100 secondes correspond à la fin du chargement linéaire et à l'obtention du pallier de contrainte $F_o = 11.10^6$ N.m^{-2})

La contrainte appliquée notée *F(t)* est définie par la relation Eq. III.14, et son évolution en fonction du temps est tracée sur la Figure III.10.b :

$$F = \begin{cases} \dfrac{F_0}{t_0} t & 0 \le t < t_0 \\ F_0 & t \ge t_0 \end{cases} \qquad \textbf{Eq.III.14}$$

La loi de comportement de ce modèle rhéologique permet d'écrire la relation suivante :

$$F = \hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u} \qquad \textbf{Eq.III.15}$$

La solution *u(t)* est écrite pour deux parties de chargement $t \in [0, t_o]$ et $t \ge t_o$:

$$u(t) = \begin{cases} \dfrac{F_0}{t_0 \hat{k}_s}\left[t - \dfrac{\overset{*}{k}_s}{\hat{k}_s}\left(1 - exp\left(-\dfrac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t \right) \right) \right] & t \in [0; t_o] \\ \dfrac{F_o}{\hat{k}_s} + \left(u_o - \dfrac{F_o}{\hat{k}_s} \right) exp\left(-\dfrac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}(t - t_o) \right) & t \in [t_o; +\infty) \end{cases} \qquad \textbf{Eq.III.16}$$

où $u_o = \dfrac{F_0}{t_0 \hat{k}_s}\left[t_o - \dfrac{\overset{*}{k}_s}{\hat{k}_s}\left(1 - exp\left(-\dfrac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t_o \right) \right) \right]$

La Figure III.11 présente l'allure de la solution *u(t)* du modèle de Kelvin-Voigt, pour une valeur de $\hat{k}_s$ = 698,15.10^9 N.m^{-3} (issue de l'identification de ce paramètre entre 0 et 1500 secondes) et pour différentes valeurs du paramètre de viscosité $\overset{*}{k}_s$ comprises entre 0 et 10^{13} N.s.m^{-3}.

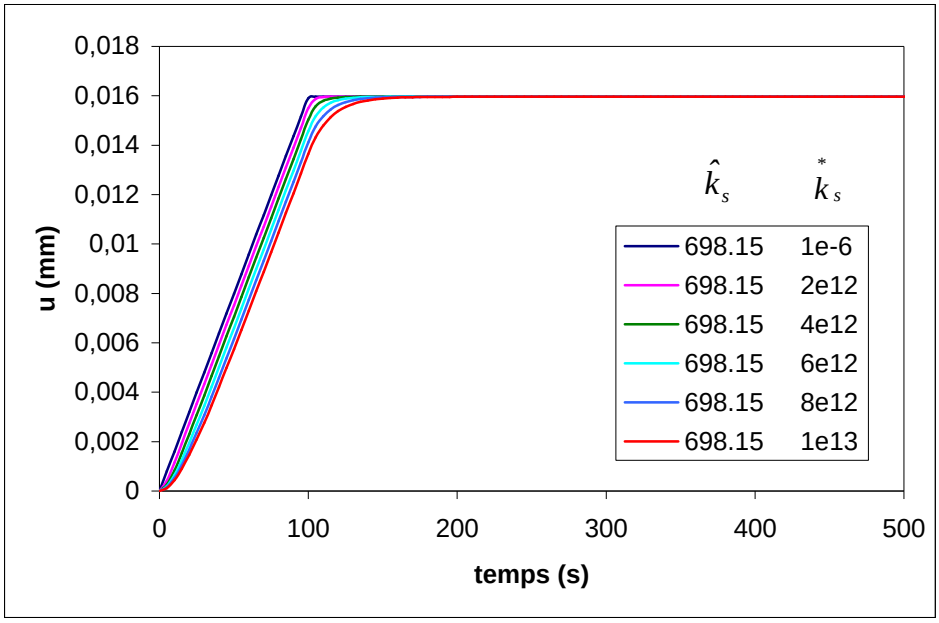


Figure III.11 : Solution *u(t)* d'après le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt, pour une valeur fixe de $\hat{k}_s$ = 698,15.10^9 N.m^{-3} et en considérant différentes valeurs de $\overset{*}{k}_s$.

Il apparaît qu'une augmentation du paramètre de viscosité $\overset{*}{k}_s$ conduit principalement aux effets suivants :
- un léger décalage de la réponse en début du chargement,
- un retard dans la réponse du matériau au moment ou le chargement atteint la valeur maximale F_0, se traduisant par une évolution progressive de l'ouverture du joint vers un palier (forme arrondie de la courbe).

Etude paramétrique avec le modèle d'endommagement

Le modèle d'endommagement a donc été modifié sous CESAR LCPC pour qu'il puisse tenir compte du comportement viscoélastique du joint de colle. Dans le but de vérification de cette modification, on suppose que l'endommagement n'intervient pas dans notre problème (cela conduit à mettre des valeurs suffisamment importantes pour c_s et w_s : c_s = 10^7 N.s.m^{-1} et w_s = 10^4 N.m^{-1}). On trace alors la solution *u(t)* en fonction du temps (Figure III.12), en considérant les mêmes valeurs de $\hat{k}_s$ et $\overset{*}{k}_s$ que dans le modèle de Kelvin-Voigt précédent.

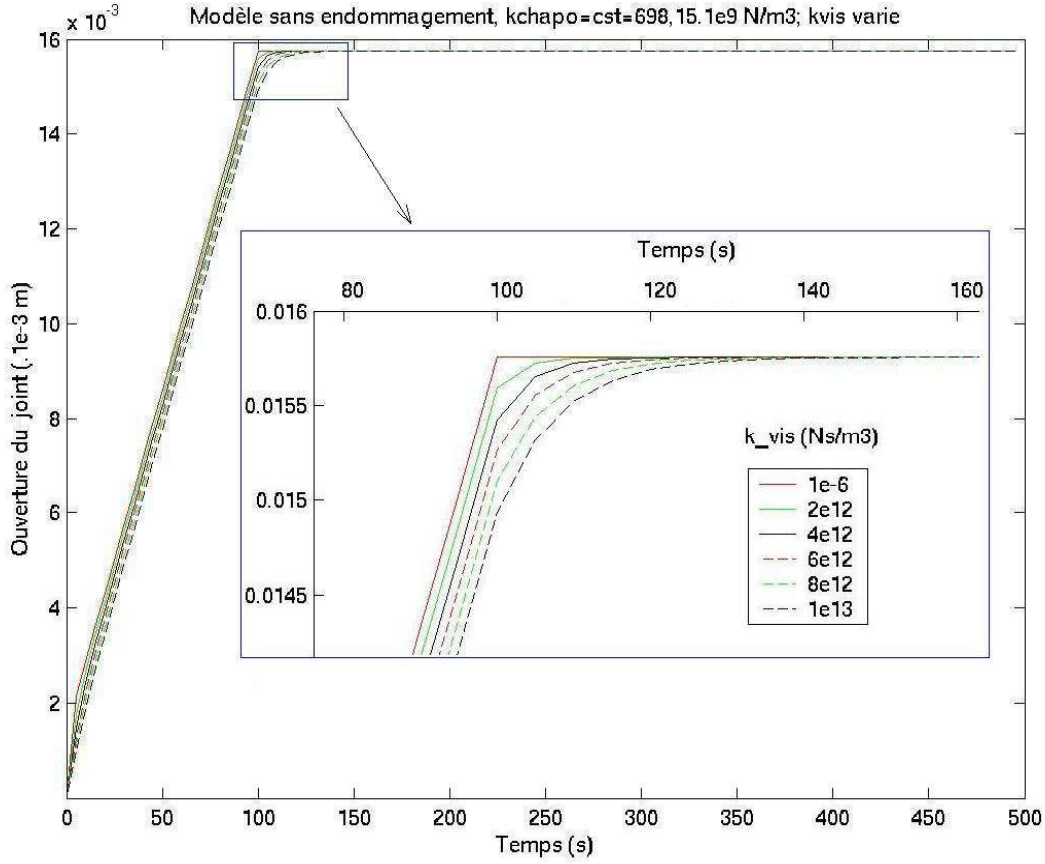


Figure III.12 : Solution *u(t)* d'après le modèle raffiné sous CESAR LCPC, pour une valeur fixe de $\hat{k}_s$ = 698,15.10^9 N.m^{-3} et en considérant différentes valeurs de $\overset{*}{k}_s$. On s'affranchit de l'endommagement en fixant c_s = 10^7 N.s.m^{-1} et w_s = 10^4 N.m^{-1}.

Il ressort que l'influence du paramètre $\overset{*}{k}_s$ sur la réponse théorique de l'assemblage est très comparable à celle obtenue précédemment avec le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt (Figure III.11). On peut donc penser que l'introduction de la viscoélasticité dans le module CESAR LCPC a été effectuée correctement.

1.1.4. Identification des paramètres du modèle raffiné

Nous pouvons à présent procéder à l'identification des paramètres du modèle raffiné, toujours à partir de l'expérience de fluage en traction homogène. Le problème d'optimisation est plus complexe qu'auparavant car il est nécessaire d'identifier la valeur du paramètre supplémentaire $\overset{*}{k}_s$.

Choix de la valeur initiale pour la viscosité k_s^{*N} du joint adhésif

Une première étape a pour but de choisir la valeur de départ du paramètre de viscosité qui sera insérée ensuite dans la procédure numérique de minimisation.

Dans cette optique, nous faisons varier k_s^{*} entre 0 et 2.10^{13} N.s.m^{-3}. Les autres paramètres sont (pour l'instant) ceux issus des paragraphes précédents : $c_s = 3.10^6$ N.s.m^{-1}; $w_s = 10$ N.m^{-1} ; $\hat{k}_s^N = 698{,}15.10^9$ N.m^{-3}.

La Figure III.13 regroupe les courbes d'évolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai pour différentes valeurs de k_s^{*N} . Sur la Figure III.14 qui est un zoom de la précédente au voisinage de l'arrondi initial, on peut observer l'influence du paramètre de viscosité. Plus sa valeur est importante, plus la partie au début de fluage est arrondie. On note aussi une légère modification de la pente initiale correspondant à la partie linéaire de montée en charge. A partir des instants (t > à 500 secondes), les variations du paramètre de viscosité k_s^{*N} sont quasiment sans effet sur le graphe de l'ouverture du joint collé en Fig.III.13.

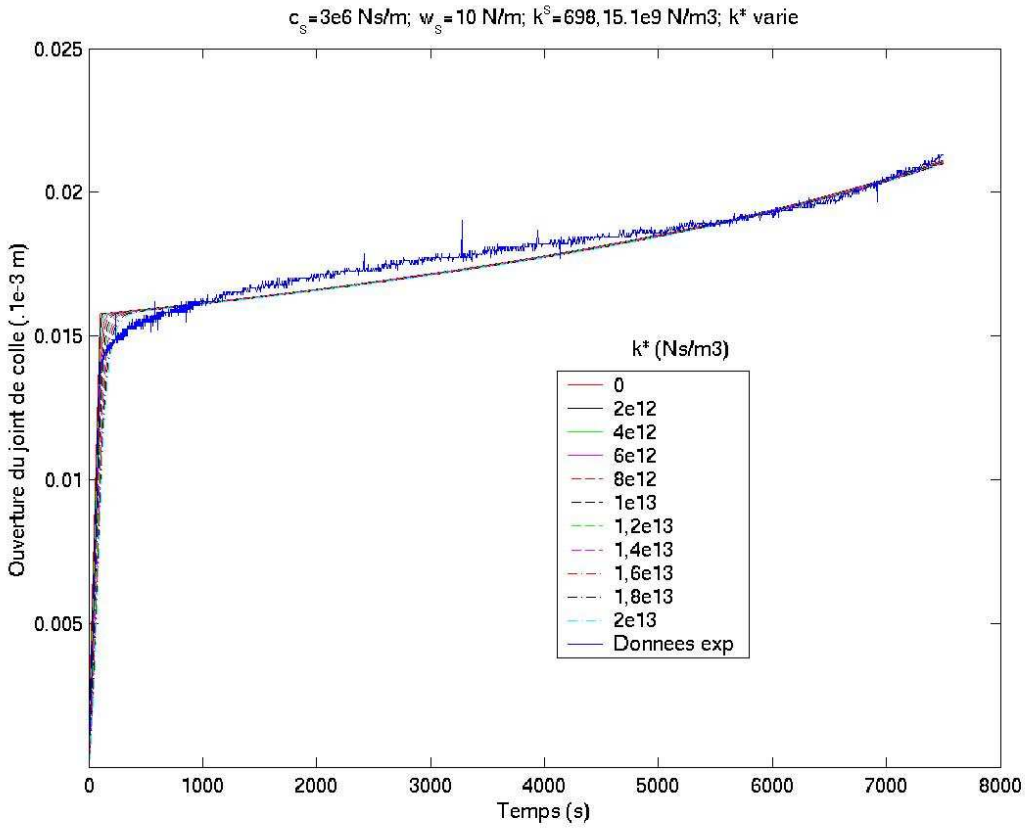


Figure III.13 : Influence de k_s^{*N} sur la réponse théorique de l'assemblage soumis à un fluage en traction homogène. $\hat{k}_s$ = 698,15.10^9 N.m^{-3} ; w_s = 10 N.m^{-1} et c_s = 3.10^6 N.s.m^{-1}

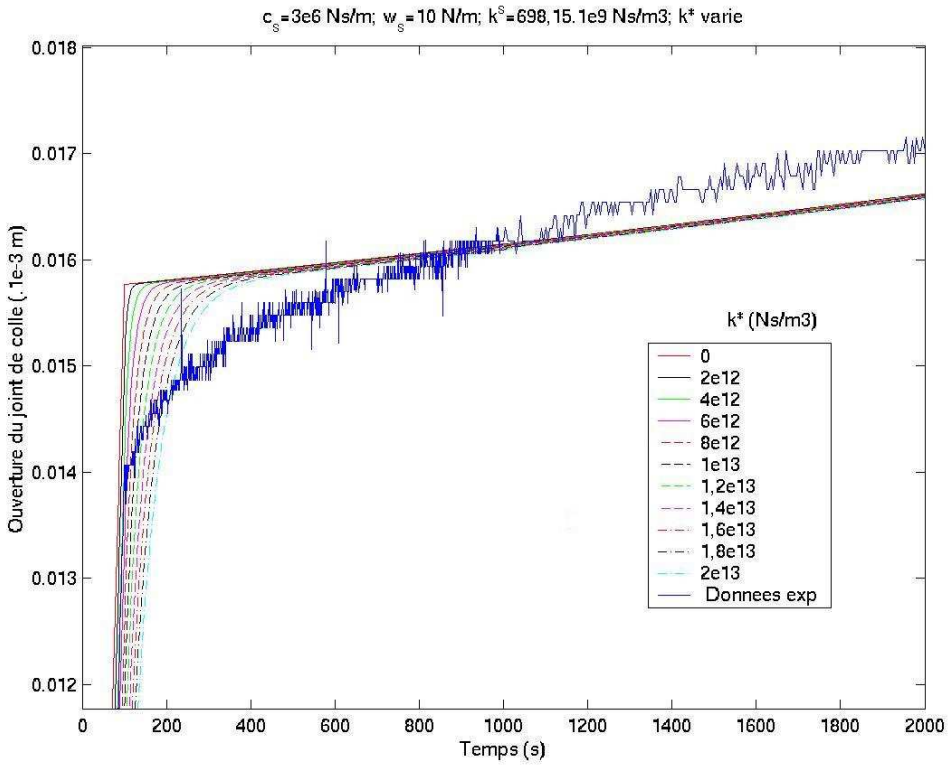


Figure III.1.14 : Influence de $\overset{*N}{k_s}$ sur la réponse (zoom de la Figure III.13). $\hat{k}_s^N$ =698,15.10^9 N.m^{-3} ; w_s =10 N.m^{-1} et c_s=3.10^6 N.s.m^{-1}

Les courbes tracées sur les Figures III.13 et III.14 nous permettent également de déterminer une valeur « approchée » de la viscosité de l'adhésif $\overset{*}{k}_s$ qui pourra servir de valeur initiale pour la procédure d'identification de paramètres. Parmi les courbes de la figure III.13, nous avons retenu la courbe verte en trait continu, correspondant à la valeur $\overset{*N}{k_s}$ = 4.10^{12} N.s.m^{-3} parce qu'elle suit bien l'expérience pendant la montée linéaire du chargement.

Identification simultanée des paramètres (c_s, w_s, $\hat{k}_s^N$ et $\overset{*N}{k_s}$)

On cherche maintenant à identifier les paramètres (c_s, w_s, $\hat{k}_s^N$ et $\overset{*N}{k_s}$) pour l'expérience de fluage en traction homogène. Le jeu de paramètres initiaux a été estimé : c_s = 3.10^6 N.s.m^{-1} ; w_s =10 N.m^{-1} ; $\hat{k}_s^N$ = 698,15.10^9 N.m^{-3} et $\overset{*N}{k_s}$ = 4.10^{12} N.s.m^{-3}. La fonction coût correspondant à ces paramètres initiaux vaut : f = 0,00109.

La procédure d'optimisation donne comme résultat : c_s = 3457,639.10^3 N.s.m^{-1} ; w_s = 0,496 N.m^{-1} ; $\hat{k}_s^N$ = 688,307.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*N}{k_s}$ = 6467,839.10^9 N.s.m^{-3} ; la fonction coût finale a pour valeur : f = 0,000812. Les simulations correspondant aux jeux de paramètres initiaux et optimisés sont représentées sur la Figure III.15.

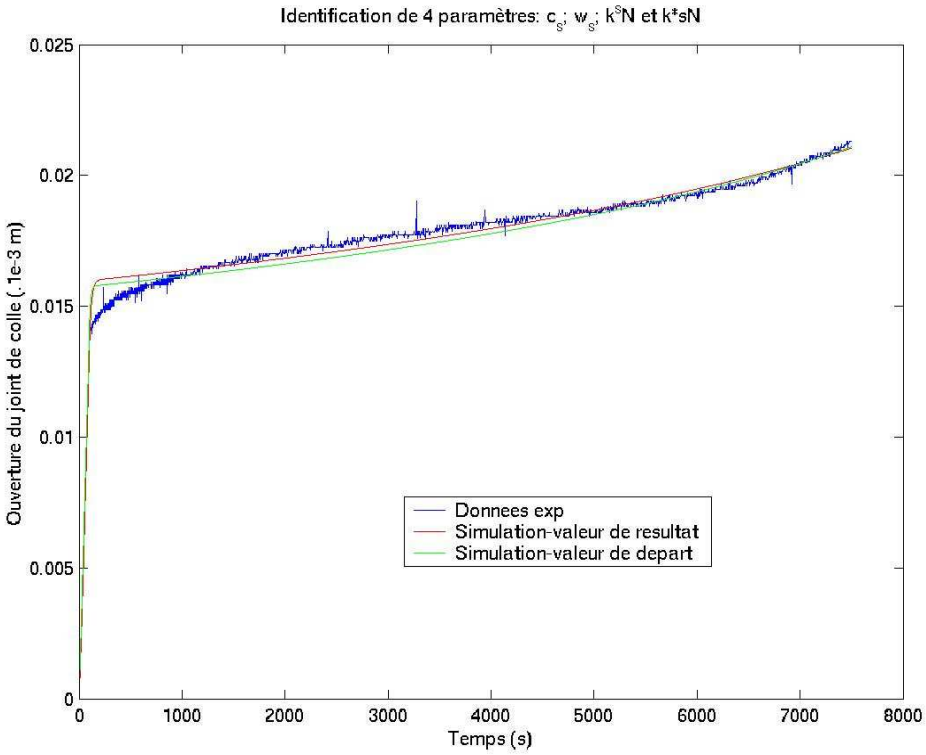


Figure III.15 : Evolution de l'ouverture du joint en fonction du temps d'essai, pour le jeu de paramètres initiaux (en vert) et pour le jeu de paramètres optimisés (en rouge). Les 4 paramètres w_s, c_s et $\hat{k}_s^N$ et $\overset{*}{k}_s^N$ ont été optimisés simultanément.

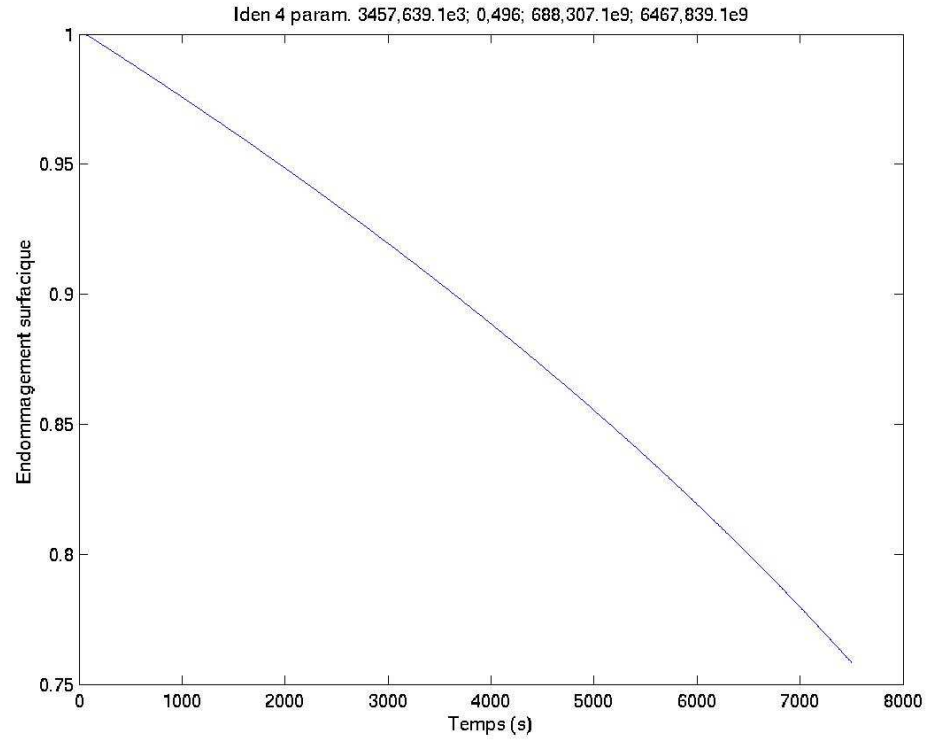


Figure III.16 : Evolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collée, obtenue avec le jeu de paramètres optimisés.

La Figure III.17 permet de comparer les courbes théoriques obtenues avec le modèle initial (supposant un comportement purement élastique des matériaux) et avec le modèle raffiné tenant compte de la viscoélasticité de l'adhésif.

La différence, bien que faible, se fait essentiellement sentir au niveau de l'arrondi initial de la courbe, celui-ci étant légèrement plus marqué lorsqu'on introduit la viscoélasticité. Le reste de la courbe est quasiment identique dans les 2 cas.

Au final, si le moment de la rupture est décrit de manière satisfaisante, le fort arrondi initial de la courbe expérimentale n'a pu être reproduit par le modèle, même après prise en compte du comportement viscoélastique de l'adhésif. Globalement, on peut néanmoins estimer que le comportement modélisé est très satisfaisant sur l'ensemble de l'essai.

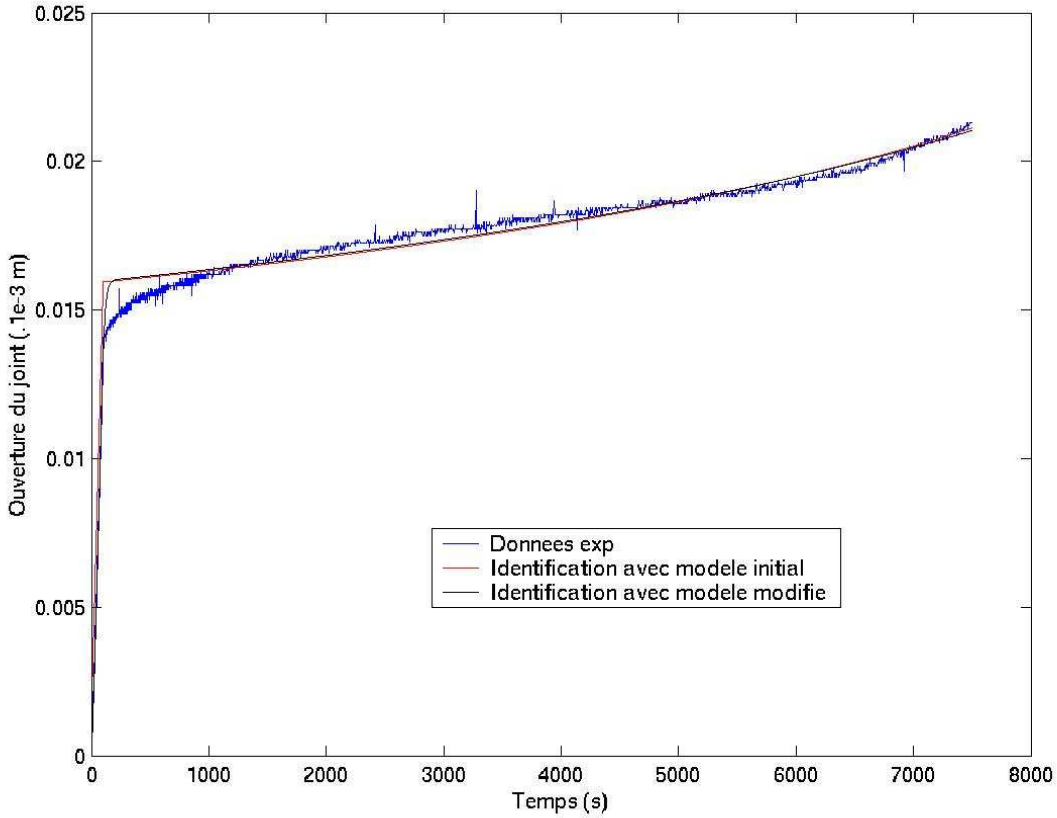


Figure III.17. : Courbes d'évolution théoriques de l'ouverture du joint en fonction du temps, obtenues avec le modèle initial (courbe rouge) ou avec le modèle intégrant la viscosité (courbe bleue). Les données expérimentales sont également représentées en bleu.

1.2. Cas de la traction sur assemblages métalliques à double recouvrement

Le modèle raffiné va maintenant être appliqué à la description de l'essai de traction sur assemblages métalliques à double recouvrement, où le plan de collage est sollicité en cisaillement.

1.2.1. Configuration de l'essai.

Il s'agit de l'essai de traction sur un assemblage à double recouvrement tel que défini par [BRUNEAUX 2004].
Les plaques métalliques 1, 2, 3 et 4 (épaisseur 12 mm, longueur 150 mm, largeur 52 mm) sont assemblées au moyen de l'adhésif Eponal 380. Des cales sont utilisées pour maintenir l'épaisseur du joint de colle à 1mm.

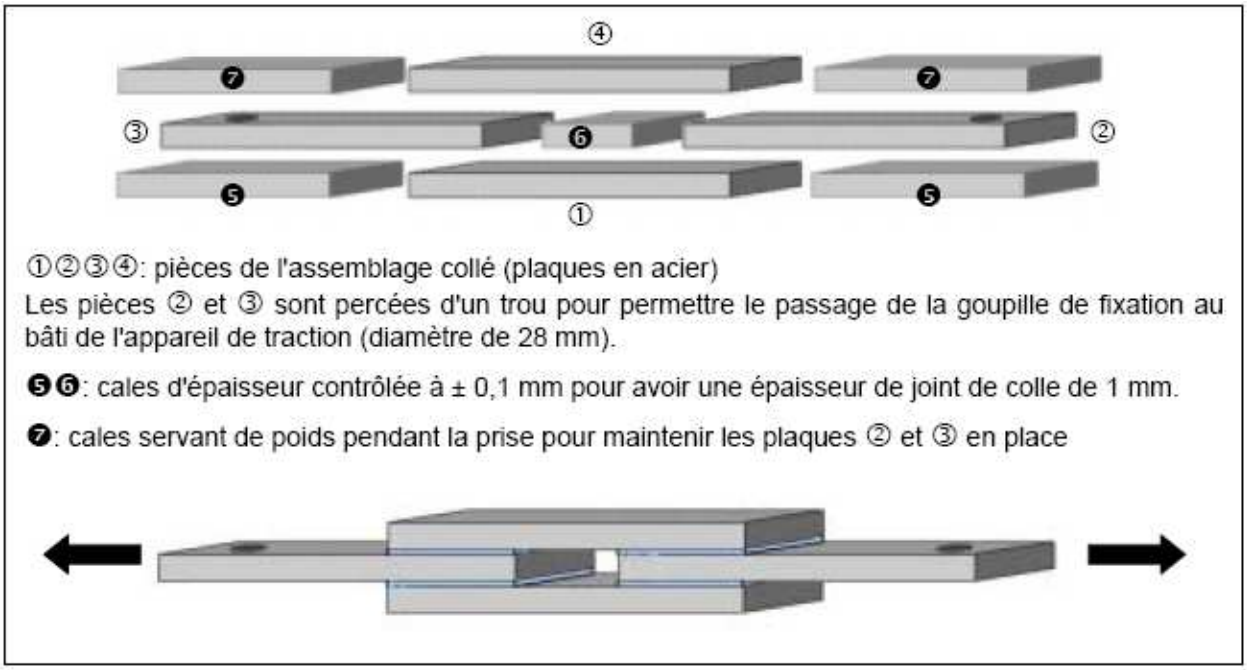


Figure III.18 : Description de l'essai de traction sur assemblages à double recouvrement, d'après [BRUNEAUX 2004].

La réalisation du collage pour le joint à double recouvrement a été effectuée avec minutie en suivant la procédure suivante :

- ponçage et dégraissage à l'acétone des plaques en acier (les dimensions des plaques sont 150x52x12 mm^3), pose du décapant sur les surfaces et nettoyage des surfaces après 48 heures afin de les laisser libres pendant 24 heures. Les surfaces à protéger des coulures de colle sont recouvertes de scotch ;
- préparation du mélange Eponal 380 selon le rapport stœchiométrique (rapport 1 : 1) ;

- la plaque inférieure est enduite de colle sur 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'adhésif, 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 le durcissement de l'adhésif (24 heures à la température ambiante), le montage est mis à l'étuve à 50°C pendant 48 heures pour achever la réticulation ;

1.2.2. Résultats expérimentaux.

Détermination de la force à la rupture

L'assemblage à double recouvrement est mis en traction sur la presse ZWICK 1474, équipée de la cellule de traction de 100 kN. Il est fixé aux deux mors grâce à des goupilles (Figure III.19) et est ensuite soumis un effort de traction avec une vitesse de déplacement imposée de la traverse de 1 mm/min.

Une force à la rupture moyenne de l'assemblage 70 kN et un allongement ultime de 3% ont été obtenus pour nos assemblages.



Figure III.19 : Dispositif expérimental sur la machine de traction Zwick 1474, LCPC

Expérience de fluage

Sur la même machine, des essais de fluage en traction ont été ensuite réalisés sur le même type d'éprouvettes à double recouvrement.

L'essai consiste à augmenter linéairement la force de traction de 0 jusqu'à la force de fluage, qui est choisie égale à 70% de la force à la rupture (dans notre cas précis, la force de fluage était de 50 kN). Ce palier de fluage est ensuite maintenu jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

Les mesures de la force, du déplacement de la traverse sont enregistrées toutes les milli-secondes. L'allongement est déduit du déplacement de la traverse. La courbe d'évolution de l'allongement de l'assemblage en fonction du temps est représentée sur la Figure III.20.

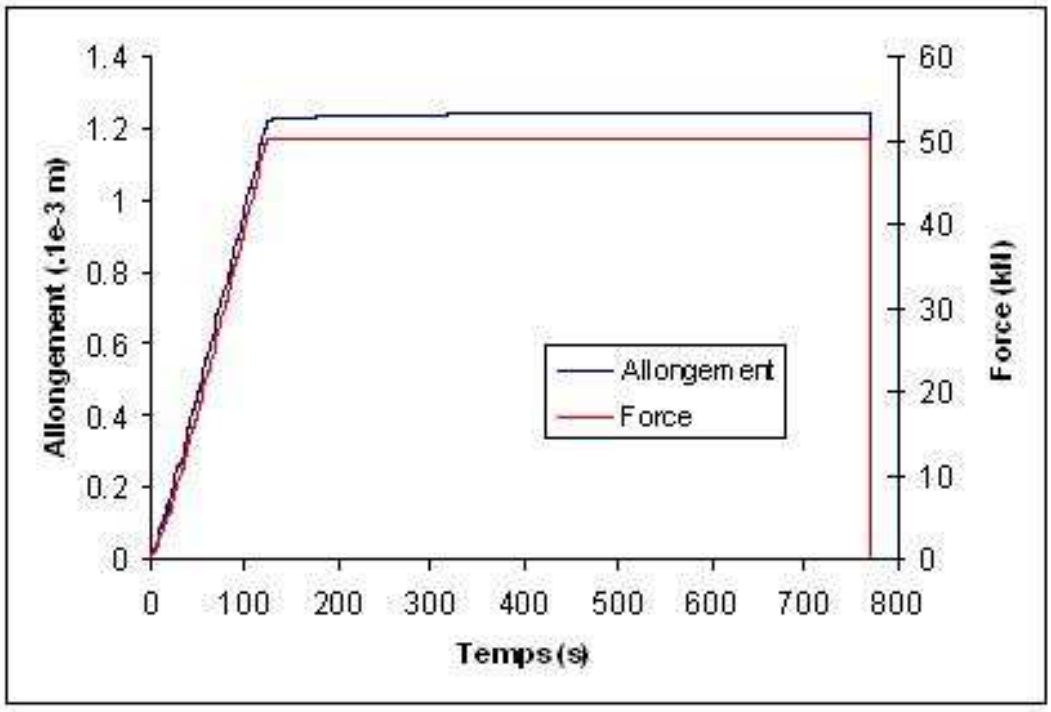


Figure III.20 : Résultats expérimentaux du fluage sur éprouvette à double recouvrement (force de fluage de 50 kN).

1.2.3. Modélisation de l'essai de fluage

Pour la modélisation par éléments finis dans le module endommagement de CESAR LCPC, le problème peut être restreint à une moitié d'éprouvette, en raison des symétries de l'essai. Dans ces conditions, le maillage et les conditions aux limites introduites dans le code sont celles présentées sur la Figure III.21.

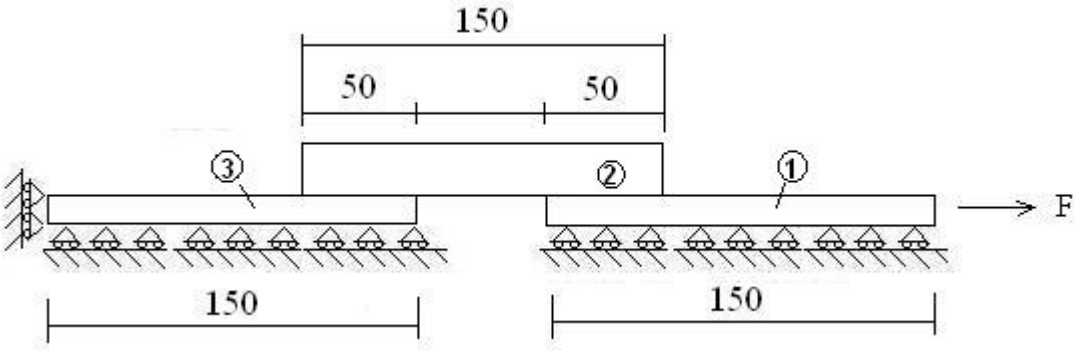


Figure III.21 : Maillage et conditions aux limites représentatives de l'essai de traction sur une éprouvette à double recouvrement (dimensions exprimées en mm).

1.2.4. Identification des paramètres

Estimation de la valeur de départ de la rigidité du joint $\hat{k}_s^T$

Dans le cas de l'essai sur éprouvette à double recouvrement, le déplacement normal au plan de collage est négligeable par rapport au déplacement tangentiel. Seule la composante tangentielle $\hat{k}_s^T$ affecte le comportement de l'assemblage et doit être identifiée. La valeur initiale qui sera introduite dans la procédure itérative d'identification peut être estimée en considérant l'équilibre de la pièce 1 (Figure III.22).

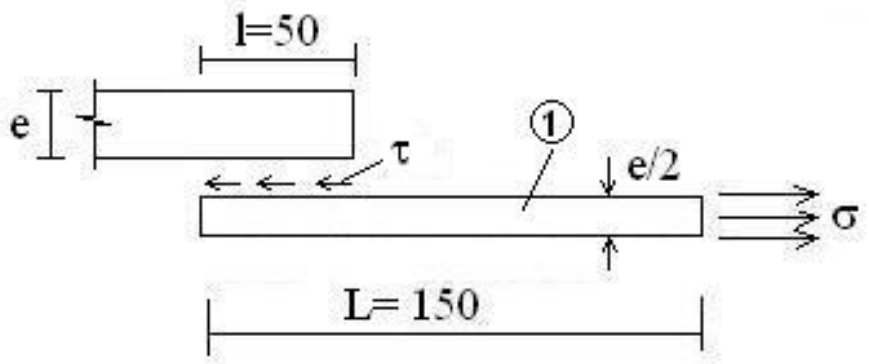


Figure III.22 : Etat d'équilibre de la pièce 1, les dimensions en mm de la pièce 1 sont : L × h × e = 150 × 52 × 12.

Notons σ et τ respectivement la contrainte normale imposée et la contrainte tangentielle supposée uniformément répartie sur le long de l'interface *l* ; l'équilibre de la pièce 1 donne :

$$\sigma \frac{e}{2} = \tau l \qquad \textbf{Eq.III.17}$$

En remplaçant $\sigma = \frac{F}{e\,h}$ et $\tau = \hat{k}_s^T u\,l$ dans cette dernière, on peut déduire :

$$\hat{k}_s^T = \frac{F}{2\,h\,l\,u} \qquad \textbf{Eq.III.18}$$

où $F = 50.10^3$ N ; h = 52 mm ; l = 50 mm ; $u = u_{exp}/2 = 1{,}23/2 = 0{,}615$ mm.

On obtient donc : $\hat{k}_s^T = 15{,}63.10^9$ (N.m^{-3})

Valeur initiale pour la viscosité du joint adhésif k_s^{*T}

On suppose dans cette étape que la colle est suffisamment forte pour qu'il n'y ait pas d'endommagement à l'interface. Dans le but de déterminer la valeur initiale de la viscosité du joint adhésif k_s^{*T}, nous avons fait plusieurs simulations numériques en considérant différentes valeurs égales à 0 ; 10^{10} ; 10^{11} ;10^{12} et en prenant les autres paramètres du modèle constants : $c_s = 10^7$ N.s.m^{-1} ; $w_s = 10^4$ N.m^{-1} ; $\hat{k}_s^T = 15{,}63.10^9$ N.m^{-3} ; $k_s = 0$. On note que les valeurs de c_s et de w_s sont prises élevées pour s'affranchir de l'endommagement du joint adhésif.

La Figure III.23 représente les allongements dans la direction tangentielle à l'interface obtenus à partir des différentes valeurs de k_s^{*T}. Par observation, il apparaît que la courbe continue verte (correspondant à une valeur de k_s^{*T} égale à 10^{10} N.s.m^{-3}) s'ajuste le mieux à la courbe expérimentale (tracée en bleu). Cette valeur de k_s^{*T} est donc retenue comme valeur initiale dans la procédure d'optimisation qui sera développée dans le paragraphe suivant.

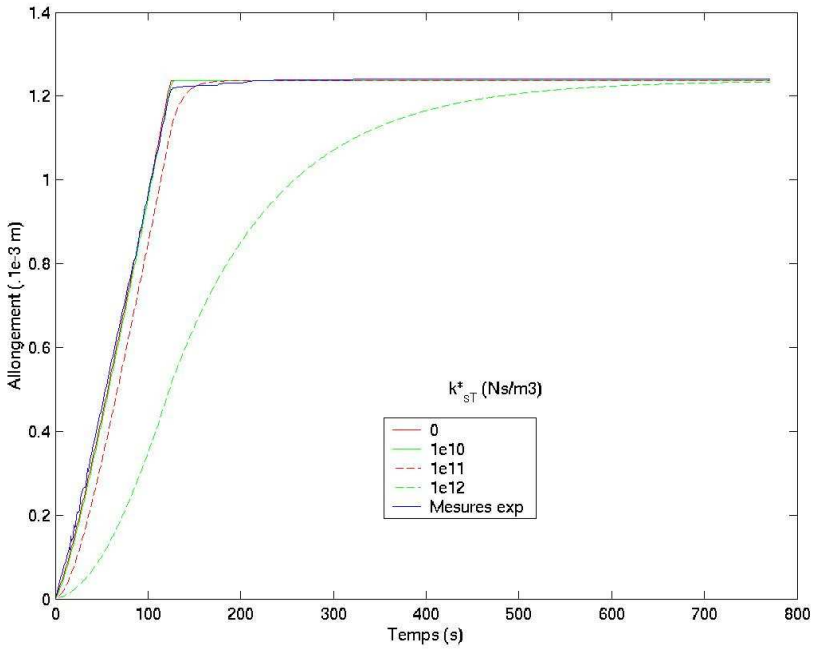


Figure III.23 : Courbes simulées numériquement de l'allongement en fonction du temps pour différentes valeurs k_s^{*T}. La courbe des données expérimentales est tracée en bleu.

Identification des 2 paramètres $\hat{k}_s^T$ ***et*** $\overset{*T}{k}_s$

Les valeurs des paramètres de rigidité $\hat{k}_s^T$ et de viscosité $\overset{*T}{k}_s$ du joint adhésif déterminées précédemment vont à présent servir de valeurs de départ pour la procédure itérative de minimisation dans l'intervalle de 0 à 250 secondes. On suppose également que l'endommagement surfacique n'apparaît pas pendant cette période. Le jeu de paramètres initial est le suivant : $\hat{k}_s^T$ = 15,63.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*T}{k}_s$ = 10^{10} N.s.m^{-3}. La fonction coût a une valeur initiale de : f = 1,445.

Le résultat de la procédure d'optimisation est $\hat{k}_s^T$ =16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*T}{k}_s$ =10,549.10^9 N.s.m^{-3}. La valeur finale correspondante pour la fonction coût est f = 0,095. Les courbes théoriques d'évolution de l'allongement en fonction du temps obtenues avec les paramètres de départ (en vert) et les paramètres identifiés (en rouge) sont présentées sur la Figure III.24. On voit qu'il y a un bon accord entre la courbe rouge et l'expérience sur cet intervalle de temps.

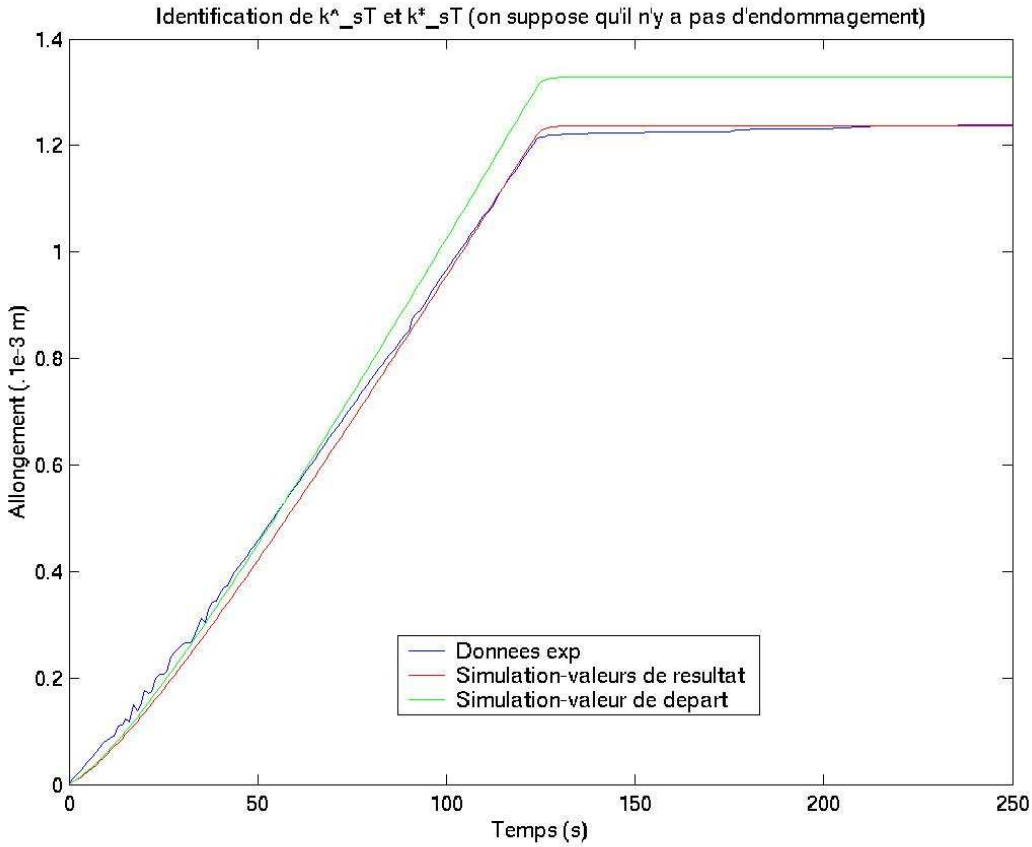


Figure III.24 : Résultats de l'identification de $\hat{k}_s^T$ et $\overset{*T}{k}_s$ sur l'intervalle de temps allant de 0 à 250 secondes. Courbes d'allongement de l'interface obtenues avec les valeurs de départ (en vert) et avec les valeurs identifiées (en rouge). La courbe correspondant aux données expérimentales est tracée en bleu.

Détermination des valeurs initiales de c_s et w_s

L'assemblage à double recouvrement sollicité en fluage présente une rupture « fragile » (cf. comportement expérimental sur la Figure III.20). L'allongement de l'éprouvette croît de façon linéaire pendant la période de mise en charge, puis il reste quasi-constant pendant le temps de fluage et jusqu'à la rupture brutale pour une durée d'essai de l'ordre de 770 secondes.

Ce type de comportement fragile nous amène à penser que la valeur du paramètre d'évolution d'endommagement c_s doit être faible et que celle de l'énergie de Dupré w_s doit être élevée dans le modèle d'endommagement.

On cherche dans cette étape à déterminer des valeurs de départ, qui pourront être utilisées pour l'optimisation de ces deux paramètres. Pour cela, nous avons d'abord considéré différentes valeurs du paramètre c_s comprises entre 1 et 2000.10^3 N.s.m^{-1}, et pour chacune de ces valeurs nous avons effectué des simulations en faisant varier w_s entre $2{,}5.10^3$ N.m^{-1} et 5.10^3 N.m^{-1}. Les Figures III.25 et III.26 présentent respectivement les simulations obtenues avec les valeurs extrêmes de c_s (à savoir 1 et 2000.10^3 N.s.m^{-1}) et en faisant à chaque fois varier la valeur de w_s dans l'intervalle mentionné. Les autres paramètres sont fixés aux valeurs déterminées précédemment: $\hat{k}_s^T$ =16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*T}{k}_s$ =10,549.10^9 N.s.m^{-3} ; $k_s = 0$.

Les simulations numériques effectuées montrent que, quelle que soit la valeur fixée pour c_s, il existe un seuil critique de w_s à partir duquel on n'observe plus de rupture de l'assemblage, ce seuil étant égal à 3.10^3 N.m^{-1}. Nous choisissons donc de retenir la valeur de w_s située en dessous de ce seuil, soit $2{,}5.10^3$ N.m^{-1}.

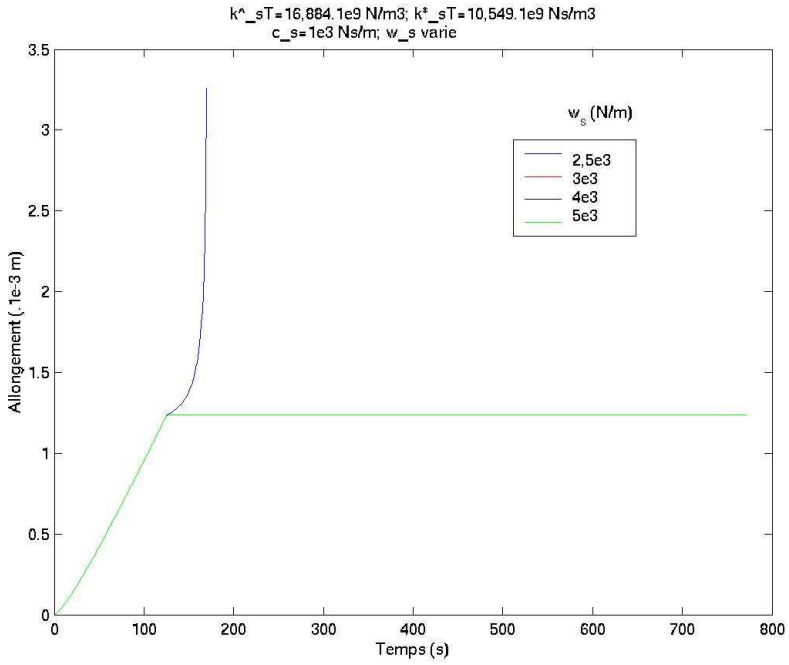


Figure III.25 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour une valeur de c_s fixée à 10^3 N.s.m^{-1}, et pour différentes valeurs de w_s (les courbes tracées en vert, noir et rouge sont superposées).

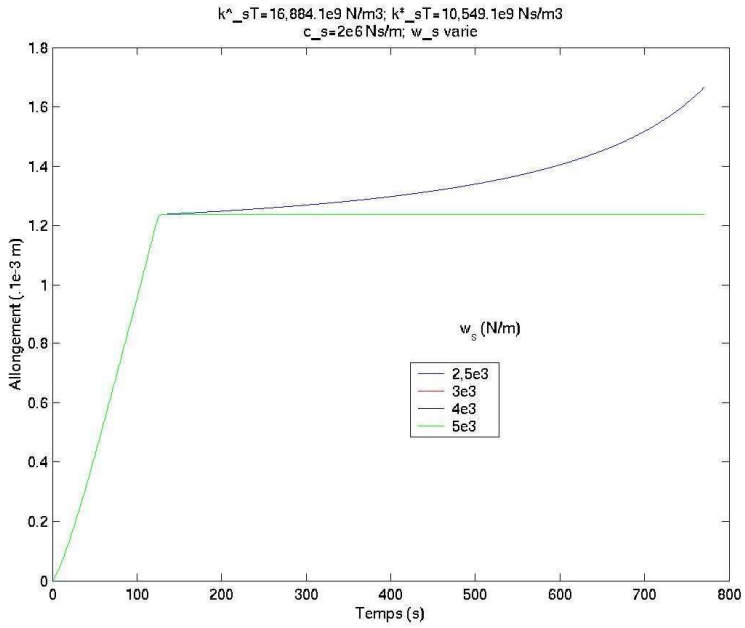


Figure III.26 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour une valeur de c_s fixée à 2000.10^3 Ns/m, et pour différentes valeurs de w_s (les courbes tracées en vert, noir et rouge sont superposées).

Nous avons ensuite effectué des simulations en fixant le paramètre w_s à $2{,}5.10^3$ N.m^{-1}, et en faisant varier la valeur de c_s entre 1600 et 2000.10^3 N.s.m^{-1}. La Figure III.27 montre les courbes correspondantes pour l'évolution de l'allongement en fonction du temps.

Il ressort que la courbe obtenue avec c_s = 1700.10^3 N.s.m^{-1} offre un compromis satisfaisant. Nous choisirons donc le couple w_s = $2{,}5.10^3$ N.m^{-1} et c_s = 1700 10^3 N.s.m^{-1} comme valeurs de départ pour l'optimisation des paramètres w_s et c_s.

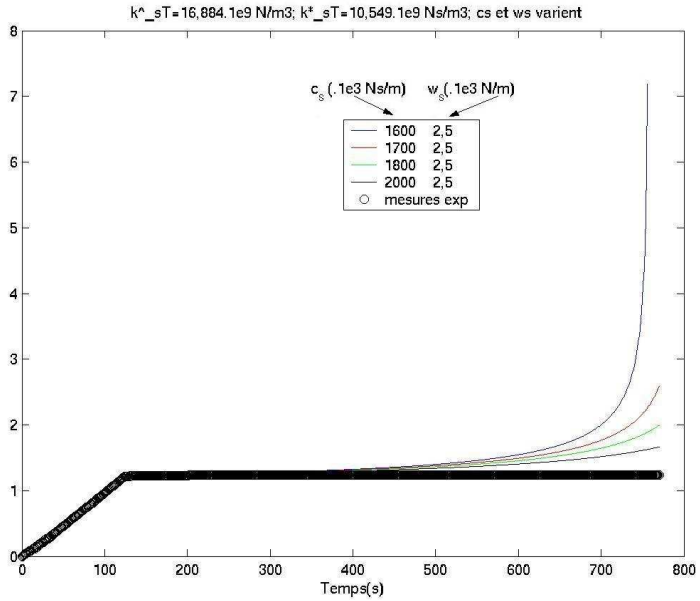


Figure III.27 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour une valeur de w_s fixée à $2{,}5.10^3$ N.m^{-1} et différentes valeurs de c_s.

Identification conjointe de c_s et w_s

Avant de lancer la procédure d'identification des deux paramètres d'endommagement c_s et w_s, il nous faut rajouter un (ou plusieurs) point(s) dans le fichier de points expérimentaux, afin d'indiquer au programme que la rupture intervient de manière brutale (comportement fragile) et que l'allongement devient très grand à l'instant de la rupture. La valeur de l'allongement pour le point supplémentaire est arbitraire (en toute rigueur elle devrait être infinie) et nous avons essayé plusieurs valeurs plus ou moins élevées. Finalement, nous avons choisi le point de coordonnées (t = 771 sec et allongement = 100 mm).

La procédure d'identification des paramètres c_s et w_s par la méthode de Nelder-Mead est ensuite lancée en prenant pour valeur de départ $w_s = 2{,}5.10^3$ N.m^{-1} et $c_s = 1700.10^3$ N.s.m^{-1} ($\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*}{k}{}_s^T$ sont toujours fixés respectivement à $16{,}884.10^9$ N.m^{-3} et $10{,}549.10^9$ N.s.m^{-3}, et k_s = 0.). La valeur de la fonction coût initiale est égale à 9552.

Le résultat de la procédure d'optimisation est : $c_s = 1730{,}930.10^3$ N.s.m^{-1} ; $w_s = 2{,}460.10^3$ N.m^{-1}, pour une valeur de la fonction coût égale à 315,394.

La Figure III.28 montre les courbes théoriques d'évolution de l'allongement en fonction du temps obtenues avec les valeurs de départ et les valeurs identifiées. La Figure III.29 présente l'évolution de l'endommagement surfacique β_s à l'extrémité du plan de collage (nœud 1972 indiqué sur la figure) pour les paramètres identifiés.

Les courbes théoriques issues de l'optimisation présentées sur les Figures III.28 et III.29 traduisent bien le comportement fragile de l'assemblage observé expérimentalement. Le paramètre d'endommagement tracé en Figure III.29 montre une variation rapide à partir de t = 700 secondes traduisant le phénomène de rupture rapide.

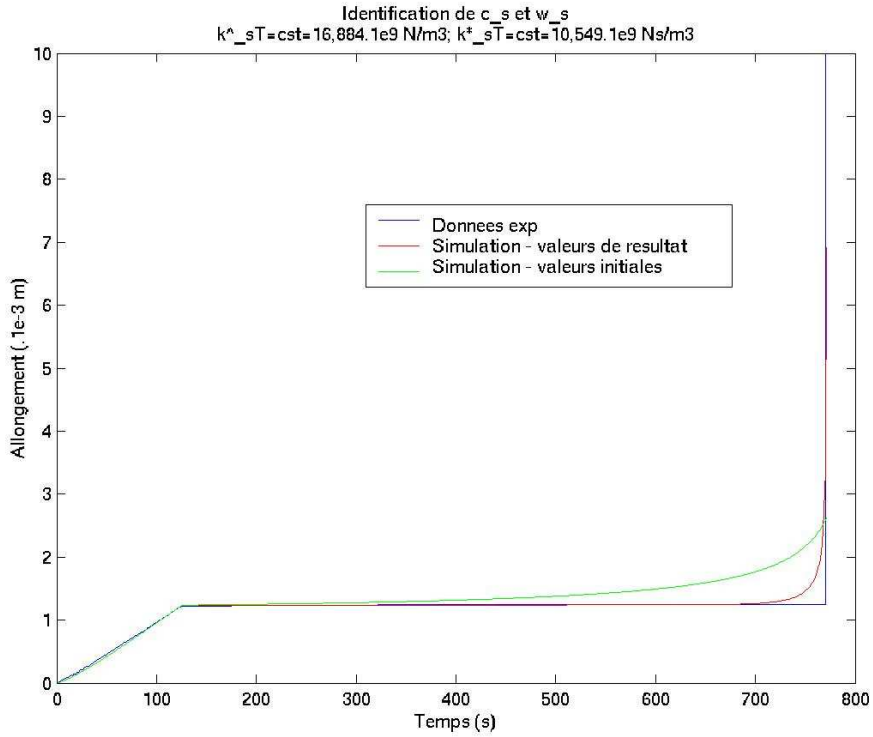


Figure III.28 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour les valeurs de départ (en vert) et les valeurs optimisées (en rouge) des paramètres c_s et w_s. La courbe bleue est construite à partir des données expérimentales.

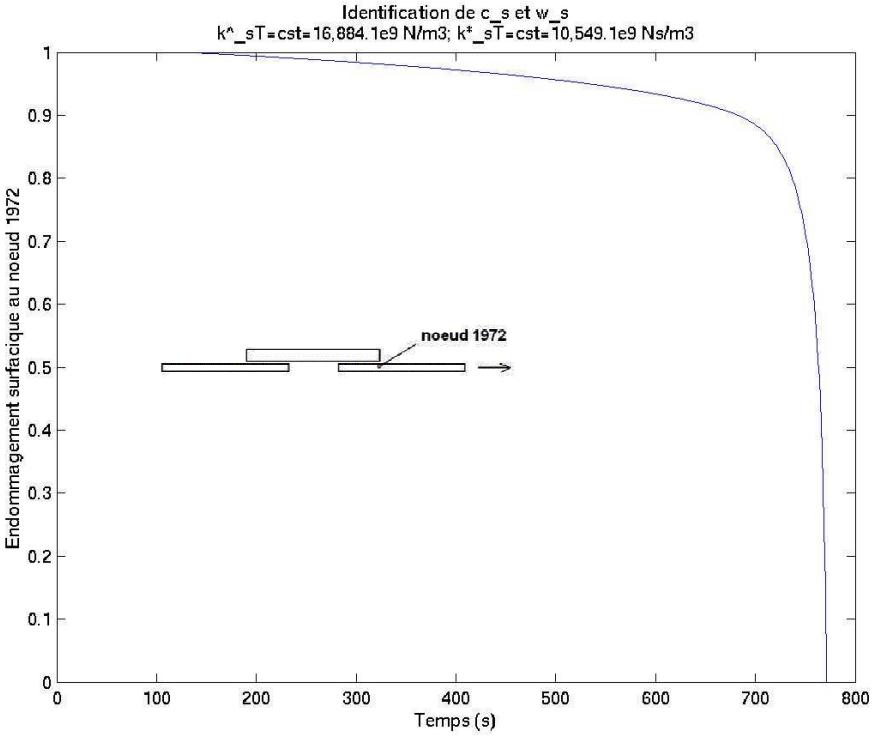


Figure III.29 : Evolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collée (au nœud 1972), obtenue avec les paramètres c_s et w_s identifiés.

Identification simultanée des 4 paramètres $\widehat{k}_s^T$, $\overset{*}{k}_s^T$, c_s et w_s

Dans les étapes précédentes, nous avons estimé séparément des valeurs de ($\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*}{k}_s^T$) et (c_s et w_s). Il nous a paru intéressant de compléter cette étude par l'identification simultanée de l'ensemble des quatre paramètres.

Le jeu de paramètres initial provenant des étapes précédentes est rappelé ici : c_s = 1730,930.10^3 N.s.m^{-1} ; w_s= 2,460.10^3 N.m^{-1}; $\widehat{k}_s^T$ =16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*}{k}_s^T$ =10,549.10^9 N.s.m^{-3}. La valeur correspondante de la fonction coût est f = 315,394.

La procédure d'optimisation lancée simultanément sur les 4 paramètres conduit à un nouvel ensemble de valeurs résultats, à savoir : c_s = 1730,930.10^3 N.s.m^{-1} ; w_s = 2,460.10^3 N.m^{-1}N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^T$ = 16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*}{k}_s^T$ =10,532.10^9 N.s.m^{-3}, pour une valeur finale de la fonction coût f = 315, 372. On remarque qu'il y a peu de différences entre les paramètres de départ provenant des identifications séparées des couples ($\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*}{k}_s^T$) et (c_s et w_s) et les paramètres finaux provenant de l'identification simultanée des 4 paramètres.

Les courbes théoriques d'évolution de l'allongement en fonction du temps obtenues avec les valeurs de départ et optimisées sont tracée sur la Figure III.30. L'évolution de l'endommagement surfacique β_s à l'extrémité du plan de collage (au nœud 1972) obtenue avec les 4 paramètres optimisés est présentée sur la Figure III.31.

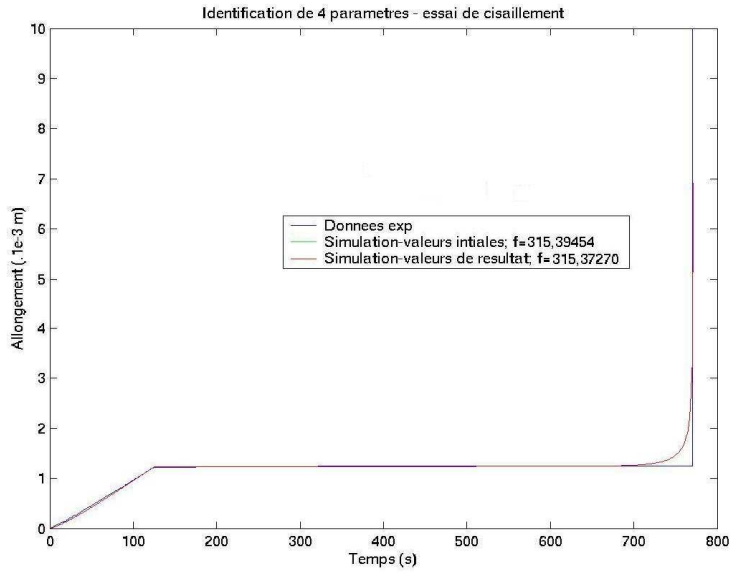


Figure III.30 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour les valeurs de départ (en vert) et les valeurs optimisées (en rouge) des 4 paramètres $\widehat{k}_s^T$, $\overset{*}{k}_s^T$, c_s, w_s. La courbe bleue est construite à partir des données expérimentales. A noter que les courbes rouges et vertes coïncident.

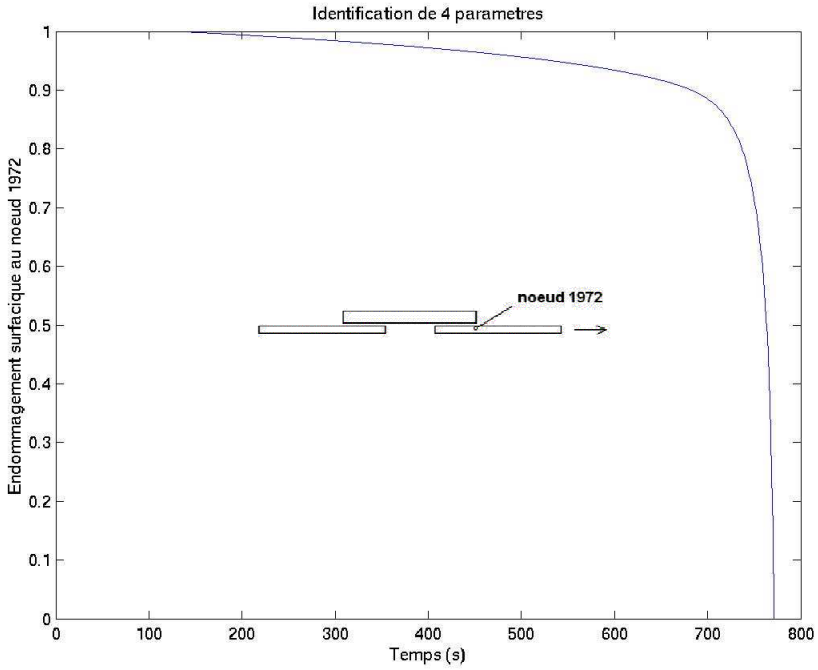


Figure III.31 : Evolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collée (au nœud 1972), obtenue avec les 4 paramètres identifiés simultanément.

A l'issue de ce processus d'identification, nous pouvons conclure que le modèle d'endommagement proposé permet de reproduire le comportement fragile observé expérimentalement lors de l'essai de traction sur éprouvettes à double recouvrement.

Par ailleurs, il faut souligner que les ordres de grandeur des paramètres sont très différents de ceux obtenus pour l'essai de traction homogène dans la section 1.1. du Chapitre III. Outre le fait que ce sont les composantes tangentielles de $\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*}{k}_s^T$ qui interviennent ici (alors qu'il s'agissait des composantes normales dans l'essai de traction homogène), on remarque également que les valeurs de c_s et surtout de w_s sont différentes dans les deux types d'essais. Il semble donc que les paramètres d'endommagement soient dépendants de la configuration d'essai. Ainsi :

- dans l'essai de traction homogène, l'endommagement engendre une ouverture progressive du joint, qui précède la rupture finale. Au niveau du modèle ce comportement se traduit par une valeur élevée de c_s et une valeur faible de w_s (l'endommagement commence rapidement et a lieu très progressivement).
- dans l'essai de traction sur éprouvette à double recouvrement, on n'observe pas ou peu d'endommagement (l'ouverture du joint reste quasi constante pendant le fluage) et la rupture intervient de façon très brutale. Au niveau des simulations, cela se traduit par une valeur plus faible de c_s et par une valeur très élevée de w_s.

Il est difficile de commenter ces résultats de manière plus précise.

1.3. Cas du cisaillement sur assemblage béton/adhésif/composites

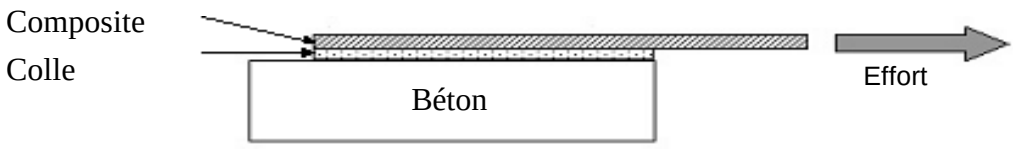
Nous allons à présent confronter le modèle à l'expérience dans une configuration plus complexe où l'endommagement volumique des supports intervient également. Il s'agit de l'essai de cisaillement sur assemblage béton/adhésif/composites.

1.3.1. Description de l'expérience

Cet essai été développé au Laboratoire Régional d'Autun, et est entièrement décrit dans les références suivantes : [SUDRET 2005, CHATAIGNIER 2008]. Le principe de l'essai est schématisé sur la Figure III.32 et une photo du dispositif expérimental est également présentée. L'essai consiste à appliquer un effort de traction dans l'axe du composite au moyen d'un vérin hydraulique, ce qui revient à solliciter l'interface collée en cisaillement.

Les moyens de mesures sont les suivants :

- une cellule de mesure à pont de jauges reliée à un conditionneur fournit l'information de force (la force maximale de la machine est de 100 kN) ;
- un capteur de déplacement fournissant la valeur du déplacement du vérin par rapport au corps de la machine ;
- un capteur de déplacement fournissant la valeur du déplacement de l'extrémité des mors par rapport au béton de la dalle.



a)



b)

Figure III.32 : (a) Principe de l'essai et (b) image du dispositif expérimental au LR d'Autun.

Le protocole d'essai est le suivant :

- calage des capteurs de déplacement ;
- mise en place de la machine de traction par une montée en pression permettant d'atteindre une force d'environ 300 daN
- recalage capteurs de déplacement ;
- lancement de l'essai jusqu'à rupture de l'assemblage.

1.3.2. Confrontation expérience-modèle

Résultats expérimentaux

Plusieurs expériences ont été réalisées au Laboratoire Régional d'Autun sur des blocs de béton renforcés par collage de lamelles composites pultrudées. Le système de renforcement utilisé est celui commercialisé par la société Etandex, c'est pourquoi l'adhésif est différent de l'Eponal 380 utilisé dans les paragraphes précédents. Néanmoins, il s'agit toujours d'un adhésif de type époxy bi-composant, commercialisé sous la marque Etancol 492.

Au cours des essais de cisaillement, plusieurs grandeurs ont été enregistrées en continu, à savoir la force appliquée (F en daN) et les déplacements du piston et du mors (en μm). La Figure III.33 montre les courbes typiques d'évolution de ces grandeurs en fonction du temps.

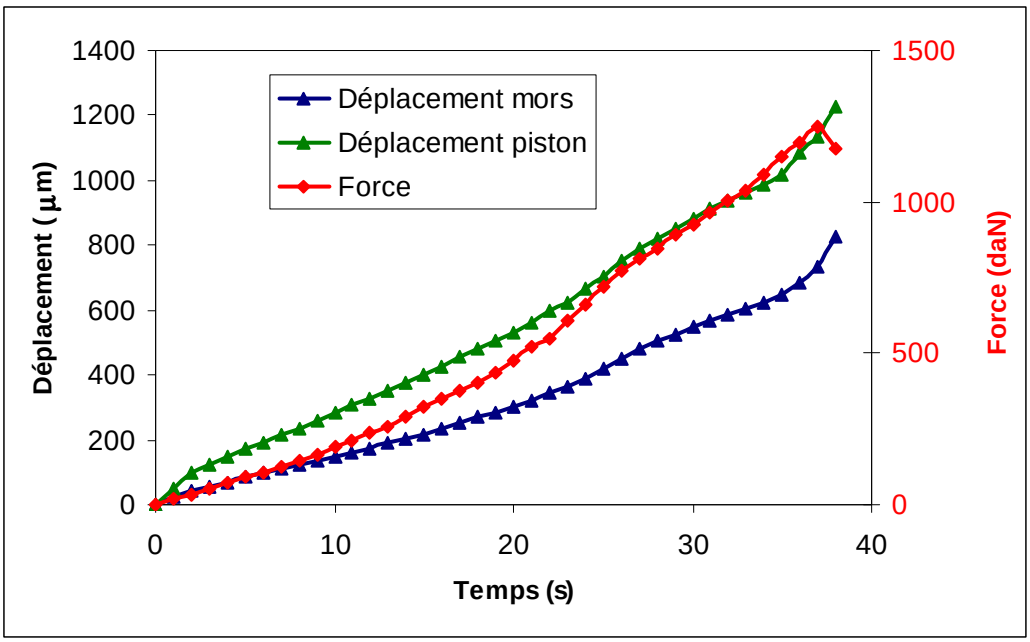


Figure III.33 : Courbes d'évolution expérimentale en fonction du temps de la force appliquée et des déplacements du mors et du piston

Le mode de rupture observé à l'issue des essais de cisaillement est de type cohésif dans le béton (Figure III.34). Un coin de béton reste généralement collé sur la lamelle composite arrachée, comme cela est visible sur le faciès de rupture.



Figure III.34 : Faciès de rupture des corps d'épreuve après les essais de cisaillement [SUDRET 2005].

Modélisation

Il n'a pas été possible de procéder à une identification directe des paramètres théoriques dans cette configuration. En effet, le modèle permet de calculer le déplacement de l'extrémité du composite au cours de l'essai, mais on ne dispose pas des données expérimentales correspondantes (le déplacement mesuré expérimentalement au niveau du mors ne correspond pas directement à celui qui s'exerce réellement à l'extrémité du composite).

Nous avons donc procédé de manière différente. Une modélisation a été réalisée en considérant un comportement moyen du béton et un comportement performant de l'adhésif, de manière à traduire le fait que l'endommagement est principalement localisé dans le béton. Les valeurs choisies pour les coefficients théoriques sont les suivantes (cf section 3 du chapitre II, et Annexe 1) :

- pour le béton : module d'Young E = 33.10^9 N.m^{-2} et coefficient de Poisson ν = 0,2 ; paramètres d'endommagement volumique c = 2000 N.s. m^{-2} , w = 40 N.m^{-2} et $k_{béton}$ = 0,1 N. [FREDDI 2006]
- pour le composite : module d'Young E = 1,8.10^{11} N.m^{-2} et coefficient de Poisson ν = 0,1 ; paramètres d'endommagement volumique c = 2.10^5 N.s.m^{-2}, w = 2.10^4 N.m^{-2} et k_{comp} = 0,1 N
- pour l'adhésif : paramètres d'endommagement surfacique $\widehat{k_s^T}$ = 3.10^{12} N.m^{-3} , c_s = 10^6 N.s. m^{-1}, w_s = 2 N.m^{-1}, k_s = 0,1 N, $k_{s,1,2}$ = 0. On considère par ailleurs qu'il y a une bonne interaction entre endommagements surfacique et volumique en fixant $k_{s,i}$ = 100 N.m^{-1} .

La Figure III.35 montre les champs d'endommagement fournis par le modèle pour des temps d'essai de t = 30, 35 et 40 secondes. Le Figure III.36 montre un profil de la variable d'endommagement β_i dans le béton.

On remarque que l'endommagement se produit à quelques centimètres de profondeur dans le béton. Au temps t = 40 secondes, on note que l'endommagement suit une direction privilégiée et isole un coin de béton à proximité du plat composite. Ce résultat est parfaitement cohérent avec le mode de rupture observé expérimentalement, et en particulier avec le coin de béton qui reste collé au plat (Figure III.34).

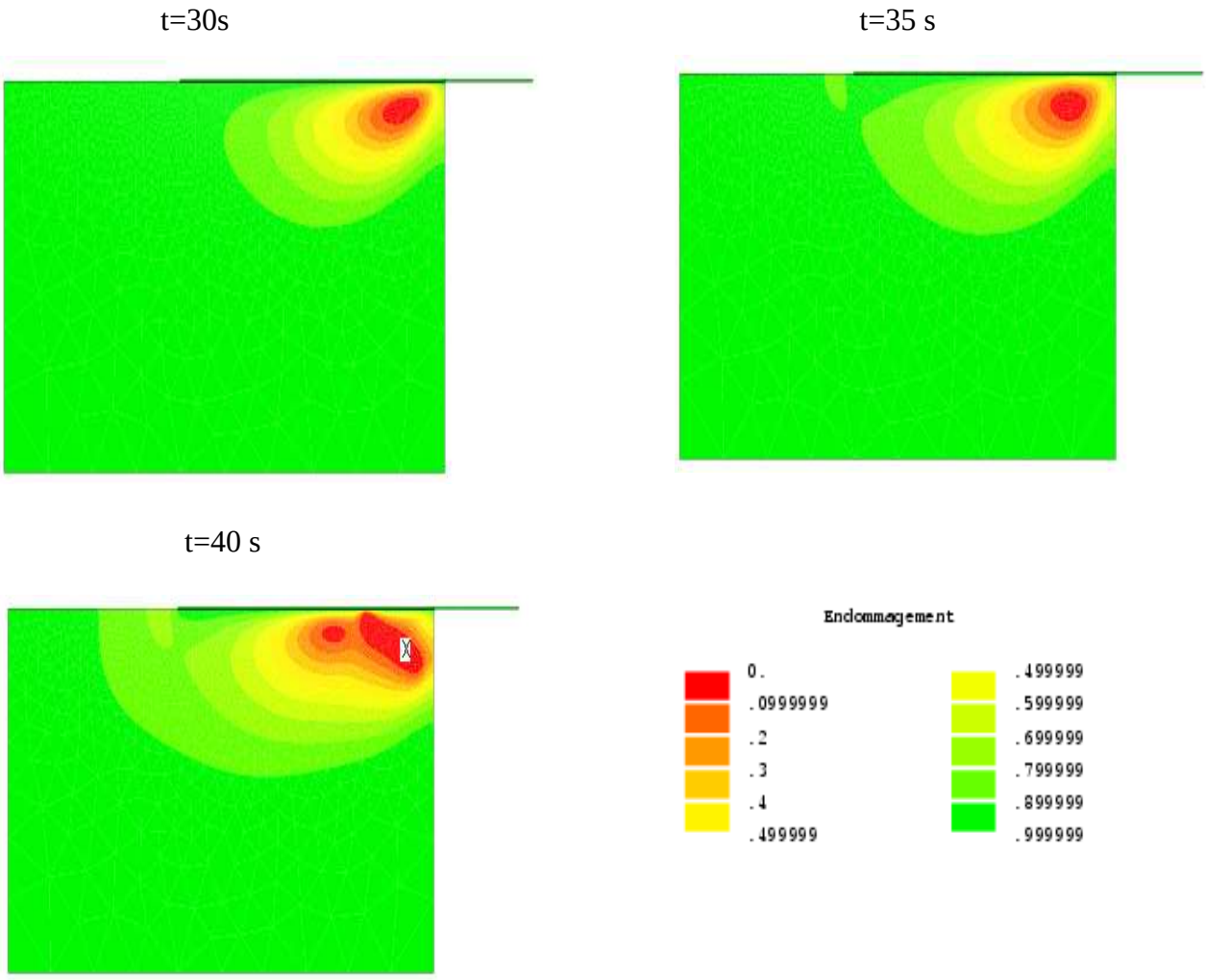


Figure III.35 : Champs d'endommagement aux temps : *t=30* ; *35* et *40* s. L'échelle de couleur ne s'applique qu'à l'endommagement au temps *40* s.

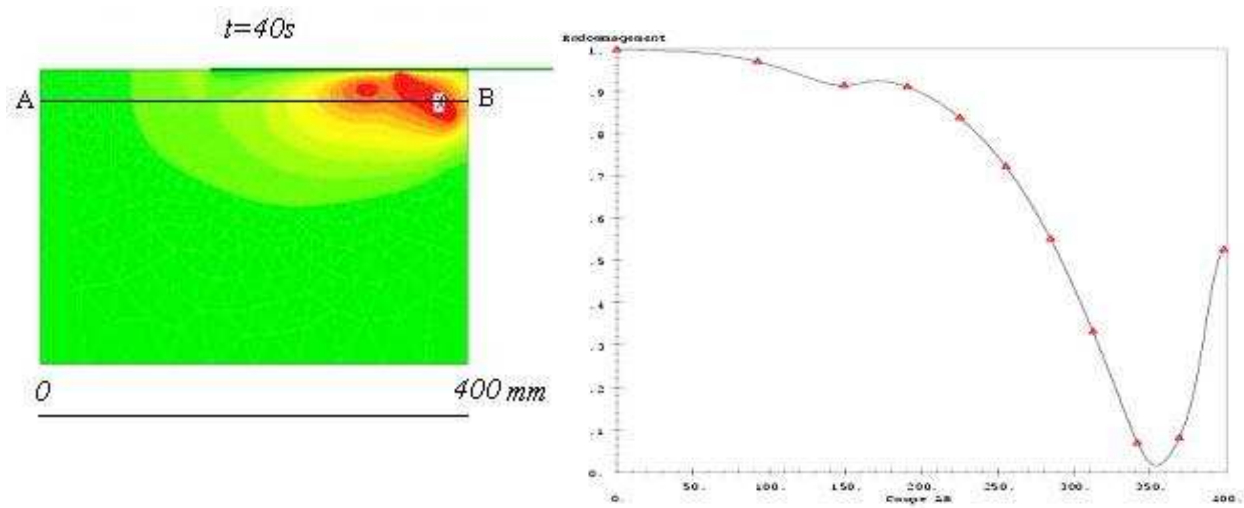


Figure III.36 : Profil de l'endommagement β_i dans le béton entre les points A et B

Estimation de la rigidité du mors, puis du déplacement « expérimental » du composite

On souhaite à présent confronter le déplacement théorique de l'extrémité du composite à l'expérience. Cependant, comme déjà évoqué précédemment, les données expérimentales disponibles (déplacements du piston et du mors) ne permettent pas de déterminer directement le déplacement de l'extrémité du composite.

Pour contourner ce problème, on propose d'estimer la rigidité du mors, notée K^{mors}, qui permettra dans un second temps, à partir du déplacement du mors, de remonter aux valeurs du déplacement de l'extrémité du composite.

Notons K^{comp} , la rigidité du composite. Le dispositif d'essai peut alors être schématisé par deux ressorts en série, de rigidité K^{mors} et K^{comp} (Figure III.37).

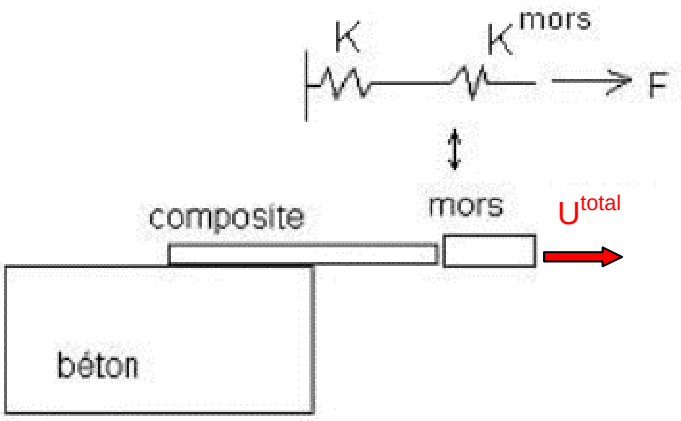


Figure III.37 : Représentation idéalisée du dispositif d'essai. Le déplacement expérimental mesuré au niveau du mors est noté U^{total}, car il résulte à la fois de l'allongement du composite U^{comp} et de celui du mors U^{mors}

On rappelle la formule classique pour deux ressorts en série:

$$\frac{1}{K^{total}} = \frac{1}{K^{comp}} + \frac{1}{K^{mors}} \qquad \textbf{Eq.III.19}$$

où K^{total} est la rigidité de l'ensemble du dispositif.

Les valeurs de K^{total} et K^{comp} peuvent être déterminées respectivement à partir des courbes d'évolution du déplacement expérimental U^{total} et du déplacement modélisé de l'extrémité du composite, et cela par simple régression linéaire (Figure III.38). On se restreint néanmoins à la partie linéaire des courbes.

On obtient par cette méthode les valeurs suivantes : K^{total} = 147,12. 10^4 N.m^{-1}. et K^{comp} = 158,9. 10^4 N.m^{-1}.

La valeur de K^{mors} peut alors être déterminée à partir de la relation Eq.III.19, ce qui permet au final d'obtenir K^{mors} = 2.10^7 N.m^{-1}.

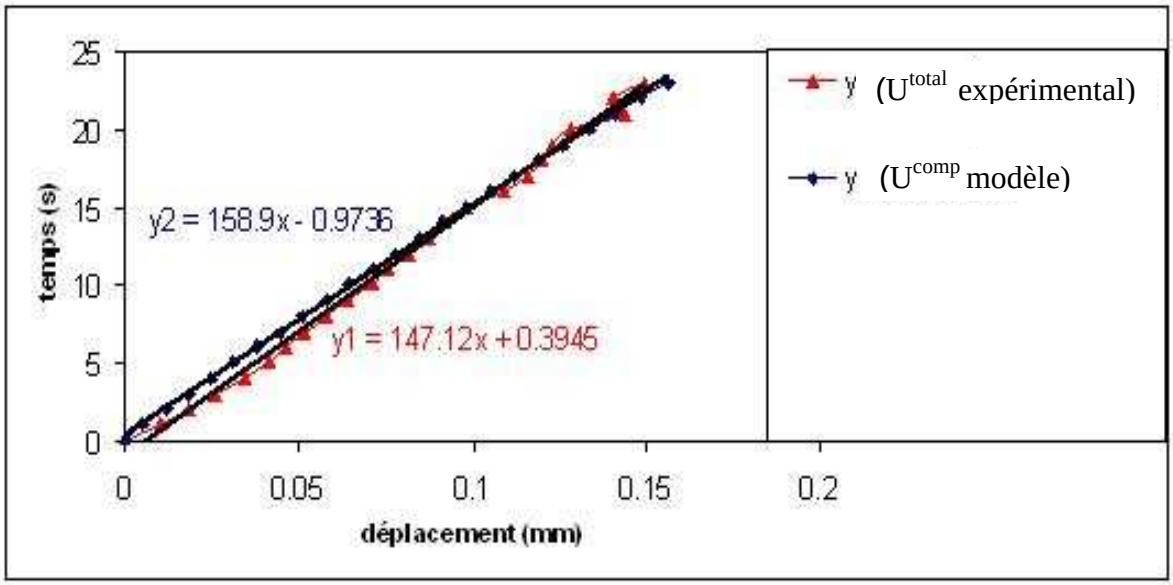


Figure III.38 : Représentations du déplacement expérimental du mors et du déplacement modélisé de l'extrémité du composite. Ces courbes permettent de déterminer respectivement K^{total} et K^{comp} par régression linéaire.

Il est alors possible de déterminer le déplacement de l'extrémité du composite U^{comp} à partir du déplacement expérimental U^{total} par la relation suivante :

$$U^{compo} = U^{total} - U^{mors} = U^{total} - F / K^{mors} \qquad \textbf{Eq.III.20.}$$

Les valeurs de U^{comp} déterminées de cette manière sont assimilées à des valeurs expérimentales et peuvent être comparées aux valeurs issues du modèle d'endommagement.

Confrontation modèle-expérience

La Figure III.39 permet de comparer les déplacements du composite déterminés par la méthode précédente à ceux déterminés au moyen du modèle d'endommagement. On note une bonne cohérence entre la courbe issue de l'expérience et celle provenant de la simulation.

Finalement, nous avons vu dans ce paragraphe, que le modèle a permis de reproduire le comportement observé expérimentalement pour l'essai de cisaillement, bien qu'aucun processus d'identification n'ait été mis en œuvre. Les paramètres d'endommagement ont ici simplement été estimés sur la base des observations expérimentales sur les faciès de rupture (comportement moyen du béton, et résistance élevée de l'adhésif).

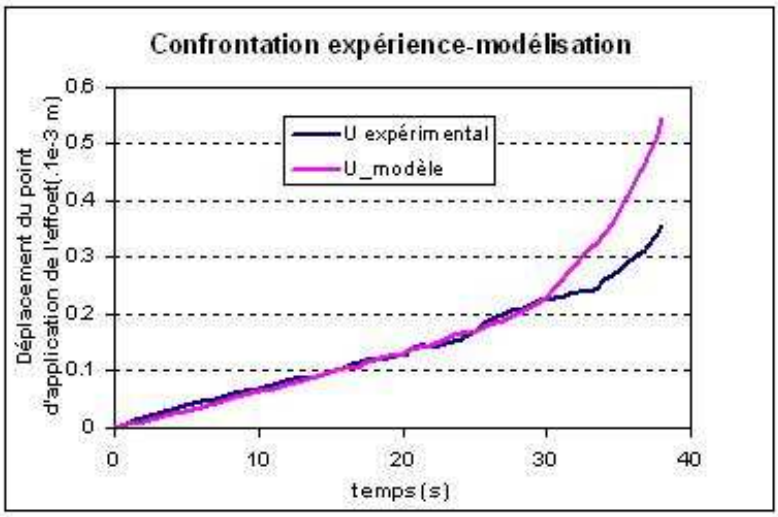


Figure III.39 : Evolutions en fonction du temps des déplacements « expérimental » et modélisé à l'extrémité du composite.

1.4. Bilan de la modélisation pour les assemblages non vieillis

Les paragraphes précédents ont montré que le modèle permet de décrire de manière satisfaisante l'endommagement d'assemblages collés non vieillis, soumis à différents types de sollicitations dans des configurations d'essai spécifiques. Nous avons vu en particulier que :

- les paramètres théoriques peuvent être identifiés au moyen d'une procédure d'optimisation adéquate (c'est la méthode préconisée), ou au pire être estimés sur la base du mode d'endommagement expérimental qui est lié aux comportements relatifs de l'interface et des supports. La procédure d'optimisation nécessite en général plusieurs étapes, car il est nécessaire de déterminer les valeurs de départ des différents paramètres avant de lancer l'identification simultanée de l'ensemble des coefficients,
- la prise en compte par le modèle de la viscoélasticité de l'adhésif apporte une légère amélioration dans les simulations numériques,

- des écarts assez importants ont été obtenus entre les valeurs des paramètres identifiés dans les différentes configurations d'essai, notamment entre la traction homogène et la traction sur assemblages à double recouvrement. Cette dépendance des paramètres théoriques aux conditions d'essais traduit notamment les différences de comportement de l'interface collée observées dans le cadre des caractérisations expérimentales.

Nous proposons maintenant d'appliquer le modèle à la description du comportement d'assemblages collés ayant subi des vieillissements accélérés. Nous nous limiterons ici à une seule configuration d'essai, à savoir la traction sur assemblages métalliques à double recouvrement.

2. Evaluation du modèle pour la description d'un essai de vieillissement accéléré

De ce qui précède, nous venons de montrer que le modèle d'endommagement permet de décrire de manière satisfaisante le comportement ultime d'assemblages collés en l'absence de vieillissement. Nous souhaitons à présent examiner si le même modèle pourrait décrire l'évolution du comportement des assemblages consécutive à un vieillissement hygrothermique.

Pour rappel, nous avons vu dans l'étude bibliographique que le vieillissement humide peut affecter les performances des assemblages collés (Cf. section 2.3 du Chapitre I). Ainsi, la pénétration de l'eau au niveau des interfaces peut favoriser :

- la plastification de l'adhésif qui se traduit par une diminution de la température de transition vitreuse T_g et une chute de propriétés mécaniques du joint [ZANNI 1995, BRUNEAUX 2004],
- la rupture de liaisons physiques ou chimiques à l'interface lorsque que la concentration en eau dépasse localement un seuil critique [KINLOCH 1979, POPINEAU 2005, BISTAC 1998],

Par ailleurs, la cinétique de polymérisation de l'adhésif est généralement lente à température ambiante, et le processus réactionnel peut se poursuivre pendant de nombreux mois [SADI 1990]. Une élévation de température (dans le cadre d'un vieillissement hygrothermique par exemple) peut accélérer cette cinétique et conduire à une augmentation du degré de réticulation de l'adhésif.

Dans ce paragraphe, on propose dans un premier temps d'étudier l'influence d'un vieillissement hygrothermique sur le comportement expérimental à la rupture :

- de l'adhésif seul,
- d'assemblages collés métalliques à double recouvrement, comparables à ceux utilisés dans la section 1.2. du chapitre III.

Nous tenterons ensuite de confronter le modèle à l'expérience

2.1. Etude du vieillissement de l'adhésif massique.

Des éprouvettes de traction de type « haltères » ont été préparées à partir de l'adhésif massique EPONAL 380. Le protocole de préparation est identique à celui qui a été employé précédemment, à savoir :

- mélange stœchiométrique des 2 constituants de l'adhésif (résine et durcisseur),
- polymérisation de 24 heures à température ambiante suivie d'une post-cuisson de 48h à 50°C.

La géométrie des éprouvettes est présentée sur la Figure III.40, la partie centrale de l'éprouvette ayant une section de 6×6 mm^2.

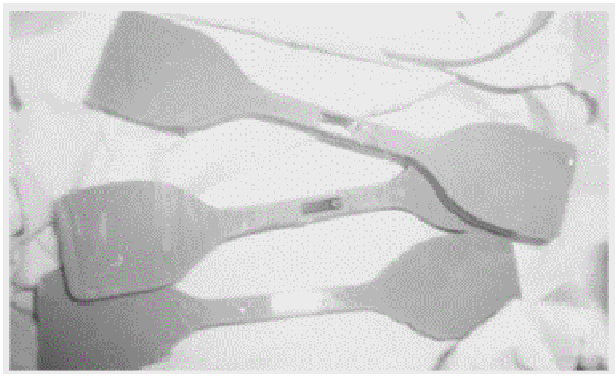


Figure III.40 : Eprouvettes haltères utilisées pour les essais de traction sur adhésif.

Une partie de ces éprouvettes a été soumise à un vieillissement hygrothermique à 40°C et 95% d'humidité à l'intérieur d'une enceinte climatique de marque Voetsch. Le restant des éprouvettes a été conservé à l'ambiante pour les essais de contrôle.

2.1.1. Evolution des caractéristiques mécaniques

Des éprouvettes ont été retirées de l'enceinte après 2 mois de vieillissement. Ces éprouvettes ainsi que des éprouvettes de contrôle non vieillies ont été caractérisées en traction sur une machine d'essais Zwick 1474, avec une vitesse de déplacement imposée de 1 mm.min^{-1}.

La Figure III.41 présente les courbes force / allongement obtenues pour les éprouvettes de contrôle et les éprouvettes vieillies.

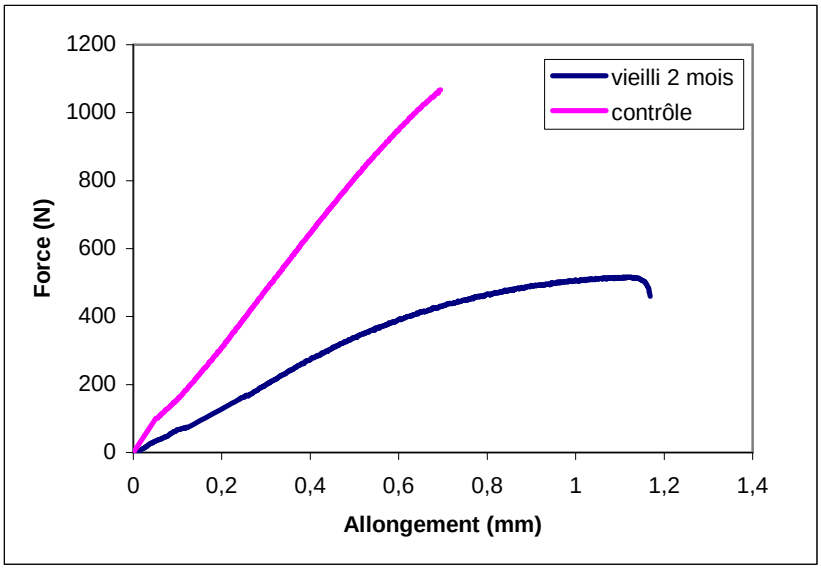


Figure III.41 : Courbes expérimentales Force / Allongement pour les éprouvettes d'adhésif EPONAL 380 de contrôle ou vieillies 2 mois à 40°C et 95% H.R.

Après deux mois de vieillissement, on observe une nette évolution des propriétés mécaniques, avec en particulier une diminution du module d'élasticité et de la contrainte à la rupture. Les éprouvettes vieillies présentent en revanche un comportement plus ductile, avec une augmentation importante de l'allongement à la rupture.

Ces évolutions sont cohérentes avec les éléments trouvés dans la bibliographie, et pourraient donc traduire une plastification du réseau époxy résultant de la pénétration d'eau au sein du matériau. Pour confirmer cette hypothèse, nous avons réalisé une caractérisation microstructurale par calorimétrie différentielle à balayage (DSC).

2.1.2. Evolution microstructurale

Des échantillons prélevés à la surface des éprouvettes de contrôle et des échantillons vieillis ont été analysés par DSC, afin dévaluer leur température de transition vitreuse ou Tg.

Les caractérisations ont été réalisées au LCPC au moyen d'un calorimètre différentiel à balayage à modulation de température (MDSC), modèle Q100 de TA Instruments.

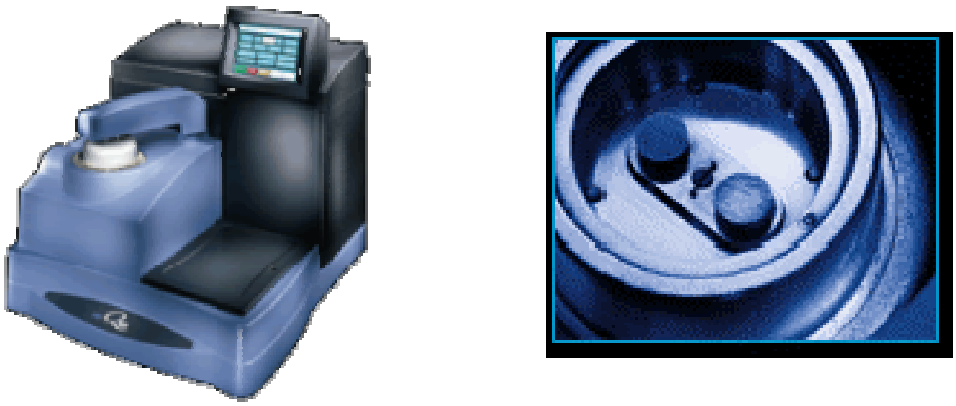


Figure III.42 : Appareil MDSC Q100 et vue du compartiment d'analyse.

La DSC est un outil couramment employé pour caractériser les transformations physico-chimiques des polymères telles que la transition vitreuse, ou des réactions chimiques telles que la réticulation d'un polymère thermodurcissable par exemple. Le principe de mesure est le suivant : on mesure le flux de chaleur à fournir à l'échantillon pour le maintenir à la même température qu'une référence inerte, les deux échantillons étant soumis simultanément à une rampe de température linéaire. Au cours de la montée en température, l'évolution du flux de chaleur est caractéristique des transitions de phase subies par le polymère.

En MDSC (DSC modulé), une modulation de température (signal harmonique) est superposée à la rampe de température linéaire appliquée à l'échantillon : $T(t) = T_0 + a.t + b.\cos(2\pi t/\tau)$, où a est la vitesse linéaire de chauffe (°C/min), b et τ sont respectivement l'amplitude (en °C) et la période (en s) de la modulation.

Le signal mesuré ou flux de chaleur peut alors être décomposé en deux parties :

$$dH/dt = C_p\, dT/dt + f(t, T) \qquad \textbf{Eq.III.21.}$$

où $C_p\, dT/dt$ est la partie réversible du flux de chaleur, qui caractérise les phénomènes réversibles comme la transition vitreuse. C_p étant la chaleur spécifique du matériau, f(t,T) est la partie non réversible du flux de chaleur et caractérise les réactions irréversibles (réactions chimiques, évaporation de solvant, réticulation …).

La MDSC permet donc de dissocier les 2 types de phénomènes (réversibles et irréversibles), même s'ils se produisent simultanément.

Pour cette étude, les essais ont été réalisés dans les conditions suivantes :

- vitesse de chauffe linéaire : 1,5 °C/min,
- amplitude de modulation : 0,5°C,
- période de la modulation : 80 s.

La Tg est identifiée sur le signal réversible, en déterminant le point d'inflexion de la courbe au niveau du saut de chaleur spécifique caractéristique de la transition vitreuse.

La Figure III.43 montre les thermogrammes (évolution du flux chaleur réversible en fonction de la température) obtenus pour les échantillons d'adhésif de contrôle ou vieilli 2 mois.

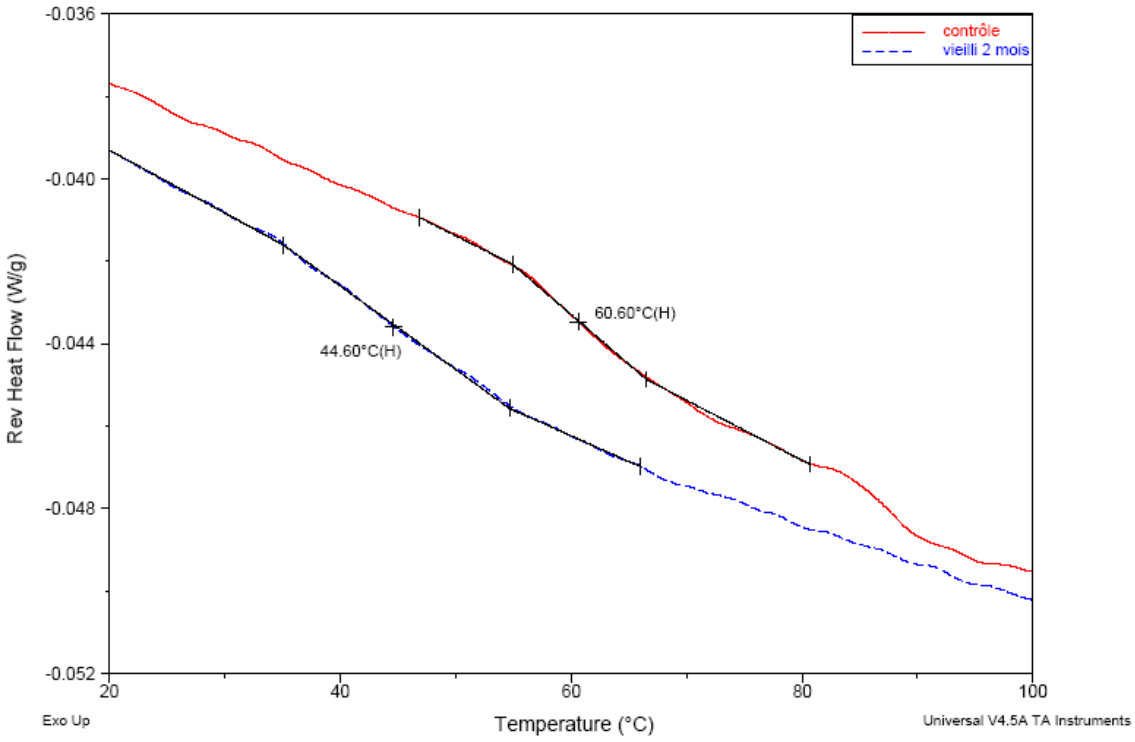


Figure III.43 : Thermogrammes DSC des échantillons EPONAL 380 de contrôle ou vieilli 2 mois à 40°C et 95% H.R. La Tg est repérée pour chaque courbe.

Les analyses permettent de déterminer des Tg respectives de 60,6 et 44,6 pour les échantillons de contrôle et vieilli. Le vieillissement hygrothermique induit donc bien une diminution de Tg caractéristique du phénomène de plastification du réseau époxy par les molécules d'eau.

A noter que le même phénomène a été observé aussi bien pour des prélèvements réalisés en surface ou à cœur des échantillons vieillis, ce qui montre de surcroît que l'eau pénètre jusqu'au cœur des éprouvettes (rappelons que la section n'a ici que 6 mm de côté).

2.2. Etude du vieillissement des assemblages à double recouvrement

Dans un second temps, nous avons donc étudié l'impact du vieillissement sur le comportement des assemblages métalliques à double recouvrement. Le mode de préparation des éprouvettes est identique à celui déjà décrit dans la section 1.2 du Chapitre III.

Les assemblages ont été soumis au même type de vieillissement hygrothermique (40°C et 95% HR) que les éprouvettes d'adhésif, à l'intérieur de l'enceinte climatique. Les assemblages non vieillis étudiés dans la première partie du Chapitre III (Cf. section 1.2) sont considérés comme les assemblages de référence.

2.2.1. Evolution du comportement à la rupture

Les assemblages ont été retirés de l'enceinte après 2 mois de vieillissement. Ils ont ensuite été testés jusqu'à la rupture sur la machine d'essai ZWICK, avec une vitesse de déplacement imposée de 1 mm/min^{-1}.

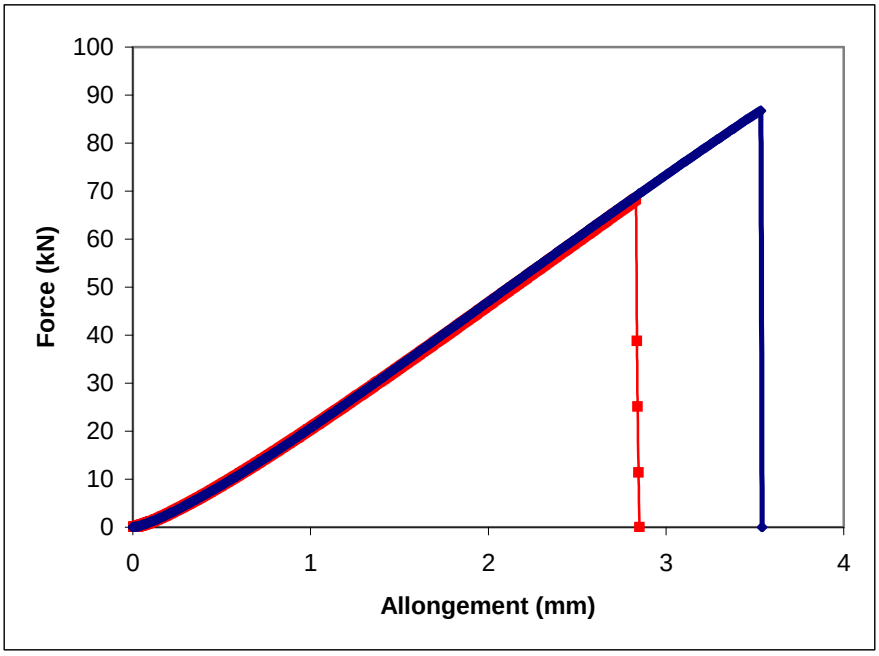


Figure III.43 : Courbes Force / Allongement pour les assemblages à double recouvrement. Sollicitation en traction à 1 mm/min. Eprouvettes de contrôle (rouge) ou vieillies 2 mois à 40°C et 95% H.R (bleu).

La pente de la droite de chargement n'est pas affectée par le vieillissement, car la rigidité de l'assemblage est principalement gouvernée par les supports métalliques.

En revanche, on remarque que la force à la rupture a augmenté pour les éprouvettes vieillies (88 kN contre 69 kN pour les éprouvettes de contrôle). De plus, l'observation visuelle des éprouvettes rompues montre que la rupture intervient toujours de manière cohésive dans le joint adhésif. Donc, l'augmentation de la résistance des assemblages traduit bien une amélioration des propriétés à rupture du joint époxy. Ce résultat n'est *a priori* pas cohérent avec les observations précédentes concernant le vieillissement de l'adhésif seul.

On peut penser que cette divergence est liée à la géométrie des assemblages collés : du fait de la largeur importante des corps d'épreuve (52 mm), la durée de vieillissement de 2 mois serait insuffisante pour que l'humidité pénètre au cœur du joint adhésif (ce qui n'était pas le cas pour les éprouvette d'adhésif massique de section 6×6 mm). Ainsi :

- l'effet de plastification serait limité aux premiers millimètres à la périphérie du joint, à travers lesquels l'eau a eu le temps de diffuser. Dans cette région, les propriétés de l'adhésif (et notamment la Tg) seraient diminuées,
- le cœur du joint n'aurait, quant à lui, été exposé qu'à la température (40°C) et non à l'humidité. Ces conditions sont favorables à une poursuite du processus de réticulation du réseau époxy, et conduiraient donc à une augmentation des propriétés de l'adhésif au cœur du joint (et notamment de Tg).

Pour vérifier cette hypothèse, nous avons réalisé des analyses DSC de manière à déterminer la température de transition vitreuse (Tg) à différentes profondeurs à l'intérieur du joint adhésif.

2.2.2. Evolution microstructurale du joint collé

Dans les éprouvettes de contrôle, les analyses montrent que la Tg est uniforme à travers tout le joint, avec une valeur moyenne Tg = 60°C.

Pour l'un des assemblages vieillis, nous avons effectué des prélèvements de polymère sur le faciès de rupture, à différentes profondeurs par rapport au bord du joint, comme décrit sur la Figure III.44. Les valeurs de Tg déterminées par DSC sont répertoriées dans le Tableau III.1. Les conditions d'analyse sont identiques à celles décrites précédemment dans la section 2.1.2. de ce chapitre.

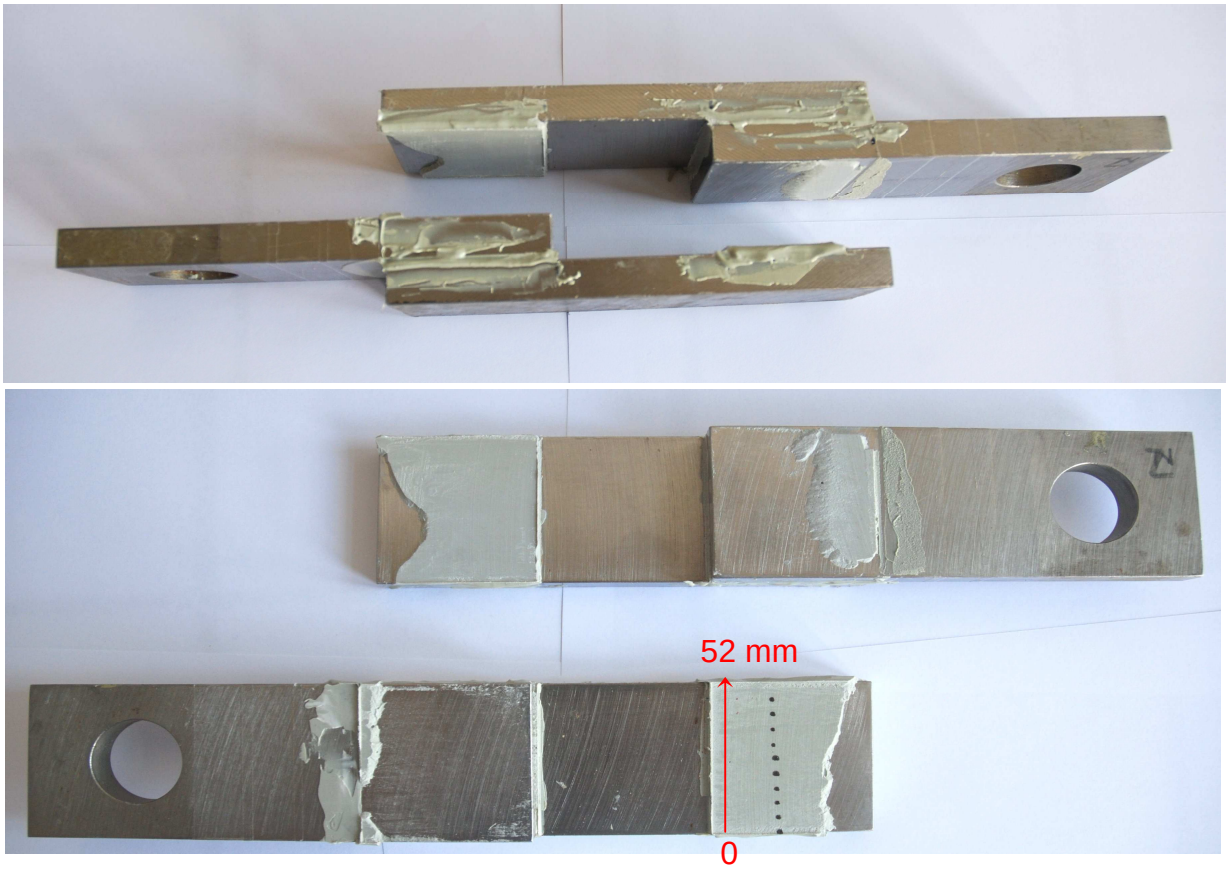


Figure III.44 : Eprouvette à double recouvrement rompue après caractérisation en traction. Les points marqués sur le faciès de rupture montrent les endroits du joint où ont été réalisés les prélèvements de polymère pour analyses DSC.

Tableau III.1 : Valeurs de Tg déterminées à partir des diagrammes DSC, et correspondant à des prélèvements effectués à différentes profondeurs dans le joint adhésif.

Profondeur par rapport au bord du joint (mm)	**Tg (°C)**
0	46, 9
5	61
10	66,6
15	70,4
25	72,7

Sur les assemblages vieillis, on remarque que la Tg n'est plus uniforme à travers le joint adhésif.

- au bord du joint, la Tg est de l'ordre de 46°C. Cette valeur est inférieure à la Tg du polymère avant vieillissement et traduit bien une plastification du réseau liée à la pénétration d'eau,
- pour les profondeurs supérieures à 5 mm , la Tg devient supérieure à la Tg initiale de 60°C. Cela signifie que la concentration en eau est faible, et que la température de vieillissement de 40°C a permis à la réaction de polymérisation de se poursuivre, conduisant finalement à une augmentation de la densité de réticulation du réseau,
- à la profondeur de 25 mm (centre du joint), la Tg est maximale avec une valeur de l'ordre de 72°C.

Ces analyses montrent que pour une durée de vieillissement de 2 mois, l'humidité pénètre essentiellement sur une profondeur de 5 mm à l'intérieur du joint. La majeure partie du joint (en dehors de cette région périphérique plastifiée) voit donc son degré de réticulation augmenter. Ceci permet d'expliquer que, globalement, les propriétés du joint et donc celles de l'assemblage collé sont améliorées par rapport à celles des éprouvettes de contrôle initiales.

Néanmoins, pour des durées de vieillissement plus longues (4 mois, 6 mois et plus), on peut s'attendre à ce que l'humidité pénètre plus au cœur et conduise en définitive à une plastification globale du joint adhésif, et donc une diminution des propriétés mécaniques de l'assemblage. Malheureusement, ces essais à longue échéance n'ont pu être réalisés dans le cadre de cette thèse et constituent donc une perspective intéressante pour les travaux à venir.

2.2.3. Comportement expérimental en fluage

Nous avons également réalisé des essais de fluage sur les assemblages vieillis 2 mois, comme nous l'avions fait précédemment pour les assemblages non vieillis (Cf. section 1.2.2. du Chapitre III). Le protocole d'essai reste le même, avec en particulier une force de fluage égale à 70% de la force à la rupture des assemblages vieillis, c'est à dire 59 kN dans le cas présent.

La Figure III.45 présente une courbe de fluage typique (Allongement en fonction du temps) obtenue pour un assemblage vieilli.

Ce type de courbe expérimentale va à présent nous permettre d'identifier les paramètres du modèle d'endommagement correspondant à la durée de vieillissement de 2 mois.

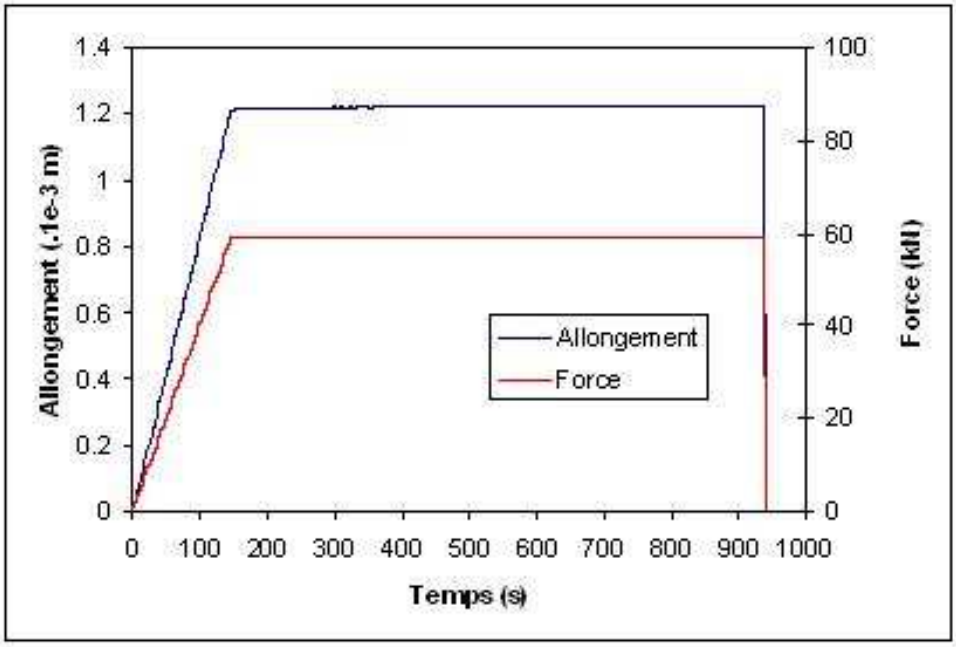


Figure III.45 : Courbe de fluage expérimentale (Allongement en fonction du temps) obtenue pour un assemblage à double recouvrement vieilli 2 mois à 40°C et 95% H.R. La courbe d'évolution de la force appliquée est également représentée.

2.3. Modélisation de l'essai de fluage pour les assemblages vieillis

La procédure d'optimisation de Nelder-Mead est à nouveau mise en œuvre pour identifier les coefficients théoriques du modèle à partir des essais de fluage expérimentaux réalisés sur les assemblages vieillis. Comme nous l'avons vu précédemment, cette procédure se fait par étapes successives : il est d'abord nécessaire de déterminer séparément des paramètres de départ pour $\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*T}{k}_s$, puis pour c_s et w_s, avant de pouvoir identifier simultanément l'ensemble de ces paramètres.

Identification de la rigidité $\widehat{k}_s^T$ et de la viscosité $\overset{*T}{k}_s$ du joint adhésif vieilli

Les valeurs des paramètres de rigidité $\widehat{k}_s^T$ et de viscosité $\overset{*T}{k}_s$ qui avaient été identifiées pour l'assemblage non-vieilli sont prises comme valeurs initiales pour la procédure itérative de minimisation dans l'intervalle de 0 à 250 secondes. Pour simplifier le problème, on s'affranchit de l'endommagement dans ce domaine en considérant des valeurs élevées de c_s et w_s (respectivement 10^7 N.s.m^{-1} et 10^4 N.m^{-1})

Le jeu de paramètres initial est donc : $\widehat{k}_s^T$ =16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*T}{k}_s$ =10,549.10^9 N.s.m^{-3}. La fonction coût a une valeur initiale de : f = 7,946.

Le résultat de la procédure d'optimisation est le suivant : $\widehat{k}_s^T$ = 20,568.10^9 N.m^{-3} et $\overset{*T}{k}_s$ = 10,604.10^9 N.s.m^{-3}, pour une valeur finale de la fonction coût f = 0,003.

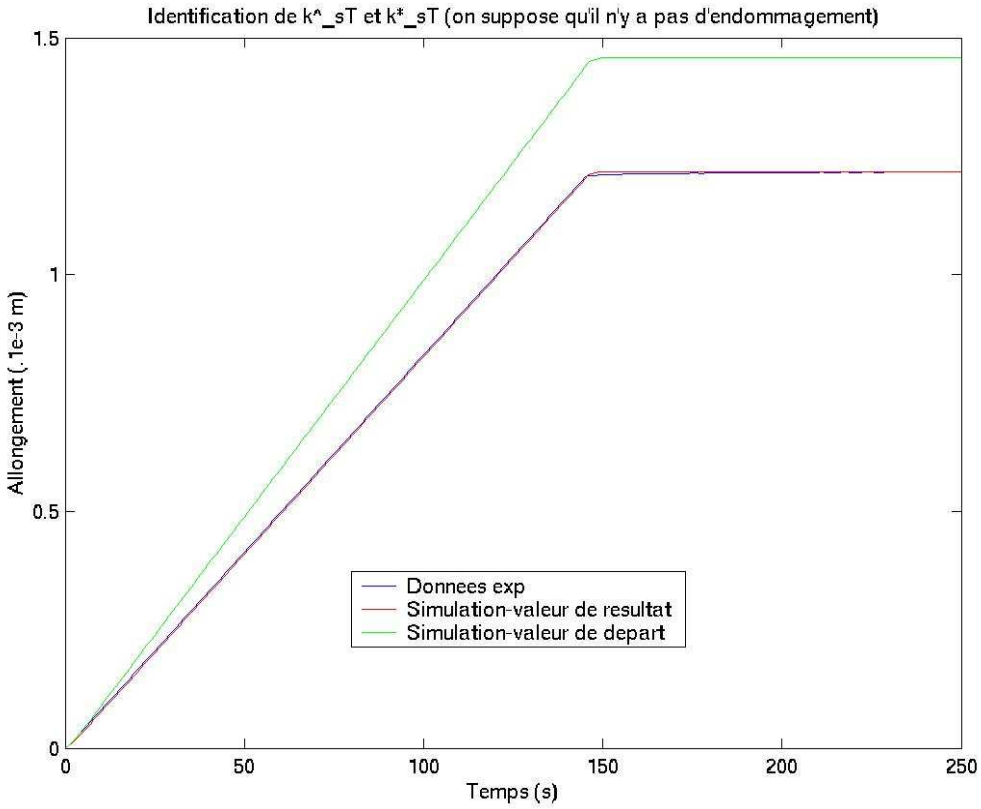


Figure III.46 : Résultats de l'identification de $\hat{k}_s^T$ et $\overset{*T}{k}_s$ sur l'intervalle de temps allant de 0 à 250 secondes, dans le cas du fluage sur assemblages vieillis. Courbes d'allongement de l'interface obtenues avec les valeurs de départ (en vert) et avec les valeurs identifiées (en rouge). La courbe correspondant aux données expérimentales est tracée en bleu.

Détermination des valeurs initiales de c_s et w_s

Les expériences de fluage réalisées sur les assemblages vieillis présentent le même mode de rupture fragile que celui observé pour les assemblages initiaux (Cf section 1.2.2.). On observe néanmoins une augmentation significative du temps de rupture (940 secondes contre 770 pour l'assemblage initial).

On s'attend donc à avoir des valeurs de c_s et w_s du même ordre de grandeur que celles de l'assemblage initial, mais néanmoins légèrement plus élevées de manière à traduire le décalage du temps de rupture.

Afin de choisir des valeurs initiales de c_s et w_s permettant de décrire le mode de rupture «fragile», nous avons effectué des simulations numériques en prenant des valeurs de c_s comprises entre 10^3 et 2000.10^3 N.s.m^{-1}, et pour chacune des valeurs de c_s nous avons fait varier w_s entre $2{,}5.10^3$ et 4.10^3 N.m^{-1}.

Les Figures III.47 et III.48 montrent respectivement les courbes résultats des simulations allongement = f (temps) obtenues avec les valeurs extrêmes de c_s (à savoir 1 et 2000.10^3 N.s.m^{-1}) et en faisant à chaque fois varier la valeur de w_s dans l'intervalle mentionné. Les autres paramètres sont fixés aux valeurs déterminées précédemment, à savoir $\widehat{k}_s^T$ = 20,568.10^9 N.m^{-3} et $\overset{*T}{k}_s$ = 10,604.10^9 N.s.m^{-3}.

Les simulations numériques montrent qu'il existe un seuil critique de w_s au delà duquel on n'observe plus d'endommagement ni de rupture sur le domaine de temps considéré. Ce seuil critique se situe aux alentours de $3{,}5.10^3$ N.m^{-1}. Nous retiendrons donc la valeur de w_s située en dessous de ce seuil critique, soit $w_s = 3.10^3$ N.m^{-1}

Par ailleurs, il ressort que la courbe obtenue avec $c_s = 2000.10^3$ N.s.m^{-1} et $w_s = 3.10^3$ N.m^{-1} offre un compromis satisfaisant, avec un temps de rupture voisin de 950 s. Nous choisissons donc ce couple de comme valeurs de départ pour l'optimisation des paramètres w_s et c_s.

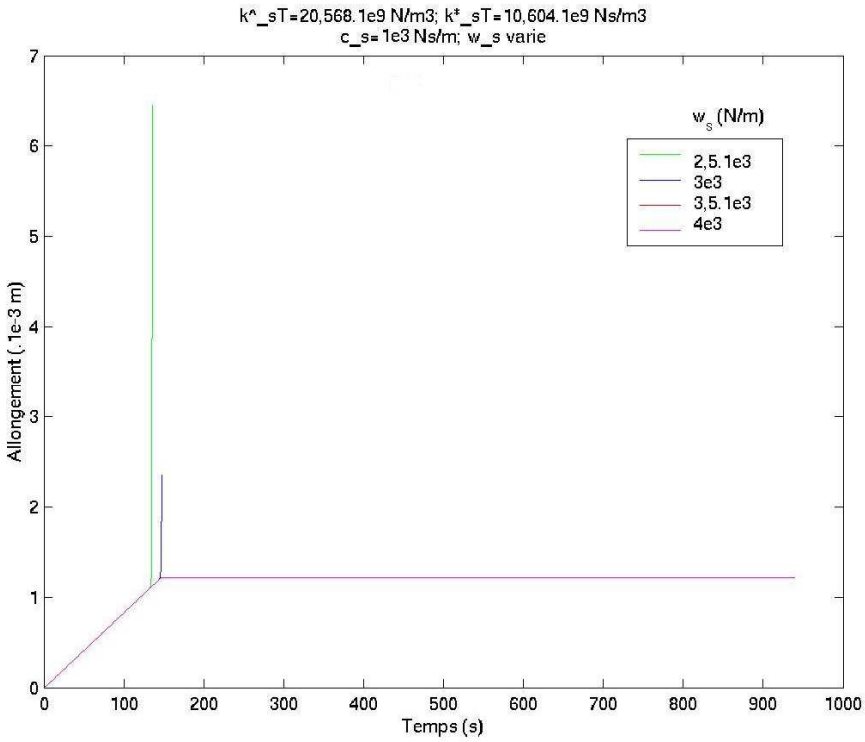


Figure III.47 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour une valeur de c_s fixée à 10^3 Ns/m, et pour différentes valeurs de w_s (les courbes correspondant à $w_s = 3{,}5.10^3$ et 4.10^3 N/m coïncident)

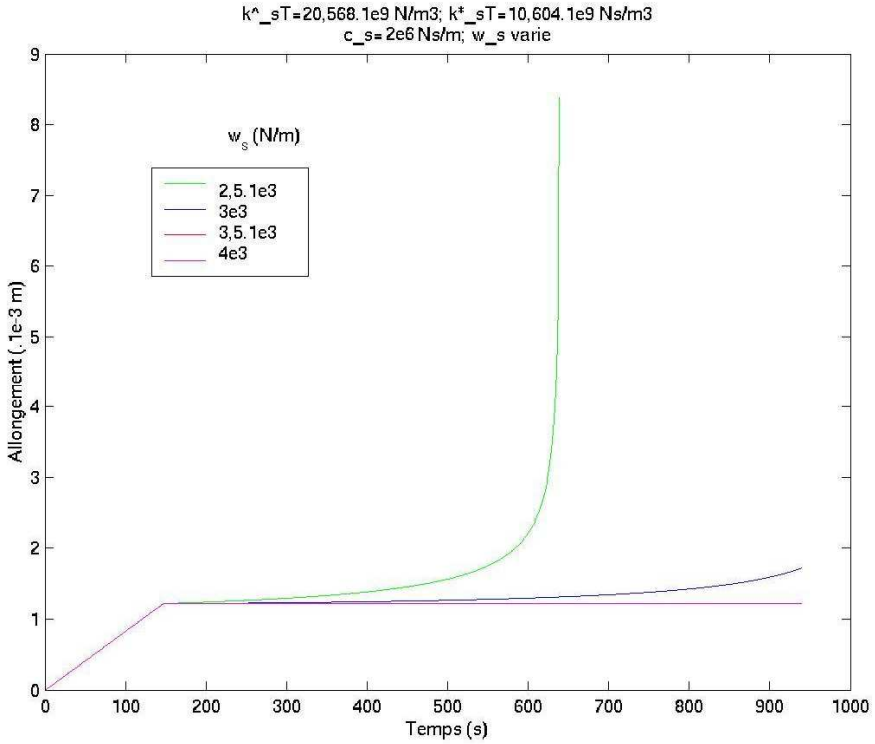


Figure III.48 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement de l'éprouvette au cours du temps pour une valeur de c_s fixée à 2000.10^3 Ns/m, et pour différentes valeurs de w_s (les courbes correspondant à $w_s = 3{,}5.10^3$ et 4.10^3 N/m coïncident)

Identification de c_s et w_s

Un point est à nouveau rajouté dans le fichier de données expérimentales de manière à traduire la rupture brutale de l'échantillon à la fin de l'essai de fluage (allongement de 100 mm au temps t = 941 s).

La procédure d'identification des paramètres c_s et w_s par la méthode de Nelder-Mead est donc lancée en prenant pour valeur de départ $w_s = 3.10^3$ N.m^{-1} et $c_s = 2000.10^3$ N.s.m^{-1} ($\widehat{k}_s^T$ et $\overset{*T}{k}_s$ sont toujours fixés respectivement à $20{,}568.10^9$ N.m^{-3} et $10{,}604.10^9$ N.s.m^{-3} et $k_s = 0$.). La valeur de la fonction coût initiale est égale à 9678.

Le résultat de la procédure d'optimisation est : $c_s = 1991{,}590.10^3$ N.s.m^{-1} ; $w_s = 2{,}943.10^3$ N.m^{-1} pour une valeur de la fonction coût f = 304,813.

La Figure III.49 montre les courbes théoriques d'évolution de l'allongement en fonction du temps obtenues avec les valeurs de départ et les valeurs identifiées. La Figure III.50 présente l'évolution de l'endommagement surfacique β_s à l'extrémité du plan de collage (nœud 1972 indiqué sur la figure) pour les paramètres identifiés.

Les courbes théoriques issues de l'optimisation présentées sur les Figures III.49 et III.50 traduisent bien le comportement fragile de l'assemblage vieilli observé expérimentalement, avec une rupture brutale entre 900 et 940 secondes après le début de l'essai.

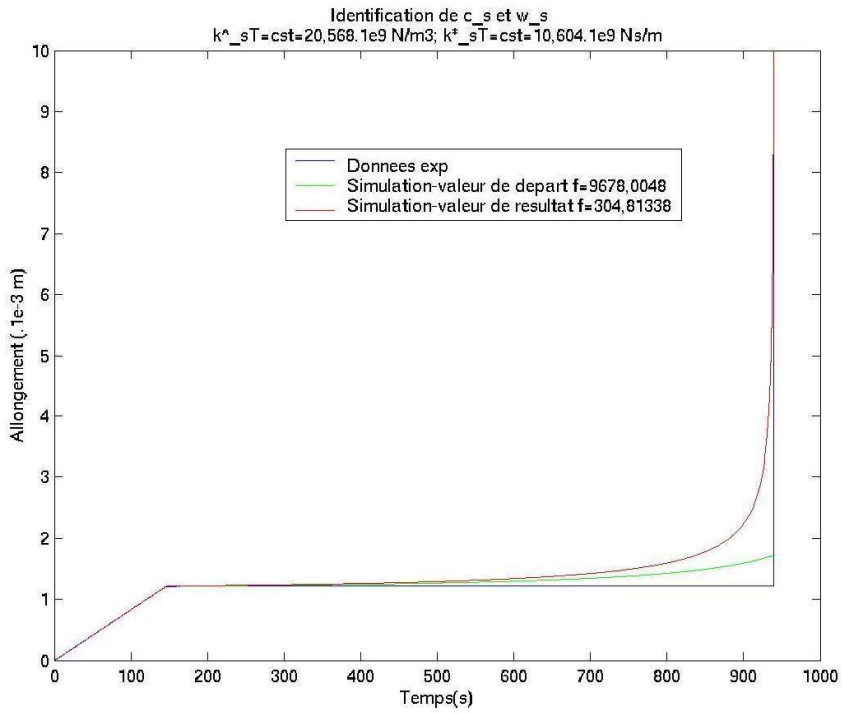


Figure III.49 : Courbes théoriques d'évolution de l'allongement en fonction du temps d'essai pour l'éprouvette vieillie 2 mois, avec les valeurs de départ (en vert) et les valeurs optimisées (en rouge) des paramètres c_s et w_s. La courbe bleue est tracée à partir des données expérimentales.

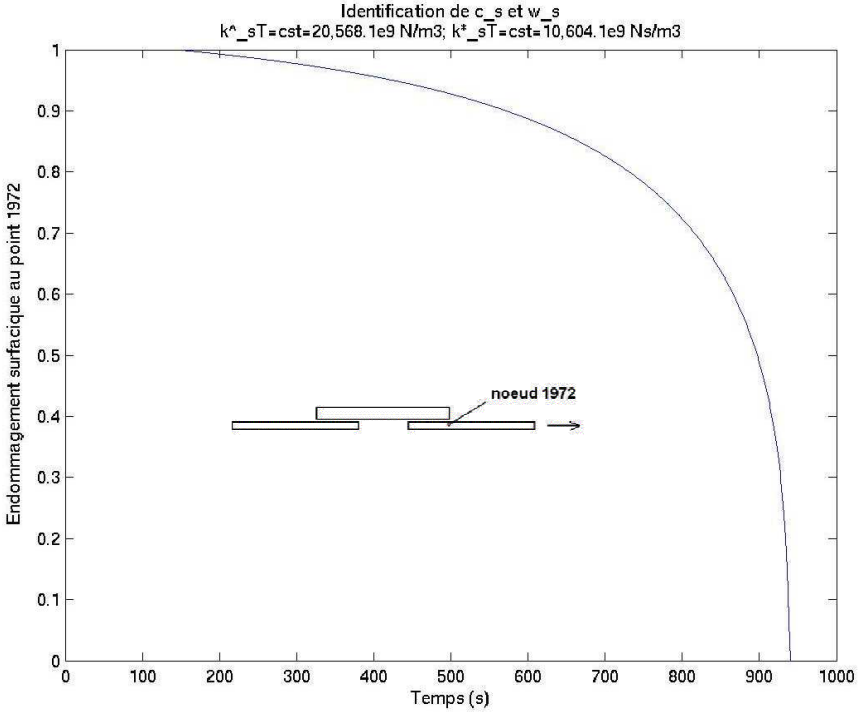


Figure III.50 : Evolution de l'endommagement surfacique β_s à l'interface collée (au nœud 1972), obtenue avec les paramètres c_s et w_s identifiés.

Identification simultanée des 4 paramètres $\widehat{k}_s^T$, $\overset{*T}{k}_s$, c_s et w_s

Le résultat de l'identification simultanée des 4 paramètres est différent de celui obtenu par les identifications séparées des couples ($\widehat{k}_s^T$, $\overset{*T}{k}_s$) et (c_s et w_s), à savoir des valeurs de paramètres proches de : c_s = 1991.10^3 N.s.m^{-1} ; w_s = 2,94.10^3 N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^T$ = 20,5.10^9 N.m^{-3} et $\overset{*T}{k}_s$ = 10,6.10^9 N.s.m^{-3},

En comparant ces valeurs à celles obtenues pour l'assemblage non vieilli (c_s = 1730,930.10^3 N.s.m^{-1} ; w_s = 2,460.10^3 N.m^{-1}N.m^{-1} ; $\widehat{k}_s^T$ = 16,884.10^9 N.m^{-3} ; $\overset{*T}{k}_s$ =10,532.10^9 N.s.m^{-3}), on peut noter les évolutions suivantes :

- une augmentation de la valeur de rigidité surfacique $\widehat{k}_s^T$,
- une augmentation des valeurs de c_s et w_s, traduisant respectivement une diffusion plus lente de l'endommagement, et un seuil d'endommagement plus élevé.

Ces évolutions sont cohérentes avec l'amélioration de la résistance du joint collé observée expérimentalement et attribuée à une augmentation de la densité de réticulation du réseau époxy après 2 mois de vieillissement.

Le travail réalisé dans ce paragraphe montre bien que l'évolution des paramètres d'endommagement fournie par l'approche inverse :

- a bien une signification physique en terme de comportement à l'endommagement de l'assemblage,
- est cohérente avec les évolutions microstructurales du joint adhésif mises en évidence entre l'état initial et l'état vieilli.

2.4. Bilan de l'étude et de la modélisation pour les assemblages vieillis

Cette partie visait à démontrer que le modèle peut être appliqué à la description du comportement d'assemblages vieillis, en considérant que les paramètres d'endommagement surfacique évoluent par rapport à l'état initial pour traduire les effets du vieillissement physico-chimique sur le joint adhésif.

Dans une première étape, l'influence du vieillissement sur le comportement à la rupture en traction de l'adhésif massique a été étudiée. Les essais réalisés sur éprouvettes haltères (section centrale carrée de 6mm de côté) ont montré qu'un vieillissement hygrothermique (40°C et 95% HR) d'une durée de 2 mois conduit à une diminution importante de la résistance ainsi qu'à une augmentation de l'allongement à la rupture. Les analyses complémentaires par DSC ont mis en évidence une diminution importante de la Tg de l'adhésif, résultant de l'effet de plastification du réseau par les molécules d'eau. Cette plastification de l'adhésif est directement responsable de l'évolution observée des propriétés mécaniques.

Dans une deuxième étape, nous avons étudié l'influence du vieillissement sur le comportement à la rupture des assemblages métalliques à double recouvrement. Il ressort qu'après un vieillissement de 2 mois, la résistance des assemblages est nettement supérieure à celle des assemblages initiaux, ce qui est en contradiction avec les effets observés sur l'adhésif seul. Les analyses par DSC montrent des évolutions de Tg différentes à la périphérie et au cœur du joint, en raison de la largeur importante des assemblages (52 mm). Ainsi, la diffusion de l'humidité est restée limitée aux bords externes du joint adhésif, entraînant une diminution de Tg dans cette zone. En revanche, la partie centrale du joint qui a été soumise uniquement à la température de 40°C a vu sa Tg augmenter par rapport à l'état initial, ce qui traduit une augmentation notable de la densité de réticulation et qui peut expliquer l'amélioration globale des propriétés mécaniques de l'assemblage.

Dans une dernière étape, le modèle d'endommagement a été appliqué pour décrire le comportement en fluage des assemblages vieillis 2 mois. La procédure d'identification a permis de déterminer les paramètres d'endommagement qui font correspondre au mieux les simulations et l'expérience. En comparant les valeurs de ces paramètres à celles obtenues précédemment pour les mêmes assemblages non vieillis, il ressort que l'évolution obtenue :

- traduit bien une amélioration de la résistance à l'endommagement du joint collé (augmentation de la rigidité surfacique, augmentations de c_s et w_s) après 2 mois de vieillissement,
- est cohérente avec les analyses microstructurales réalisées par DSC.

Ce résultat montre donc que le modèle proposé permet de décrire le comportement ultime des assemblages initiaux comme celui des assemblages vieillis, en considérant que les valeurs des paramètres d'endommagement évoluent au cours du vieillissement.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Dans cette thèse, nous nous sommes intéressés au développement d'un outil de modélisation numérique permettant de décrire et prévoir l'endommagement des assemblages collés. Ce modèle est fondé sur plusieurs concepts originaux développés par M. FREMOND et ses collaborateurs, tels que le gradient d'endommagement et le couplage des endommagements surfacique et volumique. Son originalité réside dans le fait que les équations d'évolution de l'interface font intervenir des coefficients caractéristiques du comportement physico-chimique de l'adhésif. Trois paramètres essentiels permettent de décrire l'évolution de l'endommagement : ces paramètres définissent le seuil, la vitesse et l'extension spatiale de l'endommagement.

Les objectifs principaux de ce travail étaient :

- de développer une procédure d'optimisation qui permette d'identifier de manière fiable et rapide les paramètres du modèle à partir de données expérimentales issues de campagnes d'essais,
- d'appliquer cette procédure d'identification de manière à confronter le modèle d'endommagement proposé à l'expérience, pour des assemblages non vieillis soumis à différents types de sollicitations mécaniques (traction homogène, traction sur éprouvettes à double recouvrement, cisaillement sur bloc renforcé par lamelle composite collée),
- d'évaluer si le modèle permet de décrire l'endommagement d'assemblages collés préalablement exposés à des vieillissements accélérés (de type hygrothemique). Là encore, l'approche proposée s'appuie sur une procédure d'identification inverse.

Ce sujet revêt une importance toute particulière, puisque à terme, l'enjeu serait de prévoir le comportement à long terme d'assemblages collés dans les conditions de service. Un tel outil prévisionnel répondrait notamment aux besoins des concepteurs et ingénieur du Génie Civil.

Le mémoire de thèse est organisé selon trois chapitres :

• Le premier chapitre a été consacré à une étude bibliographique. Une attention particulière a d'abord été portée aux aspects phénoménologiques du collage en génie civil (caractéristiques principales des adhésifs époxy, mécanismes d'adhésion entre polymères et substrats cimentaires, méthodes de caractérisation mécanique des assemblages collés et durabilité de ces assemblages en milieu humide). Les principaux modèles d'endommagement disponibles

dans la littérature ont ensuite été passés en revue, ainsi que les méthodes d'optimisation sans contraintes qui permettent d'identifier les coefficients théoriques à partir des données expérimentales. Cette recherche bibliographique a montré que le modèle basé sur théorie du premier gradient de l'endommagement constitue dans sa forme actuelle (module intégré au code CESAR LCPC) un outil prédictif performant et qu'il présente un potentiel de développement intéressant. Il est également ressorti que la méthode d'optimisation du simplexe basée sur l'algorithme de Nelder-Mead semble la plus adaptée pour identifier les paramètres du modèle, car elle permet de s'affranchir des problèmes rencontrés avec les autres méthodes concernant l'approximation des différences finies ou de la sensibilité au point de départ.

- Le second chapitre présente les équations du modèle de couplage entre les endommagements surfacique et volumique en détaillant le cheminement théorique permettant d'y aboutir. Nous avons ainsi obtenu des équations d'évolution de l'endommagement dans les domaines et à l'interface, faisant intervenir un total de 13 paramètres.

Une étude paramétrique a ensuite été réalisée pour analyser la sensibilité des différents paramètres qui gèrent les endommagements volumique et surfacique, ainsi que les couplages entre ces endommagements. Les résultats de cette étude nous ont permis de définir des plages de valeurs « physiquement pertinentes » pour les différents paramètres d'endommagement, puis de définir des ensembles de valeurs correspondant à des comportements spécifiques de l'interface adhésive et des supports (par exemple, les valeurs à attribuer aux paramètres d'endommagement surfacique pour simuler une interface résistante, ou au contraire valeurs représentatives d'une interface faible).

- Dans le troisième chapitre, les simulations fournies par le modèle d'endommagement ont été confrontées aux données expérimentales issues de différentes campagnes d'essais.

Une première partie a été consacrée à la validation du modèle dans le cas d'assemblages collés non vieillis, et sollicités dans différentes configurations d'essai. Les principaux résultats obtenus sont les suivants :

- il ressort que les paramètres théoriques peuvent être aisément identifiés au moyen d'une procédure d'optimisation de type simplexe (basée sur l'algorithme de Nelder-Mead). Cette procédure nécessite plusieurs étapes, car il est nécessaire de déterminer les valeurs de départ des différents paramètres avant de lancer l'identification simultanée de l'ensemble des coefficients,
- une amélioration du modèle existant a également été proposée de manière à prendre en compte le comportement viscoélastique de l'interface (et donc de l'adhésif). Les

modifications apportées augmentent sensiblement la cohérence entre simulations théoriques et expérience,

- le modèle permet de décrire différents types de comportements de l'interface, y compris un comportement très fragile avec rupture brutale du corps d'épreuve (ce cas de figure est observé pour les essais de traction sur assemblages métalliques à double recouvrement),
- les valeurs des paramètres identifiées dans les différentes configurations d'essais présentent des écarts qui peuvent être importants : en particulier des valeurs très différentes du seuil d'endommagement w_s ont été obtenues en traction homogène et en traction sur assemblages à double recouvrement, bien que la nature de l'adhésif était identique dans les deux cas. Cette dépendance des paramètres théoriques aux conditions d'essais est liée aux différences de comportement expérimental de l'interface observées dans ces différentes configurations.

Dans une deuxième partie, la possibilité d'utiliser le modèle d'endommagement pour décrire le comportement mécanique d'assemblages collés préalablement soumis à des vieillissements accélérés a été évaluée (l'investigation est limitée au cas des assemblages métalliques à double recouvrement). Les résultats obtenus dans cette partie sont les suivants :

- la caractérisation mécanique d'assemblages collés vieillis pendant une durée de 2 mois à 40°C et 95% d'humidité relative a montré une augmentation significative de la résistance (en terme de force à la rupture) par rapport aux propriétés initiales, alors que l'effet inverse était attendu. Des analyses physico-chimiques complémentaires réalisées par calorimétrie différentielles à balayage (DSC) ont montré que, pour cette durée de vieillissement, l'humidité ne pénétrait que dans les régions périphériques du joint et non à cœur. Ainsi, la majeure partie du joint serait exposé à uniquement à la température de 40°C et non à l'humidité, ce qui favoriserait une poursuite de la polymérisation et donc une augmentation de la densité de réticulation de l'adhésif (comme an témoigne l'augmentation de la température de transition vitreuse *Tg* mesurée à cœur du joint). Ceci pourrait expliquer l'augmentation des propriétés à la rupture observée après 2 mois de vieillissement.
- à partir des courbes de fluage expérimentales obtenues pour les assemblages vieillis, la procédure d'optimisation a ensuite permis d'identifier les paramètres du modèle d'endommagement représentatifs du comportement de l'interface après 2 mois de vieillissement. En comparant les valeurs de ces paramètres à celles qui avaient été identifiés pour les assemblages non vieillis, on a pu mettre en évidence une augmentation des valeurs de c_s et w_s, qui semble bien cohérente avec une amélioration de la résistance de l'interface adhésive.

Ce résultat montre donc que le modèle proposé permet aussi bien de décrire le comportement ultime des assemblages initiaux que celui des assemblages vieillis, en considérant qu'il existe une évolution des valeurs des paramètres d'endommagement en fonction de la durée de vieillissement.

Notre approche fondée sur une procédure d'identification inverse permettrait donc *a priori* de construire une loi d'évolution temporelle pour chacun des paramètres d'endommagement, mais il faudrait pour cela disposer de résultats expérimentaux (courbes de fluage, par exemple) correspondant à différentes échéances de vieillissement, ce que nous n'avons pas pu réaliser dans le temps imparti à cette thèse. Cela constituerait donc une perspective très intéressante pour une étude ultérieure.

On peut d'ailleurs penser que des durées de vieillissement plus longues, l'humidité diffuserait profondément à l'intérieur du joint et conduirait finalement à une chute de propriétés par plastification du réseau polymère. Au niveau de la modélisation, cela se traduirait évidemment par une évolution des valeurs des différents paramètres d'endommagement surfacique. Ceci reste à démontrer et pourra faire l'objet d'études ultérieures.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

AIELLO M.A., FRIGIONE M., ACIERNO D., Polymeric adhesives for the restoration of concrete structures : environmental effects, Proceedings of the 2nd International RILEM Symposium on Adhesion between Polymers and Concrete ISAP'99, Dresde (Allemagne) 14-17 Septembre 1999, 555-558.

ATO FINLEY, Notice technique, L*es résines époxydes EPONAL (sols industriels, étanchéité, réparations, collages)*, Editions mars 1999.

BACKELANDT A., Etude des mécanismes d'adhésion à l'interface résine/ciment en vue de la réparation des ouvrages de Génie Civil, *Thèse de Doctorat de l'INSA de Lyon*, 2005, 142 pages

BAETA NEVES M.I., CHABUT M., PERRUCHOT C., CHEHIMI M.M., BENZARTI K., Interfacial interactions of structural adhesive components with cement pastes : studies by inverse gas chromatography (IGC), *Journal of Applied Surface Science* 2004 (238), 523-529.

BARDONNET P., Résines époxydes: composants et propriétés. *Techniques de l'ingénieur, traité de Plastique et Composites*, 1992

BARENBLATT G.I., The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture, *Advances in Applied Mechanics* 1962 (7), 55-129.

BARON J., SAUTEREY R., *Le béton hydraulique : connaissance et pratique*, Presses de l'ENPC, 1982, 560 pages

BARTHES LABROUSSE M.G., Adhesion mechanism at amine cured epoxy/aluminium interfaces, *Journal of Adhesion* 1996 (57), 65-75

BARRERE-TRICAT C ., Relation entre les propriétés de la résine et le phénomène de perlage de tubes composites verre-époxy, *Thèse de Doctorat de l'Université Paris VI*, 1998, 206 pages.

BENZARTI K., RAMOS FIDALGO V., GONON L., VERNEY V., Study of interfacial properties by micro-thermal analysis: optimization of experimental parameters and characterization of concrete/epoxy interfaces, *Proceedings of the 2nd World Congress on Adhesion and Related Phenomena (WCARP II)*, Orlando (USA) 10-14 février 2002, 198-200.

BENZARTI K., PERRUCHOT C., CHEHIMI M.M., Surface energetics of cementitious materials and their wettability by an epoxy adhesive, *Colloids and Surfaces A* 2006 (286), 78-91

BENZARTI K., NGUYEN THT, FREMOND M., ARGOUL P., Durability of adhesively bonded joints: a predictive model coupling bulk and interfacial damage mechanisms, *Proceedings of the ICCM16 Conference on Composite Materials*, Kyoto (Japon), 8-13 juillet 2007.

BIERLAIRE M., *Introduction à l'optimisation différentiable*, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 2006

BISTAC S., VALLAT M.F., SCHULTZ J. Durability of steel/polymer adhesion in an aqueous environment, *International Journal of Adhesion and Adhesives* 1998 (18), 365-369

BOCKENHEIMER C., FATA D., POSSART W., New aspects of aging in epoxy networks. I. Thermal aging, *Journal of Applied Polymer Science* 2004 (91), 361-368

BOCKENHEIMER C., FATA D., POSSART W., New aspects of aging in epoxy networks. II. Hydrothermal aging, *Journal of Applied Polymer Science* 2004 (91), 369-377

BRUNEAUX M.-A, Durabilité des assemblages collés: Modélisation mécanique et physico-chimique, *Thèse de Doctorat de l'ENPC et de l'Université de Rome II*, 2004, 247 pages

CARLAC'H D., HEMERY Y., *Etude prospective sur le collage en France*, Digitp/Simap, décembre 2002, 237 pages http://www.industrie.gouv.fr/pdf/collage.pdf

CARTER H. G. and KIBLER K. G., Langmuir-Type Model for Anomalous Moisture. Diffusion in Composite Resins, *Journal of Composite Materials* 1978 (12), 118

CHAJES M.J., THOMSON T.A, FARSCHMAN C.A., Durability of concrete beams externally reinforced with composite fabrics, *Construction and building Materials* 1995 (9), 141-148.

CHATAIGNER S., CARON J.F., QUIERTANT M., BENZARTI K., AUBAGNAC C., Characterization of composite-to-concrete interface: use of the cohesive zone approach, *CICE 2008*, Zurich (Suisse) 22-24 July 2008.

CIMETIERE A., HALM D., MARIGO J. J., MOLINES E., Modèles standards généralisés à convexe fixe en endommagement, *C. R. Mecanique* 2003 (331), 291–294

COGNARD J ., *Science et technologie du collage*, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2000, 322 pages.

DE BARROS S., CHAMPANEY L., Modèle d'interface pour la prévision de la tenue des assemblages collés, 16 *ième Congrès Français de Mécanique*, Nice 1-5 Septembre 2003

DRAGON A., HALM D., A mesocrack damage and friction coupled model for brittle materials, in Damage mechanics in engineering materials, Proc. of the ASME/ASCE/SES Symposium, part of McNU97 Summer Meeting, G. Z. Voyiadjis, J. W. Ju, J. L. Chaboche eds, Studies in Applied Mechanics Series, Elsevier, Amsterdam, 1997.

DUGDALE D.S., Yielding of steel sheets containing slits, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1960 (8), 100-104.

FREDDI F., FREMOND M., Damage in domains and interfaces: a coupled predictive theory, *Journal of Mechanics of Materials and Structures* 2006 (1), 1205-1233

FREMOND M., Adhérence des solides, C. R. Acad. Sci., t. 295, série 11, 769-772, 1982.

FREMOND M., Equilibre de structures qui adhèrent à leur support, C. R. Acad. Sci., t. 295, série II, 913-915, 1982.

FREMOND M., Contact unilatéral avec adhérence. Une théorie du premier gradient. Communication au third meeting on Unilateral Problems in Structural Analysis, Udine, 1985, CISM Courses and Lectures n°304, Unilateral problems in structural analysis-2, G. Del Piero, F. Maceri, Eds., 117-137, 1985.

FREMOND M., Adhérence des solides, *J. de Mécanique Théorique et Appliquée* 1987 (6), 383-407.

FRIGIONE M., AIELLO M.A., NADDEO C., Water effects on the bond strength of concrete/concrete adgesive joints, *Construction and building Materials* 2006 (20), 957-970.

GERARD B., Contribution des couplages mécanique-chimie-transfert dans la tenue à long terme des ouvrages de stockage de déchets radioactifs, *Thèse de Doctorat à l'ENS Cachan et Université Laval*, Québec, Canada, 1996.

GODARD B., LAFUENTE R., Etude expérimentale de l'adhésion entre un béton et une résine époxydique lors de l'assemblage par collage de voussoirs préfabriqués dans les ponts en béton précontraint, Congrès ISAP Aix-en-Provence 16-19 septembre 1986, 474-7-475.

GUENOT-DELAHAIE I., Contribution à l'analyse physique et à la modélisation du fluage propre, *Thèse de Doctorat de l'ENPC*, 1997, 165 pages.

GRIFFITH A.A., The phenomenon of rupture and flow in solids, *Philosophical Transaction of the Royal Society (London)*, 1920 (A221), 163-198

HÄßLER R., Zur MÜHLEN E., An introduction to μTA™ and its application to the study of interfaces, *Thermochimica Acta* 2000 (361), 113-120

HALM D., DRAGON A., A model of anisotropic damage by mesocrack growth: Unilateral effect, Int. J. Damage mech. 1996 (5), 384

HATA T., in: *Recent Advances In Adhesion*, L.H. Lee Ed., 1973

IRWIN G.R., Analysis of stresses and strains near the end of crack transversing a plate, *Journal of Applied Mechanics* 1957 (24), 361-364

KARBHARI V.M., ZAO L., Issues related to composite plating and environmental exposure effects on composite-concrete interface in external strengthening, Composite Structures 1998 (40), 293-304.

KINLOCH A.J., Interfacial fracture mechanical aspects of adhesion bonded-joints – a review, *Journal of adhesion* 1979 (10), 193

LAGARDE M., Modélisation de l'endommagement dans les assemblages collés : identification des paramètres par approche inverse, *rapport de stage de Master Ingénierie Mathématique de l'Université Pierre et Marie Curie,* 2007, 56 pages.

LEMAITRE J. et CHABOCHE J.-L., *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 2e édition, 1996

L'HERMITE R., Béton armé d'armatures collées. *Colloque RILEM*, Paris 4-6 septembre 1967, 175-203

LUNAK S., VLADYKA J., DUSEK K., Effect of diffusion control in the glass transition region on critical conversion at the gel point during curing of epoxy resins, *Polymer* 1978 (19), 931-933

MARIGO J. J., Formulation d'une loi d'endommagement d'un matériau élastique, *C.R. Acad. Sc. Paris, Série II* 1981 (292), 1309-1312.

MAUGIS D., BARQUINS M., Adhésion, collage et mécanique de la rupture, *Colloque RILEM Adhesion between polymers and concrete – bonding, protection, repair*, 16-19 Septembre 1986 Aix en Provence, 41-54

MAZAR J., Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non-linéaire et à la rupture du béton de structure, *Thèse de Doctorat Université Paris VI*, 1984

MAYS G., HUTCHINSON A.R., *Adhesives in Civil Engineering***,** Cambridge University Press., Cambridge (UK), 1992

Mc NAUGHT SHAW I., Interactions between organic polymers and cement hydration products, *PhD de l'Université de Birmingham*, 1989, 151pages.

MOREAU, J. J., Fonctionnelles convexes, Séminaire sur les équations aux dérivées partielles, Collège de France, et 2003, Edizioni del Dipartimento di Ingegneria Civile dell'Università di Roma Tor Vergata, Roma, 1966.

MUKHOPADHYAYA P., SWAMY R.N., LYNSDALE C.J., Influence of aggressive exposure conditions on the behaviour of adhesive bonded concrete-GFRP joints, *Construction and Building Materials* 1998 (12), 427-446

NEDJAR B., Mécanique de l'endommagement. Théorie du premier gradient et application au béton, *Thèse de Doctorat de l'ENPC*, 1995, 130 pages.

NEDJAR B., FRÉMOND M., Damage, gradient of damage and principle of virtual power. *International Journal of Solids and Structures* 1996 (33), 1083-1103

NELDER, J. A. AND MEAD, R., "A Simplex Method for Function Minimization.", *Comput. Journal*, 1965 (7), 308-313

PAILLERE A.M., SERRANO J.J., AGUIAR J.L., LAMOURI R., Influence de la nature de la granulométrie de la charge sur l'adhérence des résines époxydes sur béton durci sec et humide, *Actes du congrès ISAP*, Aix-en-Provence 16-19 septembre 1986, 484-502

POPINEAU S., Durabilité en milieu humide d'assemblages structuraux collés type aluminium/composites, *Thèse de Doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris*, 2005, 258 pages

POPINEAU S. and SHANAHAN M.E.R., Simple model to estimate adhesion of structural bonding during humid ageing, *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2006 (26) 363–370

POPINEAU S., Durabilité en milieu humide d'assemblages structuraux collés type aluminium/composite, *Thèse de Doctorat de l'Ecole des Mines de Paris*, 2005

RAOUS M., CANGÉMI L., COCU M., A consistent model coupling adhesion, friction and unilateral contact, *Compt. Methods.Appl. Mech. Engrg* 1999 (177), 383-39

RAOUS M., SCHRYVE M., COCOU M., Restorable adhesion and friction, Non smooth/Non convex Mechanics with applications in Engineering, C.C. Banagiotopoulos ed., *Proceedings of II International Conference in memoriam of Prof. P.D. Panagiotopoulos*, Thesssaloniki, ISBN 960-243-623-9, 2006, 165-172

ROCHE A.A., BOUCHET J., BENTADJINE S., Mechanical properties of epoxy-diamine coatings on metallic substrates: the role of the interphase, *Le Vide* 2000 (54), 253-261

ROCHE A.A., BOUCHET J., BENTADJINE S., Formation of epoxy-diamine/metal interphases, *International Journal of adhesion and Adhesives* 2002 (22), 431-441

ROUX F. X., Analyse Numérique Matricielle Avancée et Calcul Parallèle, *cours UPMC Paris 6*, 2007, http://www.ann.jussieu.fr/ANEDP/cours/roux.php

SADI A, Contribution à l'étude du comportement mécanique d'une résine époxy-amine aux jeunes âges : approche physico-chimique, *Thèse de Doctorat de l'ENPC*, 1990, 149 pages

SUDRET J-P., Développement d'un essai de cisaillement d'interface collée, *ERLPC Renforcement des ouvrages en béton par collage de composites – Bilan de deux opérations de recherche du LCPC*, OA 54, 2005.

THOMANN M., Connexions par adhérence pour les ponts mixtes acier-béton, Thèse de Doctorat de L'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2005, 211 pages.

TILLMAN M.S., HAYES B.S., SEFERIS J.C., Analysis of polymeric composite interphase regions with thermal atomic force microscopy, *Journal of Applied Polymer Science* 2001 (80), 1643-1649

TOUTANJI H., ORTIZ G., The effect of surface preparation on the bond interface between FRP sheets and concrete members, *Composite Structures* 2001 (53), 457-462

TSCHEGG E.K., New equipments for fracture tests on concrete, *Materialprüfung* 1991 (33), 338-343.

TRUONG DINH TIEN J.M., Contact avec adhérence, *Thèse de doctorat de l'Université Paris 6,* 1990

VALOROSO N., CHAMPANEY L., A damage-mechanics-based approach for modelling decohesion in adhesively bonded assemblies, *Engineering Fracture Mechanics* 2006 (73), 2774-2801

WILLIAMS M.L., LANDEL R.F., FERRY J.D., The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids, *Journal of the American Chemical Society* 1955 (77), 3701-3707

WILLIAMS M.L., On the stress distribution at the base of a stationary crack, *Journal of Applied Mechanics* 1957 (79) 109-144

YAO J., TENG J.G., CHEN J.F., Experimental study on FRP-to-concrete bonded joints, *Composites Part B: Engineering* 2005 (36/2), 99-113

ZANNI-DEFFARGES M.P., SHANAHAN M.E.R., Diffusion of water into an epoxy adhesive: comparison between bulk behaviour and adhesive joints, *International Journal of Adhesion and Adhesives* 1995 (15), 137-142

ANNEXE 1

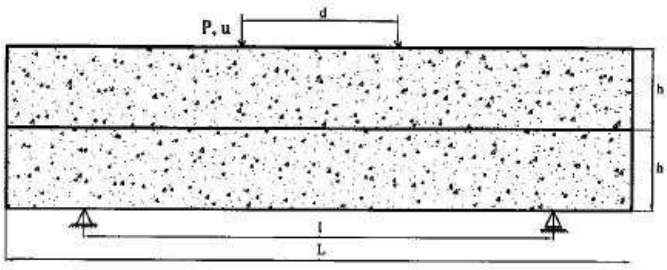
Paramètres d'endommagement utilisés dans la littérature.

• **Flexion 3 points et 4 points d'une poutre en béton** [NEDJAR 1995 et 1996]

Tableau A 1 : Caractéristiques mécaniques de la poutre béton et paramètres d'endommagement volumique utilisés dans les simulations

Coefficient	Unité	Valeur
E	$N.m^{-2}$	27.10^9
ν		0,2
c_i	$N.s.m^{-2}$	2000
k_i	N	0,2
w_i	$N.s.m^{-2}$	50

• **Flexion 4 points d'un assemblage de deux poutres collées** [FREDDI 2006]

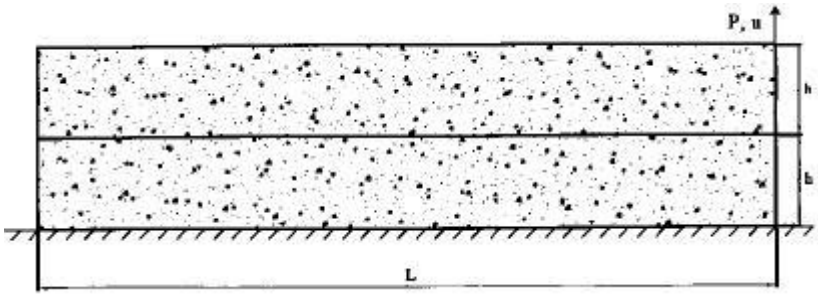


Tableaux A 2 : Caractéristiques mécaniques des supports béton et paramètres d'endommagement utilisés dans les simulations

Coefficient	Unité	Valeur
E	$N.m^{-2}$	38.10^9
ν		0,2
c_i	$N.s.m^{-2}$	2000
k_i	N	0,2
w_i	$N.s.m^{-2}$	20

Coefficient	Unité	Valeur
$\hat{k}_s^{//}$	$N.m^{-3}$	$1,9.10^{12}$
$\hat{k}_s^{\perp}$	$N.m^{-3}$	$1,9.10^{12}$
c_s	$N.s.m^{-2}$	72
k_s	N	0,1
w_s	$N.m^{-1}$	11
$k_{s,1}$	$N.\ m^{-1}$	100
$k_{s,2}$	$N.\ m^{-1}$	100
$k_{s,1,2}$	$N.m^{-3}$	20.10^9
d	m	10^{-2}

• **Traction sur un assemblage de 2 blocs béton collés** [FREDDI 2006]

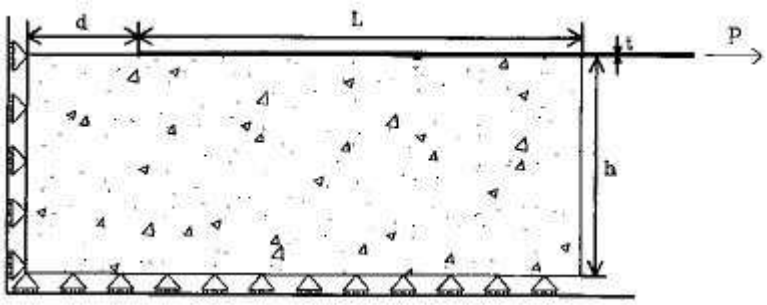


Tableaux A 3 : Caractéristiques mécaniques des supports béton et paramètres d'endommagement utilisés dans les simulations

Coefficient	Unité	Valeur
E^{haut}	N.m^{-2}	40.10^{9}
E^{bas}	N.m^{-2}	35.10^{9}
ν		0,2
c_i	N.s.m^{-2}	2000
k_i	N	0,3
w_{haut}	N.s.m^{-2}	2000
w_{bas}	N.s.m^{-2}	20

Coefficient	Unité	Valeur
$\hat{k}_s^{//}$	N.m^{-3}	2.10^{11}
$\hat{k}_s^{\perp}$	N.m^{-3}	5.10^{11}
c_s	N.s.m^{-2}	7,2
k_s	N	0,1
$w^{grand}{}_s$	N.m^{-1}	10,3
$w^{faible}{}_s$	N.m^{-1}	5,15
$k_{s,1}$	N. m^{-1}	100
$k_{s,2}$	N. m^{-1}	100
$k_{s,1,2}$	N.m^{-3}	10.10^{9}
d	m	5.10^{-3}

• **Cisaillement sur un assemblage de béton/colle/composite** [FREDDI 2006]



Tableaux A4 : Caractéristiques mécaniques et paramètres d'endommagement volumique du bloc de béton et du stratifié composite, tels qu'utilisés dans les modélisations

Béton	Unité	Valeur
E	N.m^{-2}	33640.10^{6}
ν		0,2
c	N.s.m^{-2}	2000
k	N	0,2
w	N.s.m^{-2}	40

Composite	Unité	Valeur
E	N.m^{-2}	230000.10^{6}
ν		0,3
c	N.s.m^{-2}	2000
k	N	0,1
w	N.s.m^{-2}	2000

Tableau A5 : Paramètres d'endommagement surfacique choisis pour les modélisations

Coefficient	Unité	Valeur
$\hat{k}_s^{//}$	N.m^{-3}	5.10^{11}
$\hat{k}_s^{\perp}$	N.m^{-3}	10.10^{11}
c_s	N.s.m^{-2}	72
k_s	N	0,1
w_s	N.m^{-1}	1,03
$k_{s,1}$	N. m^{-1}	100
$k_{s,2}$	N. m^{-1}	200
$k_{s,1,2}$	N.m^{-3}	20.10^{9}
d	m	5.10^{-3}

ANNEXE 2

Modèle rhéologique utilisé dans le Chapitre III.

$$F = \hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u}$$

$$F = \begin{cases} \alpha t & 0 \le t < t_0 \\ \alpha t_0 & t \ge t_0 \end{cases}$$

avec $\alpha = F_0 / t_0$

De $0 \le t < t_0$, $F = \alpha t$, on a $\hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u} = \alpha t$ *(1)*

La solution particulière de (1) est : $u_{par}^{(1)} = \frac{\alpha}{\hat{k}_s}\left(t - \frac{\overset{*}{k}_s}{\hat{k}_s}\right)$

La solution de l'équation homogène de (1) à savoir: $\hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u} = 0$ a la forme :

$$u^{(2)} = A exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t\right)$$

La solution finale de (1) est la somme de la solution particulière et celle de l'équation homogène de (1) :

$$u = A exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t\right) + \frac{\alpha}{\hat{k}_s}\left(t - \frac{\overset{*}{k}_s}{\hat{k}_s}\right)$$

Considérons la condition initiale : à $t = 0 ; u = 0$, on peut tirer $A = \frac{\alpha \overset{*}{k}_s}{\hat{k}_s^{\,2}}$

A $t = t_0$; $u = u_0 = \frac{F_0}{\hat{k}_s} + \frac{F_0 \overset{*}{k}_s}{t_0 \hat{k}_s^2}\left[exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t_0\right) - 1\right]$ *(3)*

$$u = \frac{F_0}{t_0 \hat{k}_s} t + \frac{F_0 \overset{*}{k}_s}{t_0 \hat{k}_s^2}\left[exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s} t\right) - 1\right] \quad 0 \le t < t_0$$

De $t \ge t_0$, $F_0 = \alpha t_0$, on a $\hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u} = F_0$ *(2)*

La solution particulière de (2) est $u_{par}^{(2)} = \frac{F_0}{\hat{k}_s}$

La solution de l'équation homogène de (2) : $\hat{k}_s u + \overset{*}{k}_s \dot{u} = F_0$ a la forme :

$$u^{(2)} = B\,exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t\right)$$

La solution finale de (2) est la somme de la solution particulière et celle de l'équation homogène de (2) :

$$u = B\,exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t\right) + \frac{F_0}{\hat{k}_s}$$

A $t = t_0$; $u = u_0 = B\,exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t_0\right) + \frac{F_0}{\hat{k}_s}$. En considérant (3), on peut tirer :

$$B = \frac{F_0}{t_0\hat{k}_s^2}\overset{*}{k}_s\left[1 - exp\left(\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t_0\right)\right].$$

$$u = \frac{F_0}{\hat{k}_s} + \frac{F_0}{t_0\hat{k}_s^2}\overset{*}{k}_s\left[1 - exp\left(\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t_0\right)\right]exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t\right) \qquad t \geq t_0$$

ou bien $u = \frac{F_0}{\hat{k}_s} + \left(u_0 - \frac{F_0}{\hat{k}_s}\right)exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}(t - t_0)\right)$, $t \geq t_0$, où u_0 est donné par la formule (3).

Donc,

$$u = \begin{cases} \frac{F_0}{t_0\hat{k}_s}t + \frac{F_0}{t_0\hat{k}_s^2}\overset{*}{k}_s\left[exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}t\right) - 1\right] & 0 \leq t < t_0 \\ \frac{F_0}{\hat{k}_s} + \left(u_0 - \frac{F_0}{\hat{k}_s}\right)exp\left(-\frac{\hat{k}_s}{\overset{*}{k}_s}(t - t_0)\right) & t \geq t_0 \end{cases}$$

où u_0 est donné par la formule (3).

ANNEXE 3

Algorithme programmé sous MATLAB pour l'identification des paramètres d'endommagement selon la méthode du simplexe (Nelder-Mead)

Fichier "methodes.m":

```
%-------------------------------------------------------------------------
clear all
% calcul avec NM
x0=[1.4e3 7e-4 1e3]
profile on
[x,fval,exitflag,output]= fminsearch('sommoindrescarres',x0);
profile report
%--------------------------------Fin-----------------------------------
Fichier «sommeoindrescarres.m» :
%-------------------------------------------------------------------------
function fct=sommoindrescarres(x)

format long
%on efface l'ancien fichier test_fic3.data
!rm test_fic3.data
%appel du fonction qui ecrire le fichier .data % dans le cas de cisaillemt
la commande sera
%recupficdata(x(1),x(2),x(3),x(4),'slid_slidQ.data','cisaillement');
recupficdata(x(1),x(2),x(3),'idem','mab_mab60.data','traction'); % a=Cs(i),
b=ws(i) et c=kchapo(i)
%lancement du CESAR
!/net/lpsols14/udd/lp33/nguyenth/iden/CESAR<lancercesar
%recuperation des resultats
[tmps,u_mod,betaa]=recupficlist('test_fic3.list'); %u_mod est un vecteur
ligne
%
%
[tx,ux]=textread('ptexp.m','%f%f');
%tx=tx(1:126); %126 est l'indice de t=7500
%ux=ux(1:126);
P=polyfit(tx,ux,10);%approcher des points exp par un polynome de l orde 10
V=polyval(P,tmps);

%la somme des moindres carres
fct=sum((V-u_mod).^2);

%fid=fopen('epsilonNMexpcomplet.data','a');

   % fprintf(fid,'%6.30f %6.30f %6.30f',x(1),x(2),x(3));
   % fprintf(fid,'\n');
   % fprintf(fid,'%6.30f',fct);
   % fprintf(fid,'\n');
   % fprintf(fid,'\n');
%fclose(fid);
%--------------------------------Fin-----------------------------------
-
Fichier « recupficdata.m »
```

```
%-------------------------------------------------------------------------
-
function [nouvfic]=recupficdata(Cs,ws,kchap,ks,nomdata,typeessai) %si c'est
la traction, mettre 'idem' pour le ks
%fid=fopen('mab_mab60.data','r');
fid=fopen(nomdata,'r');
%transformer des param en nombre et les mettre dans les vecteurs lignes
correspondants
ligne=fgetl(fid);
while strcmp(ligne(1:4),'down')==0
    ligne=fgetl(fid);
end

ligne=fgetl(fid);
ligne=fgetl(fid);
parl1 = str2num(ligne);%trasforme la 1ere ligne des paramètres "down" en
nombre
ligne=fgetl(fid);
parl2 = str2num(ligne););%trasforme la 2eme ligne des paramètres "down" en
nombre
param_1materiau=[parl1,parl2]; %tout les parametres du materiau down sont
dans le vecteur param_down
%les param de "down" se trouve dans un vecteur ligne param_1materiau sous
forme nombre
for j=1:3
    ligne=fgetl(fid);
end
parl1 = str2num(ligne);
ligne=fgetl(fid);
parl2 = str2num(ligne);
param_2materiau=[parl1,parl2];

for j=1:3
    ligne=fgetl(fid);
end
parl1 = str2num(ligne);
ligne=fgetl(fid);
parl2 = str2num(ligne);
param_3materiau=[parl1,parl2];

fclose(fid);


%----------------Ecriture--------------------
fid=fopen(nomdata,'r');
 fideux=fopen('test_fic3.data','a');
cpt=0;

%changement des param

  if strcmp(typeessai,'traction')==1  %dans le cas de la traction
    param_down=param_1materiau;
    param_inter=param_2materiau;
    param_up=param_3materiau;
  end

  if strcmp(typeessai,'cisaillement')==1   %dans le cas du cisaillement
    param_down=param_1materiau;
    param_inter=param_3materiau;
    param_up=param_2materiau;
```

```
  end

  if strcmp(Cs,'idem')==0
    param_inter(7)=Cs;
  end
  if strcmp(ws,'idem')==0
    param_inter(8)=ws;
  end
  if strcmp(kchap,'idem')==0
    param_inter(2)=kchap;
    param_inter(3)=kchap;
  end
  if strcmp(ks,'idem')==0
    param_inter(4)=ks;
  end


%ecrire dans le fichier .data
  if strcmp(typeessai,'traction')==1  %dans le cas de la traction
    param_1materiau=param_down;
    param_2materiau=param_inter;
    param_3materiau= param_up;
  end

  if strcmp(typeessai,'cisaillement')==1   %dans le cas du cisaillement
    param_1materiau=param_down;
    param_2materiau=param_up;
    param_3materiau=param_inter;
  end

 ligne=fgetl(fid);
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 while strcmp(ligne(1:4),'down')==0
    ligne=fgetl(fid);
    fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 end
 ligne=fgetl(fid)
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);%la copie s'arrête à la ligne "1  1"
 fprintf(fideux,'%s\n',num2str(param_1materiau));

 for j=1:3
    ligne=fgetl(fid); %on saute les deux lignes des anciens param de down
 end
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne); %on affiche la 3e ligne qu'on a saute qui
est le nom du materiau suivant (ici inter)

 ligne=fgetl(fid);
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 fprintf(fideux,'%s\n',num2str(param_2materiau));

 for j=1:3
    ligne=fgetl(fid);
 end
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);  %on ecrit nom du materiau suivant (ici up)

 ligne=fgetl(fid);
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 fprintf(fideux,'%s\n',num2str(param_3materiau));

 ligne=fgetl(fid);%on saute les deux lignes des anciens param de up
```

```
 ligne=fgetl(fid);


 fin=0;
 while fin==0
    ligne=fgetl(fid);
    if length(ligne)>2
        fin=strcmp(ligne(1:3),'SRE');
    end
    fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 end

 ligne=fgetl(fid);
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);
 ligne=fgetl(fid);
 fprintf(fideux,'%s\n',ligne);

 fclose(fideux);
fclose(fid);
%-----------------------------------Fin-----------------------------------
-
Fichier «recupficlist.m»
function [temps,u,beta]=recupficlist(nomlist)

fid=fopen(nomlist,'r');
%fid=fopen('mab_mab60.list','r');

%temps=[];
u333=[];
u355=[];
u=[];
beta=[];
cpt=-5;
nb=-1;
j=0;
%t=-5;
fin=0;
 t=[];
 t=0:5:7500;
 %%tt=2:1:109;
 %%ttt=110:60:7490
 %m=mod(tt,97);  % environ 40 points eparpilles parmis les pas de temps
 %ind=find(m==0);
 %t=tt(ind);
 %t=[0,60,140,300,485,780,t(3:length(t)),7500]+150; %donc t(1)=150
 %%t=[0,tt,ttt,7500]

while fin==0
    ligne=fgetl(fid);
    if length(ligne)>43
        fin=strcmp(ligne(7:30),'FIN NORMALE DU PROGRAMME');
        ll=ligne;
        ligne=ligne(31:43);
        if strcmp(ligne,'RESULTATS A L')==1
            l=ll
                cpt=cpt+5;

            for k=1:length(t)
                if cpt==t(k)
                    cptt=cpt
```

```
                    %l=ll
                    j=j+1;
                    for i=1:341  %13=5+8 %341=numero du noeud (333) plus
les lignes qui servent  rien (8)
                        ligne=fgetl(fid);
                    end
                    x=abs(ligne(31:71)); %tableau de code ascii du reste de
la ligne
                    b=find(x==32); %tableau de positions de tout les blancs
du reste de la ligne
                                    %positions des blancs dans x
                    u333=[u333,str2num(setstr(x(1:b(1)-1))) ];
                    beta=[beta,str2num(setstr( x( b(length(b)-
1)+1:length(x) )))];
                    for i=1:22  %223=228-5 %22=(355+8)-341=355-333 le noeud
355 est (355+8)-341 plus loin du noeud 333
                        ligne=fgetl(fid);
                    end
                    x=abs(ligne(31:46)); %tableau de code ascii du reste de
la ligne
                    b=find(x==32);    %tableau de positions de tout les
blancs du reste de la ligne
                    %temps(j)=cpt;
                    u355=[u355,str2num(setstr(x(1:b(1)-1))) ];
                    u=u355(j)-u333(j);
                end
            end
        end
    end
end

%for i=1:length(t) %ou temps
 %   if t(i)==150
 %       i150=i;  % on recupere l'indice de t=150. A t=150
 %   end
 %end

%%u355=u355-u355(1);
%%u333=u333-u333(1);
%temps=temps-temps(1);
%temps=t-t(1);

%u355=u355(i150:length(u355))-u355(i150);
%u333=u333(i150:length(u333))-u333(i150);
%beta=beta(i150:length(beta));
%temps=temps(i150:length(temps))-temps(i150);

u=u355-u333;
temps=t;

fclose(fid);

%-----------------------------------Fin-----------------------------------
-
```