

# **FLUAGE DES INTERFACES COLLÉES BÉTON/COMPOSITE COUPLÉ À UN VIEILLISSEMENT HYGROTHERMIQUE : ÉTUDES EXPÉRIMENTALES ET ANALYTIQUES**

## ***CREEP OF BONDED CONCRETE/COMPOSITE INTERFACES COUPLED WITH HYGROTHERMAL AGEING: EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL INVESTIGATIONS***

---

**Noureddine HOUHOU<sup>1\*</sup>, Karim BENZARTI<sup>1</sup>, Marc QUIERTANT<sup>1</sup>, Sylvain CHATAIGNER<sup>2</sup>,  
Georges YOUSSEF<sup>3</sup>, Christophe AUBAGNAC<sup>3</sup>, Marjorie RABASSE<sup>3</sup>, André FLETY<sup>3</sup>**

<sup>1</sup> : Université Paris-EST, IFSTTAR - Cité Descartes / 14-20 Bd Newton, F- 77447 Marne la vallée Cedex 2

\* nouvelle adresse e-mail : noureddine.houhou@chryso.fr

<sup>2</sup> : LUNAM Université, IFSTTAR - Route de Bouaye, F- 44341 Bougenais

<sup>3</sup> : CEREMA - Direction Territoriale Centre Est - Département Laboratoire d'Autun  
BP 141-Boulevard Bernard Giberstein, F- 71404 Autun Cedex

---

### **1. INTRODUCTION**

Le renforcement des ouvrages de génie civil par collage de Polymères Renforcés de Fibres (PRF) de carbone est aujourd'hui une technique courante dont l'efficacité est

largement reconnue [1-3]. Ces assemblages collés peuvent être exposés à des sollicitations complexes résultant des conditions climatiques (cycles d'humidité et de température, gel/dégel,...) ainsi qu'aux importantes contraintes mécaniques appliquées à la structure (charge permanente

liée au poids propre de l'ouvrage, sollicitations cycliques engendrées par le trafic routier,...). Si les effets individuels des principaux facteurs climatiques et mécaniques (température, humidité, charge permanente) sur le comportement à long terme de l'interface béton/composite commencent à être appréhendés [4-15], les synergies résultant du couplage entre sollicitations environnementales et mécaniques restent encore largement inexplorées. Pourtant, l'étude de la durabilité d'un assemblage collé ne paraît pertinente que dans le cadre du couplage des contraintes mécaniques et environnementales. C'est dans ce contexte que l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux (*IFSTTAR*) a développé un dispositif spécifique de fluage des interfaces collées béton/composites, destiné à être installé dans une salle climatique. Les corps d'épreuve mis en charge sont compatibles avec un dispositif déjà existant permettant d'évaluer la capacité résiduelle du joint collé après vieillissement. Cet article se propose dans un premier temps de décrire le dispositif de fluage, son fonctionnement et son instrumentation, les différentes phases de validation, ainsi que le développement et la validation d'un modèle analytique permettant d'étudier le comportement en fluage de l'interface adhésive entre un substrat en béton et un composite de renforcement.

Un banc de fluage complet comportant quatorze corps d'épreuves a ensuite été installé dans une salle de vieillissement hygrothermique à 40°C et 95% d'humidité relative (H.R.), afin d'étudier l'évolution des propriétés mécaniques des joints collés soumis à un vieillissement couplant sollicitations mécanique (fluage) et hygrothermique. Une description rapide de cette campagne expérimentale en cours de réalisation est proposée dans la seconde partie de cet article.

## 2. CONCEPTION DU DISPOSITIF D'ÉTUDE DU FLUAGE DES INTERFACES COLLÉES BÉTON/PRF

Avant la phase de conception du dispositif de fluage, un cahier des charges a été rédigé. Les exigences concernant le volume du dispositif, la géométrie des corps d'épreuve ainsi que le choix du mode de chargement mécanique ont été les critères prédominants guidant l'établissement de ce cahier des charges. Les principales caractéristiques identifiées pour ce dispositif étaient les suivantes :

- *Le volume du dispositif* devait être limité, afin de pouvoir installer un nombre important de corps d'épreuves (jusqu'à 14) dans une chambre climatique à ambiance contrôlée ayant une surface au sol de 10 m<sup>2</sup>.
- *La géométrie des corps d'épreuves* devait être compatible avec un dispositif de cisaillement à simple recouvrement, qui permet d'évaluer la capacité en cisaillement d'un assemblage collé et dont le principe est décrit dans [3], [7] et [16].

- *Le chargement mécanique* (de même que les conditions hygrothermiques) devait être maintenu constant sur de longues périodes, avec une tolérance de  $\pm 1\%$ .

### 2.1. Principe de fonctionnement

Le principe de l'essai à double recouvrement a été retenu lors de la conception du dispositif de fluage, du fait de sa symétrie de fonctionnement limitant la génération d'efforts non désirés (flexion et/ou torsion du composite). De plus, cette géométrie des corps d'épreuves a déjà été utilisée dans de nombreux travaux consacrés à l'étude du comportement instantané ([17], [18]) ou du comportement à long terme des joints collés béton/PRF ([8], [11], [19]).

Un dispositif innovant basé sur le principe de cisaillement à double recouvrement a donc été conçu dans le but d'étudier le comportement en fluage des joints collés béton/PRF. L'effort est appliqué à l'aide d'un vérin plat hydraulique placé entre les deux blocs de béton. Le vérin éloigne les blocs l'un de l'autre, générant ainsi une contrainte de cisaillement le long des interfaces béton/composite (Figure 1). Cette méthode de chargement inspirée de travaux antérieurs ([17], [20], [21]) utilise de manière originale, dans le cas présent, un vérin hydraulique sans piston ni joint, dit « vérin plat », permettant de réduire le poids et les dimensions des corps d'épreuve.

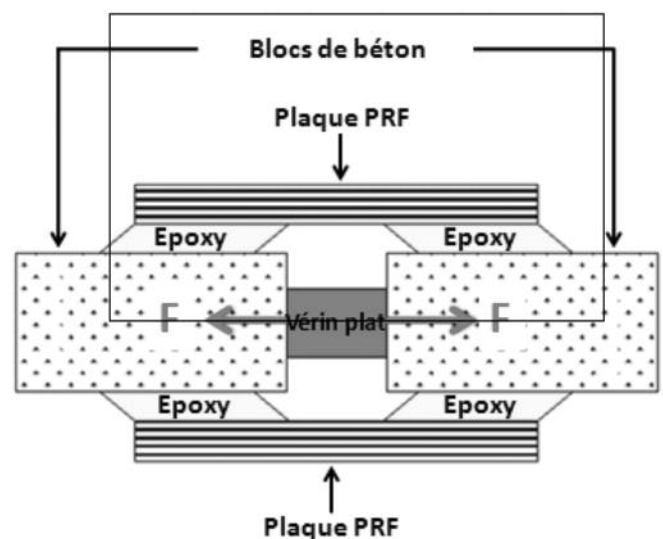


Figure 1. Principe du dispositif de cisaillement à double recouvrement utilisant un vérin plat central.

### 2.2. Géométrie des corps d'épreuve à double recouvrement

#### 2.2.1. Blocs supports en béton

Comme évoqué précédemment, le principe de l'essai à double recouvrement implique la connexion de deux blocs en béton au moyen de deux plaques de PRF (Figure 1). L'ensemble constitué des blocs de béton et des composites collés est par la suite de cet article dénommé « corps d'épreuve ». Pour répondre à l'impératif de compatibilité

des corps d'épreuve avec une machine de cisaillement existante, les blocs de béton utilisés pour les corps d'épreuve à double recouvrement mesurent chacun  $205 \times 210 \times 415 \text{ mm}^3$ . Il est possible de construire ce type de bloc à partir de deux demi-blocs de dimensions  $102,5 \times 210 \times 415 \text{ mm}^3$  liés par des boulons d'ancrage métalliques (Figure 2).

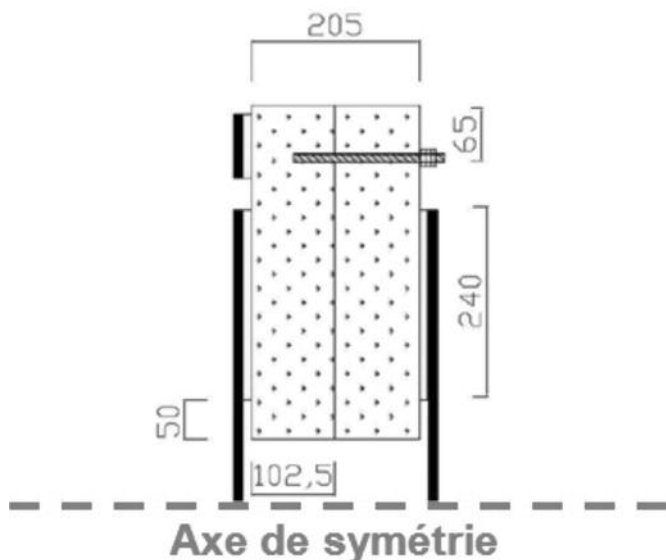


Figure 2. Principe de connexion de deux demi-blocs (dimensions en mm).

Après démontage, ces demi-blocs reprennent la géométrie préconisée pour l'essai destructif à simple recouvrement et pour la détermination de la longueur d'ancrage du composite [22]. La chronologie des essais visant à déterminer la résistance résiduelle en cisaillement des interfaces collées est résumée sur la Figure 3 :

- fabrication d'un dispositif de fluage à double recouvrement en utilisant pour chaque corps d'épreuve 4 demi-blocs de béton (Figure 3 (a)), puis mise en fluage du corps d'épreuve,
- après une durée de fluage programmée, décharge du corps d'épreuve, puis découpe des plats composites et

séparation des quatre demi-blocs de manière à obtenir 4 assemblages à simple recouvrement (Figure 3 (b)).

- réalisation de quatre essais de cisaillement à simple recouvrement sur la machine dédiée à ce type de caractérisation (Figure 3 (c)).

On notera que la géométrie des demi-blocs, et notamment leur hauteur, permet de réaliser des carottages (Figure 4) et d'extraire des éprouvettes en béton qui permettront de caractériser ce matériau aux échéances des essais de cisaillement. Cette donnée expérimentale revêt un intérêt particulier pour ce type d'essai où la rupture cohésive (dans le béton) est un mode de ruine prédominant, du moins avant vieillissement de l'interface ou de l'adhésif, mais où la rupture après vieillissement peut être affectée par les évolutions de propriétés du béton, qui poursuit sa maturité, et de l'interface (ou de l'adhésif) qui se dégrade.

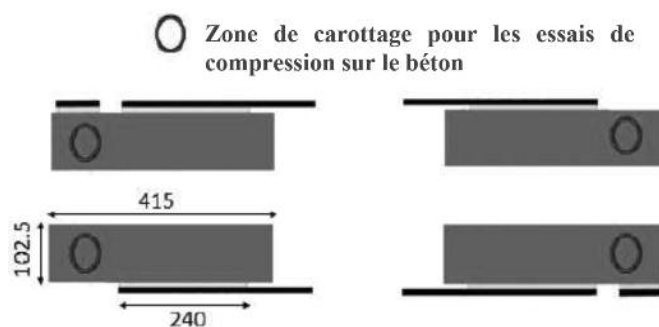


Figure 4. Localisation des zones de carottage pour la caractérisation du béton.

### 2.2.2. Assemblages collés

Pour la réalisation des corps d'épreuve, les blocs de béton sont reliés entre eux par des lamelles pultrudées unidirectionnelles époxy/fibres de carbone, collées au moyen d'un adhésif époxy bi-composant capable polymériser à température ambiante. La longueur collée sur chaque demi-bloc est de 240 mm (Figures 2 et 5). Celle-ci doit être supérieure à la longueur d'ancrage si l'on désire étudier la globalité du fonctionnement du joint ; cependant, différents auteurs ont

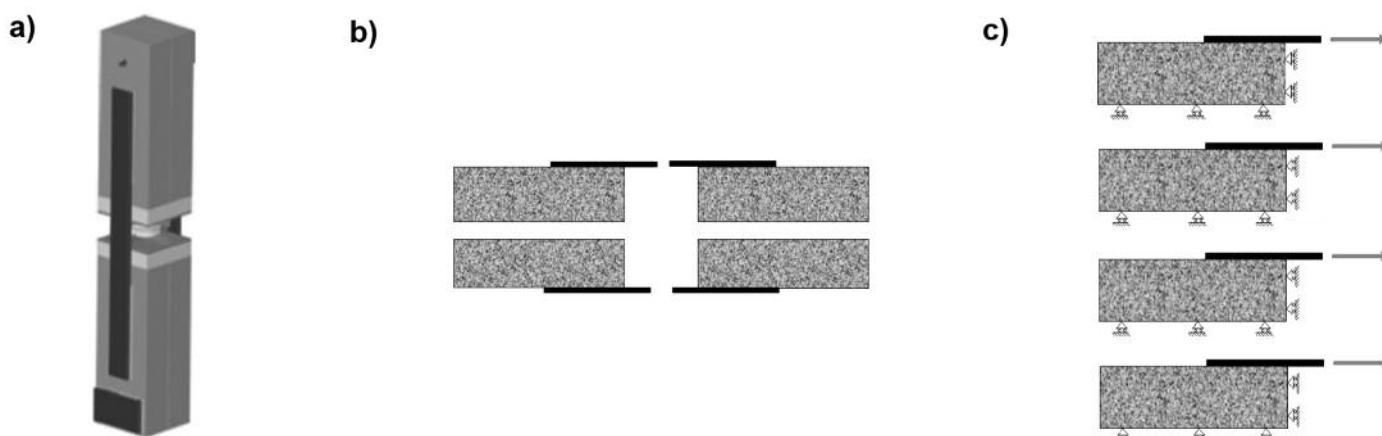


Figure 3. Chronologie des essais en vue de déterminer la résistance résiduelle en cisaillement des interfaces collées à la suite d'une période de fluage : (a) Géométrie globale des corps d'épreuve de fluage fabriqués avec quatre demi-blocs, (b) Découpe des plats composites et séparation des quatre demi-blocs et (c) Réalisation de quatre essais de cisaillement à simple recouvrement.

montré que la longueur d'ancrage augmentait du fait du vieillissement physico-chimique de la couche adhésive [7] ou du fait du fluage de l'adhésif [13]. Dans le cas du couplage de ces deux phénomènes, une augmentation importante de la longueur d'ancrage est donc prévisible. Un retrait de collage (distance entre l'extrémité du joint et le bord du bloc) de 50 mm est respecté (Figure 2). En effet, la transmission de l'effort par le joint collé entraîne une concentration de contrainte à proximité du bord chargé. Si le joint collé se termine précisément à l'angle du bloc support en béton, cette concentration de contrainte peut entraîner une rupture prématurée du corps d'épreuve. Lorsque le bloc béton se prolonge au-delà de la zone de collage, une meilleure diffusion de l'effort est assurée, renforçant ainsi la capacité et la représentativité du corps d'épreuve ([25]).

### 2.2.3. Dispositif de transmission de l'effort de fluage

La géométrie des corps d'épreuve fabriqués à partir de 4 demi-blocs est présentée sur la Figure 5. La transmission de l'effort du vérin vers chacun des deux blocs de béton, se fait par l'intermédiaire d'un système constitué de pièces métalliques rigides superposées, permettant une répartition quasi-uniforme de la pression sur la face du bloc en béton ainsi mise en contact. Ce système est constitué d'une galette cylindrique, d'une plaque en acier dite « de transfert d'effort » et d'une cale en aluminium. La galette et la plaque sont destinées à transmettre l'effort sur la face du bloc de béton, alors que la cale en aluminium a pour fonction de maintenir une longueur de composite non collé suffisante pour permettre la fabrication des quatre corps d'épreuve à simple recouvrement ; en effet, l'essai à simple recouvrement nécessite une longueur de PRF libre (non collée) suffisante pour pouvoir y fixer une jauge et assurer l'accroche des mors de traction.

## 3. RÉALISATION D'UN PROTOTYPE DE BANC DE FLUAGE

### 3.1. Description

Dans le but de valider la conception générale du dispositif de fluage et sa faisabilité, un prototype de banc de fluage mettant en charge trois corps d'épreuve a été construit puis testé. Une description détaillée de cette réalisation est disponible dans [26].

Les composites de renforcement utilisés pour ce prototype sont des lamelles composites pultrudées de type *Sika®Carbodur® S* [23] fournies par la société SIKA France et collées au moyen de l'adhésif époxy *Sikadur®30* [24] préconisé pour ce procédé. La mise en œuvre du collage (préparations de surface du béton, préparation de l'adhésif à partir des deux constituants, et application de l'adhésif), a été réalisée conformément aux recommandations de SIKA France.

Les éléments constituant chaque corps d'épreuve (blocs supports en béton, éléments de diffusion de l'effort, cales et vérin) ont été assemblés puis alignés avec soin en utilisant notamment des cornières métalliques serrées sur les blocs de béton par des sangles de serrage.

Une instrumentation spécifique par jauges de déformation a été installée sur l'un des trois corps d'épreuve constituant le prototype : 5 jauges ont ainsi été collées sur chacune des lamelles composites collées de part et d'autre du corps d'épreuve (Figure 6). Cette instrumentation est destinée à suivre l'évolution des profils de déformation le long du joint adhésif durant la mise en charge initiale puis pendant l'essai de fluage.

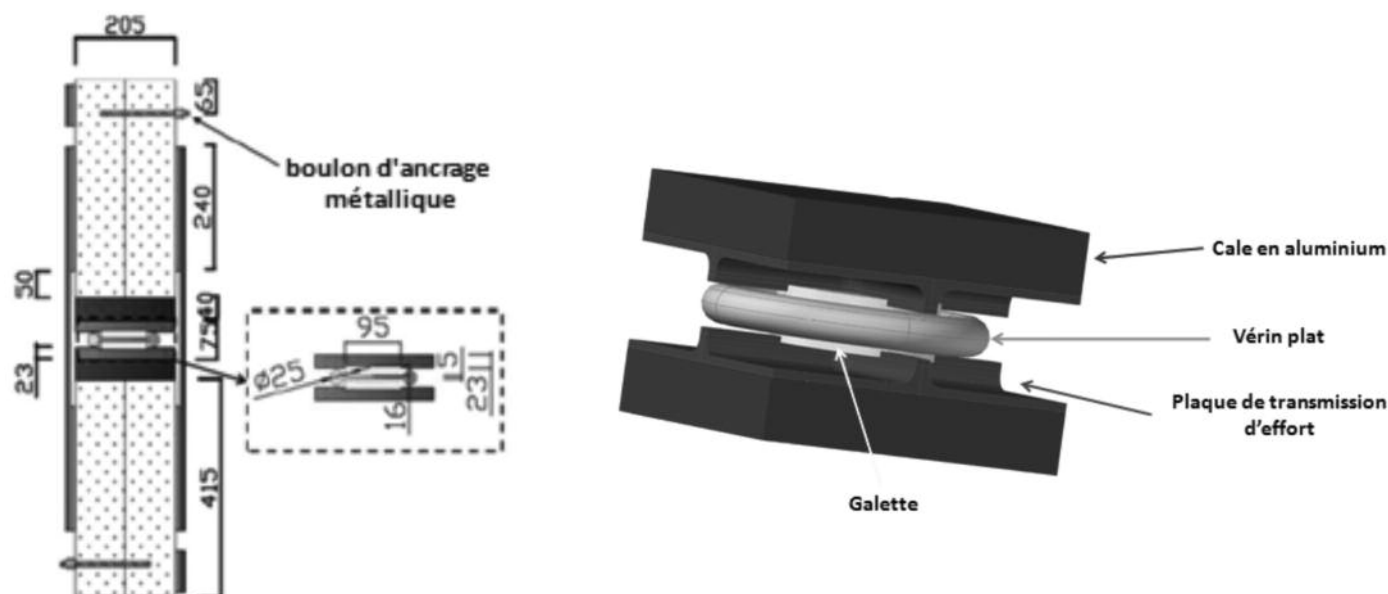


Figure 5. Dispositif de fluage des interfaces collées et détail du dispositif de transmission de l'effort (dimensions en mm).



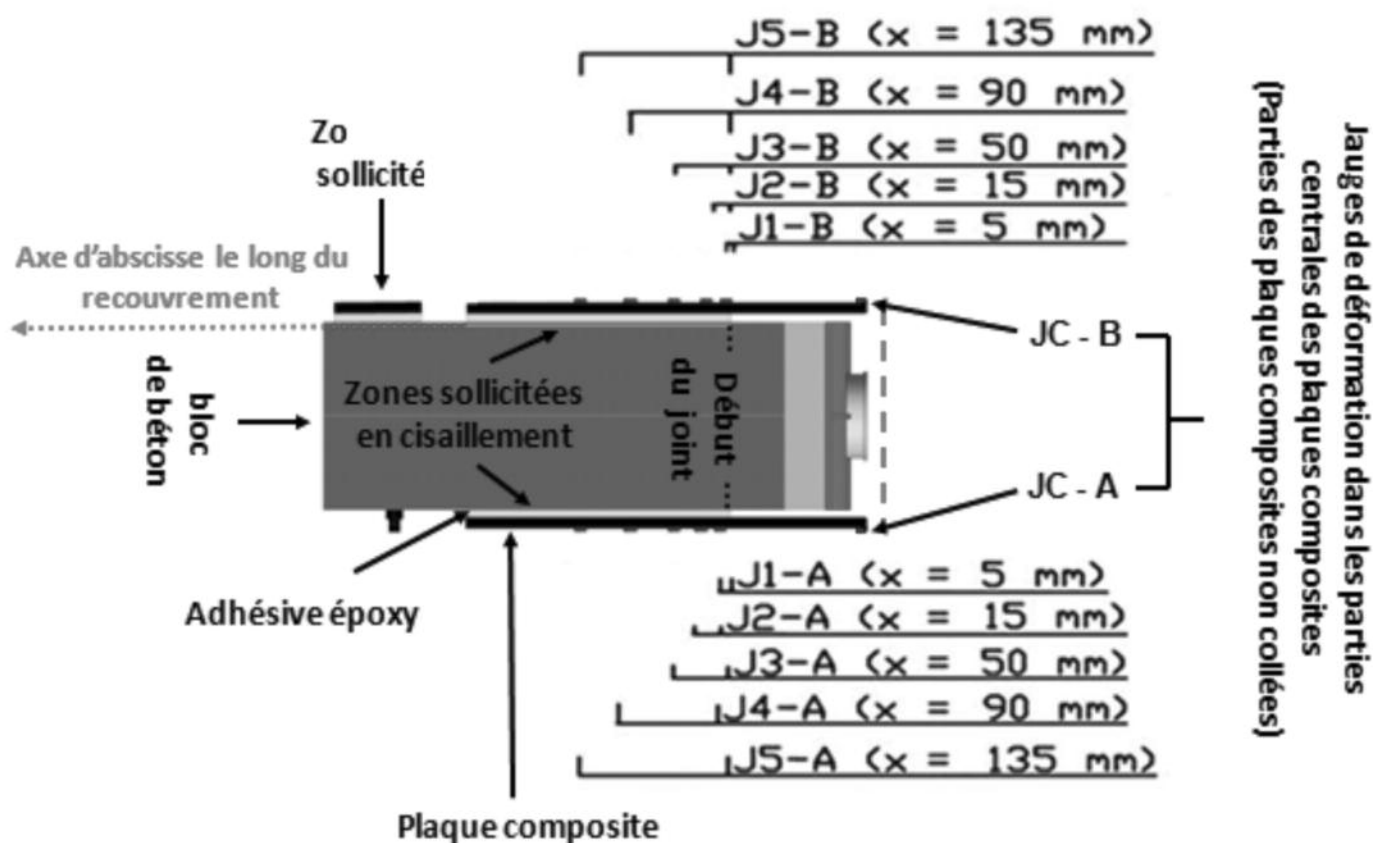


Figure 6. Instrumentation des corps d'épreuves par des jauges de déformation - position des jauges.

Les trois corps d'épreuve du prototype sont sollicités simultanément en fluage grâce à un système hydraulique centralisé constitué d'un accumulateur et d'une pompe hydraulique. Les vérins sont initialement mis en charge à l'aide d'une pompe manuelle. Lorsque la pression de service des vérins est atteinte, cette pompe est isolée du circuit hydraulique.

La pression d'huile est régulée dans le circuit hydraulique par un accumulateur hydraulique. La pression du système

hydraulique est surveillée par un mano-contacteur connecté à la centrale d'acquisition. Un schéma de principe du prototype instrumenté est présenté sur la Figure 7 (a).

L'essai de fluage, tel que défini, consiste à solliciter l'interface collée béton/composite à 30 % de sa résistance en cisaillement. Celle-ci a été préalablement mesurée lors d'un essai destructif mené sur un corps d'épreuve à simple recouvrement dans des conditions de laboratoire (à une

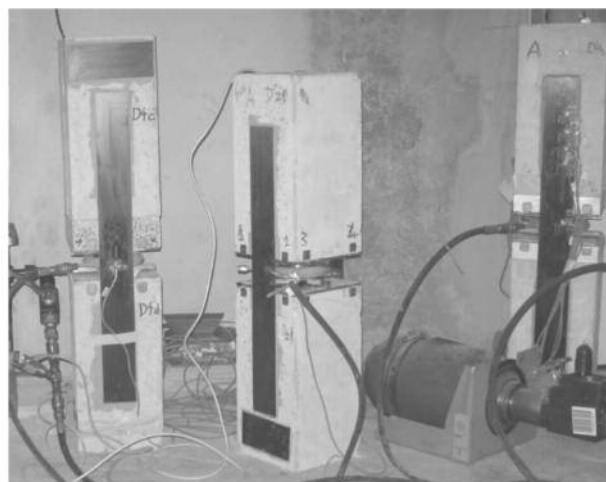
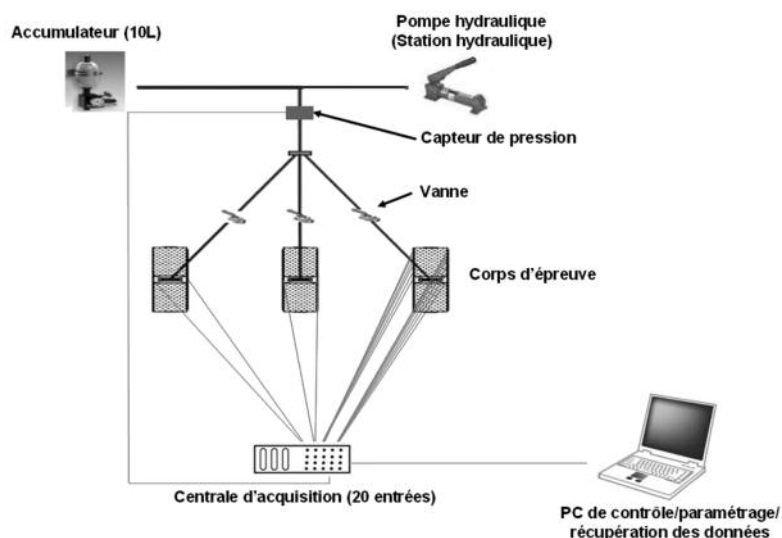


Figure 7. Prototype du banc de fluage sollicitant 3 corps d'épreuves : (a) Schéma de principe, (b) Photographie de l'ensemble du dispositif (corps d'épreuve et système hydraulique).

température de 25°C). En se référant à la géométrie du vérin et des plaques de transmission d'effort il devient alors possible de calculer la pression d'huile  $P_{hyd}$  à maintenir dans le vérin lors de l'essai de fluage. Celle-ci doit s'élever à 32,5 bars (3,25 MPa). Le prototype de banc de fluage a été installé dans la chambre climatique du Département Laboratoire d'Autun (DLA) à une température contrôlée de 25°C et à une humidité relative de 50% (Figure 7 (b)). Il a ensuite été mis en charge sur une période de fluage d'un mois. Les signaux issus des jauges de déformation, la pression hydraulique dans le circuit et la température de la salle ont été enregistrés en continu.

## 3.2. Validation du prototype de banc de fluage

### 3.2.1. Vérifications expérimentales

#### Maintien de l'effort et de la température

La Figure 8 présente respectivement le suivi de la pression dans le circuit hydraulique et la variation de la température dans la chambre climatique durant l'essai.

Sur cette période, on peut constater que la pression hydraulique a été quasi-constante (Figure 8 (a)), présentant une valeur moyenne (hors étape de chargement) de 32,52 bars et un écart type de 0,18 bar. Ces valeurs confirment que le système hydraulique satisfait au critère de tolérance de 1% sur le maintien de la pression.

La régulation de température est quant à elle assurée par un système réalisé à partir de composants industriels (chauffage d'appoint, contacteur, thermocouple, thermorégulateur). La Figure 8 (b) montre que ce système permet d'obtenir une température moyenne de  $25,1 \pm 0,3^\circ\text{C}$ , qui peut être considérée comme stable.

#### Vérification de la symétrie du comportement instantané des corps d'épreuve

De par sa conception, le dispositif proposé doit solliciter symétriquement quatre joints collés au niveau de chaque corps d'épreuve. Une première étape consiste donc à vérifier cette symétrie de comportement. La mesure des jauges de déformation collées le long des deux plats opposés d'un même corps d'épreuve (Cf. Figure 6) permet de tracer le

profil de déformation au droit des joints collés. Les profils enregistrés juste après la mise en charge sont présentés sur la Figure 9. Il ressort que les jauges placées symétriquement sur les faces opposées fournissent globalement des valeurs de déformation concordantes, indiquant ainsi un comportement symétrique du corps d'épreuve.

Il apparaît néanmoins que les valeurs fournies par les jauges les plus proches du bord chargé (jauge J1-A et J1-B) diffèrent nettement. Cependant, le gradient de déformation est tellement important dans cette zone que l'écart constaté peut être attribué à une faible différence de positionnement de ces jauges ou du front de colle. On estime que l'incertitude du positionnement des jauges est de  $\pm 1\text{mm}$ , et que celle concernant la position du bord de collage est un peu plus importante, puisque la couche adhésive est écrasée lors de la mise en place des plats composites. Les mesures des jauges permettent donc de conclure à une symétrie de comportement satisfaisante du système lors de sa mise en charge.

Par ailleurs, la Figure 9 indique des valeurs des déformations très faibles pour les jauges situées respectivement à 90 et 135 mm du bord chargé (ces valeurs sont largement inférieures à celles enregistrées par les jauges situées respectivement à 5, 15 et 50 mm). Ce résultat montre que l'effort de traction est déjà presque totalement transmis aux plaques de renfort dans les 90 mm premiers millimètres du joint adhésif. Il apparaît donc que seule une partie de la longueur du joint collé est effectivement sollicitée et participe à la transmission des efforts (i.e. la longueur d'ancrage).

#### Vérification de la symétrie du comportement à long terme des corps d'épreuve

La Figure 10 (a) présente les courbes d'évolution des déformations longitudinales en fonction du temps, qui ont été enregistrées par les différentes jauges situées sur les plats en PRF collés sur les deux faces opposées (A et B) du corps d'épreuve instrumenté. Ces évolutions permettent d'analyser le comportement en fluage des deux interfaces collées.

Sur cette figure, il apparaît que des mesures initialement proches après la mise en charge pour les deux faces opposées, évoluent de manière similaire au cours du temps. Le prototype continue donc de fonctionner de manière symé-

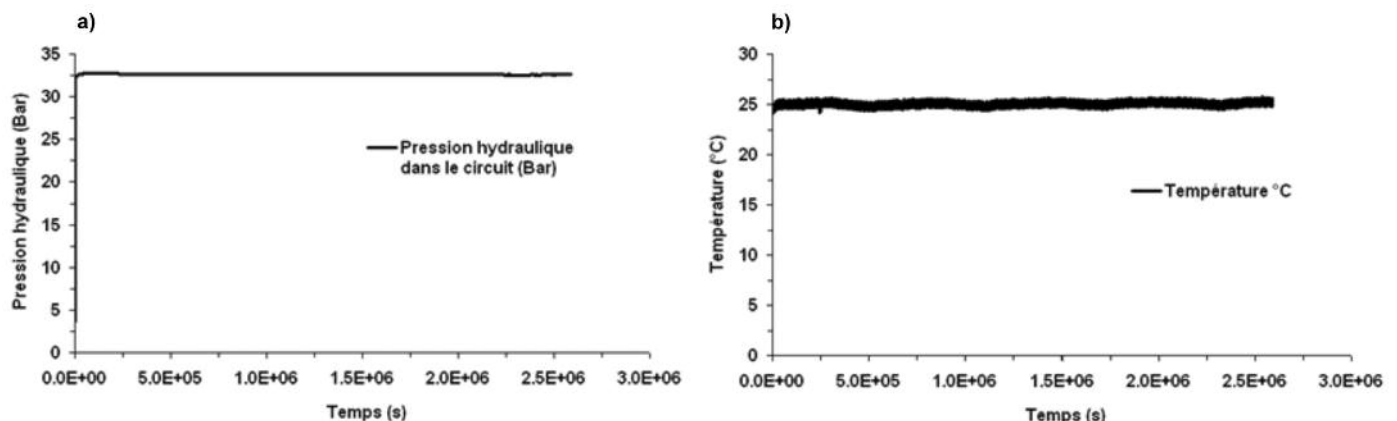


Figure 8. Suivi de la pression hydraulique (a) et de la température de la chambre climatique (b).

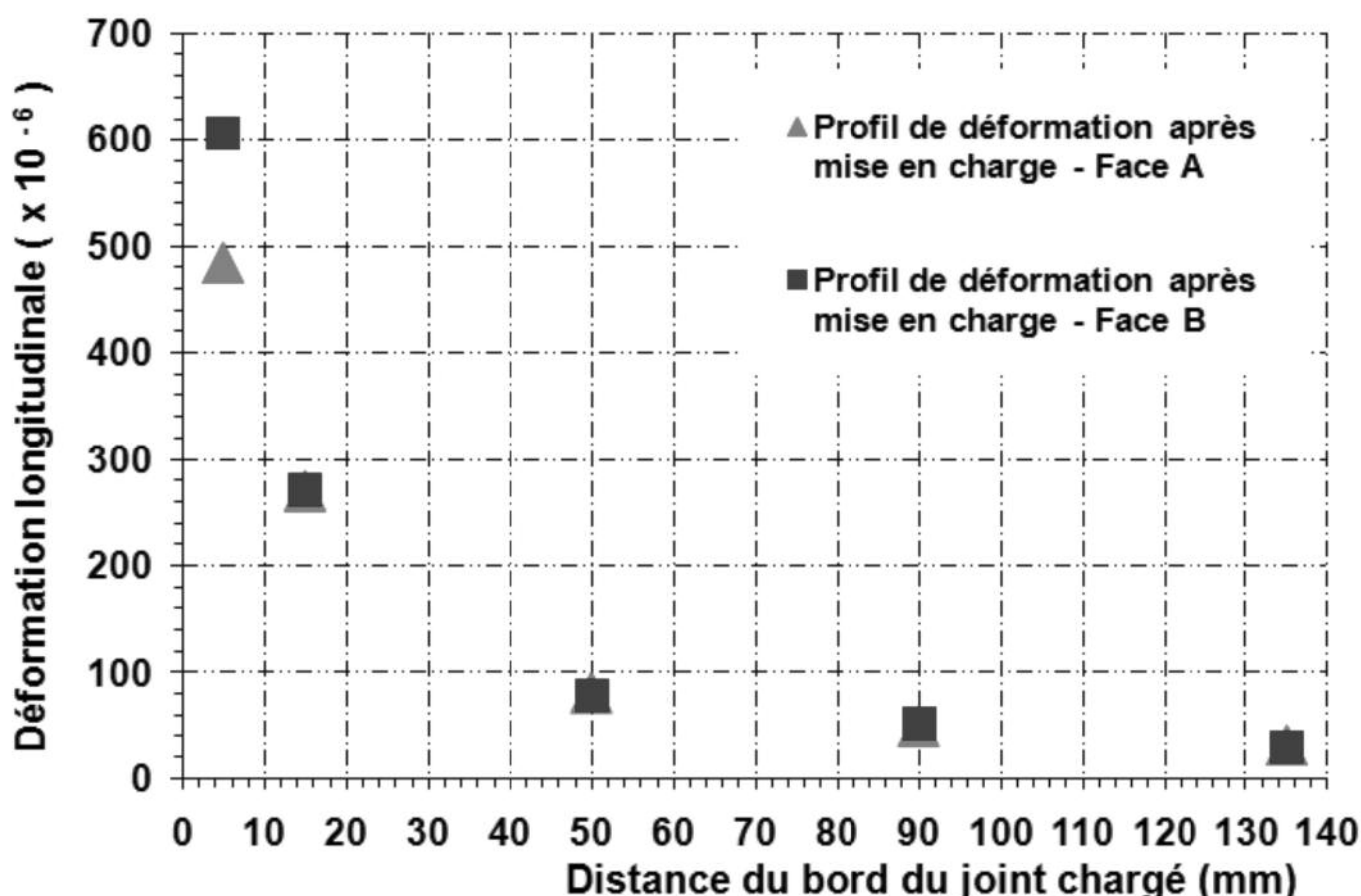


Figure 9. Profils de déformation enregistrés sur les deux facettes opposées (A et B) d'un dispositif après mise en charge.

trique sur le long terme. Cette constatation est confortée par la Figure 10 (b), où sont représentés les profils de déformation enregistrés sur les deux facettes opposées (A et B) après un mois de fluage. Il apparaît en effet que ces profils sont parfaitement concordants.

Par ailleurs, les jauges situées dans la partie centrale des plats composites (JC-A et JC-B, au droit du composite non collé) montrent des évolutions extrêmement faibles de la déformation ce qui confirme que le fluage du matériau composite reste un phénomène négligeable vis-à-vis du fluage de l'interface collée.

#### *Compatibilité des corps d'épreuves avec l'essai de cisaillement à simple recouvrement*

Comme précédemment évoqué, le programme expérimental prévoit, après vieillissement « mécano-chimique » des joints collés en chambre climatique, de réaliser des tests de cisaillement à simple recouvrement sur les corps d'épreuve extraits de la chambre. Ces tests permettront de suivre l'évolution de la résistance résiduelle des interfaces collées. Ainsi la géométrie des corps d'épreuves a été conçue pour être compatible avec le dispositif d'essai de cisaillement à simple recouvrement du Département Laboratoire d'Autun, permettant d'évaluer la capacité en cisaillement

d'un assemblage collé et dont le principe est décrit dans [3], [7], [16].

Afin de valider la possibilité d'obtenir des corps d'épreuve à simple recouvrement à partir du dispositif à double cisaillement, un des dispositifs du prototype a été démonté. Ce démontage implique notamment de découper le composite dans la zone centrale et de dévisser des boulons d'ancrage métalliques (Cf. Figures 2 et 3). Trois des corps d'épreuves à simple recouvrement ainsi obtenus ont ensuite subi des essais de cisaillement à simple recouvrement. Les charges de rupture obtenues lors des trois essais de cisaillement sur les joints à simple recouvrement sont respectivement de 44,55 kN, 43,21 kN et 43,02 kN. Les valeurs très proches obtenues ( $43,6 \pm 0,9$  kN) valident la qualité de l'essai de cisaillement et démontrent l'adaptabilité du dispositif de fluage à quatre demi-blocs. La Figure 11 illustre l'un des essais réalisé sur un joint à simple recouvrement issu du corps d'épreuve à double recouvrement.

Les modes de rupture observés pour ces trois essais ont tous été cohésifs dans le béton à une profondeur de quelques millimètres. La Figure 12 présente le faciès de rupture caractéristique et montre clairement la couche de béton qui reste solidaire du renfort composite lors du délaminage.

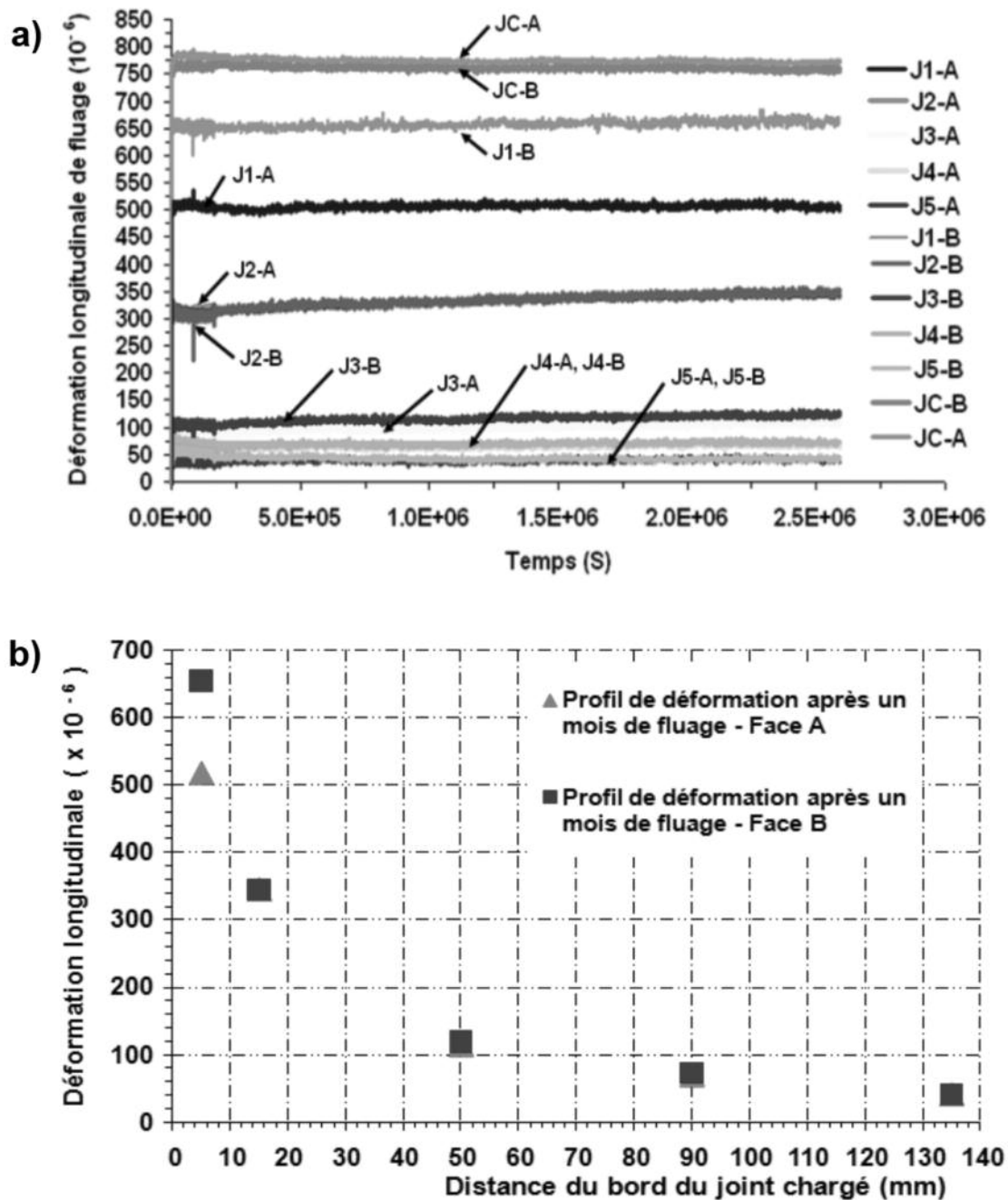


Figure 10. évolutions des déformations longitudinales enregistrées par les jauges collées sur les deux facettes opposées (A et B) durant un mois de fluage (a), et comparaison entre les deux profils enregistrés après un mois de fluage (b).

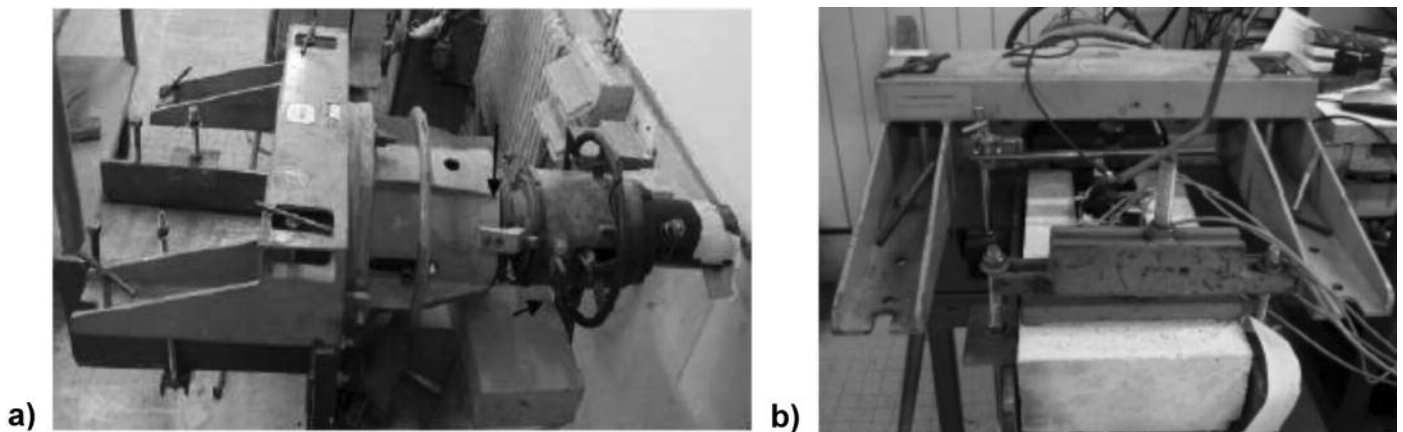


Figure 11. Photographie du dispositif d'essai à simple recouvrement (a) et illustration d'un essai de cisaillement réalisé sur un des joints collés à simple recouvrement (b).





Figure 12. Photo d'un échantillon après rupture.

### 3.2.2. Vérifications analytiques

#### Modélisation analytique du comportement élastique linéaire des essais à double recouvrement

Dans ce paragraphe, nous vérifions que le comportement instantané mesuré du joint est conforme aux prédictions fournies par les calculs. L'approche analytique utilisée pour prédire et modéliser la répartition des contraintes de cisaillement le long de l'interface collée béton/composite est basée sur le modèle de Völkersen [27]. Cette théorie s'intéresse à la distribution des contraintes de cisaillement dans la couche de colle et permet d'évaluer la réponse élastique instantanée d'un joint adhésif et l'état de contraintes dans les joints à recouvrement. Dans cette approche, l'adhésif et les substrats sont considérés comme parfaitement élastiques et isotropes. Les contraintes de cisaillement dues à la flexion des substrats sont négligées et le joint est supposé travailler en contraintes planes. Dans le cas des joints collés béton/composite et en respectant les conditions aux limites des essais de cet article (Figure 13), cette théorie permet d'exprimer la répartition de la contrainte de cisaillement le long du joint collé [26] par la relation suivante :

$$\tau_a(x) = \frac{G_a \sigma_{10}}{\lambda e_a E_c} \left( \frac{E_c e_c}{E_b e_b} - 1 \right) \left( \sinh(\lambda x) - \frac{\cosh(\lambda x)}{\tanh(\lambda L)} \right) \quad (1)$$

Avec :

$$\lambda^2 = \frac{G_a}{e_a} \left( \frac{1}{E_c e_c} + \frac{1}{E_b e_b} \right)$$

Où :

–  $E_c = 165 \text{ GPa}$ ,  $E_b = 35 \text{ GPa}$  et  $G_a = 4,88 \text{ GPa}$  sont respectivement les modules d'Young des adhérents (c : composite et b : béton) et le module de cisaillement de la couche d'adhésif.

–  $e_c = 1,2 \text{ mm}$ ,  $e_b = 102,5 \text{ mm}$  et  $e_a = 1 \text{ mm}$  étant respectivement les épaisseurs des adhérents (c : composite et b : béton) et de la couche colle.

–  $L = 240 \text{ mm}$  étant la longueur de l'interface collée.

Dans le calcul, nous avons considéré qu'une contrainte de traction ( $\sigma_{10}$ ) uniforme de 120 MPa est appliquée à la section d'extrémité (non collée) de la lamelle composite.

Les déformations longitudinales ont été enregistrées par les jauges collées à la surface des plats en PRF, au droit du plan de collage, pendant toute la durée de l'essai de fluage. A partir de ces mesures, il est possible de déduire les profils de répartition des contraintes de cisaillement le long de l'interface collée à chaque pas de temps de fluage (t). En effet pour un pas de temps (t) donné, la contrainte de cisaillement moyenne dans la couche de colle située entre deux jauges adjacentes ( $J_i$  et  $J_{i+1}$ ) peut être calculée en introduisant les déformations mesurées ( $\varepsilon_i(t)$  et  $\varepsilon_{i+1}(t)$ ) dans l'équation suivante (pour plus de détails voir la référence [28]) :

$$\tau_{a(i,i+1)}(t) = E_{PRF} \cdot e_{PRF} \cdot \frac{\varepsilon_i - \varepsilon_{i+1}}{x_{i+1} - x_i} \quad (i=0 - 4 ; i=0 \text{ représente}$$

la jauge centrale  $J_c$  avec  $x_0=0$ )

(2)

En appliquant cette méthode aux profils des déformations longitudinales enregistrés après la mise en charge (t=0), il est possible de calculer le profil de contrainte de cisaillement instantané.

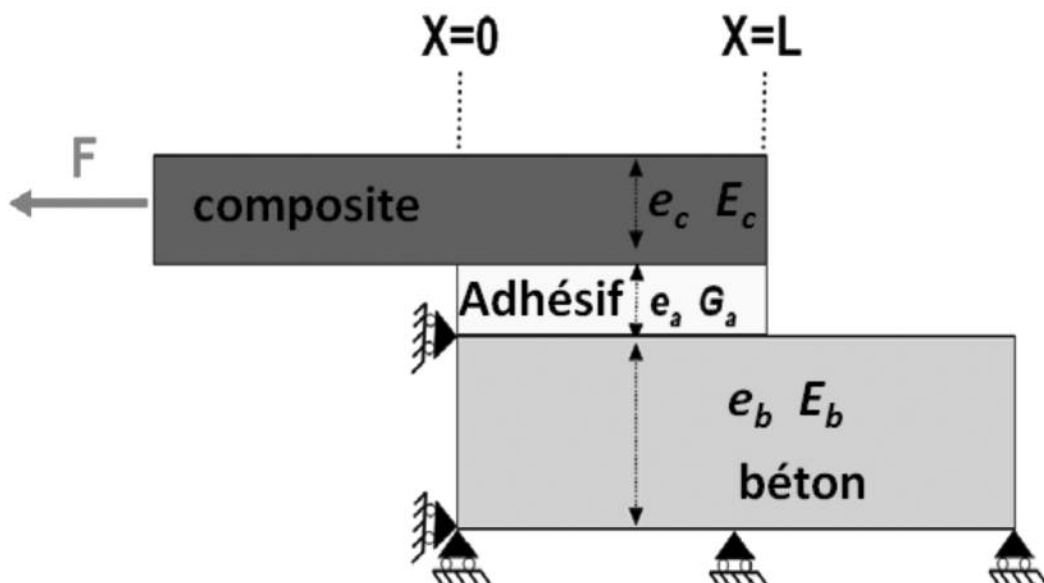


Figure 13. Conditions aux limites du modèle analytique basé sur la théorie de Völkersen.

Les profils de cisaillement instantanés calculés et déterminés expérimentalement sont présentés sur la Figure 14. Il apparaît que le comportement instantané du joint est conforme à la prédiction du calcul, validant ainsi le système expérimental, au moins pour cette étape de chargement. On en conclut de même que le modèle analytique utilisé est apte à rendre compte du profil des contraintes de cisaillement dans le joint collé, confirmant ainsi la pertinence de ce modèle qui peut donc être exploité en envisageant des lois de comportement plus complexes du joint collé.

*Développement d'un modèle analytique décrivant le comportement en fluage des interfaces collées béton/composites*

Dans cette partie, un modèle analytique visant à décrire le comportement en fluage de l'interface adhésive entre un substrat en béton et un composite de renforcement, a été développé et validé. Les mesures réalisées sur les corps d'épreuve instrumentés pendant une période de un mois ont permis de calculer les profils de répartition des contraintes de cisaillement le long de l'interface collée à l'issue de cette période de fluage. Par ailleurs, le comportement en fluage de l'adhésif utilisé dans la fabrication des

dispositifs à double recouvrement a pu être identifié à partir d'une approche prédictive basée sur le Principe de Superposition Temps-Température et sur l'utilisation du modèle rhéologique de Burgers, ce qui a permis de proposer un modèle de fluage linéaire pour l'adhésif étudié. Ce modèle rhéologique a ensuite été introduit dans l'équation du modèle de Völkersen. Cette approche permet de calculer, à chaque pas de temps, la répartition des contraintes de cisaillement le long du recouvrement et de décrire le comportement en fluage de l'interface collée béton/composite sur la durée considérée.

a) Étude du comportement en fluage à long terme de l'adhésif

En vue de réaliser des essais de fluage sur l'adhésif Sikadur® 30 utilisé dans la fabrication des corps d'épreuves à double recouvrement, des éprouvettes spécifiques de dimensions 30 x 4 x 1 mm<sup>3</sup> ont été fabriquées. Ces échantillons ont été soumis à des cycles de fluage/recouvrement (30 minutes de fluage en traction puis 30 minutes de recouvrement) au moyen du viscoanalyseur VA2000 (Acoem, France), en conditions isothermes à différents paliers de températures entre 25°C et 57°C (avec un écart de 2°C entre deux paliers successifs). Ces essais

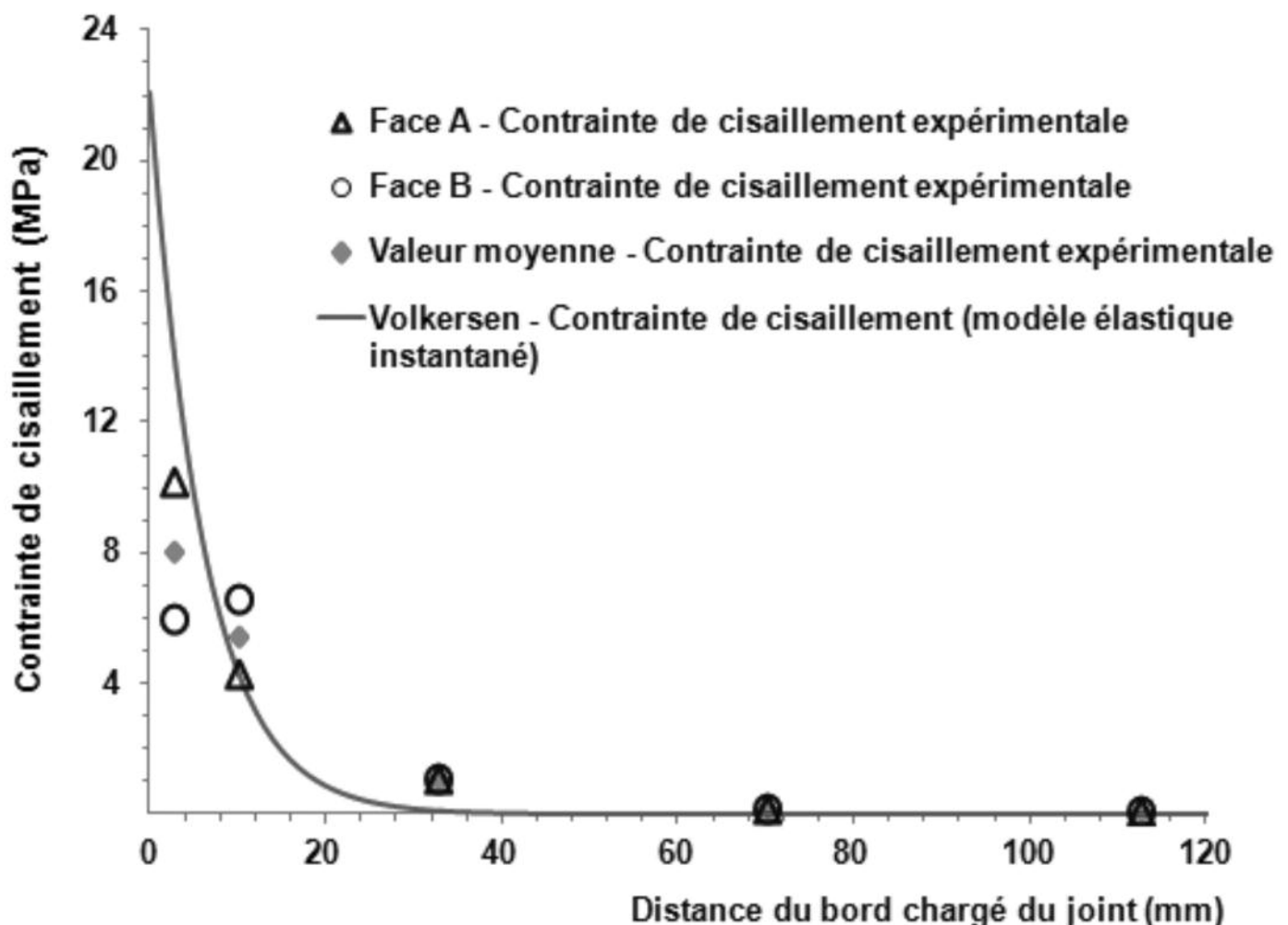


Figure 14. Comparaison des profils de cisaillement instantanés issus des résultats expérimentaux, du modèle numérique (Eq. 2), et du modèle analytique de Völkersen (Eq. 1).

thermo-stimulés ont été réalisés pour un niveau de contrainte de fluage  $\sigma_0$  de 5 MPa. Les courbes isothermes ainsi obtenues permettent dans une seconde étape de construire la courbe maîtresse de fluage à 25°C pour un niveau de contrainte de 5 MPa selon le Principe de Superposition Temps-Température (PSTT). Cette méthode est utilisée depuis des décennies pour prédire le comportement de fluage à long terme des matériaux à une température de référence, à partir d'essais court terme réalisés à des températures plus élevées. Plusieurs auteurs ([29-31]) proposent ainsi de construire la courbe maîtresse à la température de référence  $T_0$ , en translatant les courbes de complaisance en fluage obtenues aux autres températures ( $J(t, T)$ ) le long de l'axe des temps ( $\log t$ ), suivant un facteur de glissement  $a_T$ , de manière à les faire coïncider sur une courbe unique qui correspond à la courbe de complaisance en fluage à la température de référence  $T_0$ . Le principe de cette technique est représenté sur la Figure 15.

La Figure 16 (a) présente les courbes de fluage thermo-stimulé obtenues pour l'adhésif Sikadur®30. Chaque courbe décrit les évolutions de la complaisance de fluage ( $J(t, T) = \varepsilon(t, T) / \sigma_0$ ) en fonction du logarithme du temps pour les différents paliers de température, et pour le niveau de contrainte appliqué (5 MPa). La Figure 16 (b) illustre quant à elle, la construction de la courbe maîtresse de la complaisance de fluage de l'adhésif à la température de référence de 25°C. Cette courbe fournit une évolution de la

complaisance sur des temps très longs (de l'ordre de  $10^{13}$ s) ce qui n'est probablement pas réaliste. Dans la suite de l'étude, nous nous intéresserons essentiellement à la prédiction du fluage durant le premier mois de chargement.

Ensuite, à partir de cette courbe maîtresse en complaisance et de la définition de la complaisance de fluage, il est possible de déterminer l'évolution de la déformation de fluage sur une durée de 30 jours, pour un niveau de contrainte de 5 MPa (Figure 17). Le modèle rhéologique de Burgers peut alors être utilisé pour modéliser le fluage de la couche adhésif.

En effet, les comportements rhéologiques dépendants du temps peuvent généralement être décrits par des modèles simples comportant des ressorts élastiques et des amortisseurs (éléments visqueux linéaires) associés en série. Tant que le fluage tertiaire n'est pas atteint, le modèle rhéologique de Burgers permet de simuler de façon satisfaisante le fluage des polymères qui présentent un comportement viscoélastique linéaire [32]. Ce modèle est obtenu en connectant deux ressorts et deux amortisseurs conformément au schéma de la Figure 18. Il s'agit donc d'un modèle de Maxwell associé en série avec un modèle de Kelvin.

L'équation du modèle de Burgers est obtenue à partir de la réponse en termes de déformation des différents éléments du modèle, consécutive à l'application d'une contrainte constante. La déformation totale peut alors être exprimée de la manière suivante :

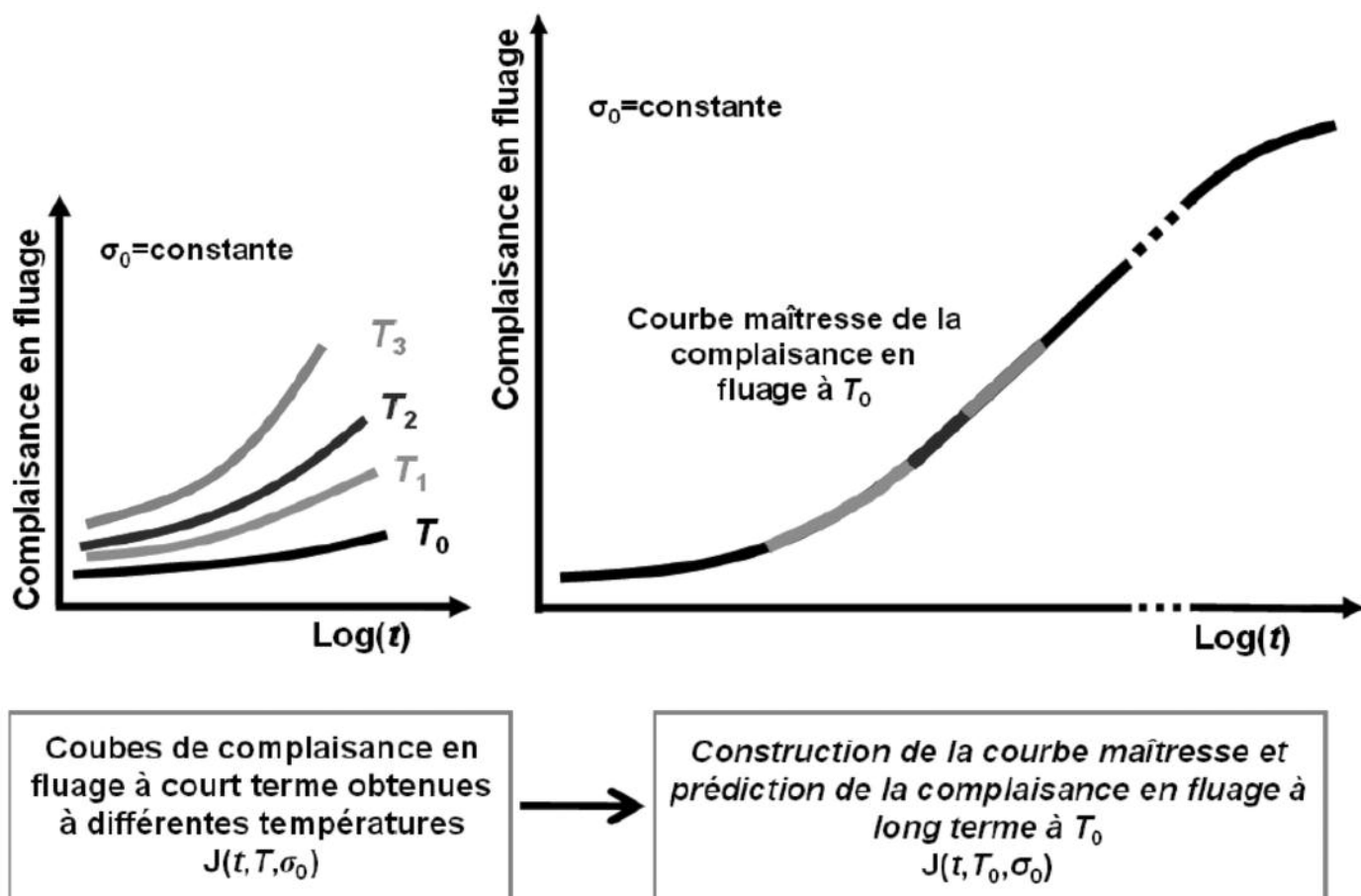


Figure 15. Méthode de construction de la courbe maîtresse de fluage basée sur le Principe de Superposition Temps-Température.

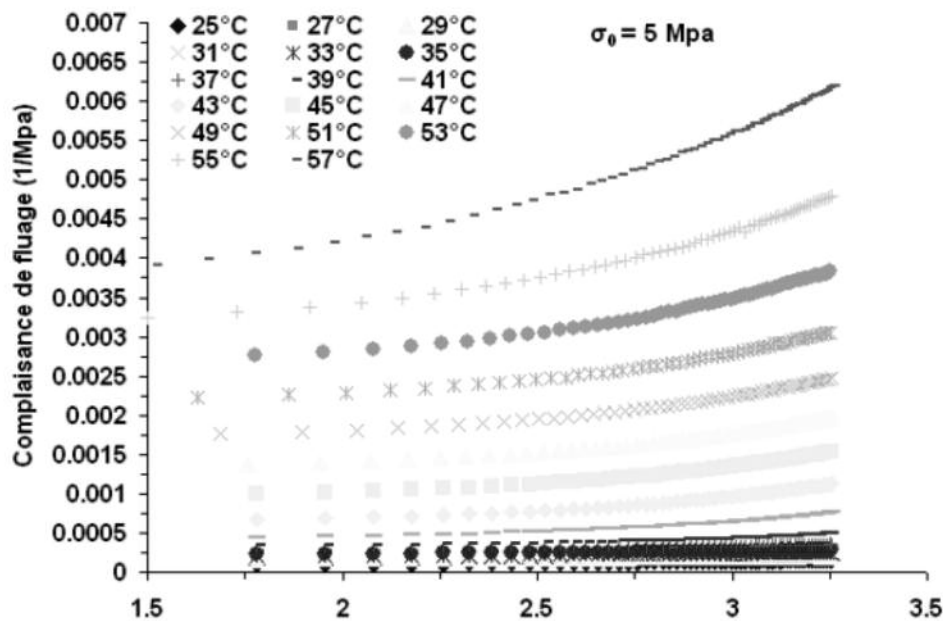


Figure 16. Prédiction du comportement en fluage à long terme de l'adhésif Sikadur@30 : a) Résultats des essais de fluage thermo-stimulé ; b) Construction de la courbe maîtresse de la complaisance de fluage à la température de référence de 25°C et à un niveau de contrainte appliquée de 5 MPa.

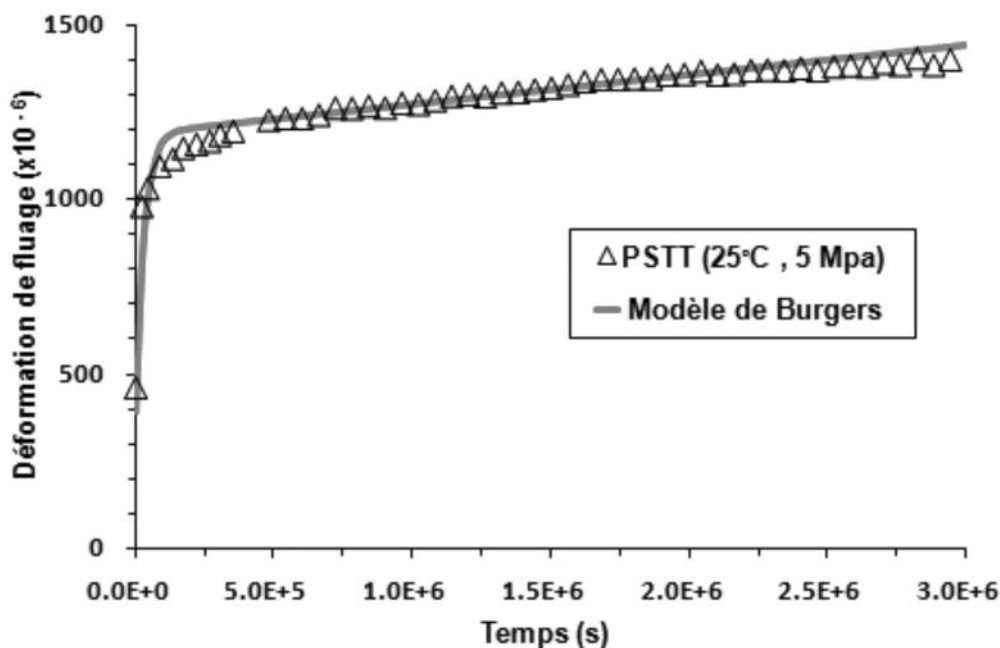
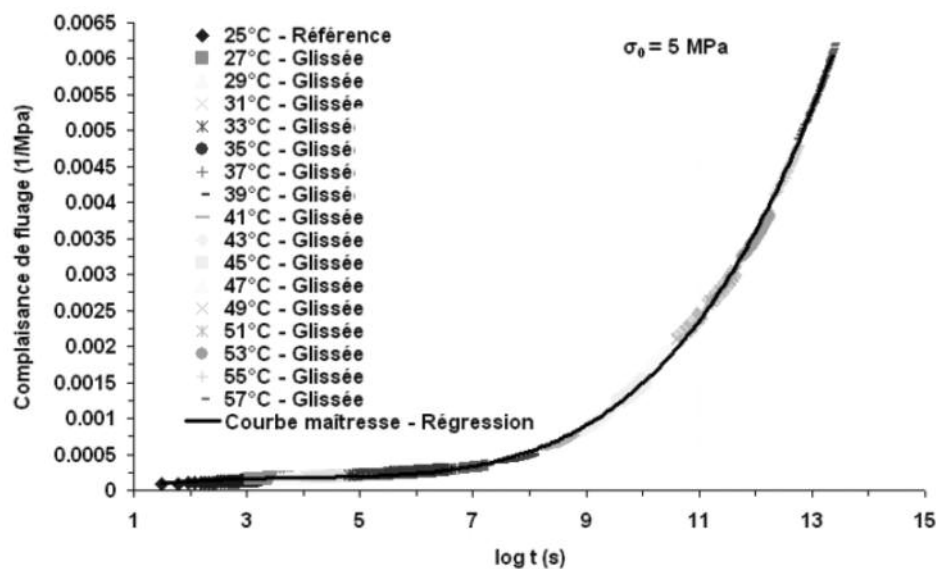


Figure 17. Évolution de la déformation de fluage sur une durée de 1 mois pour le système Sikadur@30 à la température de référence de 25°C et à un niveau de contrainte appliquée de 5 MPa : Comparaison entre les données issues de l'approche PSTT et les simulations obtenues par identification avec le modèle de Burgers.



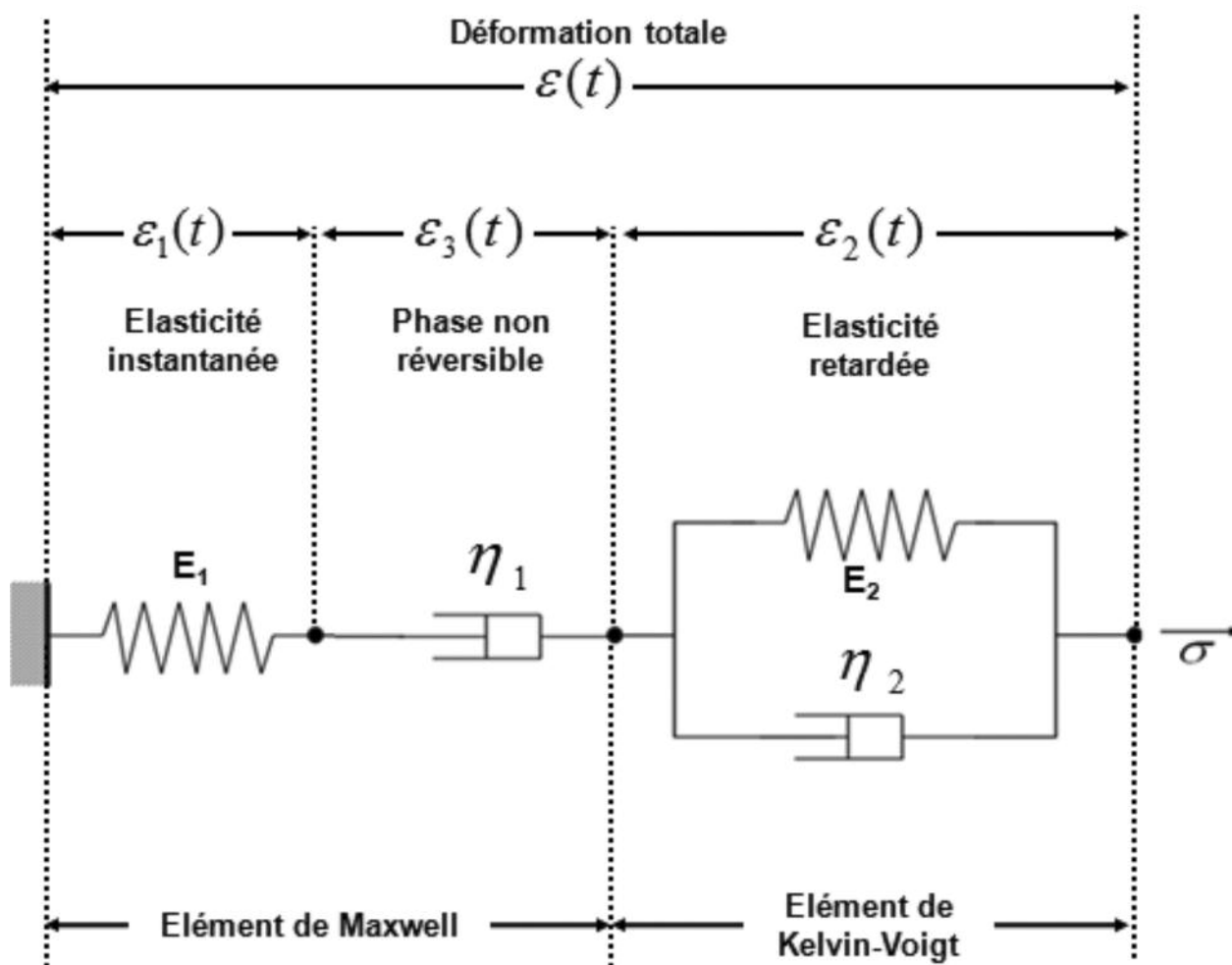


Figure 18. Description du modèle de fluage de Burgers.

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \left[ \frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2} \left( 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} t\right) \right) \right] \quad (3)$$

Où  $\sigma_0$  est la contrainte appliquée;  $E_1$  et  $E_2$  sont les modules d'élasticité des ressorts ;  $\eta_1$  et  $\eta_2$  sont les coefficients de viscosité dynamique des amortisseurs.

Le module d'élasticité  $E_1$  est considéré égal au module d'Young déterminé expérimentalement par essais de traction à 25°C (12,8 GPa).

Les valeurs des coefficients du modèle de Burgers identifiés à partir de la courbe de fluage expérimentale (Figure 17) sont répertoriées dans le Tableau 1.

$E_1$ (GPa)	$\eta_1$ (GPa.s)	$E_2$ (GPa)	$\eta_2$ (GPa.s)
12,8	$59,1 \times 10^6$	6,3	$19,0 \times 10^4$

Tableau 1. Coefficients du modèle de Burgers identifiés à partir de la courbe de fluage expérimentale.

b) Modélisation analytique du fluage des interfaces collées béton/composites

Le fluage des interfaces béton/composites a ensuite été modélisé en intégrant la loi de comportement de la couche

de colle issus du modèle de Burgers (Équation 3 et Tableau 1) dans le modèle analytique de Völkersen (Équation 1). Cette opération consiste à remplacer dans l'Équation (1) la valeur constante du module de cisaillement instantané de la colle  $G_a$  par une valeur qui évolue dans le temps  $G_a(t)$  déduite de l'équation (3) :

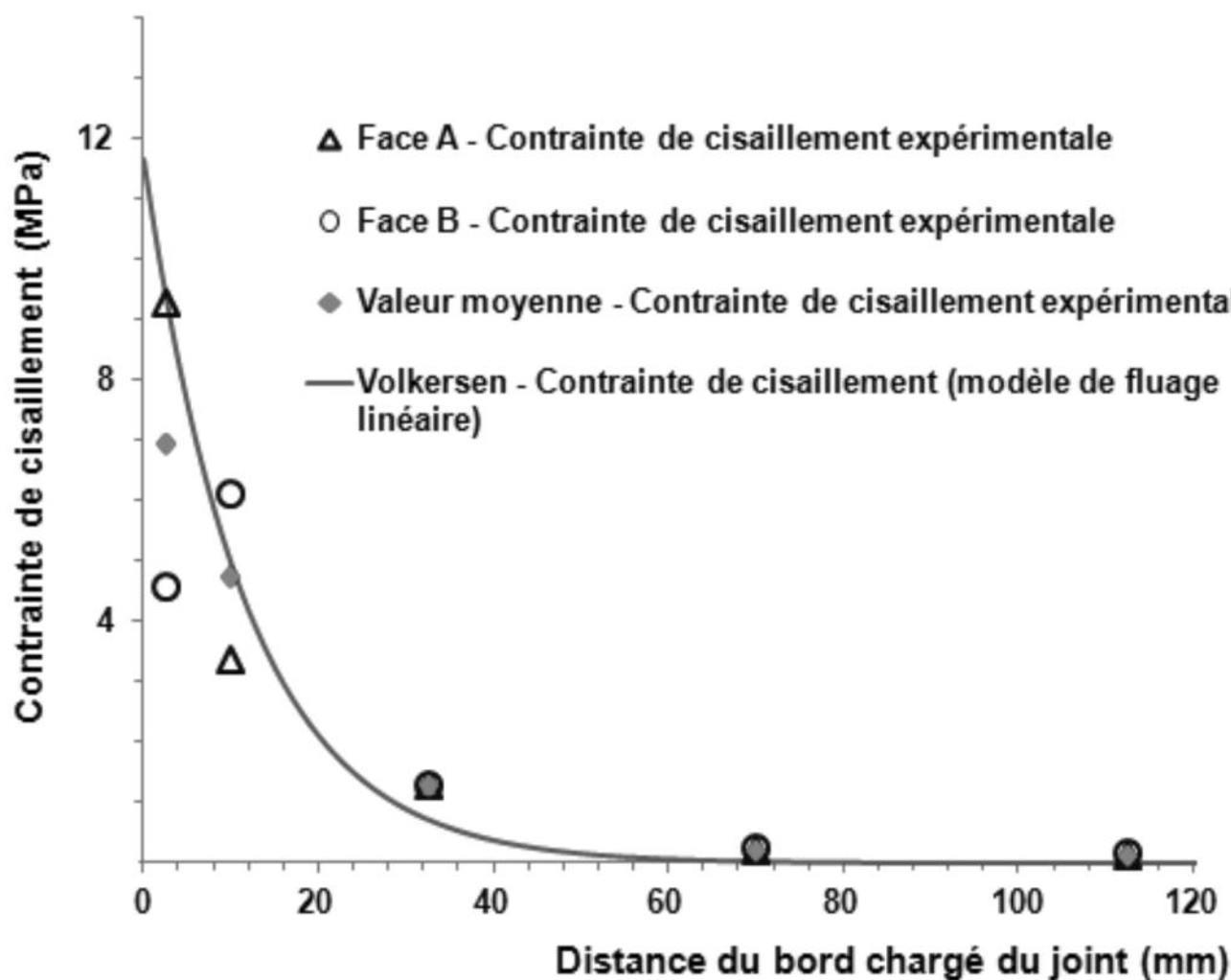
$$G_a t = \frac{1}{2 \cdot (1 + \nu) \left[ \frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2} \left( 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} t\right) \right) \right]} \quad (4)$$

Où  $\nu = 0,3$  est le coefficient de Poisson de l'adhésif.

Cette approche, dite « modèle de Völkersen modifié », permet de calculer à chaque pas de temps la répartition des contraintes de cisaillement le long du recouvrement et de décrire le comportement en fluage de l'interface collée béton/composite sur la durée considérée.

Le profil de la contrainte de cisaillement le long de l'interface collée a ainsi été calculé après un mois de fluage, et a été comparé au profil expérimental obtenu à partir des mesures de déformation et de l'application de l'Équation 2. La comparaison simulation/expérience est représentée sur la Figure 19.

On peut constater que le modèle reproduit assez fidèlement le profil expérimental. Les résultats expérimentaux comme



**Figure 19. Comparaison des profils de cisaillement issus du modèle analytique de Völkersen modifié et des résultats expérimentaux après un mois de fluage.**

ceux issus des modélisations analytiques montrent l'existence d'une importante concentration des contraintes de cisaillement à proximité du bord chargé. Pour Yuan [33], la longueur d'ancrage d'un joint correspond à la longueur collée à travers laquelle 97% de la charge appliquée sur le plat PRF est transmise au support béton (pour un joint dont la longueur est très grande devant la longueur d'ancrage). Si nous retenons cette définition, il est alors possible de calculer les valeurs des longueurs d'ancrage correspondant à la réponse instantanée de l'interface collée béton/composite (Figure 14) et à la réponse après un mois de fluage (Figure 19). Ces résultats, présentés dans le Tableau 2, indiquent que le fluage entraîne une augmentation significative de la longueur d'ancrage par rapport à la valeur initiale déterminée à partir de la réponse élastique instantanée. Un tel phénomène est alors susceptible d'améliorer la durabilité à long terme des joints collés en réduisant la concentration de contrainte au voisinage du bord chargé et en assurant une meilleure répartition des contraintes sur le recouvrement. Ce type de comportement (augmentation de la longueur d'ancrage) a déjà été constaté par d'autres auteurs [7] dans le cadre d'une étude

de durabilité, mais sur des joints soumis à un vieillissement hygrothermique sans sollicitation mécanique.

<i>Modèle analytique</i>	<i>Longueur d'ancrage (mm)</i>
Völkersen élastique	21,0
Völkersen modifié (fluage linéaire sur 1 mois)	40,0

**Tableau 2. Longueurs d'ancrage calculées à partir des profils de distribution des contraintes de cisaillement.**

Les résultats expérimentaux acquis sur le prototype ont donc permis de valider le bon fonctionnement du dispositif expérimental innovant (instantané et à long terme). Cette validation a ensuite été complétée par des calculs analytiques visant à décrire la réponse élastique instantanée et différée de l'assemblage collé. Au final, la cohérence de l'ensemble des résultats (analytiques et expérimentaux) constitue un élément fort de validation du modèle analytique proposé.

## 4. RÉALISATION D'UN BANC DE FLUAGE COMPLET PERMETTANT L'ÉTUDE DU COUPLAGE ENTRE SOLlicitATIONS MÉCANIQUE ET HYGROTHERMIQUE

Après la validation du dispositif du fluage, un banc complet de fluage a été réalisé, comportant quatorze corps d'épreuves à double recouvrement préparés à partir de deux procédés de renforcement différents disponibles sur le marché. Ce banc est installé dans une salle climatique à 40°C et 95% H.R., afin de coupler les sollicitations mécanique et environnementale (Figure 20).



Figure 20. Banc de fluage en fonctionnement dans la salle de vieillissement du DLA.

Le principe de ce banc de fluage est similaire à celui du prototype. Cependant, le nouveau circuit est muni d'un capteur qui assure une mesure continue de la pression hydraulique et qui est connecté à une centrale hydraulique dont il actionne la mise en marche en cas de chute de pression. Le maintien de pression est donc assuré par l'accumulateur hydraulique, pour de faibles chutes de pression, et par la centrale pour compenser des chutes plus importantes. La campagne expérimentale actuellement en cours prévoit de réaliser des essais destructifs à diverses échéances, afin de suivre l'évolution de la capacité résiduelle des interfaces collées béton/composites induite par le vieillissement sous charge. Les corps d'épreuve seront ainsi retirés de la salle deux par deux (un par système de renforcement) à chaque échéance de caractérisation. Les premiers résultats de cette campagne expérimentale en cours sont présentés dans [26]. En complément de ces essais destructifs, le comportement à long terme de deux corps d'épreuve à double recouvrement (un par procédé) est également suivi par des capteurs de déplacement qui mesurent en continu le déplacement relatif d'un bloc de béton par rapport à l'autre, consécutif à la déformation de fluage et au vieillissement du joint collé (Figure 21).

À titre d'illustration, la Figure 22 représente l'évolution moyenne des déplacements de « fluage » mesurés sur les corps d'épreuve renforcés par les deux procédés de renforcement. Ces mesures mettent clairement en évidence des comportements en fluage très différents entre les deux systèmes de renforcement. En effet, le corps d'épreuve réalisé avec le système 1 (courbe rouge) présente un niveau de déformation globalement plus élevé dans le domaine de fluage stationnaire, et atteint le domaine de fluage tertiaire bien avant l'assemblage réalisé avec le système 2 (courbe bleue). Ces

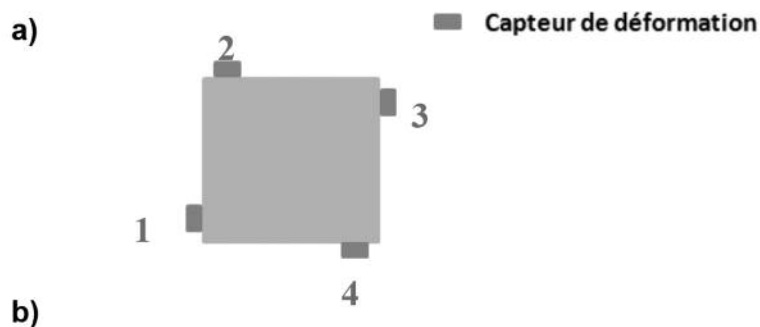
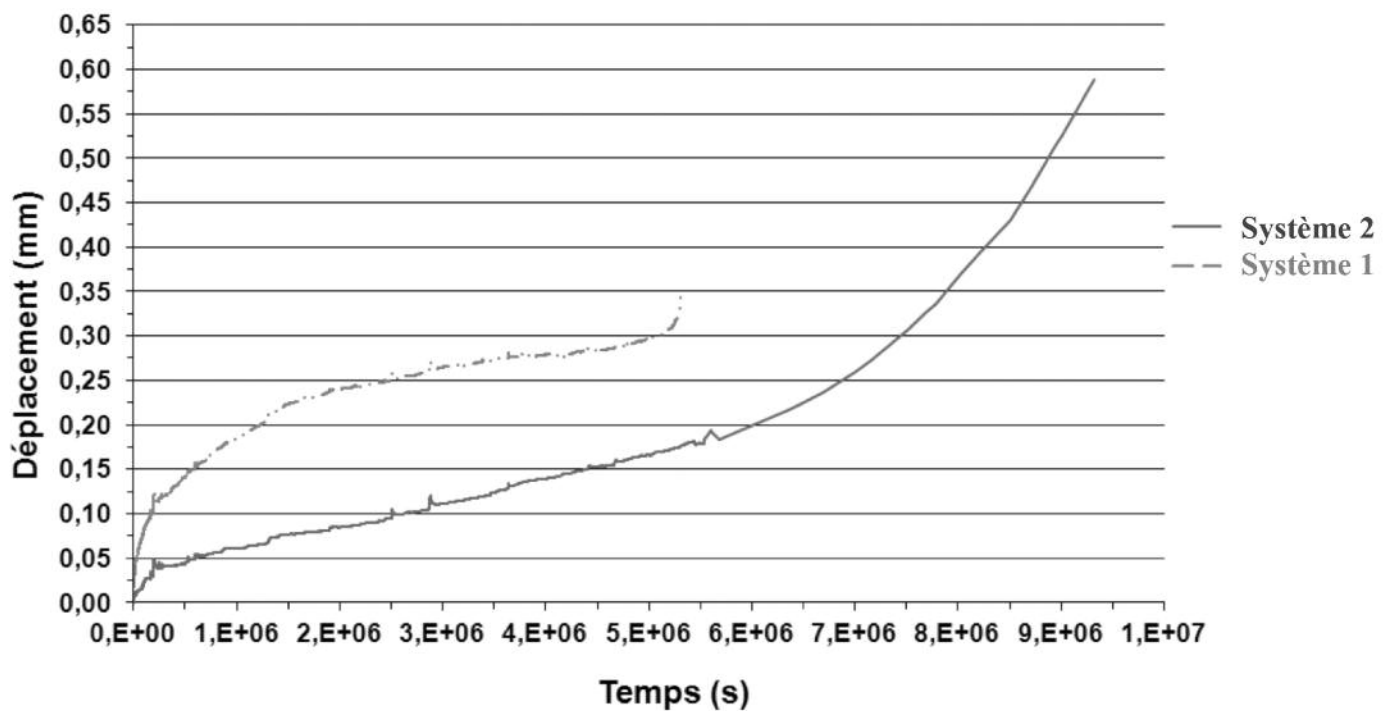


Figure 21. Détail d'instrumentation par LVDT des deux corps d'épreuves :  
a) Schéma présentant la position des capteurs sur chaque corps d'épreuve, vue de dessous ;  
b) Photographie de l'instrumentation par LVDT des corps d'épreuve.



**Figure 22. Déplacements de fluage des corps d'épreuves à double recouvrement renforcés par les deux procédés de renforcement, lorsque ces corps d'épreuve sont soumis simultanément à une sollicitation de fluage et à un vieillissement hygrothermique (à 40°C et 95% d'humidité).**

résultats montrent que le dispositif expérimental développé dans le cadre de notre étude est parfaitement discriminant et permet de révéler des différences de comportement très significatives entre différents systèmes de renforcement disponibles sur le marché et soumis à des sollicitations couplées.

## 5. CONCLUSION

L'objectif de cet article est de présenter les principes et détails de conception d'un dispositif expérimental innovant destiné à la caractérisation en fluage des interfaces collées béton/PRF. Lors de sa conception, une des principales exigences consistait à limiter le volume de ce dispositif de sorte qu'il puisse être installé dans une chambre de vieillissement climatique, permettant ainsi de combiner la sollicitation mécanique à un vieillissement hygrothermique et d'en étudier les effets synergiques.

Le système de chargement imaginé s'appuie sur l'utilisation originale de vérins plats hydrauliques. Dans ce contexte, un banc de fluage prototype, permettant de solliciter simultanément en fluage trois corps d'épreuve à double recouvrement, a d'abord été conçu, construit et testé en conditions standard (25°C, 50% H.R.). Une instrumentation spécifique des corps d'épreuves par jauges de déformation a permis de suivre l'évolution du profil de déformation le long du recouvrement lors des essais de fluage. Les résultats expérimentaux ainsi acquis sur ce prototype ont tout d'abord permis de valider le bon fonctionnement du dispositif expérimental proposé (maintien de la charge appliquée et comportement symétrique des corps d'épreuve à double recouvrement). Cette validation a été complétée par des calculs analytiques de la réponse du joint collé suite à la mise en charge. En effet, une procédure

basée sur le principe de Superposition Temps-Température et sur le modèle rhéologique de Burgers a permis d'établir un modèle de fluage linéaire pour l'adhésif étudié. Cette loi de comportement a ensuite été introduite dans l'équation du modèle de Völkersen afin de prédire le comportement en fluage à long terme de l'interface collée béton/composite. Finalement la confrontation entre les simulations et les données expérimentales a démontré que ce modèle de Völkersen modifié reproduit assez fidèlement les profils expérimentaux instantanés ou mesurés après un mois de fluage. Les résultats montrent notamment que le fluage provoque une augmentation significative de la longueur d'ancrage par rapport à la valeur initiale déterminée à partir de la réponse élastique instantanée, ainsi qu'une diminution importante de la concentration de contrainte à l'extrémité chargée du joint. Ce phénomène pourrait présenter des effets bénéfiques sur la durabilité à long terme des joints collés. La cohérence de l'ensemble des résultats (analytique et expérimentaux) a été considérée comme un élément fort de validation de ce dispositif.

Finalement un banc de fluage complet comportant 14 corps d'épreuves (réalisés avec deux systèmes de renforcement différents) a été installé dans une salle de vieillissement hygrothermique à 40°C et 95% d'H.R., afin d'étudier l'évolution des propriétés mécaniques des joints collés béton/composite soumis à un vieillissement couplant sollicitation mécanique (fluage) et hygrothermique. Le suivi de la résistance résiduelle des interfaces collées exposées à ces conditions de vieillissement s'appuie sur des tests destructifs à échéances régulières ; cette campagne est toujours en cours. D'autre part, l'instrumentation de certains corps d'épreuve par des capteurs LVDT a permis de montrer que le dispositif expérimental est capable de discriminer la durabilité des deux systèmes de renforcement étudiés.



## 6. RÉFÉRENCES

- [1] ACI COMMITTEE 440.2R-08, « Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures », *American Concrete Institute*, 2008.
- [2] M. QUIERTANT, « Matériaux organiques spécifiques pour la construction », *Yves Mouton (Ed.)*, Chapitre 23, pp. 503–525, 2011.
- [3] Association Française de Génie Civil, « Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites – Recommandations provisoires, documents scientifiques et techniques », 2011.
- [4] M.A.G. SILVA, H. BISCAIA, « Degradation of bond between FRP and RC beams », *J. Composite Struct.*, Vol. 85, pp. 164–174, 2008.
- [5] V.M. KARBHARI, K. GHOSH, « Comparative durability evaluation of ambient temperature cured externally bonded CFRP and GFRP composite systems for repair of bridges », *Composites Part A*, Vol. 40, pp. 1353–1363, 2009.
- [6] J.G. DAI, H. YOKOTA, M. IWANAMI, E. KATO, « Experimental investigation of the influence of moisture on the bond behavior of FRP to concrete interfaces », *J. Compos. Constr.*, Vol. 14, pp. 834–844, 2010.
- [7] K. BENZARTI, S. CHATAIGNER, M. QUIERTANT, C. MARTY, C. AUBAGNAC, « Accelerated ageing behavior of the adhesive bond between concrete specimens and CFRP overlays », *Constr. Build. Mater.*, Vol. 25, pp. 523–538, 2011.
- [8] P. MESHGIN, K.K. CHOI, « Experimental and analytical investigations of creep of epoxy adhesive at the concrete-FRP interfaces », *Int. J. Adhesion Adhesives*, Vol. 29, pp. 56–66, 2009.
- [9] K. K. CHOI, P. MESHGIN, M.M. REDA TAHA, « Shear creep of epoxy at the concrete-FRP interface », *Composites Part B*, Vol. 38, pp. 772–780, 2007.
- [10] K. K. CHOI, M.M. REDA TAHA, M.J. MASIA, N.G. SHRIVE, « Numerical investigation of creep effects on FRP-strengthened RC beams », *J. Compos. Constr.*, Vol. 14, pp. 812–822, 2010.
- [11] E. FERRIER, L. MICHEL, B. JURKIEWIEZ, P. HAMELIN, « Creep behaviour of adhesives used for FRP external strengthening of RC structures », *Constr. Build. Mater.*, Vol. 25, pp. 461–467, 2011.
- [12] C. ZHANG, J. WANG, « Viscoelastic analysis of FRP strengthened reinforced concrete beams », *Composite structures*, Vol. 93, pp. 3200–3208, 2011.
- [13] H. DIAB, Z. WU, « Nonlinear constitutive model for time-dependent behavior of FRP-concrete interface », *Compos Sci Technol*, Vol. 67, pp. 2323–2333, 2007.
- [14] H. DIAB, Z. WU, K. IWASHITA, « Short and long term bond performance of prestressed FRP sheet anchorages », *Eng Struct*, Vol. 31, pp. 1241–1249, 2009.
- [15] N. HOUHOU, K. BENZARTI, M. QUIERTANT, S. CHATAIGNER, A. FLETY, C. MARTY, « Analysis of the nonlinear creep behavior of concrete/FRP-bonded assemblies », *Journal of adhesion science and technology*, Vol. 28, pp. 1345–1366, 2014.
- [16] S. CHATAIGNER, J.-F. CARON, K. BENZARTI, M. QUIERTANT, C. AUBAGNAC, « Use of a single lap shear test to characterize composite-to-concrete or composite-to-steel bonded interfaces », *Constr. Build. Mater.*, Vol. 25, pp. 468–478, 2011.
- [17] B.E. DOLAN, H.R. HAMILTON, C.W. DOLAN, « Strengthening with bonded FRP Laminate », *Concrete International*, Vol. 20, pp. 51–55, 1998.
- [18] E. FERRIER, M. QUIERTANT, K. BENZARTI, P. HAMELIN, « Influence of the properties of externally bonded CFRP on the shear behavior of concrete/composite adhesive joints », *Composites Part B*, Vol. 41, pp. 354–362, 2010.
- [19] J.R. CROMWELL, K.A. HARRIES, B.M. SHAHROOZ, « Environmental durability of externally bonded FRP materials intended for repair of concrete structures », *Constr. Build. Mater.*, Vol. 25, pp. 2528–2539, 2011.
- [20] C.U. SERDAR, B. BINICI, « Strength of carbon fiber reinforced polymers bonded to concrete and masonry », *Constr. Build. Mater.*, Vol. 21, pp. 1431–1446, 2007.
- [21] M. MATANA, A. NANNI, L. DHARANI, P. SILVA, G. TUNIS, « Bond performance of steel reinforced polymer and steel reinforced grout », *Proceeding of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)*, pp. 125–132, 2005.
- [22] S. CHATAIGNER, C. AUBAGNAC, M. QUIERTANT, K. BENZARTI, « Essai de cisaillement à simple recouvrement pour caractériser l'adhérence de renforts composites sur substrat béton – Méthode d'essai n°72 », *Techniques et méthodes des LCP (LCPC)*, 36 pages, 2010.
- [23] Sika®Carbodur® S, « Lamelles pultrudées à base de fibres de carbone pour le renforcement de structures – Fiche technique », *Version N° 2011-387*, [http://fra.sika.com/dms/get-document.get/aa3e5909-b161-370f-b261-8201b7807841/fr\\_carbodur\\_s\\_nt914.pdf](http://fra.sika.com/dms/get-document.get/aa3e5909-b161-370f-b261-8201b7807841/fr_carbodur_s_nt914.pdf), 2011.
- [24] Sikadur® 30, « Adhésive structural pour le collage de renforts – Fiche technique », *Version N° 2011-026*, <http://frcon.webdms.sika.com/files/show.do?documentID=547>, 2011.
- [25] K. BENZARTI, F. FREDDI, M. FREMOND, « A damage model to predict the durability of bonded assemblies. Part I: Debonding behavior of FRP strengthened concrete structures », *Construction and building materials*, vol. 25, pp. 547–555, 2011.
- [26] N. HOUHOU, « Durabilité des interfaces collées béton/renforts composites: développement d'une méthodologie d'étude basée sur un dispositif de fluage innovant conçu pour être couplé à un vieillissement hygrothermique », *Thèse de doctorat de l'Université Paris-Est*, 2012.
- [27] O. VOLKERSEN, « Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschnitten », *Luftfahrtforschung*, Vol. 15, pp.41–47, 1938.
- [28] J. XIAO, J. LI, Q. ZHA, « Experimental study on bond behavior between FRP and concrete », *Journal of Construction and Building Materials*, Vol. 18, pp. 745–752, 2004.
- [29] X. SHENG, M. AKINC, M.R. KESSLER, « Creep behavior of bisphenol E cyanate ester/alumina nanocomposites », *Materials Science and Engineering A*, Vol. 527, pp. 5892–5899, 2010.
- [30] P. DASSAPPA, P. LEE-SULLIVAN, X. XIAO, « Temperature effects on creep behavior of continuous fiber GMT composites », *Composites Part A*, Vol. 40, pp. 1071–1081, 2009.
- [31] T.K. VAIDYANATHAN, J. VAIDYANATHAN, Z. CHERIAN Z., « Extended creep behavior of dental composites using time-temperature superposition principle », *Dental Materials*, Vol. 19, pp. 46–53, 2003.
- [32] J.L. YANG, Z. ZHANG, A.K. SCHLARB, K. FRIEDRICH, « On the characterization of tensile creep resistance of polyamide 66 nanocomposites. Part II: Modeling and prediction of long-term performance », *Polymer*, Vol. 47, pp. 6745–6758, 2006.
- [33] H. YUAN, « Improved theoretical solutions of FRP-to-concrete interfaces », *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)*, pp. 97–102, 2005.