

N° D'ORDRE : 41122

MINES DOUAI



UNIVERSITE LILLE I



THESE

présentée en vue
d'obtenir le grade de

DOCTEUR

en
Spécialité : Génie Civil

par

Nicolas PINOTEAU

DOCTORAT DELIVRE CONJOINTEMENT
PAR MINES DOUAI ET L'UNIVERSITE LILLE I

Titre de la thèse :

Comportement des Scellements Chimiques d'Armatures Rapportées pour Béton en Situation d'Incendie

Soutenue le 24 Juin 2013 devant le jury d'examen :

<i>Rapporteur</i>	<i>Christian Laborderie, Pr. Université de Pau</i>
<i>Rapporteur</i>	<i>Christophe Binetruy, Pr. Ecole Centrale de Nantes</i>
<i>Membre</i>	<i>Thierry Chaussadent, Directeur de recherche IFSTTAR</i>
<i>Membre</i>	<i>Pierre Carlotti, Dr. Centre Scientifique et Technique du Bâtiment</i>
<i>Membre</i>	<i>Jean-François Caron, Directeur de recherche Ecole des Ponts</i>
<i>Membre</i>	<i>Denis Damidot, Pr. Ecole des Mines de Douai</i>
<i>Membre</i>	<i>Pierre Pimienta, Dr. Centre Scientifique et Technique du Bâtiment</i>
<i>Directeur de thèse</i>	<i>Sébastien Rémond, Pr. Ecole des Mines de Douai</i>

Laboratoires d'accueil : Direction Sécurité Structures Feu du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment et Département Génie Civil et Environnemental de Mines Douai

Ecole Doctorale SPI 072 (Lille I, Lille III, Artois, ULCO, UVHC, Centrale Lille)

REMERCIEMENTS

Je remercie Christian Laborderie et Christophe Binetruy d'avoir accepté de rapporter ce travail de recherche ainsi que Jean-François Caron de m'avoir fait l'honneur de présider mon jury. Merci également à Thierry Chaussadent, Pierre Carlotti, Denis Damidot, Sébastien Rémond et Pierre Pimienta pour avoir accepté de participer au jury de thèse.

L'essentiel des travaux de cette thèse a été réalisé au CSTB de Marne la Vallée au sein de la direction Sécurité Structures Feu dans la division Essais et Etudes Mécaniques. Je tiens donc à remercier l'ensemble des personnes ayant pu intervenir de près ou de loin dans la réalisation de ces travaux de recherche pendant ces trois dernières années.

Je souhaite remercier dans un premier temps Pierre Carlotti et son prédécesseur Charles Baloché, chefs de la Direction Sécurité Structure Feu pour m'avoir permis d'évoluer au sein de leur service avec une grande liberté.

C'est avec une allégresse non dissimulée que je présente ma gratitude à l'ensemble de la division Essais et Etudes Mécaniques pour son accueil en commençant par ses deux responsables Philippe Rivillon et Pierre Pimienta pour leur encadrement technique et scientifique tout au long de ces trois années. Je souhaite exprimer ma reconnaissance à tous les membres de la division pour leur aptitude à générer un microcosme quotidien stimulant et sympathique. Je remercie particulièrement le laboratoire fixations avec Christophe Canezin, Marc Pena, Maxime Duigou, Julie Larrazet, Richard Lenoir et Marc Olivier Normandie pour leur appui matériel ainsi que pour le partage de leur expérience. Je remercie également Corinne Pain Degrolard, Olivier Jousse, Jean Christophe Caillot, Nicolas Panayiotou, Fabrice Maurice, Eric Degiovanni, Alexandre Gabs, François Boutin, Julien Cordier, Thomas Bettesti, Pierre-Jean Degiovanni, Sébastien Fiquet, Valentin Bondon et Julien Velar pour l'aide administrative, technique, et logistique qui m'a été offerte à plusieurs reprises. Je remercie pour finir Cynthia Mambueni pour avoir contribué au travail expérimental avec enthousiasme et volonté dans le cadre de son stage de fin d'études.

J'émets également une pensée à Fabrice Peirera pour son soutien moral sur une partie du chemin. Je remercie Hélène Carré pour sa connaissance de toutes choses et Mattieu Cipièrre pour sa curiosité et son hyper dynamisme contagieux.

Au-delà des frontières de la division, ma reconnaissance va à Jean Vivien Heck et Seddik Sakji pour leur appui en modélisation. Je remercie également vivement Thierry Guillet pour toute son expertise et son aide à m'intégrer dans le monde des fixations. Je remercie également la division de réaction au feu : Christophe Lemerle, Romuald Avenel, Stéphane Charuel et Cédric Pharose pour leur support matériel et technique ainsi que leur expérience nécessaire à la réalisation de certains travaux.

Je remercie mon directeur de thèse Sébastien Rémond d'une part pour son encadrement scientifique mais aussi pour sa disponibilité. Je suis très reconnaissant pour son aide et ses conseils de qualité toujours apportés de manière claire dans les plus brefs délais.

Une partie des travaux de recherche a été effectuée au NIST (National Institute of Standards and Technologies) aux Etats Unis pendant une durée de six mois. I therefore wish to thank Joannie Chin and Fahim Sadek for welcoming me within the polymeric material group and the structure group. I am grateful for the help that was offered to me by Felicia Walker,

Walter Byrd, Aaron Forster, Jason Garver, Xiaohong Gu, John Hettenhouser, Tinh Nguyen, Deborah Stanely, Li Piin Sung, Stephanie Watson, Christopher White, Kai Peng, Donald Hunston, Yongyan Pang and Kar Tan for introducing me to the world of chemistry and polymers. I equally wish to thank Long Phan for the rich discussions on modeling. Special thanks go to Joanie Chin, Donald Hunston and Aaron Forster for their support in establishing the experimental program and analysis. Finally, I also thank Dale Benz, Joseph Main and everybody else at NIST who helped me at one point or another during my stay which will remain a very rich and inspiring experience for me. Finally, I thank Negar Abdollahi for being such an interesting office mate and for introducing me to such a generous and great group of people.

Je souhaite pour finir remercier une dernière fois l'ensemble des principaux encadrants m'ayant permis d'effectuer cette thèse dans de bonnes conditions: Sébastien Rémond, Pierre Pimienta, Thierry Guillet et Philippe Rivillon. Je remercie tout particulièrement Pierre Pimienta pour nos discussions et nombreux échanges sur ce sujet.

Cette thèse a été préparée dans la Division Etudes et Essais Mécaniques de la Direction Sécurité Structures Feu du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB)

*84 avenue Jean Jaurès, Champs-sur-Marne, 77447 Marne-la-Vallée Cedex 2
Tél : +33 (0)1.64.68.82.82
Fax : +33 (0)1.60.05.70.37*

RESUME

L'installation d'armatures dans une structure en béton peut être effectuée en les scellant chimiquement grâce à des adhésifs polymères. Cette technique permet une installation facile et rapide des armatures par collage structural dans des éléments en béton déjà existants. A température ambiante, la capacité résistante de ces ancrages chimiques est proche de celle des connections acier/béton classiques. Cependant, certaines études ont montré que l'adhérence chute rapidement avec la température. C'est pour cette raison qu'il est nécessaire d'étudier le comportement de ces scellements en situation d'incendie. L'objectif de cette thèse est d'établir une méthode de dimensionnement afin d'assurer la tenue structurale en situation d'incendie. L'étude se divise en quatre parties.

- i. Des travaux de **caractérisation sur les adhésifs polymères** sont menés sur trois produits industriels. Ces travaux sont réalisés au National Institute of Standards and Technology. Cette étude porte essentiellement sur les variations des propriétés mécaniques (telles que le fluage, la résistance en traction et le module de cisaillement) avec la température. Les températures de transition vitreuse pour ces produits sont situées entre 80°C et 130°C et les résistances en traction de ces adhésifs polymères deviennent inférieures à 2,5 MPa au-dessus de 140°C. Des déplacements différés par fluage peuvent être observés dès 30°C et augmentent avec la température. De plus, une étude sur l'effet de l'eau et du phénomène de postcure montre que l'influence de ces paramètres varie fortement d'un produit à l'autre.
- ii. Des essais de **comportement global de l'ancrage** sont effectués sur des cylindres de béton (160 x 250 mm). Ces essais sont réalisés à entre 20°C et 300°C et confirment une diminution de la capacité résistante avec la température. Une étude sur l'influence de la procédure d'essai montre que les essais réalisés à une température stabilisée donnent des résistances en adhérence plus élevées que les essais menés avec une montée en température rapide (en appliquant une charge constante). Des mesures de déformations le long des armatures permettent de déterminer l'influence de la température sur les profils de contraintes. Contrairement aux connections acier/béton classiques, la contrainte d'adhérence apparaît uniformément répartie le long de l'ancrage. Ceci est expliqué par le faible module d'élasticité de l'adhésif.
- iii. Une **étude théorique** vient compléter ce travail expérimental et présente deux objectifs. Le premier objectif est de relier les propriétés mécaniques de l'adhésif au comportement global de l'ancrage dans le domaine élastique. Le deuxième objectif est d'adapter le modèle du 'shear lag' aux ancrages soumis à un gradient de température puis de développer une méthode de résolution. Ceci permet d'obtenir les profils de contraintes théoriques pour une distribution thermique le long d'un ancrage en utilisant des données d'entrée expérimentales issues soit de la caractérisation de la résine soit de la caractérisation de l'ancrage.
- iv. Finalement, deux types **d'essais de validation** pour vérifier la représentativité d'une méthode de dimensionnement décrite dans un premier chapitre bibliographique et du modèle du shear lag sont réalisés. Le premier essai est un essai à échelle réelle d'une connexion entre un mur et une console assurée par des scellements chimiques. La structure est sollicitée thermiquement avec la courbe temps-température ISO 834-1 dans un four à gaz (3 x 4 m) jusqu'à l'effondrement. Le second type d'essai est réalisé sur des dalles de béton (0,6 x 0,9 x 0,2 m) chauffées sur une face afin de générer un gradient thermique le long d'un ancrage. Des mesures de déformation permettent d'observer la redistribution des efforts pendant l'évolution de la température.

Mots clés : feu, béton, armature, résine polymère, époxy, transition vitreuse, contrainte d'adhérence, glissement, cisaillement différé, collage structural, ancrage chimique, haute température, fixation

ABSTRACT

Rebar installation can be performed in cured concrete by bonding the rebar using polymer adhesives. This technique allows a fast and easy structural gluing of rebars into already existing concrete structures. At ambient temperature, the load bearing capacity of these bonds is similar to the one of classic steel/concrete connections. However, studies show that the bond resistance decreases rapidly with temperature. For this reason, it is necessary to study the mechanical behavior of these bonds in a fire situation. The goal is to establish a design method in order to ensure structural safety in fire conditions. This project is divided into four main parts.

- i. Material characterization on polymer mortars** was carried out on three industrial products at the National Institute of Standards and Technology (NIST). The investigation focused on the variations of mechanical properties (such as creep behavior, tensile resistance and shear modulus) with temperature and determined the glass transition temperatures (T_g). Results led to the conclusion that these products have T_g s between 80°C and 130°C and have a tensile strength lower than 2,5 MPa above 140°C . Furthermore, creep displacements can be observed at 30°C and become higher as temperature increases. The study of the effect of moisture and post cure shows that the influence of these parameters can change highly from one mortar to another.
- ii. The behavior of the bonded rebar into concrete** was studied with pullout tests performed on small concrete samples (160 x 250 mm) in which a rebar was bonded. These tests were performed at high temperatures and confirmed a decrease of bond capacity with temperature. A study on the test procedure revealed that tests carried out at stabilized temperature gave higher bond strengths than tests conducted under a transient temperature increase. Strain measurements were performed along the rebar on some tests in order to evaluate the effect of temperature on stress distribution. It was seen that, unlike classic steel/concrete connections, the bond stress seems uniformly distributed along the bond length due to the low shear modulus of the adhesive.
- iii. A theoretical study** was carried out in support to experimental work and had two goals. The first goal was to link the material mechanical properties of the mortar to the global bond behavior in the elastic zone. The second goal was to adapt the 'Shear lag' model to take temperature distribution into account and develop a resolution method. This was done to determine the theoretical stress profiles along the bond for any given temperature distribution by using experimental entry data either from material or from bond characterization.
- iv. Finally, two types of validation tests** were used to assess the accuracy of the models. The first type was a fire test on a full scale concrete wall/cantilever connection using bonded rebars. The structure was thermally loaded with the ISO 834-1 time-temperature curve in a gas furnace (3 x 4 m) until collapse. The second type of test was performed on concrete slabs (0,6 x 0,9 x 0,2 m) heated on one of the surfaces to create a thermal gradient along a bonded rebar. Strain measurements allowed quantifying the stress redistribution occurring with the evolution of temperature.

Keywords: fire, concrete, rebar, polymer mortar, epoxy, glass transition, bond stress, slip, shear lag, structural joint, chemical bond, high temperature, fastening

NOTATIONS

Grandeurs géométriques:

r : le rayon de l'armature

d : le diamètre de l'armature

t : l'épaisseur de l'adhésif

e : le rayon du cylindre de béton

L : la profondeur d'ancrage

A^s : la section de l'armature égale à $A^s = \pi \cdot r^2$

A^c : la section du béton égale à $A^c = \pi \cdot [e^2 - (r+t)^2]$

Grandeurs thermiques:

$\theta(x)$: la température à la profondeur x

$\theta_{initiale}$: la température initiale le long de l'ancrage (20°C)

α : le coefficient de dilatation thermique

ε^{th} : la déformation thermique de l'acier ou du béton à la profondeur x

Grandeurs mécaniques:

Contraintes :

σ^s : la contrainte axiale dans l'armature

σ^c : la contrainte axiale dans le béton

σ^r : la contrainte dans un élément de résine (axiale dans le modèle de Maxwell)

τ : la contrainte de cisaillement à l'interface (acier/résine) ou contrainte d'adhérence

Déformations :

ε^s : la déformation axiale dans l'armature

ε^c : la déformation axiale dans le béton

ε^r : la déformation dans un élément de résine (axiale dans le modèle de Maxwell)

Déplacements :

U^s : le déplacement axial dans l'armature dû à l'allongement de l'acier

U^c : le déplacement axial dans le béton

V : le déplacement axial induit par la mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage

δ : le déplacement relatif de l'armature par rapport au béton

Divers :

F_t : la capacité résistante à l'instant t

F : l'effort appliqué sur l'armature

σ_0 : la contrainte de traction appliquée sur l'armature

τ_m : la résistance en adhérence (ou en cisaillement)

E^r : le module d'un ressort dans un élément de résine (pour le modèle de Maxwell)

η^r : le coefficient d'un amortisseur dans un élément de résine (pour le modèle de Maxwell)

f : la relation qui lie τ à δ (qui dépend de la température)

E^c : le module d'Young du béton (qui dépend de la température)

E^s : le module d'Young de l'acier

G : le module de Coulomb de la résine (qui dépend de la température)

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	1
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE: COMPORTEMENT DES ANCRAGES ET PROPRIETES DES MATERIAUX.....	4
1 Introduction	4
2 Description d'un scellement chimique, historique et codification.....	4
2.1 Description d'un ancrage chimique.....	4
2.2 Installation d'un ancrage chimique	4
2.3 Domaines d'emploi	5
2.4 Méthodes d'évaluation technique européennes et internationales sur les fixations chimiques.....	6
2.5 Codification particulière aux scellements chimiques d'armature.....	7
2.6 Evaluation d'un ancrage	8
2.6.1 Essai d'arrachement.....	8
2.6.2 Modèle d'adhérence	9
2.6.3 Modes de ruine	10
2.6.4 Adhérence à haute température des ancrages acier-béton	11
2.6.5 Adhérence à haute température des ancrages de barres FRP/béton.....	12
3 Propriétés des matériaux à haute température.....	13
3.1 Béton	13
3.1.1 Effet de la température	13
3.1.2 Dilatation thermique.....	14
3.1.3 Transfert d'eau à haute température	14
3.1.4 Déformations thermiques et mécaniques.....	15
3.1.5 Ecaillage	16
3.2 Acier.....	17
3.2.1 Types d'acier	17
3.2.2 Comportement mécanique.....	17
3.2.3 Comportement mécanique à haute température	18
3.3 Résine	18
3.3.1 Composition des résines	18
3.3.2 Exothermicité de la réaction.....	19
3.3.3 Postcure avec la température	20
3.3.4 Résines époxydiques	21
3.3.5 Transition Vitreuse	22
3.3.6 Résistance à l'eau	23
3.3.7 Comportement en Fluage	25
4 Transfert des efforts le long de l'ancrage.....	25
4.1 Equilibre entre les efforts de traction et de cisaillement dans un élément d'ancrage.....	25
4.2 Théories de distribution de contraintes.....	27
4.3 Modèles généraux (famille 1).....	27
4.4 Modèles propres à un ancrage (famille 2)	30
5 Méthode de dimensionnement à haute température	31
5.1 Intégration des résistances d'adhérence	31
5.2 Données d'entrée: Distribution thermique et relation résistance-température	33
5.2.1 Distribution thermique.....	33
5.2.2 Relation contrainte-température	33
6 Synthèse de l'étude bibliographique	35

CHAPITRE 2 : CARACTERISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE ET PHYSICO-CHIMIQUE DES RESINES POLYMERES	37
1 Introduction	37
2 Matériaux étudiés	37
3 Présentation générale des essais et programme	38
3.1 Présentation générale des essais	38
3.2 Programme des essais.....	39
4 Méthode d'essai et équipement.....	40
4.1 Fabrication des éprouvettes	40
4.2 Dispositifs d'essais	41
4.2.1 L'essai DMTA.....	41
4.2.2 Essai de traction.....	42
4.2.3 Essai de fluage.....	42
4.2.4 Essai TGA	43
4.2.5 Essai FTIR	43
4.2.6 Essai DSC.....	44
4.2.7 Saturation en eau	44
4.3 Etude préliminaire sur la conception des éprouvettes	44
5 Résultats et discussion - Comportement mécanique avec la température.....	47
5.1 Variations des modules de cisaillement avec la température	47
5.2 Variation des résistances en traction avec la température	50
5.3 Variation du comportement en fluage avec la température	51
6 Résultats et discussion - Phénomène de postcure et effet sur le comportement mécanique	54
6.1 Introduction	54
6.2 Observation de la postcure et de la dégradation	54
6.2.1 Observation visuelle	54
6.2.2 Caractérisation FTIR	55
6.2.3 Caractérisation DSC	56
6.3 Conséquence sur l'évolution des modules de cisaillement	57
6.4 Conséquences sur les variations de modules et sur la transition vitreuse.....	58
7 Résultats et discussion - Effet de l'eau et influence sur le comportement mécanique.....	61
7.1 Introduction	61
7.2 Observation de la saturation en eau et de la perte de matière.....	61
7.3 Conséquences sur les modules de cisaillement	63
7.4 Conséquence sur la résistance en traction	65
8 Synthèse des principales observations	66

CHAPITRE 3 : CONTRIBUTION EXPERIMENTALE SUR LE COMPORTEMENT A HAUTE TEMPERATURE DES ANCRAGES CHIMIQUES.....	68
1 Introduction	68
2 Matériaux et Programme expérimental	68
2.1 Introduction	68
2.2 Types d'essais.....	68
2.3 Matériaux utilisés	69
2.3.1 Le béton.....	69
2.3.2 La résine	70
2.3.3 L'armature en acier.....	70
2.4 Géométrie et méthode de fabrication des éprouvettes	71
2.5 Dispositif d'essai	72
2.6 Programme d'essai	73
3 Essais préliminaires de type ① - Essais d'arrachement à force constante	74
3.1 Introduction	74
3.2 Modalité des essais	74
3.3 Résultats des essais et discussion	75
3.4 Variations de la résistance en fonction de la température	78
3.5 Différences entre les essais au four à gaz et au four électrique	78
3.6 Distributions de températures dans les essais ① au gaz et à l'électrique	78
4 Détermination d'une procédure d'essai d'arrachement permettant de caractériser l'ancrage à haute température	82
4.1 Introduction	82
4.2 Essais de type ② - arrachement à température stabilisée	82
4.2.1 Modalités des essais	82
4.2.2 Résultats des essais de type ②	82
5 Comparaison des essais ① et ②.....	85
5.1 Variations de la résistance en fonction de la température	85
5.2 Différences entre les procédures d'essai:	86
6 Evaluation des paramètres pouvant influencer les contraintes d'adhérence obtenues par les différentes procédures d'essai de type ②	86
6.1 Effet des gradients thermiques	86
6.2 Effet de la postcure.....	86
6.3 Effet de l'eau	87
6.4 Effet du fluage (de type ③).....	88
6.5 Influence du type de béton	90
7 Distributions de contraintes le long d'un ancrage	91
7.1 Introduction	91
7.2 Procédure d'essai et instrumentation des éprouvettes	91
7.3 Observation des profils de contraintes en domaine élastique.....	93
7.4 Observation des profils de contraintes à l'arrachement.....	95
7.5 Observation de la redistribution des contraintes liée au fluage	98
7.6 Analyse mécanique théorique.....	103
7.6.1 Mise en place du modèle	103
7.6.2 Description analytique du modèle	104
7.6.3 Résolution.....	105
7.6.4 Conclusion sur l'effet du fluage	106
8 Synthèse des principales observations	108

CHAPITRE 4 : ANALYSE THEORIQUE DES DISTRIBUTIONS DE CONTRAINTES LE LONG D'UN ANCRAGE	110
1 Introduction	110
2 Modèles d'adhérence en fonction de la température.....	110
2.1 Limite du modèle d'intégration des résistances	110
2.2 Prise en compte de la compatibilité des déplacements	111
2.3 Adaptation du modèle du 'shear lag' à un ancrage soumis à une distribution de température 112	
2.3.1 Hypothèses	112
2.3.2 Equations mécaniques descriptives de l'ancrage.....	112
2.3.3 Modèle du matériau résine	114
2.3.4 Modèle de l'ancrage	114
3 Vérification des hypothèses constitutives du modèle.....	115
3.1 Mise en place du calcul par éléments finis	115
3.2 Distribution radiale de la contrainte axiale dans le béton.....	117
3.3 Distribution axiale des contraintes de cisaillement et uniformité dans l'épaisseur de l'adhésif 121	
3.4 Champs des déplacements	122
3.5 Comparaison entre les raideurs d'ancrage issues des essais d'arrachement et de la caractérisation matériau	123
4 Résolution du modèle	127
4.1 Equation différentielle du 'shear lag'	127
4.2 Résolution analytique dans le cas d'une température uniforme	128
4.2.1 Effet d'une température uniforme sur la distribution de contraintes	129
4.3 Résolution par différences finies dans le cas général	130
5 Effet d'un gradient thermique sur la distribution de contraintes.....	134
5.1 Gradient thermique 'inversé' par rapport aux distributions de contrainte/déplacement relatif 134	
5.2 Gradient thermique 'non-inversé' par rapport aux distributions de contrainte/déplacement relatif 136	
5.3 Prise en considération de la dilatation thermique de l'acier et du béton	138
6 Limites du modèle.....	141
6.1 Comportement à la rupture	141
6.2 Effets de dilatation thermique	141
6.3 Comportement visqueux.....	142
7 Synthèse des prédictions et limites du modèle.....	142

CHAPITRE 5: COMPARAISON DES MODELES THEORIQUES A DES ESSAIS DE VALIDATION.....	144
1 Introduction	144
A. Essai sur une structure à taille réelle.....	144
1 Objectifs et principe de l'essai grandeur	144
2 Description de l'essai	144
2.1 Corps d'épreuve	144
2.2 Chargement thermique	147
2.3 Mesures de températures	147
3 Résultats et discussion	147
3.1 Observation de la ruine.....	147
3.2 Distribution de température.....	148
3.3 Distribution de résistances en adhérence.....	154
3.4 Capacité résistante et effort appliqué sur l'ancrage.....	154
3.5 Comparaison entre le temps d'effondrement et la prédiction du modèle.....	156
4 Synthèse et discussion sur la représentativité du modèle.....	158
B. Mesures de contraintes le long d'ancrages soumis à des gradients thermiques.....	158
1 Objectifs et principe des essais sur dalles	158
2 Matériel et procédure d'essai	158
2.1 Corps d'épreuves et instrumentation	158
2.2 Dispositif et procédure d'essai	160
2.3 Programme expérimental.....	163
3 Analyse des distributions de températures.....	163
3.1 Dalles chauffées sur la face supérieure	163
3.2 Dalles chauffées sur la face inférieure.....	164
4 Analyse des redistributions de contraintes lors de la montée en température.....	165
4.1 Dalles chauffées sur la face supérieure	165
4.2 Dalles chauffées sur la face inférieure.....	169
5 Etude à la ruine.....	171
6 Synthèse et validité des modèles	174
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES D'ETUDE	175
1 Apports scientifiques	175
2 Perspectives	177
2.1 Etude expérimentale	177
2.2 Etude théorique.....	178
 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	
 ANNEXES.....	

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Contexte

Le scellement chimique des armatures dans le béton durci existe depuis plus d'une trentaine d'années. L'armature métallique est fixée dans une structure béton existante grâce à une résine polymère assurant l'adhérence entre les deux matériaux. L'avantage de cette technique est qu'elle permet une installation rapide de l'armature sur le chantier et offre donc une plus grande flexibilité dans la conduite des travaux de construction. Ce type d'ancrage présente une résistance semblable à celle des ancrages classiques (béton/armature) à température ambiante. Cependant, la résistance de ces résines polymères diminue rapidement avec la température. Cette perte de résistance des résines peut accroître la vulnérabilité de l'ancrage dans une situation d'incendie et mettre structurellement en péril un édifice.

La vulnérabilité de ces fixations chimiques pour béton face à certaines sollicitations naturelles ou accidentelles (séismes, temps, température de service ou en situation d'incendie) a fait l'objet de plusieurs études afin de pouvoir dimensionner ces ancrages de manière sécuritaire. L'utilisation de matériaux à base de polymère soulève notamment des interrogations sur la durabilité de ces systèmes de scellement et leur résistance aux agents chimiques. Trois sinistres liés à l'utilisation de résines ont eu lieu. En 2003, l'effondrement d'un plafond suspendu dans le tunnel du Big Dig à Boston a provoqué la mort de 2 personnes. En 2011, la barrière du pont Canope à Atlanta s'est effondrée. En 2012, un autre plafond suspendu s'est effondré dans le tunnel de Sasago au Japon faisant 9 morts. Les causes des deux premiers sinistres ont été attribuées à l'arrachement des chevilles chimiques suite à des mauvaises conditions d'implantation et à un comportement de la résine en fluage présentant des déplacements différés élevés. Dans le cadre de l'expertise du Big Dig, le National Institute of Standards and Technology (NIST, USA) a effectué une étude de caractérisation physico-chimique sur deux résines époxy en 2010. D'autres recherches menées au sein du groupe fib SAG-4 fastenings ont eu pour but d'établir des méthodes d'évaluation pour les ancrages chimiques.

Ces travaux permettent d'avoir un aperçu de certaines caractéristiques thermomécaniques des résines polymères ainsi que des méthodes d'évaluation à température ambiante. Toutefois, l'influence de la température sur le comportement mécanique de ces résines polymères reste mal connue et aucune méthode reconnue ne permet le dimensionnement des scellements chimiques d'armature soumis à une distribution de températures. Dans le cadre d'un programme de recherche sur la Maîtrise des Risques, le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment étudie la vulnérabilité des scellements chimiques d'armatures en situation d'incendie.

Objectif

Une connaissance plus large de l'influence de la température sur la mécanique de ce type de scellement chimique, ainsi que l'influence de paramètres pouvant survenir à haute température, est nécessaire pour pouvoir évaluer la tenue de ces ancrages dans une structure soumise à un incendie. **Cette étude consiste à mettre en évidence le comportement à haute température des scellements chimiques d'armatures pour béton afin de dimensionner ces ancrages dans le cadre de la sécurité incendie.**

Démarche des travaux et structure du document

Ce rapport de thèse se divise en 5 chapitres. Le Tableau 1 synthétise les objectifs, le contenu ainsi que les liens entre ces 5 chapitres. La démarche est décrite ci-après.

- i. Le chapitre 1 vise à identifier les recherches précédemment effectuées sur ce sujet. **L'objectif** est de déterminer les essais et méthodes utilisées pour quantifier la tenue de ces ancrages à température ambiante, les mécanismes de transfert d'effort de l'armature au béton et identifier les paramètres pouvant influencer le comportement mécanique d'un scellement chimique à haute température. **Pour cela**, une étude bibliographique est réalisée afin d'identifier : les méthodes d'évaluation et de dimensionnement (pour les ancrages classiques à température ambiante et à haute température), les modèles mécaniques existants pour décrire le transfert d'efforts, l'influence de la température sur les caractéristiques des trois matériaux pris séparément.
- ii. Le chapitre 2 met en évidence l'influence de la température sur le comportement des adhésifs polymères. **L'objectif** de cette première étape est, tout d'abord, d'observer la variation des propriétés mécaniques des résines dans le domaine élastique et à la rupture lors d'un chauffage. Puis, il vise à quantifier l'influence de l'eau, de la postcure et du fluage avec la température. **Pour cela**, un ensemble d'essais de caractérisation est réalisé sur trois résines industrielles (époxy, vinylester et méthacrylate). Ces essais permettent de déterminer les transitions vitreuses, les modules d'élasticité en cisaillement, les résistances en traction, les déformations différées en fluage entre 30°C et 200°C.
- iii. Le chapitre 3 étudie l'effet de la température sur le comportement des scellements chimiques. **L'objectif** de cette étape est de quantifier la perte de résistance en adhérence et d'identifier les paramètres pouvant influencer cette perte de résistance ainsi que les mécanismes pouvant intervenir. **Pour cela**, une étude expérimentale constituée d'essais d'arrachement et de fluage à chaud est menée sur des petites éprouvettes en faisant varier la procédure d'essai et les paramètres.
- iv. Dans le chapitre 4, une étude théorique permettant de décrire le transfert d'effort entre l'armature et le béton à haute température est menée. **L'objectif** est de proposer un modèle décrivant l'effet de la température sur les distributions de contraintes le long de l'ancrage. **Pour cela**, le modèle de 'shear lag' (présenté dans le chapitre bibliographique) est adapté pour un ancrage présentant une distribution thermique quelconque. Ce modèle est alimenté grâce aux données mécaniques de l'adhésif (présentés dans le chapitre 2) ou par le comportement global de l'ancrage (présenté dans le chapitre 3). L'utilisation de la méthode aux éléments finis permet de vérifier certaines hypothèses émises pour construire le modèle.
- v. Dans le chapitre 5, la validité de l'étude théorique pour assurer le dimensionnement en situation d'incendie est vérifiée. **L'objectif** est dans un premier temps de valider la méthode de dimensionnement par intégration des résistances (présentée dans le chapitre bibliographique), puis de vérifier les prédictions du modèle basée sur le 'shear lag' (présenté dans le chapitre 4). **Pour cela**, un essai est réalisé sur une structure à l'échelle réelle d'une connexion entre une console et un mur sollicitée thermiquement avec la courbe ISO 834-1 jusqu'à l'effondrement. Des essais supplémentaires sont réalisés sur des dalles de béton soumises à un gradient thermique sur lesquels sont effectués des mesures extensométriques le long de l'ancrage afin de mesurer les redistributions de contraintes pendant le chauffage.

Tableau 1: Démarche, objectifs et contenu de l'étude sur les scellements chimiques en situation d'incendie

Chapitre 1	Chapitre 2 (expérimental)	Chapitre 3 (expérimental)	Chapitre 4 (théorique)	Chapitre 5 (expérimental)
<u>Etude Bibliographique</u>	<u>Caractérisation matériau sur les résines polymère</u>	<u>Essais d'arrachement sur les ancrages chimiques</u>	<u>Modélisation unidimensionnelle</u>	<u>Essais de validation</u>
Objectifs :				
i. Recenser les méthodes d'évaluation des ancrages chimiques à froid ii. Déterminer l'effet de la température sur les propriétés mécaniques de chacun des 3 matériaux iii. Effectuer le bilan des modèles théoriques utilisés et des méthodes de dimensionnement déjà existantes.	i. Déterminer le comportement des résines à haute température (notamment la transition vitreuse) ii. Déterminer l'influence à haute température de certains paramètres (eau, posture) iii. Déterminer des données d'entrée pour un modèle théorique	i. Déterminer une procédure d'essai ii. Déterminer un lien entre la température et la résistance d'un ancrage iii. Evaluer l'influence de certains paramètres (eau, fluage, type de béton) iv. Evaluer l'effet de la résine sur les distributions de contraintes le long des ancrages	i. Proposer un modèle basé sur le 'shear lag' ii. Vérifier les hypothèses constitutives du modèle. iii. Analyser de manière théorique l'influence du module de cisaillement de la résine sur la distribution de contraintes dans l'ancrage	i. Evaluer la validité du modèle d'intégration des résistances pour décrire un ancrage à la ruine ii. Evaluer si le modèle du shear lag est en accord avec le comportement d'un ancrage dans le domaine élastique
Contenu :				
i. Codification & types d'essais utilisés à froid. ii. Travaux sur le comportement à haute température de l'acier, du béton et des résines. iii. Présentations des modèles théoriques et d'une méthode de dimensionnement à haute température.	i. Essais de caractérisation mécaniques sur polymères (traction, DMTA, fluage à haute température). ii. Essais physicochimiques (DSC, FTIR).	i. Essais d'arrachement à haute température. ii. Essais de fluage sur des ancrages à haute température. iii. Mesures de contraintes à haute température.	i. Présentation d'un modèle unidimensionnel prenant en compte la température. ii. Vérifications des hypothèses par un calcul aux éléments finies. iii. Retombés et prédictions théoriques du modèle.	i. Essai à l'échelle réelle d'une connexion mur/console. ii. Essais sur dalles sous gradient thermique avec des mesures de contraintes.

CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE: COMPORTEMENT DES ANCRAGES ET PROPRIETES DES MATERIAUX

1 Introduction

Ce premier chapitre synthétise la littérature en rapport avec les scellements chimiques d'armatures. L'étude a trois objectifs. i) **Le premier objectif est de recenser les méthodes expérimentales d'évaluation de ces ancrages qui pourraient être utilisées dans la suite de l'étude.** Pour cela, une synthèse est effectuée sur le comportement à haute température des fixations dans le béton (chevilles chimiques, connections acier-béton, barres FRP (fiber reinforced polymer)), ii) **Le deuxième objectif est d'identifier les différents paramètres pouvant intervenir sur la tenue d'un ancrage à haute température.** Pour cela, les propriétés mécaniques des trois matériaux pris séparément sont étudiées à haute température, iii) **Le troisième objectif est de recenser les travaux de modélisation déjà effectués qui permettront de proposer un modèle applicable en situation d'incendie** (dans le Chapitre 4). Pour cela, une analyse des modèles décrivant la transmission des efforts à température ambiante est présentée.

2 Description d'un scellement chimique, historique et codification

2.1 Description d'un ancrage chimique

Un scellement chimique s'obtient par le collage d'une armature dans le béton grâce à un adhésif. L'adhérence entre l'acier et le béton doit être suffisante pour assurer la connexion de deux éléments de structure.

Cette méthode d'ancrage d'armature peut se substituer aux connections acier/béton classiques (sans adhésif) obtenues par coulage du béton sur le ferrailage. La faisabilité technique de cette méthode a été démontrée à la fin des années 1940 (*ACI Commitee 503, 1973*). L'utilisation des scellements chimiques est apparue dans le bâtiment au début des années 1960 et a connu un essor important depuis grâce au développement d'adhésifs plus performants (*Shaw, 1985*).

2.2 Installation d'un ancrage chimique

L'adhésif est généralement commercialisé sous la forme de résine bi-composants (résine mère et durcisseur) contenue dans deux cartouches en proportions stœchiométriques. Le mélange des deux composants initie la réaction de cure de l'adhésif. L'installation sur chantier s'effectue par une série d'étapes.

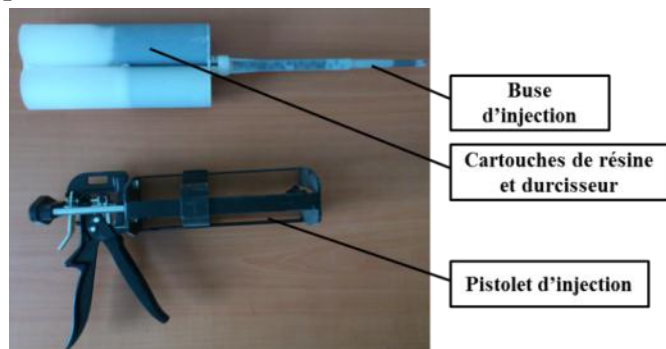


Figure 1: Photo du matériel d'injection (pistolet, buse, double cartouche de résine)

Les spécifications techniques associées à chaque étape sont fournies par le fabricant de la résine qui détaille la procédure d'installation permettant d'optimiser les performances du produit et qui comprend généralement les étapes suivantes :

- Perçage d'un trou dans la structure en béton d'un diamètre légèrement supérieur à celui de l'armature que l'on souhaite ancrer (avec un jeu en général de 2 à 5 mm en plus) et d'une profondeur correspondant à la profondeur d'ancrage.
- Nettoyage du trou avec une série de soufflages et brossages. Le matériel de nettoyage est fourni par le fabricant ou distributeur de la résine (*Post-installed rebar connections, 2010*). Certaines études ont montré que cette étape de nettoyage conditionne en grande partie la tenue de l'ancrage (*Charney et al., 2007*), (*Genesisio et al., 2007*), (*Eligehausen and Fuchs, 2007*).
- Injection de la résine de scellement grâce à un pistolet d'injection prolongé par une buse permettant de mélanger la résine mère et le durcisseur.
- Mise en place de l'armature dans les instants qui suivent par un mouvement de pivotement afin d'éviter la formation de bulles d'air entre les cannelures de l'armature.
- La solidification de la résine s'effectue dans les heures qui suivent. Le temps de cure dépend du type de résine ainsi que de la température. La résine atteint ses propriétés d'adhérence maximales généralement avant 24 heures de cure.
- Une fois solide, le surplus de résine à l'extérieur du scellement est retiré au burin. La partie extérieure de l'armature est généralement soudée au ferrailage avant de couler une nouvelle structure en béton.

2.3 Domaines d'emploi

Le prix de ces résines est d'environ 20 Euros par cartouche. Toutefois, l'utilisation de ces résines présente deux avantages par rapport aux ancrages classiques acier/béton: i) la possibilité d'obtenir des performances mécaniques plus élevées à température ambiante et ii) un temps d'installation plus rapide sur le chantier permettant de réduire les coûts et offrant une plus grande flexibilité dans la conduite de travaux (*Tabor, 1982*).

Les principales applications de cette technique de scellement d'armatures pour béton sont la rénovation ou le raccord de nouvelles constructions à d'anciennes structures. Il existe aussi des méthodes (utilisées pour la construction de parkings souterrains) dans lesquelles les planchers sont ajoutés une fois les murs terminés. L'installation d'armatures scellées dans les murs permet d'assurer cette mise en place postérieure des planchers. Les barres ancrées permettent la transmission d'efforts directement au béton, sans connexion par soudure, filetage ou pièce de raccord au reste du ferrailage (*Charney et al., 2007*).

Le rapport technique n°23 de l'European Organisation for Technical Approvals (*EOTA, TR23, 2009*) expose les différentes configurations pour l'utilisation de ces ancrages chimiques : Connexion à des dalles, poutres, murs existants et connexions verticales pour des éléments sollicités en compression (Figure 2) (*Post-installed rebar connections, 2010*).

On distingue deux types de connexions fréquemment utilisées (*Post-installed rebar connections, 2010*):

- Slab/Slab connexion → raccord de deux dalles ou éléments bétons horizontaux pour constituer un plancher.
- Slab/Wall connexion → raccord d'un élément horizontal à un élément vertical.

Ces différents types de configuration ont une influence sur le gradient thermique le long d'un ancrage lors d'un incendie.

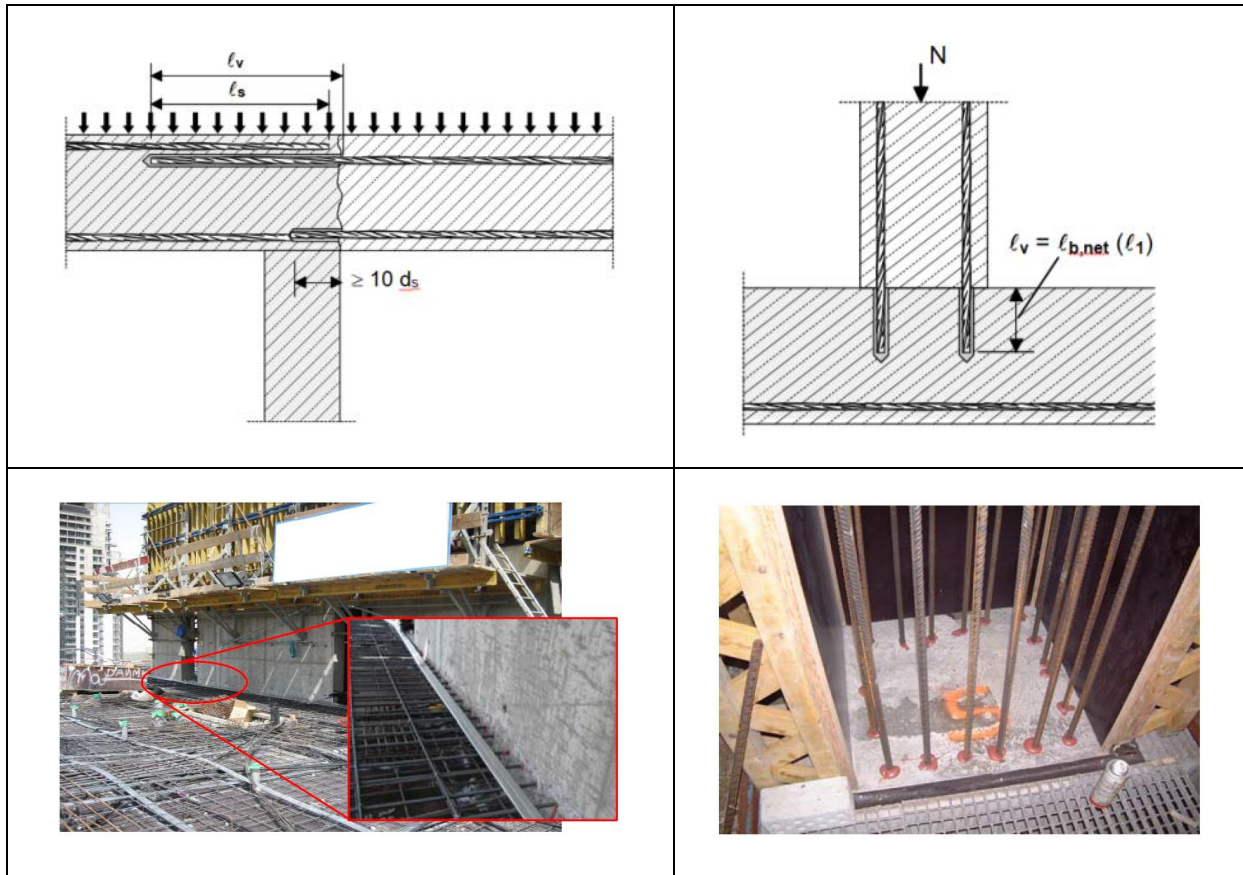


Figure 2: Schéma et photo d'une connexion mur-plancher (à gauche) et d'une connexion pour un pilier (à droite)

2.4 Méthodes d'évaluation technique européennes et internationales sur les fixations chimiques

Le guide qui traite des systèmes de fixations pour béton en Europe est l'European Approval Technical Guide 001 (*ETAG 001, 1997*) qui comporte 6 parties associées à des technologies de fixation différentes. La partie 5 porte sur les fixations chimiques (utilisant les résines polymères), (*ETAG 001-Part 5, 2002*). Le 'Design Guide' (document établi par le groupe fib SAG-4 fastenings) synthétise les différentes recommandations d'évaluation de ces systèmes de fixation (*Design Guide, 2010*).

Les ancrages chimiques sont également utilisés pour la fixation de chevilles dans le béton. Cependant, les ancrages chimiques de chevilles ne sont pas considérés comme des collages structuraux et la réglementation distingue les deux types d'applications. Le Tableau 2 issu du 'Design Guide' présente les différences d'évaluation entre les chevilles et les armatures. Les armatures ne sont évaluées qu'en sollicitation de traction. Les modes de ruine envisagés sont par rupture de l'acier ou par perte d'adhérence. (*Charney et al., 2007*) citent trois différences majeures entre l'utilisation des scellements d'armature et les ancrages chimiques de chevilles.

- Les armatures ont pour but d'assurer le transfert d'efforts d'une structure existante à un nouvel élément de béton.
- Les armatures ont souvent des profondeurs d'ancrage plus élevées que des chevilles (à diamètre égal).
- Les ancrages d'armature peuvent être placés plus proches des bords d'un volume de béton que des chevilles.

Il existe également des systèmes de renforcement extérieurs collés sur des surfaces de béton ou dans une saignée avec des adhésifs structuraux. Ces systèmes ne sont pas étudiés dans cette thèse.

Tableau 2: Différences de sollicitations, mécanismes de transfert d'effort et modes de ruine entre les chevilles et les armatures (Design Guide, 2010)

Comparaison	Chevilles	Armatures de renforcement
Efforts	Traction, cisaillement, combinaison traction et cisaillement	En traction uniquement
Mécanisme de transfert d'effort	Contraintes de traction dans le béton	Recouvrement avec un ancrage classique acier/béton par transmission d'efforts dans le béton, ancrage en compression
Modes de ruine considérés	<u>Traction</u> : rupture acier, arrachement avec cône béton, cône béton, fendage du béton <u>Cisaillement</u> : rupture acier, arrachement, rupture d'un bord de béton	Rupture acier, arrachement

2.5 Codification particulière aux scellements chimiques d'armature

Le dimensionnement des ancrages d'armature par scellement chimique n'est actuellement pas traité dans les codes de construction aux Etats Unis et en Europe. Toutefois, des guides permettent l'évaluation de ces scellements chimiques ainsi que leur dimensionnement à température ambiante. Aux Etats Unis, l'ACI 318 (*ACI Commitee 318, 2011*) a émis récemment des recommandations pour les scellements chimiques de chevilles. Cependant elles sont difficilement applicables au cas des armatures. Ce document fait référence aux procédures d'essai pour l'évaluation des chevilles aux Etats Unis décrits dans l'ACI 355.4 (*ACI Commitee 355, 2011*). Depuis la fin des années 1990, l'EOTA (European Organization for Technical Approvals) développe l'évaluation propre à ces systèmes d'ancrage pour les armatures dans le Rapport Technique 023 (*EOTA, TR23, 2009*). Ce document est en grande partie basé sur les travaux de (*Spieth, 2002*) et (*Kunz and Münger, 2002*). Le TR023 évalue l'influence de l'installation des scellements en conditions humides, le comportement à longue durée sous charge constante à 50°C et 80°C, l'influence des conditions de gel, l'influence des différents types de béton et l'influence de la profondeur de l'ancrage (sur l'injection de la résine). Toutefois, il ne propose aucune méthode d'évaluation pour le comportement en fatigue ou les chargements sismiques ainsi que pour la résistance à un incendie.

Les guides aux USA et en Europe évaluent la résistance d'un ancrage par la résistance en adhérence qui correspond à la contrainte de cisaillement moyenne entre l'armature et l'adhésif à l'arrachement.

Le TR023 définit une correspondance entre une valeur seuil de la résistance en adhérence déterminée lors de l'évaluation et la valeur de la résistance en adhérence utilisée habituellement pour le dimensionnement des ancrages acier/béton classiques (sans résine) traités dans l'Eurocode 2, partie 1-2 (*CEN. EN 1992-1-2, 2005*). Cette correspondance est présentée dans le Tableau 3. La valeur de résistance seuil du scellement chimique (à atteindre lors de l'évaluation) dépend du béton et a une valeur plus élevée que la résistance utilisée pour le dimensionnement de manière à être conservatif. Par exemple, dans le cas du béton C20/25, si la résistance d'un scellement chimique mesurée pendant un essai d'arrachement est supérieure à 10 MPa, alors une résistance de 2,3 MPa pourra être utilisée pour effectuer le dimensionnement de cet ancrage chimique.

Tableau 3: Lien entre les résistances en adhérence de dimensionnement de l'EC2 et requises pour les scellements chimiques

Classe de résistance du béton	Valeurs de dimensionnement de la résistance en adhérence de l'EC2 pour des bonnes conditions d'ancrage (MPa)	Valeurs des résistances en adhérence requises pour des scellements chimiques d'armature (MPa)
C12/15	1,6	7,1
C16/20	2,0	8,6
C20/25	2,3	10,0
C25/30	2,7	11,6
C30/37	3,0	13,1
C35/45	3,4	14,5
C40/50	3,7	15,9
C45/55	4,0	17,2
C50/60	4,3	18,4

Le dimensionnement d'un ancrage chimique nécessite ainsi de connaître la résistance en adhérence de celui-ci. Cette résistance en adhérence se détermine expérimentalement grâce à un essai d'arrachement (décrit dans la partie 2.6.1).

2.6 Evaluation d'un ancrage

2.6.1 Essai d'arrachement

L'annexe A de l'ETAG 001 (*ETAG 001-Annexe A, 1997*) décrit la procédure d'essai d'arrachement pour évaluer les fixations dans le béton. Le dispositif d'essai est composé d'un vérin qui applique une traction à l'extrémité sortante d'une armature scellée dans une dalle de béton. Des capteurs de déplacement permettent de mesurer le glissement relatif de l'armature par rapport à la surface supérieure du béton. De plus les recommandations RILEM (*RILEM RC6, 1973*) proposent des géométries d'éprouvettes, des dimensions d'ancrage et une méthode d'essai pour évaluer l'adhérence de la connexion acier/béton.

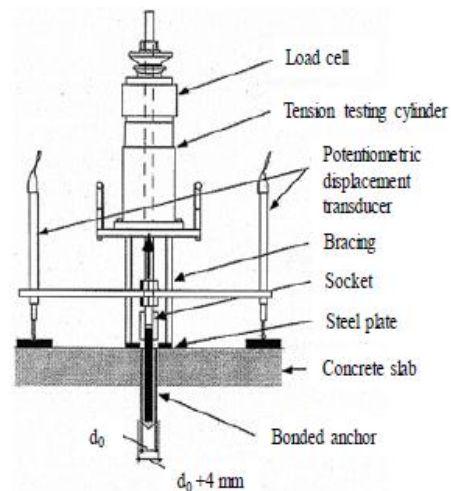


Figure 3: Schéma du dispositif de traction utilisé pour effectuer les essais d'arrachement (*ETAG 001-Annexe A, 1997*)

Certaines études soulignent que le déplacement relatif mesuré correspond au glissement cumulé sur la longueur de l'ancrage (*Pineaud, 2007*), (*Hamouine and Lorrain, 1995*), (*Chan et al., 2003*). Dans le cas d'un scellement chimique, cette mesure intègre les déformations induites par l'élongation de la barre dans l'ancrage lors de la traction et le déplacement de la barre en fond d'ancrage.

$$\Delta L_{\text{début ancrage}} = \int_0^L \varepsilon(x) \cdot dx + \Delta L_{\text{fond ancrage}}$$

Équation 1

Avec:

$\Delta L_{\text{début ancrage}}$: le déplacement mesuré en début d'ancrage

$\Delta L_{\text{fond ancrage}}$: le déplacement de la barre en fond d'ancrage

L : la profondeur de l'ancrage

ε : la déformation de l'acier

La contrainte d'adhérence correspond à la contrainte de cisaillement appliquée sur la surface latérale de l'armature enrobée de résine. Pour le dimensionnement des ancrages acier-béton et la qualification des ancrages acier-résine-béton, cette contrainte d'adhérence est considérée comme uniformément répartie sur la longueur de l'ancrage. Elle est déterminée à partir de l'effort mesuré et de la surface latérale de l'armature (Équation 2).

$$\tau = \frac{F}{\pi.d.L} \quad \text{Équation 2}$$

Avec:

τ : la contrainte d'adhérence
 d : le diamètre de l'armature
 L : la profondeur de l'ancrage
 F : l'effort appliqué

Plusieurs études ont montré toutefois que cette contrainte d'adhérence diminue généralement avec la profondeur de l'ancrage grâce à des mesures extensométriques. Certains auteurs ont décrit les profils de contraintes d'adhérence ou de déformations dans l'armature grâce à des expressions empiriques avec une tendance constante (*Brice, 1951*), linéaire (*Hamouaine, 1996*), sinusoïdale (*Saillard, 1959*) ou en sinus et cosinus hyperbolique (*Rivillon, 1996*). L'étude théorique sur les profils de contraintes d'adhérence sera décrite dans la partie 4 de ce chapitre.

2.6.2 Modèle d'adhérence

Le modèle d'adhérence (également appelé loi d'adhérence ou loi de comportement de l'ancrage dans plusieurs documents) correspond à la variation de la contrainte d'adhérence en fonction du déplacement relatif mesuré. Le pic de la courbe permet de déterminer la résistance en adhérence d'un ancrage.

La Figure 4 présente la forme typique d'un modèle d'adhérence (pour des connexions acier/béton). Cette courbe peut être divisée en 4 phases. Une interprétation des mécanismes d'adhérence a été proposée par (*Rehm, 1961*), (*Martin and Noakowski, 1981*):

- la première phase linéaire correspond à l'élongation élastique des matériaux constituant l'ancrage reliés aux interfaces par une adhérence parfaite ;
- la deuxième phase correspond à la perte de raideur avant le pic due à l'endommagement progressif de la gaine d'enrobage en début d'ancrage;
- la troisième phase correspond à une diminution de l'effort après le pic due à la détérioration de la gaine d'enrobage sur l'intégralité de sa longueur ;
- la quatrième phase correspond au glissement de la barre dans le béton d'enrobage par un mécanisme de frottement.

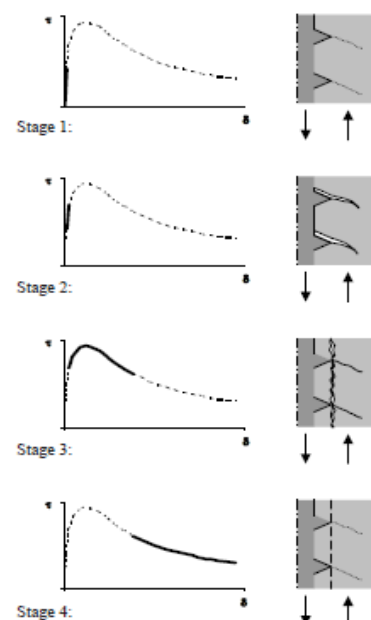


Figure 4: Mécanismes d'élongation et de rupture lors d'un essai d'arrachement sur un ancrage acier-béton (Auer and Stempniewski, 2012)

En plus de l'essai d'arrachement (pull out test), il existe d'autres essais pour déterminer l'adhérence d'un ancrage. Dans le 'push test', l'armature est sollicitée en compression. Dans le 'tensile bond test', l'armature est sollicitée en traction des deux côtés de l'ancrage. Certains auteurs (*Kobarg, 1999*), (*Eligehausen et al., 1983*) ont étudié l'influence du type d'essai sur le modèle d'adhérence et concluent que l'essai d'arrachement donne des contraintes d'adhérence plus élevées (Figure 5). Ces différences s'expliquent par le fait que le champ de contraintes dans l'éprouvette et le long de l'ancrage diffère selon le type d'essai.

Dans le cadre de cette recherche, il est choisi de **déterminer les contraintes d'adhérence à partir d'essais d'arrachement** car cette méthode est régulièrement employée par le laboratoire d'essais sur les fixations du CSTB qui possède les dispositifs d'essais adaptés aux essais d'arrachement.

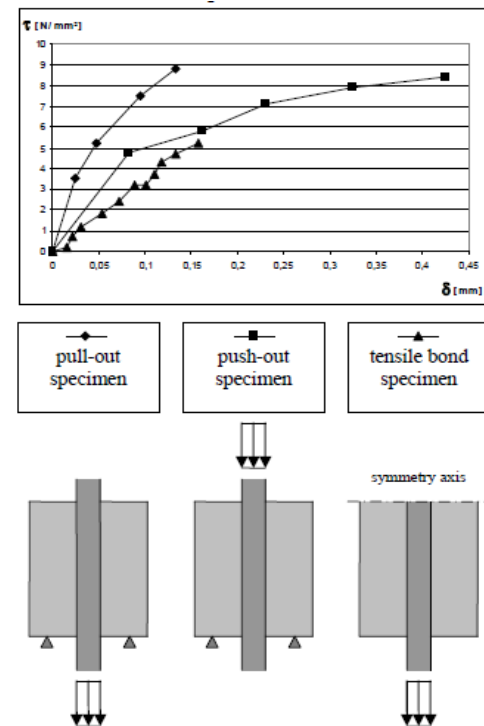


Figure 5: Influence de type d'essai (pull-out, push-out, tensile) sur les courbes d'arrachement (*Kobarg, 1999*)

2.6.3 Modes de ruine

Dans l'essai d'arrachement décrit par l'annexe A de l'ETAG 001 (*ETAG 001-Annexe A, 1997*), le chargement de l'armature est effectué en déplacement à vitesse constante jusqu'à la ruine de manière à obtenir des durées d'essai comprises entre 2 et 3 min. Quatre modes de ruine différents peuvent être observés (*Toth et al., 2012*) (Figure 6):

- L'arrachement par formation d'un cône de béton
- L'arrachement par perte d'adhérence
- La rupture de l'acier
- Le fendage du béton

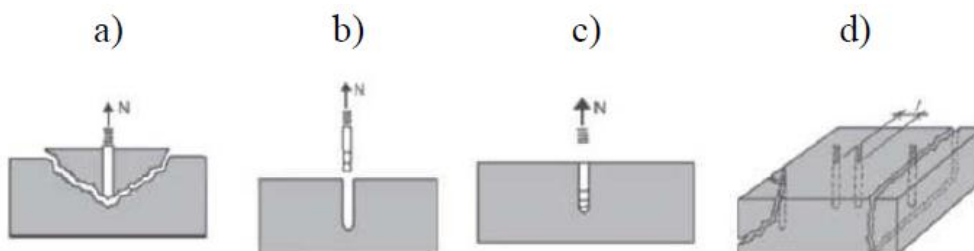


Figure 6: Modes de ruine (cône de béton, arrachement, rupture de l'acier, fissuration du béton)

Dans le cas des scellements d'armature pour béton, les modes de ruine étudiés sont uniquement l'arrachement par perte d'adhérence la rupture de l'acier et le fendage du béton (d'après le Tableau 2).

(*Çolak et al., 2009*) a montré que le mode de ruine sur un collage de béton avec un adhésif époxy pouvait dépendre de la température. La ruine se produit dans le béton aux faibles températures et dans la couche d'adhésif à plus haute températures (à cause de la perte de résistance du polymère).

(Spieth H.A., 2002) a mis en évidence que la résistance en adhérence obtenue avec un adhésif hybride (polymère-ciment) pouvait être supérieure à celle d'une connexion acier/béton classique (Figure 7). Cette figure montre également qu'aucune différence ne peut être observée entre les deux types d'ancrage lorsque la rupture se produit par le fendage du béton dans la mesure où l'arrachement n'est alors pas conditionné par l'adhérence. (Randl et Kunz, 2012) ont également proposé une extension théorique à l'Eurocode 2 (EC2) à partir d'essais de fendage.

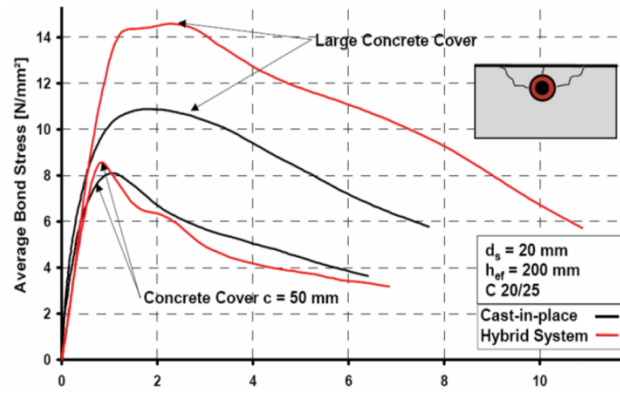


Figure 7: Comparaison de la résistance d'un scellement chimique et d'un ancrage acier-béton 'classique' en fonction de l'enrobage (Spieth H.A., 2002)

La rupture par fendage du béton est provoquée par les contraintes radiales générées dans le béton par la traction appliquée sur l'armature. Le modèle de Tepfers (Tepfers, 1973) est l'un des premiers à décrire ces contraintes radiales. Il a ensuite été utilisé pour l'étude de fissures radiales (Figure 8) dans le béton influençant l'adhérence à travers plusieurs travaux (Reinhardt and Van der Veen, 1992), (Eckfeldt, 2005). Dans le cas de l'étude des scellements d'armature à haute température, la contrainte de fissuration du béton n'est pas dimensionnante car la ruine se produit par perte d'adhérence le long du joint de colle.

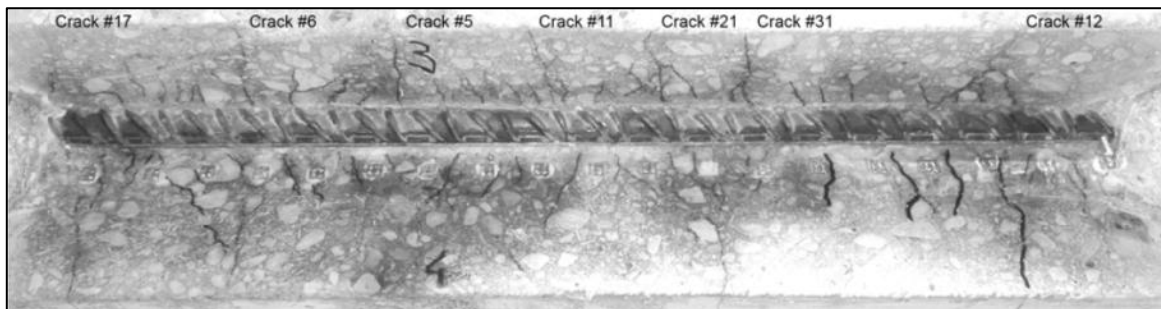


Figure 8: Photo de fissures radiales dans le béton (Eckfeldt, 2005)

2.6.4 Adhérence à haute température des ancrages acier-béton

Depuis les années 1990, de nombreuses études ont été menées sur le comportement des ancrages acier/béton à haute température dans le cadre de la sécurité incendie. La Figure 9 présente la variation de la résistance en adhérence avec la température (RILEM, 1985) pour différents types de barres. Cette étude met notamment en évidence que la présence de cannelures sur les barres peut retarder la diminution de résistance en adhérence entre 20°C et 400°C.

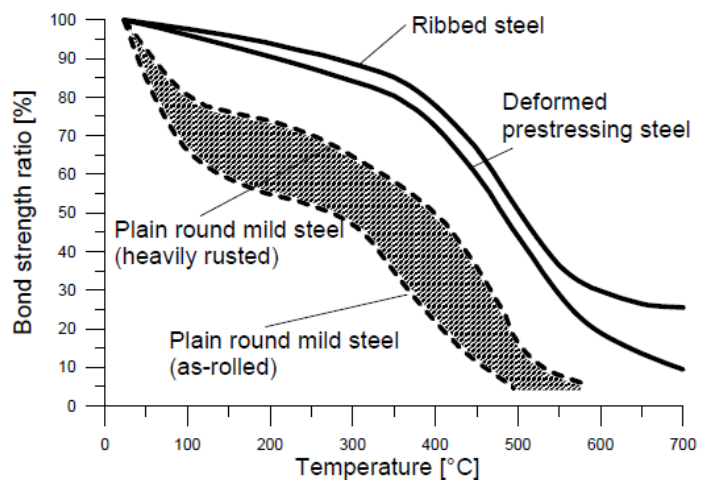


Figure 9: Variation de la résistance en adhérence normalisée avec la température pour différentes barres (RILEM, 1985)

D'autres études menées par (Bingöl et Gül, 2009), (Chiang et Tsai, 2003), (Haddad and Shannis, 2004), (Haddad et al., 2008), (Huang, 2010), (Bazant et Kaplan, 1996) mettent en évidence la diminution de la résistance en adhérence avec la température à travers des essais d'arrachement résiduels atteignant des températures de 800°C. (Lubloy and Balazs, 2012) expliquent la diminution rapide de résistance entre 400°C et 500°C par la décomposition de la portlandite.

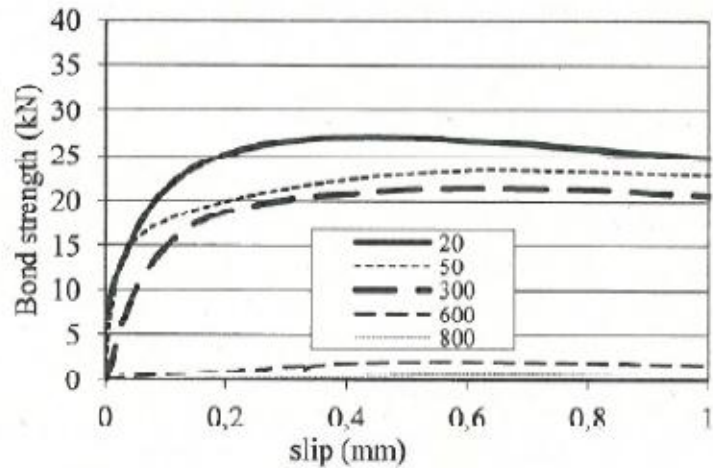


Figure 10: Courbes d'adhérence (contrainte d'adhérence-déplacement relatif) à différentes températures pour des ancrages acier-béton (Lubloy and Balazs, 2012)

Certaines études (El-Hawary et Hamoush, 1996), (Diderichs, 1981), (Lubloy et Balazs, 2012) montrent également une diminution de la raideur de l'ancrage avec la température par des essais d'arrachement résiduels (Figure 10).

2.6.5 Adhérence à haute température des ancrages de barres FRP/béton

Il existe peu de travaux réalisés sur des ancrages d'armatures scellées chimiquement à haute température. En revanche de nombreuses études ont été menées sur la tenue des barres FRP (Fiber Reinforced Polymer) scellées dans le béton lors du coulage. Ces systèmes d'ancrage se rapprochent des scellements chimiques car ils comportent une interface de polymère en contact avec le béton.

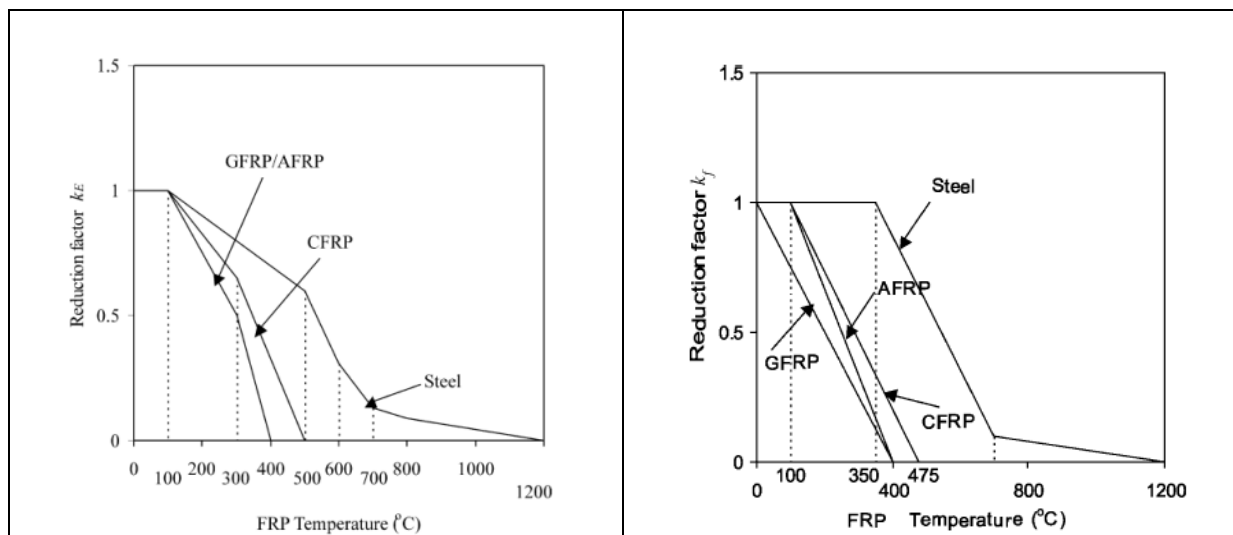


Figure 11: Variation de la raideur de l'ancrage normalisée (à gauche) et de la résistance en adhérence normalisée (à droite) pour des barres GFRP, AFRP, CFRP et en acier (Saafi, 2002)

Parmi les travaux sur les FRP, (Saafi, 2002) a observé une diminution plus rapide de la résistance et de la raideur de l'ancrage pour de barres Glass FRP/Aramid FRP et Carbone FRP que pour les ancrages acier/béton. Les résistances deviennent nulles à des températures stabilisées inférieures à 500°C (Figure 11). (Katz et Berman, 2000) ont exprimé cette chute de

résistance de manière analytique (avec une tendance en tangente hyperbolique) en fonction du degré de réticulation et de la transition vitreuse du polymère pour des Glass FRP (Figure 12). (E. Gambarova, 2012) a ensuite utilisé cette description analytique pour déterminer de manière théorique la distribution de contraintes le long d'un ancrage chauffé non uniformément. (Leone et al., 2009) ont montré expérimentalement par des mesures extensométriques que la température modifiait les profils de contraintes d'adhérence le long de l'ancrage à 20°C et 80°C.

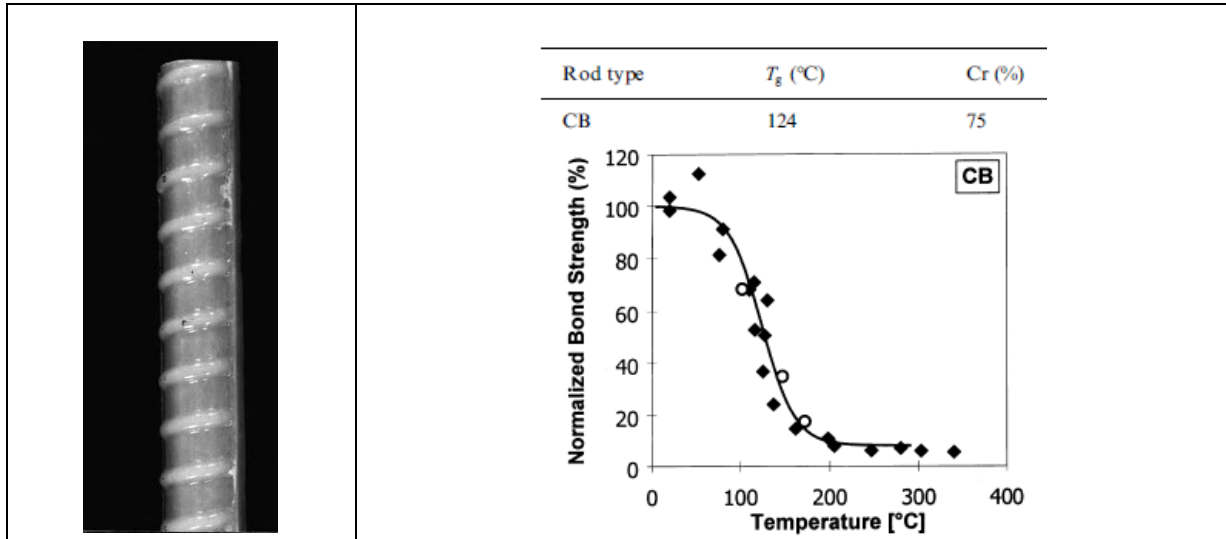


Figure 12: Photo d'une barre GFRP (à gauche) et de la diminution d'adhérence normalisée en fonction de la température (à droite) (Katz and Berman, 2000)

3 Propriétés des matériaux à haute température

3.1 Béton

3.1.1 Effet de la température

Le chauffage du béton à haute température provoque un départ progressif de l'eau qu'il contient et une succession de changements minéralogiques. Le Tableau 4 (présenté plus en détail dans (J.-C. Mindeguia, 2009)) synthétise les températures auxquelles se produisent les phénomènes principaux:

Tableau 4: Températures de changements physico-chimiques dans le béton

	Pâte de ciment	Granulats
30-100°C	Départ de l'eau libre Décomposition de l'Ettringite	
80-300°C	Premier stade de déshydratation du gel CSH	
150-350°C		Risques d'instabilités thermiques de certains granulats (silex, grès)
374°C	Point critique de l'eau	
450-550°C	Décomposition de la Portlandite	
573°C		Transformation du quartz- α en quartz- β
600-700°C	Deuxième décomposition du gel CSH	
700°C	Décomposition du carbonate de calcium avec libération de dioxyde de carbone	
1200°C	Début de la fusion	

3.1.2 Dilatation thermique

Les comportements thermiques de la pâte de ciment durcie et des granulats sont différents. Lors du chauffage, la pâte de ciment durcie subit une première phase d'expansion de 20°C à environ 150°C (Hager, 2004), attribuée à la dilatation volumique du matériau. Puis, elle subit une deuxième phase de contraction attribuée au départ de l'eau. Cette déformation thermique dépend de la cinétique de chauffage utilisée (Figure 13).

Les granulats présentent une expansion thermique lors du chauffage. Cette expansion est généralement d'autant plus importante que leur teneur en silice est élevée. La Figure 13 présente la dilatation linéaire de plusieurs types d'agrégats mesurée par (Bazant and Kaplan, 1996).

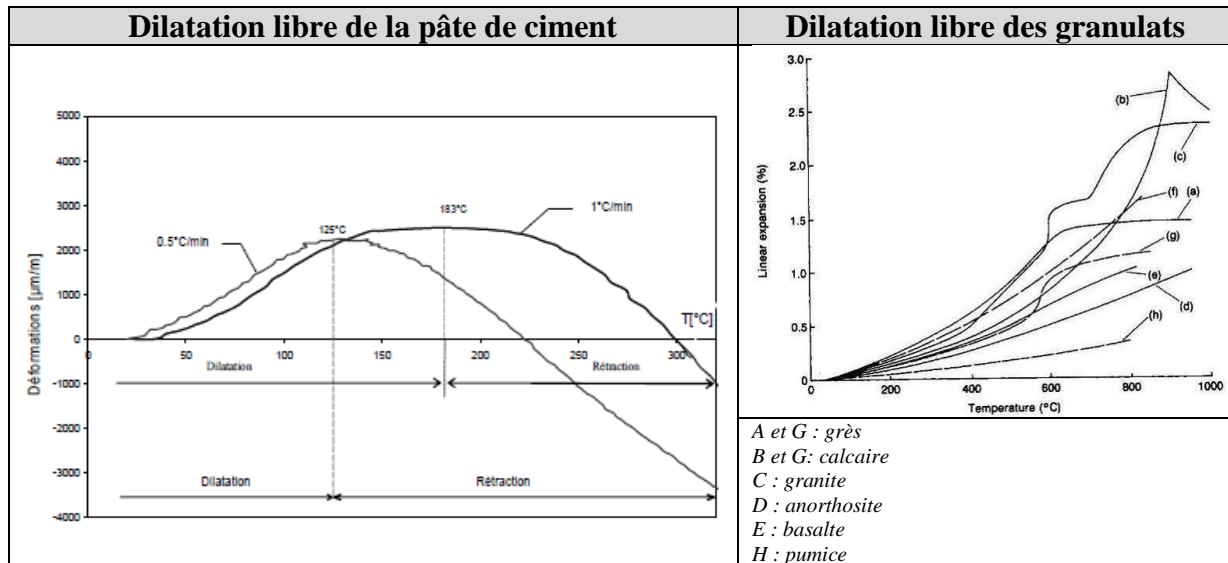


Figure 13: Déformations thermiques de la pdc (à gauche) (Hager, 2004) et des granulats (à droite) (Bazant and Kaplan, 1996)

La différence de comportement à partir de 150°C entre la pâte de ciment durcie (contraction) et les granulats (dilatation) crée une incompatibilité de déformation provoquant des contraintes tangentielles à l'interface entre la pâte de ciment durcie et les granulats. Ces contraintes peuvent conduire à l'endommagement du béton par l'apparition de fissures à l'interface entre la pâte de ciment durcie et les granulats (Figure 14) (Hager, 2004).

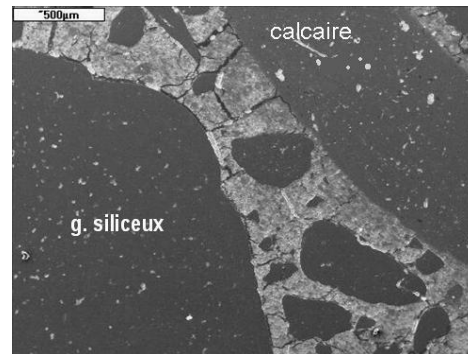


Figure 14: Observation MEB de fissures entre les granulats et la pâte de ciment durcie sur un béton chauffé à 600°C (Hager, 2004)

3.1.3 Transfert d'eau à haute température

Le déplacement d'eau est principalement piloté par le mouvement de perméation dû aux gradients de pression décrit par la loi de Darcy (1856).

(Kanema, 2007) a mis en évidence une augmentation de la perméabilité du béton avec la température qui est attribuée à plusieurs causes :

- le départ de l'eau capillaire par séchage (libérant le passage) ;
- la formation de plus gros pores ;
- la microfissuration de la matrice par déshydratation des CSH ;

- l'incompatibilité de déformation entre pâte de ciment et granulats.

Le transport d'eau dans le béton peut être mis en évidence par la mesure de pression dans les pores (*Mindeguia et al., 2010*) ou par RMN (Résonance Magnétique Nucléaire), (*Van der Heijden et al., 2007*). La Figure 15 présente les profils de saturation en eau toutes les 10 min pendant un chauffage et met en évidence une diminution de la saturation proche de la surface chauffée (correspondant à l'abscisse nulle).

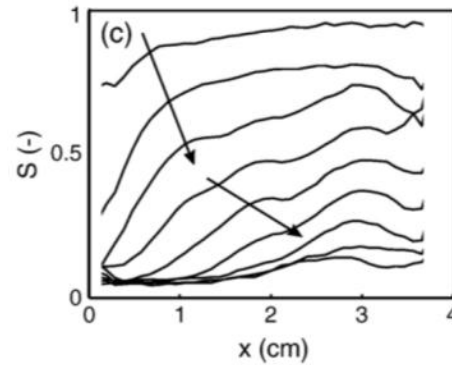


Figure 15: Saturation en eau en fonction de la profondeur mesurée par RMN (*Van der Heijden et al., 2007*)

Plusieurs études ont été menées sur la variation de résistance et de module d'élasticité du béton avec la température grâce à des essais de traction/compression résiduels ou directement réalisés à haute température. (*Noumowé et al., 2009*), (*Youssef et Meftah, 2007*) présentent une liste de ces études ainsi que les expressions analytiques utilisées pour décrire les relations de contrainte-déformation à haute température. La Figure 16 présente les variations relatives du module d'élasticité en compression et de la résistance en compression pour des bétons de rapports E/C différents (*Hager, 2004*). (*Lankard et al., 1971*) et (*Khoury, 1992*) ont étudié l'influence des conditions de confinement de l'humidité de l'éprouvette sur la résistance en compression. Lorsque l'éprouvette est étanchée (sans départ d'eau possible) la résistance chute plus rapidement avec la température.

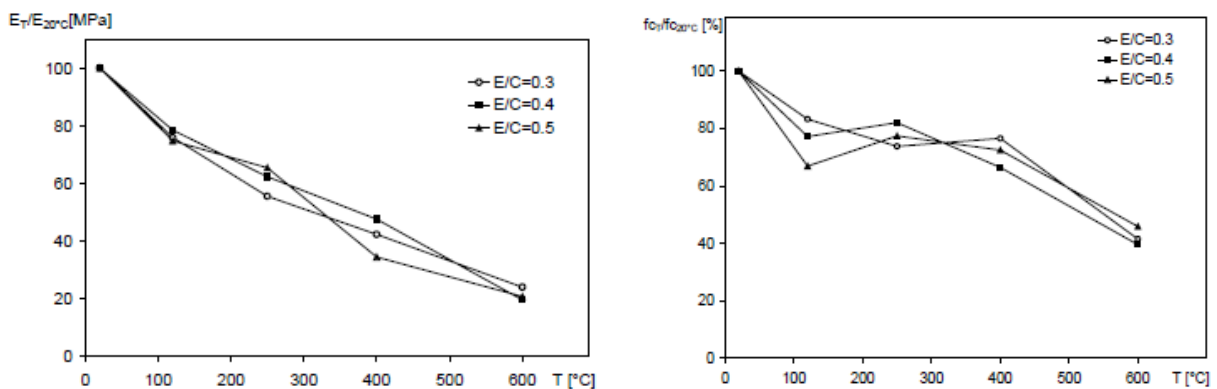


Figure 16: Diminution du module d'élasticité normalisé (à gauche) et de la résistance en compression normalisée (à droite) pour un BHP (*Hager et Pimienta, 2004*)

(*Gambarova, 2003*) a observé une diminution de la résistance en traction avec la température. (*Hager, 2004*) a observé une faible augmentation de cette résistance entre 20°C et 400°C. (*Mindeguia et al., 2007*) ont observé la diminution du coefficient de Poisson avec la température entre 20°C et 400°C.

3.1.4 Déformations thermiques et mécaniques

Des études expérimentales montrent que lors d'une sollicitation thermique à charge constante, la déformation totale du matériau correspond à la contribution de plusieurs termes (*Anderberg and Thelandersson, 1976*), (*Scheider, 1976*), (*Khoury, 1992*), (*Diederichs et al., 1992*), (*Hager, 2004*).

$$\varepsilon = \varepsilon_{th}(T) + \varepsilon_{\sigma}(\sigma, T) + \varepsilon_{cr}(\sigma, T, t) + \varepsilon_{tr}(\sigma, T)$$

avec :

- ε : la déformation totale
- ε_{th} : la déformation thermique
- ε_{σ} : la déformation élastique instantanée
- ε_{cr} : la déformation élastique différée
- ε_{tr} : la déformation thermique transitoire (DTT)

La DTT est propre aux bétons et n'apparaît pas ou est négligeable en traction. Elle est particulièrement importante puisqu'elle provoque une relaxation de contraintes dans le matériau. La déformation différée par fluage reste faible en dessous de 200°C.

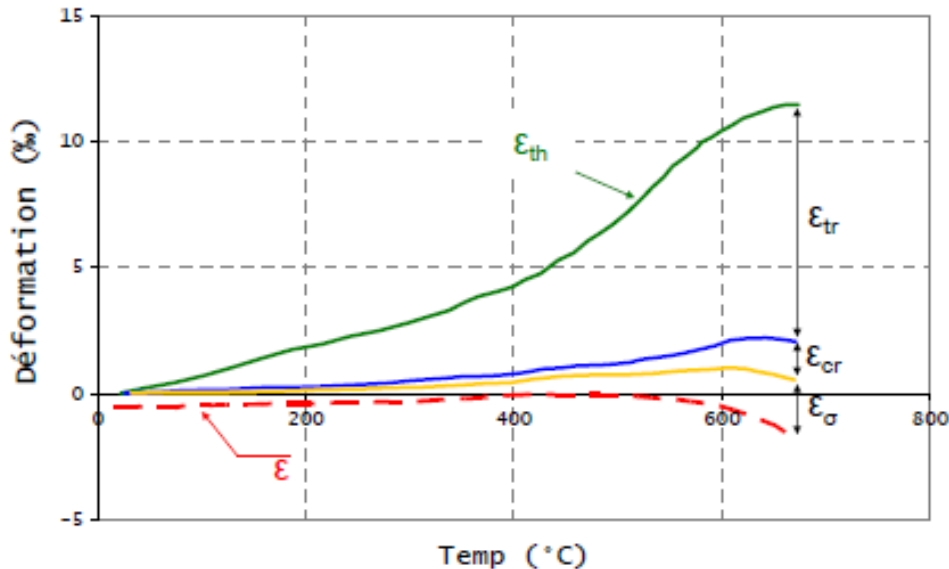


Figure 17: Composantes de déformation en fonction de la température selon (Anderberg and Thelandersson 1976) pour un béton sollicité à 35% de sa résistance en compression.

3.1.5 Ecaillage

Sous une sollicitation thermique, des phénomènes d'écaillage ou d'éclatements explosifs peuvent avoir lieu sur les surfaces de béton. Ce phénomène causé par des instabilités thermiques a été étudié expérimentalement par Mindeguia (*J.-C. Mindeguia, 2009*). Deux grandes théories existent pour expliquer les causes de ces instabilités à haute température :

- Une approche thermo hydrique stipule que l'instabilité est due aux fortes pressions de vapeur d'eau dans les pores ou à une dilatation de l'eau liquide qui sature les pores sur une zone dans le matériau. Les contraintes de traction générées sur le squelette solide entraînent la rupture.
- Selon l'approche thermomécanique la présence d'un gradient thermique entre le bord et le centre du matériau génère des contraintes de traction élevées au voisinage de la surface chauffée pouvant entraîner la rupture.

3.2 Acier

3.2.1 Types d'acier

Les armatures en acier ont pour but de reprendre les efforts de traction dans les structures en béton armé. Les barres sont assemblées en usine ou sur chantier et peuvent se présenter sous plusieurs formes :

- Barre lisses (dont les diamètres varient typiquement entre 5 et 50 mm).
- Barre Hautes Adhérence HA (dont les diamètres varient typiquement entre 6 et 50 mm). Leur surface présente des aspérités en saillies inclinées par rapport à l'axe appelées verrous ou des aspérités en creux appelées empreintes et dont le but est de favoriser l'adhérence au béton.

Les aciers sont désignés par leur type, leur diamètre, leur nuance, leur limite d'élasticité, et leur classe de ductilité.

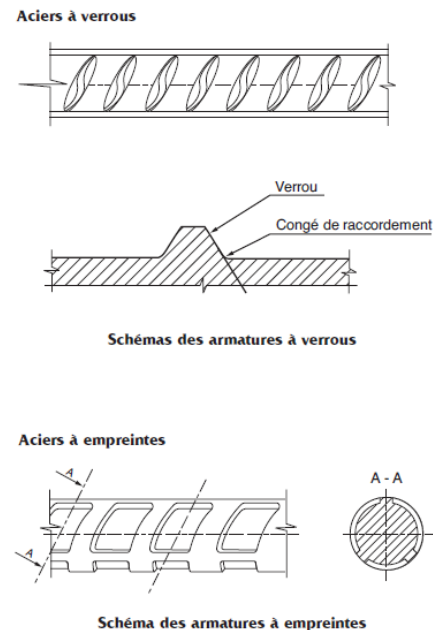


Figure 18: Types d'armatures hautes adhérence

3.2.2 Comportement mécanique

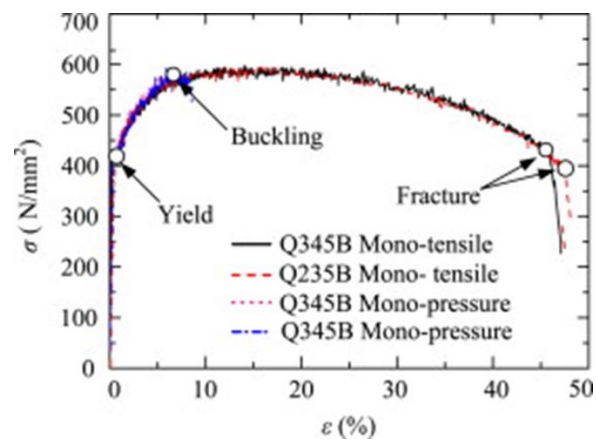
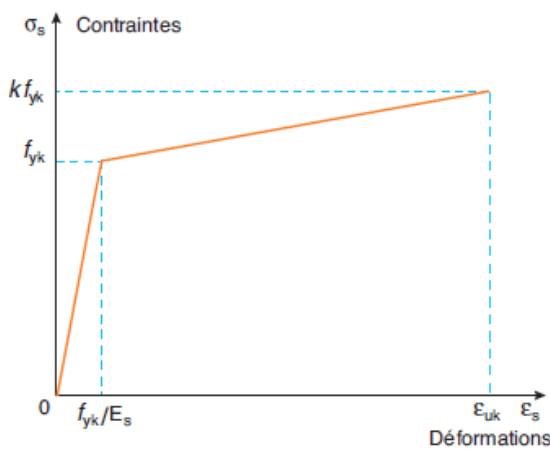


Figure 19: Diagramme contrainte-déformation simplifié d'une armature d'après (NF EN 1992-1-1, 2005) à droite et diagramme expérimental obtenu par des essais de traction et compression à gauche (Shi et al., 2011)

Le module d'élasticité à température ambiante est égal à 210 GPa. La Figure 19 présente le diagramme simplifié de contrainte-déformation pour l'acier de l'Eurocode 2, partie 1-1, (NF EN 1992-1-1, 2005) avec:

- f_{yk} : la limite d'élasticité
- $k \cdot f_{yk}$: la résistance de l'acier en traction.
- ϵ_{uk} : l'allongement à la rupture en traction

k et ϵ_{uk} dépendent de la classe de ductilité de l'acier.

La Figure 19 présente également le diagramme contraintes-déformations obtenu par (Shi et al., 2011) en traction et en compression sur deux aciers laminés à froid de composition différentes.

3.2.3 Comportement mécanique à haute température

(*Felicetti et al., 2009*) ont étudié le comportement à haute température de plusieurs types d'armatures (avec différents aciers et diamètres) (Figure 20). Des essais de traction résiduels après avoir sollicité thermiquement les armatures à différentes températures mettent en évidence la diminution de la limite d'élasticité avec la température pour certains aciers. Les aciers laminés à froid présentent une diminution de leur limite d'élasticité beaucoup plus importante que les aciers laminés à chaud. Lors d'une élévation de température, les aciers laminés à froid subissent d'importants phénomènes de restauration (réarrangement de dislocations et processus de recristallisation formant des grains plus gros) ce qui diminue leur limite d'élasticité. Les aciers laminés à chaud présentent une microstructure plus régulière ainsi qu'une densité de dislocations et une résistance mécanique plus élevées.

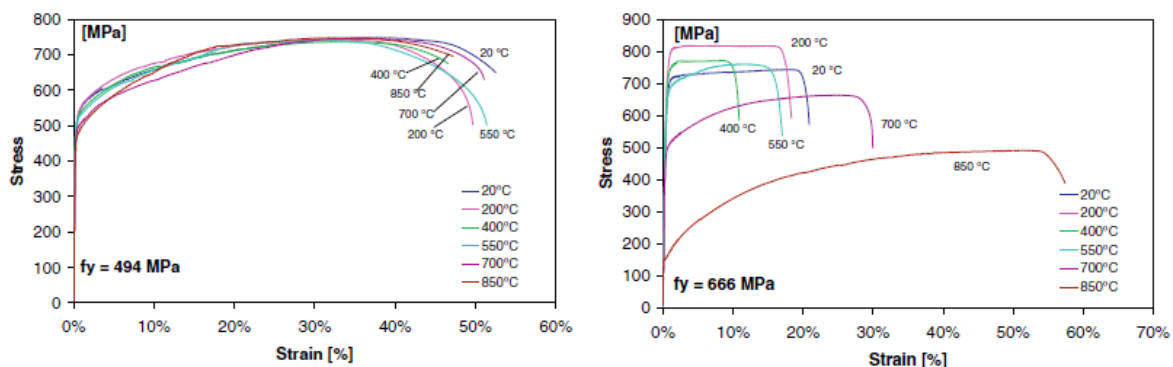


Figure 20: Courbes de tractions à différentes températures pour un acier laminé à chaud (gauche) et un acier laminé à froid (droite)

La limite d'élasticité de l'acier (proche de 550 MPa à 20°C) varie peu entre 20°C et 850°C pour un acier laminé à chaud. L'Eurocode 2, partie 1-2 (*CEN. EN 1992-1-2, 2005*) considère que la résistance en traction ne varie pas entre 20°C et 300°C.

3.3 Résine

3.3.1 Composition des résines

Les résines utilisées pour les scellements d'armature sont à base de polymères (tel que l'époxy) auquel sont ajoutés d'autres adjuvants pour modifier les propriétés mécaniques, la durabilité, la stabilité chimique, la conservation, la facilité de mise en œuvre et l'apparence du produit.

i. Le polymère

Le polymère est constitué de macromolécules à base de carbone (et d'autres éléments tels que l'hydrogène, l'oxygène, l'azote, le chlore et le fluor). Les résines de scellement chimique appartiennent à la famille des polymères thermodurcissables.

La cohésion du matériau est assurée par deux types de liaisons.

- Les liaisons intramoléculaires assurent la cohésion entre atomes d'une même molécule. Ce sont des liaisons dites « fortes » (liaisons chimiques qui peuvent être covalentes ou ioniques). Les liaisons covalentes sont en général les principales forces assurant la cohésion de la macromolécule.
- Les liaisons intermoléculaires assurent les jonctions entre les différentes macromolécules. Ces liaisons sont dites « faibles » de type Van der Waals ou

hydrogène. Ces forces agissent à plus grande distance (quelques Å) que les forces intramoléculaires et assurent la cohésion de l'édifice macromoléculaire.

La partie 3.3.4 présente plus en détail la chimie associée aux résines époxydiques.

ii. Les Charges

Les charges sont des substances généralement minérales telles que la silice, la magnésie, l'alumine et le graphite. Elles peuvent être incorporées à des taux très importants (60-65% de la masse du produit final).

La silice est très utilisée car elle est peu chère et améliore les performances mécaniques en diminuant le prix du produit. Elle donne souvent une couleur beige clair au produit final.

iii. Flexibilisateurs et plastifiants

Ce sont des substances destinées à améliorer la résilience (résistance aux chocs) du matériau.

- Les flexibilisateurs possèdent des groupes époxydiques et font partie du réseau tridimensionnel formé par la réticulation du polymère dans le cas des résines époxydiques.
- Les plastifiants ne sont pas chimiquement fixés et peuvent migrer dans la résine (ce qui crée un risque de vieillissement par perte de celui-ci).

iv. Diluants réactifs

Ces substances ont pour but de diminuer la fluidité du produit. Cependant, leur utilisation se fait aux dépens de la résistance thermique du produit puisqu'ils ont tendance à diminuer la température de transition vitreuse dans le cas du bisphénol-A.

v. Colorants

Ce sont des pigments minéraux comme le dioxyde de titane, ou des pigments organiques. Il est difficile d'obtenir des teintes très claires avec les résines époxydiques (surtout quand elles sont chargées en silice).

vi. Solvants

Les solvants (tels que les cétones, alcools, composés aromatiques) retardent la réticulation entre la résine et le durcisseur avant leur évaporation. Ils sont essentiellement utilisés pour des adhésifs particuliers sur des couches minces ou des peintures.

3.3.2 Exothermicité de la réaction

Lors de la mise en place de la résine, la réaction de réticulation est initiée par le mélange de la résine mère avec le durcisseur. La réaction entre les groupes moléculaires réactifs libère de l'énergie. La réaction est exothermique ce qui a pour effet d'élever la température de la résine lors de la cure. (BARDONNET, 1992) explique que la température maximale atteinte lors de la réaction dépend de la cinétique de la réaction et du type de réaction. La cinétique de la réaction est augmentée lorsque la température environnante est plus élevée (Figure 21). Le type de réaction dépend du produit considéré.

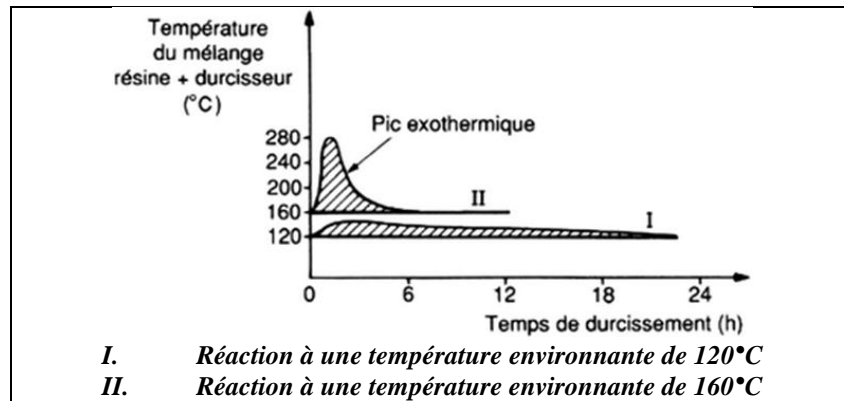


Figure 21: Dégagements de chaleur pour des réactions de cure se produisant à différentes températures

Un certain nombre de paramètres permettent d'influencer l'exothermicité tels que :

- la présence d'inserts ou de charges métalliques permettant de mieux évacuer la chaleur ;
- la géométrie de l'ancrage ;
- les matériaux constituant les adhérents.

A la fin de la réaction, un retrait se produit dans l'adhésif du fait de deux phénomènes.

- Le retrait chimique correspond au passage d'un état liquide à un état solide. Lors du mélange entre la résine mère et le durcisseur, les deux polymères linéaires réagissent pour former un polymère ayant une structure tridimensionnelle par réaction de pontage ou de réticulation. Le réarrangement des chaînes pour former une structure tridimensionnelle densifie le matériau. Dans le cas de la réticulation d'une résine époxy par polyaddition, ce retrait est très faible.
- Le retrait physique est dû au refroidissement à la température ambiante après le pic exothermique pendant la cure. Par ailleurs, la différence de coefficient de dilatation thermique entre la résine et les adhérents peut provoquer des contraintes interfaciales d'origine thermique ((*Hart-Smith, 1972*), (*Sinha and Reddy, 1976*) et (*Adams et al., 1992*)).

Le point de gel correspond à l'instant à partir duquel la mobilité des chaînes de polymère chute par la formation du réseau tridimensionnel. Il est possible de réduire le retrait en diminuant la température de gel en modifiant le taux de durcisseur, d'accélérateur ou de charges minérales utilisées.

3.3.3 Postcure avec la température

La postcure est un phénomène chimique qui accroît le degré de réticulation d'une structure polymère lors d'un chauffage. La réaction de réticulation ralentit au fur et à mesure que le nombre de groupements chimiques n'ayant pas encore réagi diminue. La structure se fige lorsque le point de gel est atteint du fait de la faible mobilité des chaînes empêchant toute poursuite de la réaction. Une augmentation postérieure de la température a pour effet de redonner de la mobilité aux chaînes polymères n'ayant pas réagi et d'accroître le degré d'avancement de la réaction. Ceci conduit à une densification supplémentaire du réseau tridimensionnel et influence les propriétés mécaniques du matériau. Ce phénomène de postcure peut être particulièrement marqué pour les polymères formés à température ambiante dans la mesure où une quantité importante de molécules non réticulées se fige dans la structure après que le point de gel soit atteint.

3.3.4 Résines époxydiques

Il existe plusieurs types de résines structurales dans l'industrie classés par familles tels que les cyanoacrylates, les acryliques, les polyuréthanes ou les époxydiques (*Adderley, 1988*). Cette partie s'intéresse uniquement aux résines époxydiques (appelées également résines époxies), car il s'agit du type de résine principal utilisé pour ce travail de recherche.

Les résines époxydiques sont des adhésifs dont la molécule de la résine mère contient des groupements époxy (ou époxydes) présenté sur la Figure 22. La notation universelle de ces résines est : EP.



Figure 22: Groupement époxydique

Elles représentent 95% du tonnage mondial en résine. Les principales caractéristiques des adhésifs époxydiques sont :

- une faculté d'adhésion exceptionnelle (notamment pour les matériaux minéraux) ;
- une bonne résistance à la fatigue et au vieillissement ;
- une rigidité et un module de cisaillement élevé ;
- une bonne tenue à l'eau et aux agents chimiques ;
- une bonne tenue à la température (jusqu'à 100°C).
- Elles présentent cependant une résistance aux chocs médiocre (en comparaison avec les résines polyuréthanes).

La Figure 23 présente un exemple de molécule mère pour former une résine époxy appelée DGEBA (diglycidyléther du bisphénol A, avec 'A' pour Amine). La molécule mère se compose d'une succession de groupements qui se répètent (n fois) de manière périodique sur une chaîne linéaire présentant des groupements époxyde aux extrémités. D'après (*BARDONNET, 1992*), la valeur de l'indice n définit la longueur de la macromolécule et influence sa viscosité.

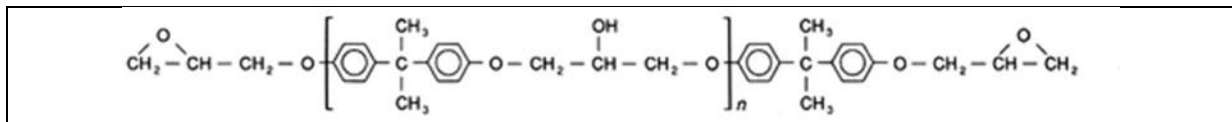


Figure 23: Molécule de DGEBA (diglycidyléther du bisphénol A)

Les groupements époxydes en bout de chaîne (ainsi que les groupes hydroxyles (OH) le long des chaînes dans le cas de la DGEBA) constituent les centres réactifs pour former le réseau tridimensionnel. Les groupes hydroxyles (OH) réagissent par la suite avec le durcisseur. La Figure 24 présente l'exemple d'une réaction de réticulation des résines DGEBA avec les durcisseurs amines (NH₂).

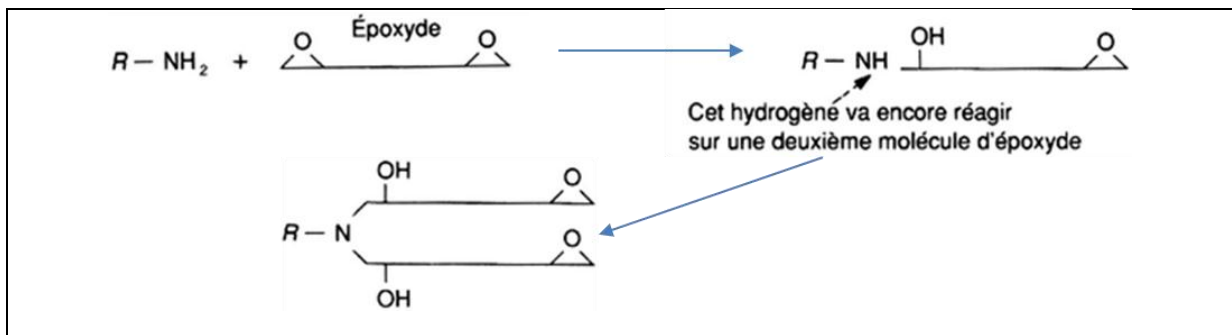


Figure 24: Réaction de réticulation d'une résine époxy (*BARDONNET, 1992*)

La réaction s'effectue par l'ouverture du groupement époxyde pour former une liaison covalente avec le centre réactif de l'amine. L'hydrogène restant lié au N va réagir à son tour de manière identique avec une autre chaîne portant un groupement époxyde et ainsi lier les deux chaînes linéaires de résine mère pour former un réseau tridimensionnel. Aucun produit tiers n'est créé au cours de cette réaction. La réticulation est une réaction de polyaddition puisqu'il n'y a pas départ d'un produit tiers. Il existe d'autres types de réactions secondaires selon les molécules utilisées qui sont décrites dans (BARDONNET, 1992).

L'évolution de la réaction de cure d'un adhésif époxy peut être observée par FTIR (Fourier Transform Infrared Spectrometry) qui sera décrit dans le chapitre 2, partie 4.2.5. Cette technique nécessite de connaître le nombre d'onde d'absorption correspondant à un changement chimique. Les nombres d'onde utilisés pour quantifier l'avancement de cette réaction varient d'une étude à l'autre. (Fouchal et al., 2004) ont observé la réaction de polymérisation d'un adhésif DGEBA par FTIR entre 0 et 11400 min mesurant la diminution de la quantité d'amine par variation du pic d'absorption entre 3200 cm^{-1} et 3400 cm^{-1} . Ils considèrent également que le pic à 1131 cm^{-1} correspond à la vibration de l'anneau époxydique ($\text{CH}_2\text{-O-CH}$). (Nikolic et al., 2010) et (Fraga et al., 2001) ont étudié par FTIR la cinétique de la réaction de réticulation de la molécule d'époxy avec des amines en observant la variation du pic associé à l'anneau époxydique respectivement à 915 cm^{-1} et 916 cm^{-1} . (Roşu et al., 2002) ont également étudié la cinétique de cure en utilisant des mesures DSC.

3.3.5 Transition Vitreuse

Le comportement des polymères à haute température est particulièrement influencé par la température de transition vitreuse (T_g). Cette température correspond au passage de l'état vitreux à l'état de liquide surfondu (également appelé état caoutchouteux) du polymère lors d'un chauffage (TEYSSÈDRE et LACABANNE, 1997). Elle se manifeste par une chute des propriétés mécaniques des polymères tels que les modules d'Young et de Coulomb. La transition vitreuse est une transition thermodynamique de second ordre endothermique : elle nécessite un apport d'énergie pour se produire.

T_g dépend de la densité du réseau tridimensionnel (et donc du degré d'avancement de la réaction). (Tamulevich and Moore, 1980) ont mis en évidence une augmentation de T_g pendant la cure par DSC (Figure 25). T_g varie avec l'histoire thermique par le phénomène de postcure.

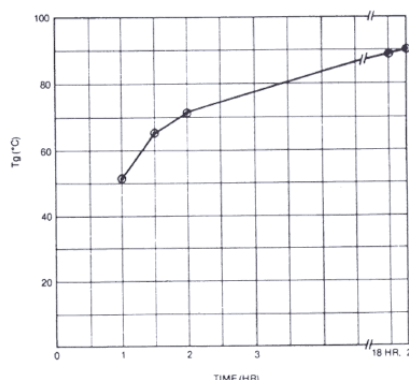


Figure 25: Evolution de T_g pendant la cure d'une résine (EPO-TEK 301-2), (Tamulevich and Moore, 1980)

Il existe trois grandes méthodes pour déterminer T_g .

- L'Analyse Calorimétrique Différentielle (DSC) repose sur un effet énergétique. T_g est déterminée par la variation de chaleur spécifique du polymère par rapport à un échantillon de référence lors d'un chauffage.
- L'Analyse Thermomécanique (TMA) repose sur un effet physique. T_g est déterminée par le changement du coefficient de dilatation thermique lors d'un chauffage.

- L'Analyse Thermomécanique Dynamique (DMTA) repose sur un effet mécanique. T_g est déterminée par la variation des modules élastique et visqueux avec la température. Cette méthode est décrite plus en détail dans le Chapitre 2, partie 4.

3.3.6 Résistance à l'eau

Une diffusion d'eau est susceptible de se produire au sein d'un adhésif polymère. (*Nguyen et al., 1996*) ont observé la saturation progressive en eau dans un collage d'époxy/silicone par FTIR (Analyse Infrarouge par Transformée de Fourier) afin d'étudier l'effet de l'eau sur la perte d'adhérence. (*Wu and Siesler, 2003*) ont également étudié la diffusion d'eau au sein d'une résine époxy en observant par FTIR la variation du pic correspondant à l'absorption causée par la vibration de la liaison O-H entre 3900 cm^{-1} et 2800 cm^{-1} .

D'après (*Apicella et al., 1985*), l'absorption d'eau peut s'effectuer par :

- L'absorption d'humidité sur la surface de vacuoles (dû à un excès de volume libre)
- La formation de liaisons hydrogène avec des groupes hydrophiles

La théorie de plastification de la résine par l'eau repose sur le fait que les molécules d'eau s'insèrent entre les chaînes. Les molécules d'eau établissent des liaisons préférentielles avec les groupes polaires et cassent les liaisons de Van der Waals entre ceux-ci. Ceci a pour effet de rompre les ponts entre les chaînes (Figure 26).

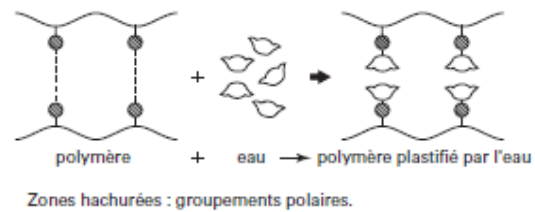


Figure 26: Plastification de la résine par l'action de l'eau sur les liaisons intermoléculaires (VERDU, 2000)

Une étude plus poussée a été réalisée (*Zhou and Lucas, 1999a*), (*Zhou and Lucas, 1999b*) sur trois résines époxydiques :

- TGDDM, Ciba Geigy MY720 + DDS DuPont(4,4'-diaminodiphenyl sulfone)
- DGEBA, Shell Epon828 + mDPA (metaphenylene diamine)
- Fiberite 934 (TGDDM + DDS + quelques additifs)

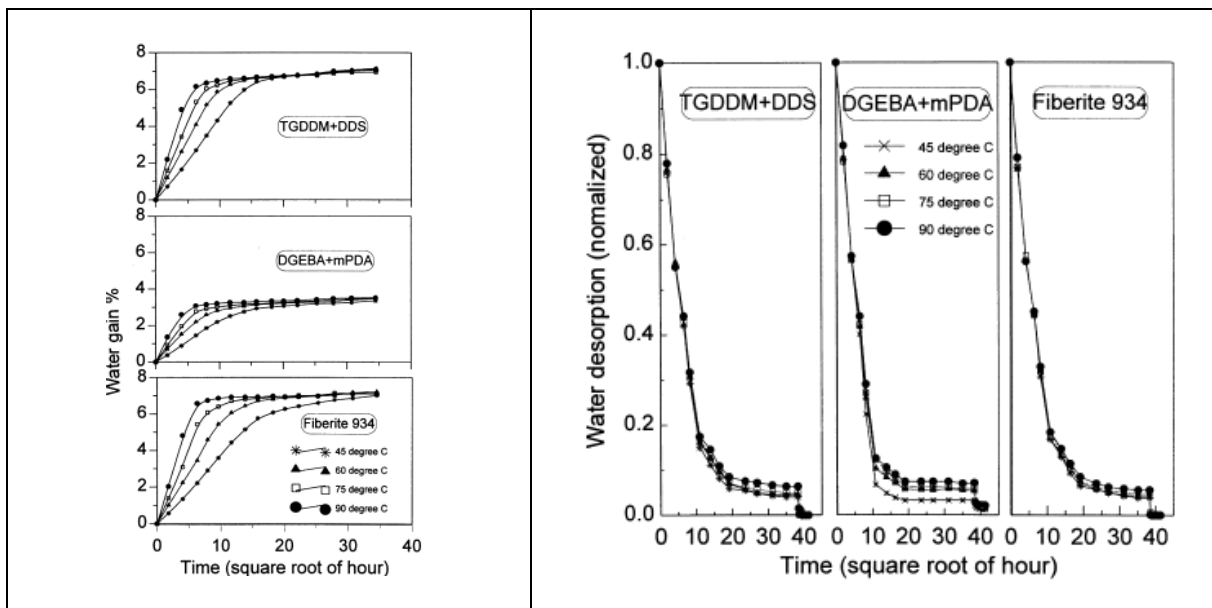


Figure 27: Saturation en eau (à gauche) et séchage (à droite) de trois résines à 45, 60, 75 et 90°C (Zhou and Lucas, 1999a)

Cette étude a montré notamment que la température augmentait la vitesse de saturation en eau mais ne changeait pas le niveau de saturation (Figure 27). De plus, le séchage montre que l'absorption d'eau est régie par deux mécanismes différents :

- Premièrement, l'eau migre le long des chaînes du polymère en « cassant » les liaisons de Van der Waals qui lient les chaînes entre elles et plastifie la résine. Ceci augmente la mobilité des chaînes et faisant « gonfler » le matériau. Cette eau est appelée l'eau de type I.
- Deuxièmement, l'eau de type II ne contribue pas à la plastification mais forme des ponts entre les chaînes par la formation de liaisons hydrogène (Figure 28). Il faut néanmoins plus de temps et une température d'exposition plus élevée pour obtenir une quantité importante d'eau de type II.

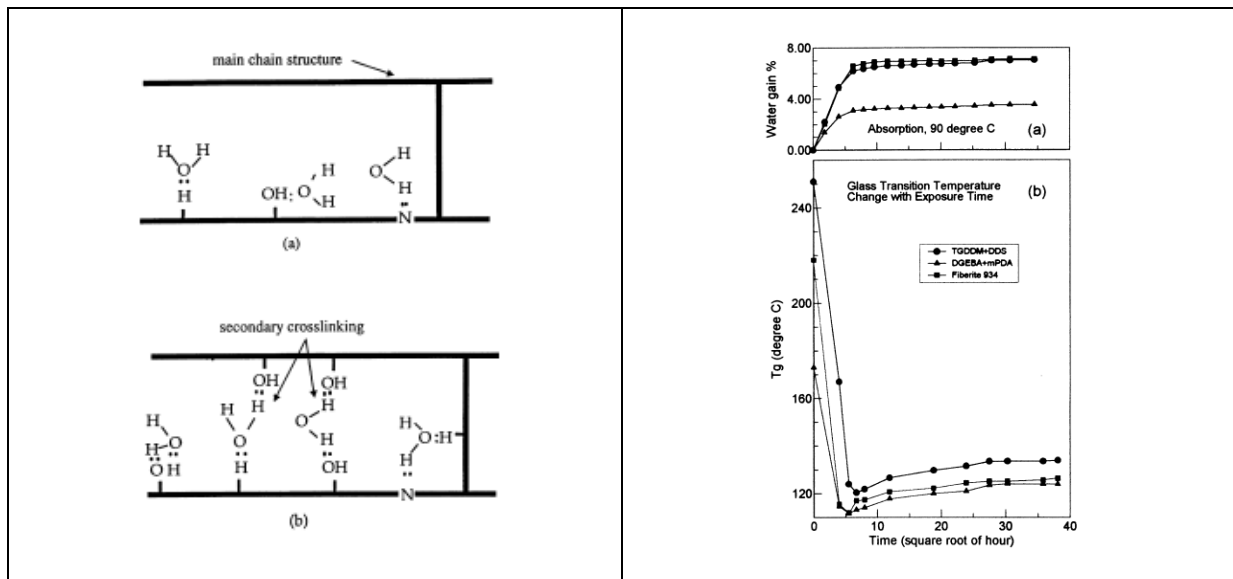


Figure 28: Schéma de formation de ponts par liaisons hydrogène entre les chaînes de polymère (à gauche) et évolution de Tg pendant la saturation en eau (Zhou and Lucas, 1999b)

(Zhou and Lucas, 1999b) ont mis en évidence que l'eau de type I diminuait Tg; alors que l'eau de type II (formant des groupements hydroxyle-eau) peut augmenter légèrement Tg (Figure 28).

En plus de diminuer Tg, la plastification diminue également la résistance en traction de la résine selon (VERDU, 2000) (Figure 29). Cet auteur présente les courbes de traction pour des échantillons de résine polyamide (PA 6-6) secs, à 50% d'humidité et saturés. La contrainte au seuil d'écoulement est divisée par deux à saturation.

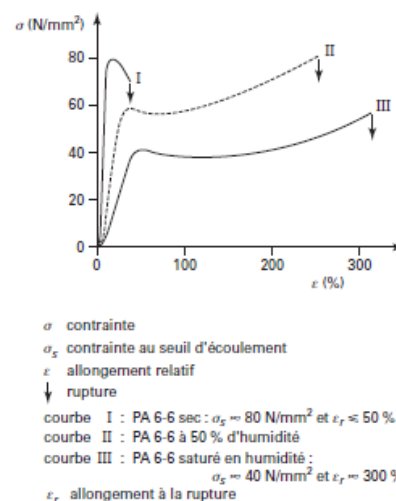


Figure 29: Evolution du comportement mécanique d'une résine époxy pour différents niveaux de saturation en eau.

Dans le domaine élastique, (Zanni-Deffarges and Shanahan, 1995) ont mise en évidence une diminution du module d'Young d'une résine DGEBA avec des essais de sollicitation en traction et en torsion lorsque le temps d'exposition à l'eau augmente.

3.3.7 Comportement en Fluage

Les expertises menées suite aux deux accidents du Big Dig tunnel à Boston (*National Transportation Safety Board, 2007*) et de la barrière de pont Canopy à Atlanta (*Canopy Failure Investigation, 2011*) ont montrées que la ruine a été provoquée par le glissement différé des fixations chimiques.

En 2010, une étude (*Chin et al., 2010a*), (*Chin et al., 2010d*) a été réalisée sur le comportement mécanique de deux résines époxy industrielles suite à l'incident du Big Dig tunnel à Boston. Un des objectifs de cette étude était de prédire le comportement en fluage longue durée en utilisant le principe de superposition temps-température. Ce principe repose sur l'hypothèse que pour certains matériaux polymères, le comportement mécanique à haute température est le même que celui à température ambiante pour des longues durées. Il est donc possible de déterminer le comportement en fluage longue durée d'un matériau par des essais de courte durée (en faisant varier la température ou la fréquence d'excitation lors d'un essai dynamique) et en appliquant un coefficient (appelé shift factor) comme il est décrit dans (*Hunston et al., 1981*). L'étude a mis en évidence :

- i. une diminution du module d'Young avec la température marquée par une chute de deux ordres de grandeur au voisinage de la transition vitreuse observée par un essai DMTA ;
- ii. une augmentation la diffusion de l'eau dans le polymère avec la température ;
- iii. un phénomène de postcure qui semble augmenter la température de transition vitreuse ;
- iv. une augmentation du déplacement différé lors du fluage à haute température.

Une étude semblable sur un adhésif époxy a été réalisée par (*Feng et al., 2005*) en utilisant également le principe de superposition temps-température.

(*Theocaris, 1979*) et (*Pandini and Pegoretti, 2008*) ont observés une augmentation du coefficient de Poisson avec la température. Le coefficient de poisson sera utilisé dans le chapitre 2 car il permet de relier le comportement en traction et en cisaillement dans le domaine élastique.

Finalement, l'étude de (*Chin et al., 2010a*) montre que les résines structurales utilisées pour les scellements d'armatures résistent mal à la température et peuvent avoir une transition vitreuse inférieure à 60°C. **L'adhésif polymère semble donc être le matériau dimensionnant pour un ancrage en situation d'incendie.**

4 Transfert des efforts le long de l'ancrage

4.1 **Equilibre entre les efforts de traction et de cisaillement dans un élément d'ancrage**

Lorsqu'un ancrage est sollicité en traction, la résine est soumise à des efforts de cisaillement qui se répartissent sur l'ensemble de la longueur de l'ancrage. Un bilan des forces à l'équilibre permet de relier la contrainte de traction dans la barre (aussi appelée contrainte axiale) et la contrainte de cisaillement (ou contrainte d'adhérence) qu'exerce l'armature sur l'adhésif. Un tronçon de barre de longueur dx et de rayon r sollicité en traction est considéré (Figure 30).

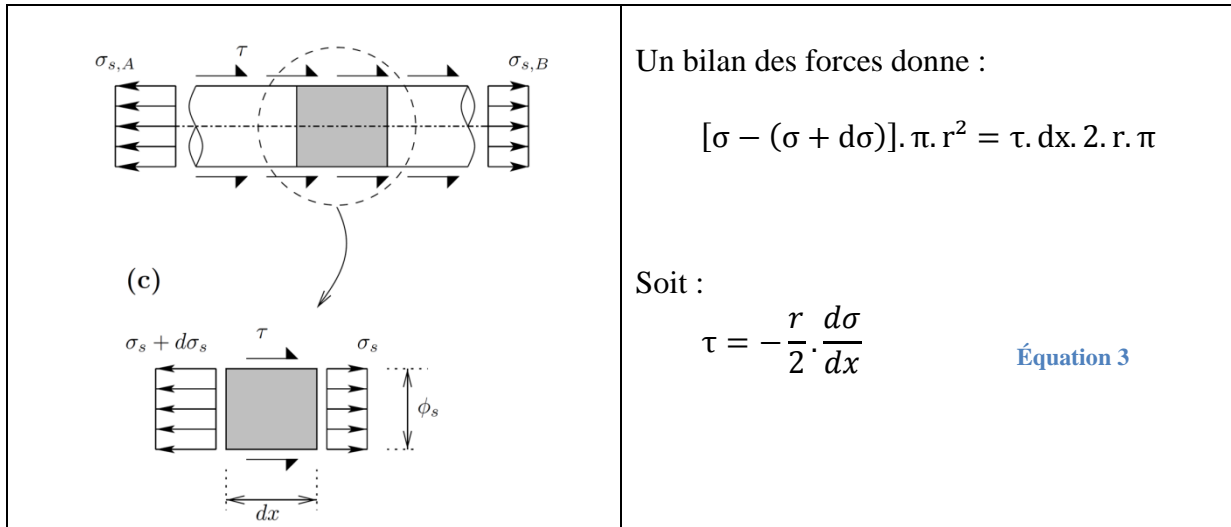


Figure 30: Bilan d'efforts sur un élément d'ancrage et lien entre la contrainte axiale σ et la contrainte d'adhérence τ

La contrainte d'adhérence est proportionnelle à la dérivée de la contrainte d'axiale dans la barre. Cette relation sera utilisée dans les chapitres 3, 4 et 5 car elle permet de déterminer les contraintes d'adhérence à partir de mesures extensométriques dans l'armature.

L'effort d'adhérence est déterminé par l'intégration des contraintes d'adhérence sur la surface latérale de la barre (Équation 4).

$$F_{\text{adhérence}} = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \int_0^L \tau(x) \cdot dx \quad \text{Équation 4}$$

Dans le cas où la contrainte d'adhérence est considérée comme uniforme le long de l'ancrage ($\tau(x) = \tau_0$), la force d'adhérence est directement proportionnelle à la longueur d'ancrage L (Équation 5).

$$F_{\text{adhérence}} = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot L \cdot \tau_0 \quad \text{Équation 5}$$

Or, la contrainte d'adhérence n'est jamais parfaitement uniforme le long d'un ancrage. Ce constat a été mis en évidence expérimentalement par (Çolak, 2001). Une série d'essais d'arrachement (sur une résine méthacrylate) montre que la relation entre la résistance en adhérence et la longueur d'ancrage n'est pas parfaitement linéaire à partir d'une certaine longueur (Figure 31). Il conclut que l'hypothèse de la contrainte d'adhérence uniforme n'est valide que pour des petites longueurs d'ancrage.

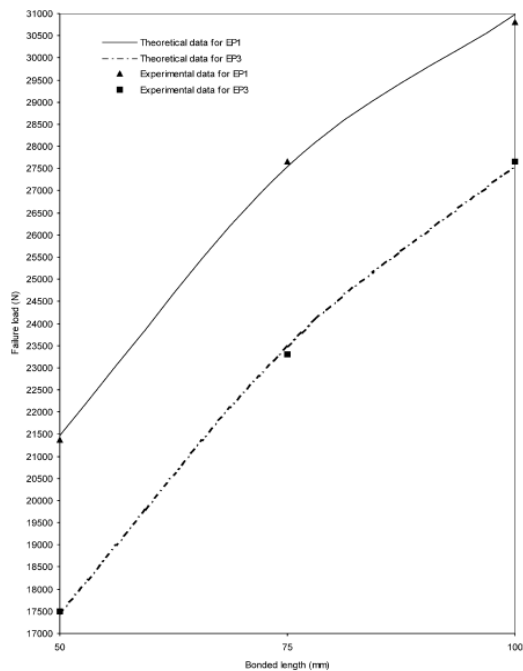


Figure 31: Variation de la résistance en adhérence en fonction de la longueur d'ancrage (Çolak, 2001)

4.2 Théories de distribution de contraintes

Il existe plusieurs modèles théoriques qui décrivent les profils de contraintes d'adhérence le long des ancrages. Ces modèles peuvent être divisés en deux grandes familles.

- La première famille de modèles est employée dans l'ensemble des secteurs faisant appel à la mécanique du collage (aéronautique, industrie automobile, bâtiment).
- La deuxième famille de modèles (plus récente) est propre à l'étude de l'adhérence de barres/goujons dans un matériau d'enrobage (béton, bois, mortier).

Les deux familles de modèles font appel à des mécanismes de transmission d'efforts identiques. Cependant les approches sont différentes.

- La première famille (modèles généraux du collage) utilise les propriétés mécaniques des trois matériaux (de l'adhésif et des deux substrats) pour déterminer les profils de contraintes d'adhérence pour différentes géométries (planes, axisymétriques).
- La deuxième famille (modèles propres à l'adhérence), utilise le modèle de comportement global d'un ancrage (obtenu grâce à un essai d'arrachement) pour déterminer les profils de contraintes dans une géométrie qui est axisymétrique dans la plupart des cas.

Les deux familles se démarquent donc par les données d'entrée utilisées. Les modèles sont néanmoins basés sur le phénomène du 'cisaillement différé' (plus connu sous le nom anglais du '**shear lag**'). Ce phénomène intervient lorsqu'un adhésif est sollicité en cisaillement entre deux adhérents. Les contraintes de cisaillement maximales se situent au voisinage des points d'application des efforts sur les adhérents. Dans le cas d'un ancrage d'armature, la contrainte d'adhérence maximale se situe en début d'ancrage (où l'effort de traction est appliqué). Dans la suite de ce document, le terme 'shear lag' sera employé pour faire référence à ce modèle.

4.3 Modèles généraux (famille 1)

Cette partie ne fait que citer les modèles existants et les hypothèses choisies. Une synthèse plus détaillée de ces modèles est présentée dans (*Chataigner, 2008*).

Volkersen (*Volkersen, 1938*) a été le premier à introduire une description du phénomène du 'shear lag'. Pour cela il a étudié une géométrie de joint à double recouvrement (Figure 32) où des efforts horizontaux de sens opposés sont appliqués à l'extrémité des deux adhérents. Les hypothèses utilisées sont les suivantes.

- Les moments de flexion provoqués par l'excentricité des efforts sont négligés.
- Les déplacements sont élastiques et s'effectuent uniquement dans le plan. Les contraintes transverses générées par l'effet de Poisson sont négligées.
- Le joint est considéré comme parfait, sans singularités ou effets de bords. L'épaisseur de l'adhésif est considérée comme invariante sur toute la longueur.
- Les adhérents sont sollicités en traction et l'adhésif est sollicité uniquement en cisaillement. Les adhérents n'ont pas forcément des propriétés mécaniques identiques.

A partir de ces hypothèses et de quatre équations (prenant en compte les équilibres d'efforts et le comportement des matériaux avec le modèle de Hooke), Volkersen a établi l'équation descriptive du 'shear lag' (Équation 6). Les étapes pour obtenir une équation différentielle semblable dans le cas des ancrages prenant en compte des gradients de température seront développées dans le chapitre 4.

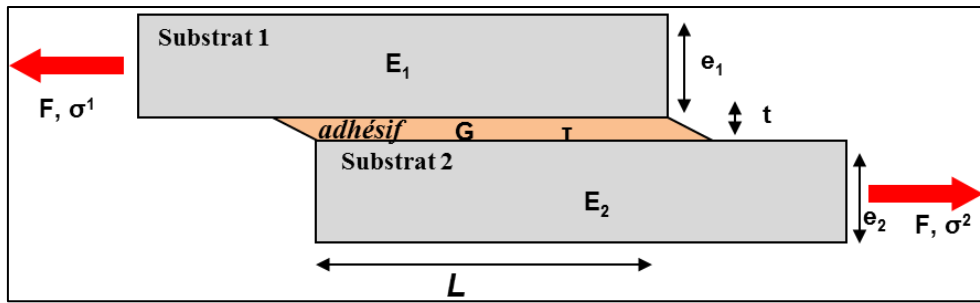


Figure 32: Joint à simple recouvrement utilisé dans l'analyse de Volkersen (Volkersen, 1938)

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(\frac{\sigma^1(x)}{E_1} - \frac{\sigma^2(x)}{E_2} \right) - \lambda^2 \cdot \left(\frac{\sigma^1(x)}{E_1} - \frac{\sigma^2(x)}{E_2} \right) = 0$$

Avec :

$$\lambda^2 = \frac{G}{t} \cdot \left(\frac{1}{e_1 E_1} + \frac{1}{e_2 E_2} \right)$$

Équation 6

La résolution de cette équation s'effectue de manière analytique avec les conditions aux limites en début et en fin d'ancrage. La tendance obtenue pour décrire le profil de contraintes d'adhérence est une somme de fonctions exponentielles (Figure 33). Les concentrations de contraintes se trouvent aux extrémités. Si la longueur d'ancrage est suffisamment importante, la contrainte d'adhérence s'annule au centre.

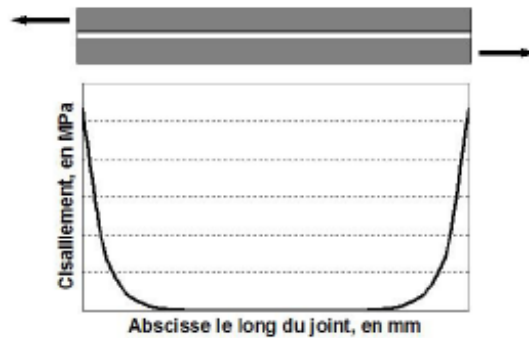


Figure 33: Profil théorique des contraintes de cisaillement le long d'un joint obtenu avec l'équation de Volkersen (Chataigner, 2008)

(Chataigner, 2008) définit une longueur d'ancrage critique à partir de laquelle la capacité résistante de l'ancrage n'évolue quasiment plus (car la contrainte d'adhérence est nulle sur le surplus de longueur). Cette longueur critique calculée (entre 10 et 20 mm sur la (Figure 34)) s'accorde bien avec des essais d'arrachement réalisés. Cette approche est notamment utilisée pour le dimensionnement des collages.

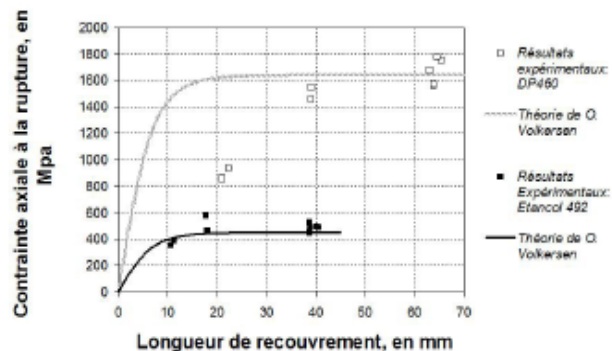


Figure 34: Comparaison théorique-expérimental de la variation de la résistance en fonction de la longueur du collage (Chataigner, 2008)

(Adams and Peppiatt, 1973) ont pris en compte le cisaillement des adhérents et y ont associé l'existence d'un cisaillement plan dû à l'effet de Poisson lors de la traction sur les adhérents.

(Goland et al., 1944) ont proposé un modèle s'appuyant sur les mêmes hypothèses que Volkersen mais prenant en compte l'excentricité de l'application des efforts.

(Tsai et al., 1998) ont remarqué que les adhérents pouvaient être sollicités en cisaillement (dans le cas des adhérents anisotropes). Ce phénomène a été observé sur les franges de déformation des substrats au voisinage de l'adhésif par interférométrie de Moiré (Figure 35) et a été pris en compte dans un modèle.

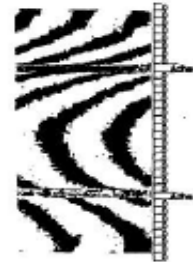


Figure 35: Déformations des adhérents observées par interférométrie de Moiré (Tsai et al., 1998)

(Çolak, 2007) prend en compte une distribution non-uniforme des contraintes de cisaillement dans l'épaisseur du joint de colle dans le cas d'un ancrage de barre dans le béton. Compte tenu des hypothèses plus restrictives et du nombre plus élevé de paramètres nécessaires à leur résolution, ces modèles sont moins utilisés que celui de Volkersen.

Lorsque les déformations des adhérents sont trop importantes, celles-ci peuvent provoquer la plastification de l'adhésif (si l'adhésif possède une limite d'élasticité en cisaillement inférieure à celle des adhérents en traction). Dans le cas d'un joint à simple recouvrement, les déformations plastiques apparaissent aux extrémités où les concentrations de contraintes sont les plus élevées (Figure 36) (Jeandrau, 1991). En domaine plastique, les contraintes atteignent la limite d'élasticité τ_{\max} sur des distances a et b (qui sont d'autant plus élevées que la valeur de la force appliquée est importante). Le profil de contrainte au centre (encore dans le domaine élastique) est modifié pour assurer la condition d'équilibre du joint : l'intégration des contraintes d'adhérence sur la surface est égale à l'effort appliqué.

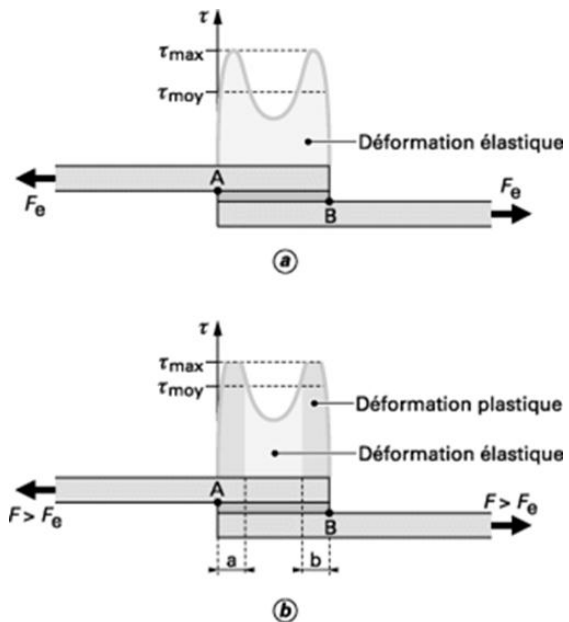


Figure 36: Plastification de la résine aux extrémités d'un joint symétrique à simple recouvrement

Tous de ces modèles utilisent les modules d'Young des adhérents et le module de Coulomb de l'adhésif. Ils nécessitent donc une caractérisation mécanique des matériaux pour être alimentés. Parmi les essais de caractérisation d'un adhésif, le 'pull-off butt-joint test' a été utilisé par (Öchsner and Grácio, 2007), (Öchsner et al., 2007) et (Fischer and Pasquier, 1989). Cet essai permet à la fois de déterminer le module d'élasticité et la résistance d'un collage en sollicitant en traction un adhésif entre deux substrats (Figure 37). Le 'twist-off butt-joint test' est un essai semblable présenté dans l'étude de (Verbovszky et al., 2012) (Figure 37). Un anneau d'adhésif situé entre deux cylindres creux sollicités en torsion permet de caractériser un collage en cisaillement dans des conditions proches de celles d'utilisation (entre de l'acier et du béton). L'avantage de cet essai est que la contrainte de cisaillement est quasiment uniforme et qu'il permet de déterminer si la ruine est cohésive ou interfaciale.



Figure 37: Pull-off butt-joint test (à gauche) d'après (Öchsner and Grácio, 2007) et twist-off butt-joint test (à droite) d'après (Verbovszky et al., 2012)

4.4 Modèles propres à un ancrage (famille 2)

En reprenant les mêmes hypothèses que Volkersen, les distributions de contraintes sont décrites, dans le domaine des fixations pour béton, à partir de l'Équation 7 souvent appelée 'bond équation' (E. Gambarova, 2012), (Auer and Stempniewski, 2012), (Yasojima et al., 2012).

Cette équation différentielle du second degré, très semblable à celle de Volkersen, est généralement utilisée pour une géométrie axisymétrique et fait intervenir le déplacement relatif (δ) en plus de la contrainte d'adhérence (τ).

$$\frac{d^2 \delta(x)}{dx^2} = \frac{1 + \eta \cdot \mu}{E^s} \cdot \tau(\delta(x))$$

Équation 7

$$\text{Avec } \eta = \frac{E^s}{E^c} \text{ et } \mu = \frac{A^s}{A^c}$$

E^s et E^c représentent les modules d'Young de l'acier et du béton. A^s et A^c représentent les sections de l'acier et du béton.

Ici, le lien entre la contrainte d'adhérence et le déplacement relatif est établi par le modèle d'adhérence issue d'un essai d'arrachement. Ceci permet de déterminer les profils de contraintes en zone élastique mais aussi les profils obtenus lorsqu'une partie de l'ancrage est endommagée. La résolution s'effectue en décrivant le modèle d'adhérence par une fonction analytique souvent définie par parties. L'équation est alors résolue de manière analytique sur chaque partie puis en utilisant les conditions aux limites (aux extrémités de l'ancrage) et les conditions de continuité du déplacement dans l'ancrage pour déterminer les constantes d'intégration.

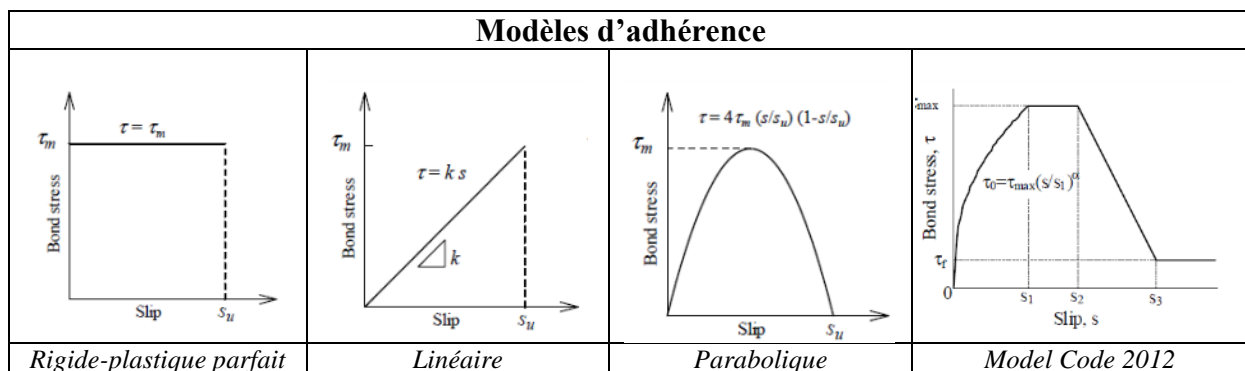


Figure 38: Fonctions analytiques pour décrire le comportement en adhérence d'un ancrage

(*Yasojima et al., 2012*) ont déterminé les profils de contraintes d'adhérence à partir des modèles d'adhérence rigide-plastique, linéaire et parabolique (Figure 38). (*Yuan et al., 2001*) a effectué le même travail avec une description élastique parfaitement-plastique de l'ancrage en introduisant un terme d'énergie de rupture interfaciale. Le (*Model Code, 2010*) propose une description par partie du modèle d'adhérence (Figure 38) très utilisée car le choix de paramètres permet une quasi-superposition à la courbe issue d'un essai d'arrachement d'après (*Bamonte and Valente, 2012*). (*Russo et al., 1989*) proposent une solution approchée de l'Équation 7 à partir de la première branche (puissance) de ce modèle d'adhérence.

Le modèle du 'shear lag' permet de connaître le profil de contraintes d'adhérence pour un effort donné (qui s'exprime dans les conditions aux limites lors de la résolution de l'équation différentielle). Lorsque l'effort appliqué augmente, l'aire sous le profil de contraintes d'adhérence augmente (d'après l'Équation 4). Les contraintes et les déplacements relatifs augmentent. Pour des valeurs élevées du déplacement, un endommagement progressif se produit en début d'ancrage sur une longueur 'a'. (*Yuan et al., 2001*) et (*Chataigner, 2008*) tiennent compte d'une diminution de la contrainte d'adhérence après le pic et montrent qu'on peut déterminer la longueur endommagée pour laquelle la force est maximale. Cette méthode permet de déterminer la capacité résistante de l'ancrage en tenant compte de profils de déplacements/contraintes d'adhérence. (*Van Gemert, 1980*) a observé cette longueur d'endommagement par des mesures extensométriques sur une plaques en acier collée sur du béton avec une résine époxydique.

5 Méthode de dimensionnement à haute température

Le CSTB propose une méthode de dimensionnement des ancrages chimiques en situation d'incendie. Pour des raisons de simplicité d'utilisation, cette méthode ne prend pas en compte la distribution de déformations (décrite par le 'shear lag') mais repose sur une intégration des résistances le long de l'ancrage. Le dimensionnement prend en compte l'éventuelle présence d'un gradient de température (modifiant la résistance en adhérence). Cette méthode est analogue au dimensionnement des micropieux décrite dans (*DTU 13.2, 1992*) où l'effort résistant est calculé par la somme des efforts de cisaillement repris dans les différentes couches géologiques traversées par le pieux.

5.1 Intégration des résistances d'adhérence

Dans la description qui suit, le terme 'résistance' représente la contrainte d'adhérence maximale localement à l'interface armature/résine. La capacité résistante d'un ancrage est calculée à partir du profil de résistances le long de l'ancrage. Afin de déterminer le profil de résistances, deux types de données d'entrée sont nécessaires. Premièrement, la distribution thermique le long de l'ancrage est déterminée à chaque instant pendant le chauffage par une méthode numérique. Deuxièmement, une relation entre la résistance et la température est déterminée par des essais d'arrachement. Les méthodes utilisées pour obtenir ces données d'entrée sont décrites dans la partie 5.2.

Connaissant la distribution de température le long de l'ancrage à chaque instant, il est possible d'associer une résistance à chaque température en utilisant la relation résistance-température. La Figure 39 illustre de manière schématique comment une résistance à une profondeur x_i est déterminée à un temps t_i à partir de la distribution thermique.

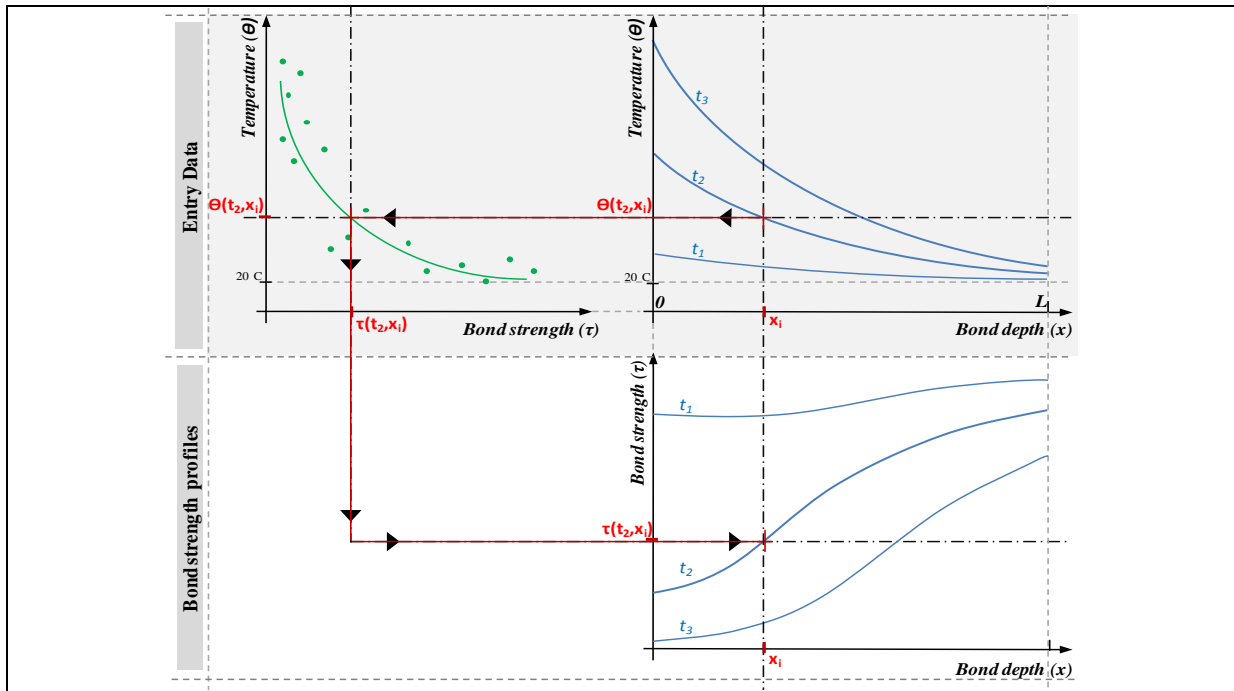


Figure 39 : Représentation schématique de la méthode utilisée pour déterminer les profils de résistance

Une fois le profil de résistance déterminé à chaque instant, la capacité résistante de l'ancrage est calculée par intégration sur la longueur de l'ancrage avec l'Équation 8.

$$F_t = 2. \pi. r \int_0^L \tau(\theta(x, t)). dx \quad \text{Équation 8}$$

Avec:

τ : la résistance en cisaillement

θ : la température

r : le rayon de l'armature

L : la profondeur d'ancrage

F_t : la capacité résistante à l'instant t

Cette méthode permet de déterminer l'évolution de la capacité résistante de l'ancrage pendant le chauffage. Connaissant l'effort appliqué pendant le chauffage, il est possible de déterminer le temps auquel la ruine se produit.

En intégrant les résistances, cette méthode ne prend pas en compte la distribution de contraintes le long de l'ancrage. Lorsqu'un effort de traction est appliqué sur une armature, une distribution de contraintes d'adhérence est induite par le 'shear lag'. Ce profil de contraintes est égal ou inférieur au profil de résistance. Lorsque la température augmente sous une charge constante le profil de résistance diminue jusqu'à atteindre la valeur d'une contrainte d'adhérence à une certaine profondeur. La saturation des contraintes d'adhérence à certaines profondeurs conduit alors à une redistribution des contraintes vers les abscisses où la contrainte est inférieure à la résistance. L'aire sous le profil de contraintes reste inchangée de manière à assurer la tenue de l'ancrage. L'arrachement survient lorsque l'intégralité des contraintes le long de l'ancrage saturent, c'est-à-dire, lorsque le profil de contraintes est égal au profil de résistances. Ceci justifie que la capacité résistante peut être déterminée en considérant uniquement les résistances grâce à l'Équation 8.

La Figure 40 illustre schématiquement les évolutions des profils de résistance et des contraintes d'adhérence à trois instants t_1 , t_2 et t_3 . Dans ce cas, les profils sont représentés pour

une charge constante appliquée à l'abscisse zéro et les profils de résistance sont représentés pour un chauffage non-uniforme s'appliquant de manière plus importante proche de l'abscisse zéro. A l'instant t_1 , le profil de contrainte est inférieur au profil de résistances à cause de la température peu élevée. A l'instant t_2 , le chauffage en début d'ancrage conduit à une diminution de profil de résistance et provoque la saturation des contraintes. A l'instant t_3 , toutes les contraintes ont saturé le long de l'ancrage et l'arrachement se produit si la température augmente encore.

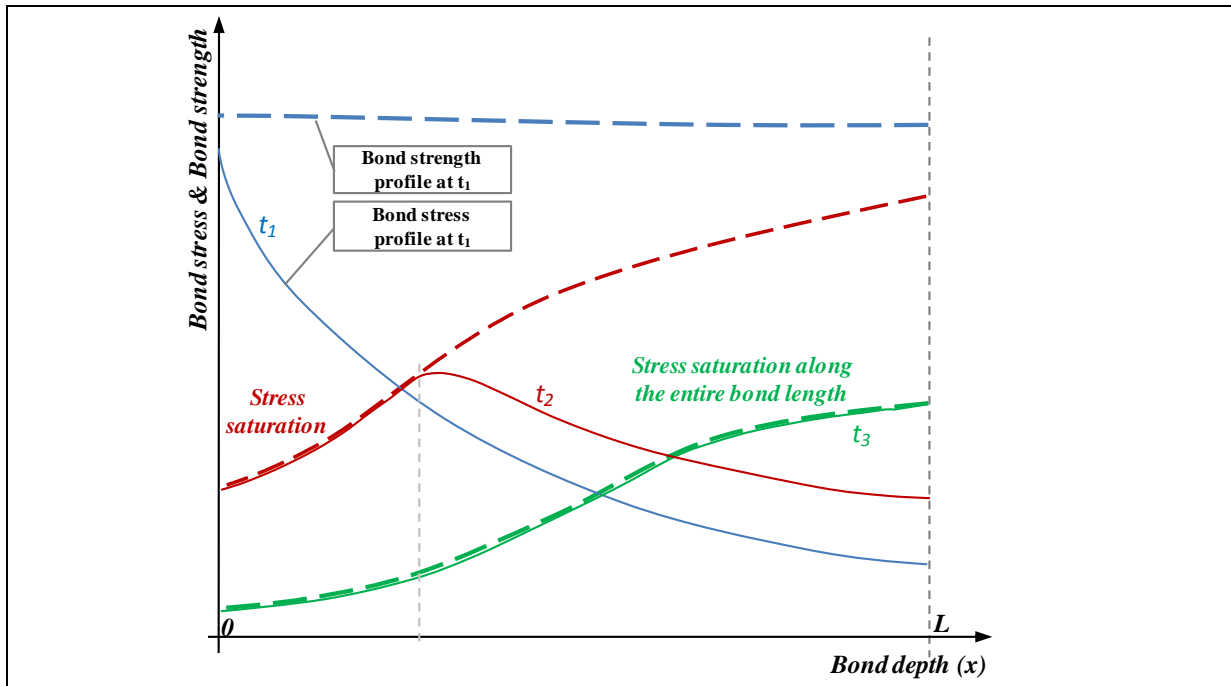


Figure 40 : Représentation schématique de la redistribution de contraintes à différents instants lors d'un chauffage

5.2 Données d'entrée: Distribution thermique et relation résistance-température

5.2.1 Distribution thermique

Les évolutions de température avec le temps dans le béton sont obtenues numériquement par la méthode aux éléments finis à partir des données de l'Eurocode 2, partie 1-2 (CEN, EN 1992-1-2, 2005) telles que la courbe temps-température, les coefficients d'échange entre les gaz et les surfaces de béton et les propriétés de conduction thermique du béton. Une description des calculs thermiques est fournie dans le Chapitre 5, partie 1.

5.2.2 Relation contrainte-température

La relation entre la contrainte et la température est obtenue expérimentalement avec des essais d'arrachement effectués à des températures entre 20°C et 300°C. Les essais sont effectués sur des cylindres de béton (de diamètre 160 mm et de hauteur 250 mm), dans lesquelles sont ancrées des armatures sur une profondeur égale à dix fois leur diamètre. Les éprouvettes sont alors placées dans un four à gaz et un effort constant est appliqué sur l'armature. La sollicitation thermique dans le four suit la courbe ISO 834-1 (CEN, EN 1991-1-2, 2002) alors que l'effort est maintenu constant pendant le chauffage jusqu'à l'arrachement. La température moyenne de l'ancrage est mesurée grâce à deux thermocouples positionnés dans le scellement chimique (en fond d'ancrage et à 10 mm du début de l'ancrage). En utilisant cette procédure d'essai d'arrachement, la différence de température entre le début et le fond de l'ancrage peut atteindre les 30°C (sur 110 mm). Cette différence peut conduire à des comportements

mécaniques différents du polymère entre le début et le fond de l'ancrage. Les aléas de cette procédure d'essai et leur influence sur la caractérisation à haute température sont développés plus en détail dans le chapitre 3, partie 3. La contrainte appliquée est déterminée pour différentes températures de ruine à partir de l'effort appliqué et est considérée comme uniformément répartie sur la longueur de l'ancrage (Équation 9). Cette équation n'est valable que si l'ancrage présente un comportement parfaitement plastique (comme pour le deuxième segment du Model Code 2012, Figure 38).

$$\tau = \frac{F}{\pi \cdot d \cdot L} \quad \text{Équation 9}$$

Avec:

τ : contrainte appliquée
 d : diamètre de l'armature
 L : profondeur de l'ancrage
 F : effort appliqué

La Figure 41 présente la variation de la température de ruine en fonction de la contrainte obtenue lors d'une campagne d'essai constituée de 20 essais réalisés sur des diamètres d'armature entre 8 et 16 mm avec une procédure décrite dans (Rivillon and Pinoteau, 2008). L'influence de la vitesse de chauffage sur cette relation est décrite dans le chapitre 3, partie 3.2. La contrainte moyenne à 20°C est déterminée par trois essais d'arrachement sur le même type d'éprouvette en chargeant l'armature avec un déplacement imposé à 0,05 mm/s.

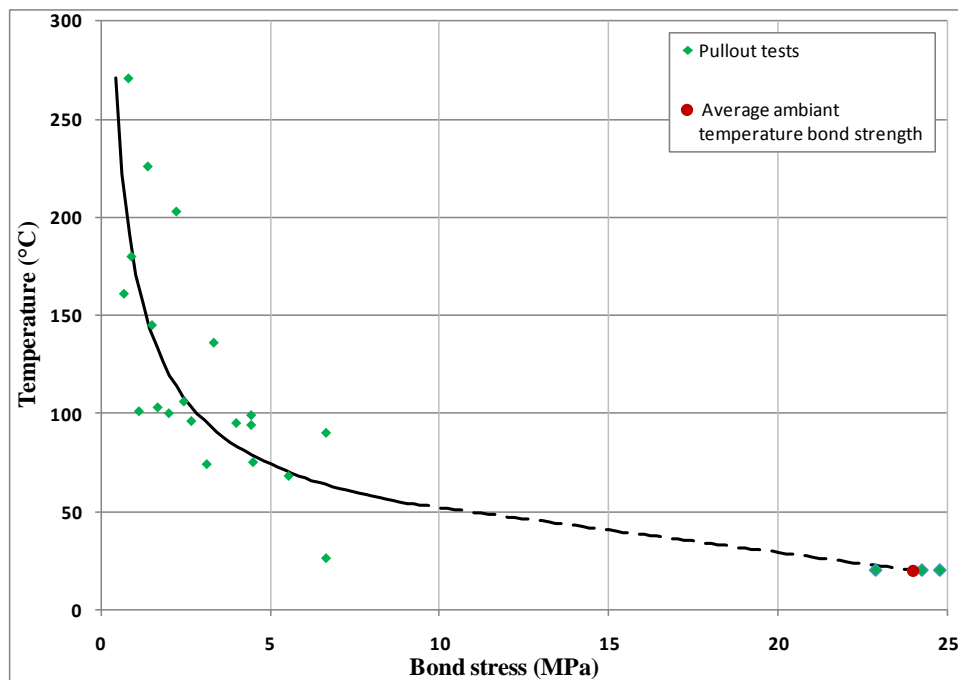


Figure 41 : Relation contrainte appliquée – température de ruine déterminée par des essais d'arrachement

Lorsque l'effort appliqué augmente, la température de ruine diminue. La relation entre la température de ruine et la contrainte appliquée est décrite analytiquement par deux fonctions. Pour les faibles contraintes (au-dessus de 57°C), une fonction puissance est utilisée (Équation 10). Pour les contraintes élevées (en dessous de 57°C) une fonction linéaire est utilisée (Équation 11). La connexion entre les deux fonctions est déterminée pour assurer la continuité de la dérivée au point de connexion (à 8 MPa). Aucune extrapolation du comportement de l'ancrage n'est effectuée sur les contraintes au-delà de l'intervalle de

températures d'essais. La température la plus élevée est de 271°C. Au-dessus de cette température, la résistance est considérée comme nulle.

$$\tau = \left(\frac{\theta}{174,06} \right)^{-1.887} \quad \text{pour } \tau < 8 \text{ MPa} \quad \text{Équation 10}$$

$$\tau = -0,437 \cdot \theta + 32,73 \quad \text{pour } \tau > 8 \text{ MPa} \quad \text{Équation 11}$$

Avec:

τ : la contrainte d'adhérence

θ : la température de ruine

6 Synthèse de l'étude bibliographique

L'étude bibliographique met en évidence deux approches possibles pour analyser le comportement d'un ancrage : i) en étudiant les propriétés mécaniques de l'adhésif et des adhérents à partir de la caractérisation des matériaux ou ii) en étudiant directement le comportement de l'ancrage à partir d'essais d'arrachement.

i. Essai d'arrachement

L'essai d'arrachement permet d'obtenir la variation de l'effort en fonction du déplacement relatif de l'armature par rapport à la surface du béton. L'étude expérimentale sera réalisée par des essais d'arrachement effectués directement à haute température. Les informations principales issues de ces essais sont la raideur de l'ancrage (en partie élastique) et la résistance en adhérence de l'ancrage (au pic). L'unique mode de ruine considéré dans cette étude sera l'arrachement par perte d'adhérence.

ii. Comportement de l'adhésif à haute température

La comparaison des résistances de l'acier, du béton et d'une résine polymère en fonction de la température montre que la résine a une tenue à haute température bien inférieure à celle des adhérents.

De plus, la littérature révèle une différence élevée entre les modules d'élasticité de l'acier (en traction), du béton (en compression) et de la résine (en cisaillement) respectivement d'ordres de grandeurs de 100, 10 et 1 GPa,.

La température de transition vitreuse d'un adhésif s'exprime mécaniquement par une chute de plusieurs ordres de grandeur du module d'élasticité. Il conviendra de déterminer Tg pour les résines utilisées dans l'étude.

iii. Influence de l'eau et de la postcure

Des transferts d'eau se produisent dans le béton en situation d'incendie. Des études antérieures montrent que l'eau peut influencer Tg et la résistance d'un adhésif par plastification du polymère. Il conviendra d'évaluer l'influence de l'eau sur les produits

utilisés dans l'étude.

*La postcure peut accroître les propriétés mécaniques pendant un chauffage (par augmentation du degré de réaction). Ce phénomène produit donc l'effet inverse à celui d'une diminution de résistance d'un adhésif avec la température et **il conviendra de quantifier l'influence de la postcure pour les différents produits étudiés.***

iv. Transmission des efforts dans l'ancrage

*La répartition des contraintes d'adhérence est régie par le mécanisme du 'shear lag'. Le modèle de Volkersen permet de décrire cette répartition de contraintes à travers une équation différentielle du second degré. **Le chapitre 4 visera à prendre en compte l'effet thermique dans ce modèle.***

La distribution de contraintes le long de l'ancrage dépend directement des propriétés mécaniques de l'adhésif et des adhérents. La Figure 42 synthétise les liens entre les mécanismes pouvant influencer les profils de contraintes à haute température.

v. Le méthode de dimensionnement en situation d'incendie

*La méthode proposée pour le dimensionnement d'un scellement chimique soumis à une sollicitation thermique repose sur l'intégration des résistances en adhérence le long de l'ancrage. **Il conviendra de vérifier la validité de cette méthode avec un essai grandeur dans le chapitre 5.***

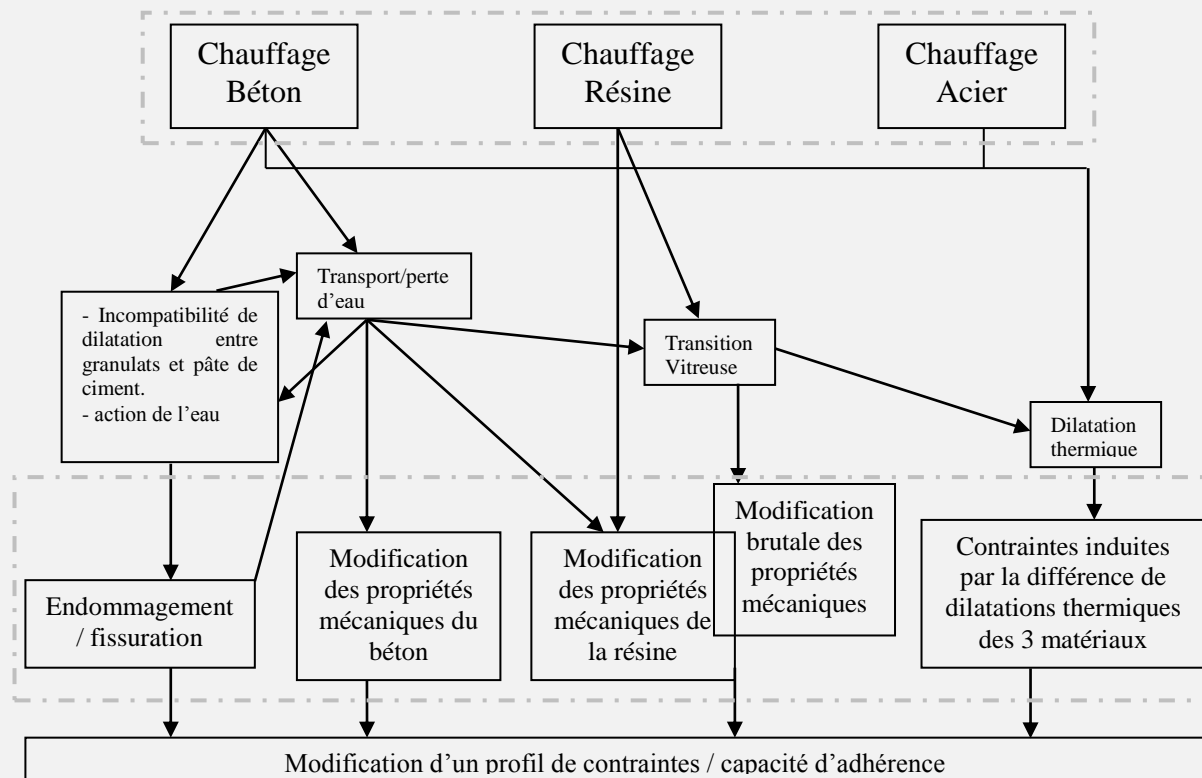


Figure 42: Liens entre les mécanismes pouvant influencer les propriétés des matériaux et le profil des contraintes à haute température

CHAPITRE 2 : CARACTERISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE ET PHYSICO-CHIMIQUE DES RESINES POLYMERES

1 Introduction

L'étude bibliographique met en évidence l'influence importante des propriétés mécaniques de l'adhésif dans la tenue d'un collage. Ces propriétés mécaniques dépendent de la température et de la présence d'eau. Ce chapitre a pour objectifs d'étudier la variation du comportement mécanique des résines avec la température et d'identifier les paramètres pouvant influencer ce comportement. L'étude a trois objectifs: **i) connaître l'intervalle de températures devant être considéré pour la suite de l'étude**, c'est-à-dire les températures pour lesquelles la résine possède encore des propriétés mécaniques non négligeables; **ii) évaluer la nécessité de prendre en compte les paramètres** tels que la présence d'eau, la postcure ou le fluage dans une méthode de dimensionnement ; **iii) déterminer des données d'entrée du modèle** qui seront utilisées dans le Chapitre 4. Pour cela, un ensemble d'essais de caractérisation matériaux est réalisé sur les trois résines industrielles présentant des compositions chimiques différentes. Ces essais sont réalisés au sein du groupe '*polymeric materials*' au NIST et font appel aux techniques de caractérisation habituellement utilisées dans l'étude des matériaux polymères. Nous cherchons notamment à déterminer les températures de transition vitreuse, les variations des modules d'élasticité et de la résistance avec la température ainsi qu'à quantifier l'influence de l'eau et de la postcure.

2 Matériaux étudiés

La caractérisation a été réalisée sur trois résines commercialisées qui sont référencées par 'R1', 'R2' et 'R3' dans ce document et dont les natures chimiques sont respectivement: époxy, vinylester et uréthane méthacrylate. La composition exacte de ces résines n'est pas connue et aucune investigation sur la formulation de ces produits industriels n'a été menée durant cette étude. Le Tableau 5 présente les caractéristiques de chaque résine fournies par les industriels. La cure de chacun des trois produits s'effectue à température ambiante suite à la réaction entre un durcisseur et une résine mère. Le mélange est effectué à la sortie d'une buse d'injection au bout d'un pistolet contenant une cartouche de durcisseur et de résine mère de manière à assurer les proportions stœchiométriques. R1 a une cure qualifiée de lente alors que R2 et R3 sont qualifiés de produits à cure rapide et contiennent du peroxyde. R3 est décrite comme une résine hybride à cause de la présence de ciment dans la résine mère et d'eau dans le durcisseur. Les temps de cure indiqués par les industriels représentent généralement la durée à partir de laquelle la résine atteint ses propriétés mécaniques maximales à température ambiante.

Tableau 5: Types et caractéristiques des résines bi-composantes testées

Résine	Type	Temps de cure à 20°C	Résistance en adhérence à 20°C
R1	Epoxy	16 h	20 MPa
R2	Vinylester	110 min	18 MPa
R3	Urethane Méthacrylate	30 min	Non renseigné

3 Présentation générale des essais et programme

3.1 Présentation générale des essais

La démarche consiste à étudier dans un premier temps le comportement mécanique des résines en déterminant la variation du module de Coulomb, de la résistance en traction et du fluage en fonction de la température. Dans un deuxième temps, l'influence de l'eau et de la posture sont étudiées grâce à une caractérisation chimio-physique et mécanique.

Tableau 6: Essais de caractérisation sur polymères et types d'éprouvettes utilisées

	Essai	Informations	Eprouvette
Caractéristiques mécaniques	Analyse thermomécanique dynamique (DMTA)	- Variation du module de cisaillement avec la température (G) - Température de transition vitreuse (Tg) - Effet de la posture sur Tg et sur G - Effet de l'eau sur Tg et sur G	<u>Film polymère</u> : - Référence - Préchauffé - Saturée en eau
	Essai de traction à haute température	- Variation de la résistance en traction avec la température - Effet de l'eau sur la résistance	<u>Moulée en altère</u> : - Référence - Saturée en eau
	Essai de fluage en traction à haute température	- Variation du module instantané en traction avec la température (E ₀) - Variation du module de fluage en traction avec le temps et la température (E(t))	<u>Moulée en cylindre</u> : - Référence
Caractéristiques physico-chimiques	Analyse thermogravimétrique (TGA)	- Températures de dégradation du matériau	<u>Morceaux de polymère</u> : - Référence
	Analyse infrarouge à transformée de fourrier (FTIR)	- Composition/présence de groupes moléculaires - Mise en évidence d'une posture	<u>Dépôt de polymère sur cristal</u> : - Référence - Préchauffé
	Analyse calorimétrique différentielle (DSC)	- Transition vitreuse - Exotherme de posture	<u>Morceaux de polymère</u> : - Référence - Préchauffé
	Essai de saturation en eau	- Vitesse de saturation et teneur en eau	<u>Film polymère</u> : - Référence
	Observations microscopiques	- Etat de surface du matériau/perte de matière	<u>Film polymère</u> : - Référence - Préchauffé

Les informations fournies par chaque essai de caractérisation sont présentés dans le Tableau 6.

Pour l'étude mécanique :

- L'analyse thermomécanique dynamique (DMTA) consiste à solliciter un film de résine en torsion avec une déformation oscillatoire et à mesurer la réponse en contrainte lors d'un balayage en température. Ces mesures permettent de déterminer le module de Coulomb en fonction de la température.
- L'essai de traction permet de déterminer la résistance en traction d'une éprouvette en altère à différentes températures
- L'essai de fluage consiste à mesurer la déformation différée (pendant 1000 s) d'un cylindre de polymère sollicité avec une contrainte de traction constante à différentes températures.

Pour l'étude physicochimique :

- L'analyse thermogravimétrique (TGA) mesure la perte de masse d'un échantillon lors d'un chauffage afin de déterminer les températures de décomposition du matériau.

- L'analyse Infrarouge à Transformée de Fourier (FTIR) mesure l'absorption d'un faisceau IR par les différentes liaisons moléculaires. Cet essai permet d'identifier la présence de groupes moléculaires (tels que le groupe époxyde).
- L'analyse calorimétrique différentielle (DSC) consiste à mesurer la chaleur dégagée par un échantillon (par rapport à une référence) lors d'une montée en température. Cet essai est notamment utilisé pour déterminer la température de transition vitreuse.
- La saturation en eau consiste à mesurer l'augmentation de masse en fonction du temps d'un échantillon immergé dans l'eau à température ambiante.
- La microscopie confocale permet d'établir des images à différentes profondeurs de champs pour observer de l'état de surface d'un matériau.

3.2 Programme des essais

Le programme d'essai comporte trois parties pour étudier les produits de référence, la postcure et l'influence de l'eau. Le Tableau 7 représente le programme d'essais réalisé pour chacune des 3 résines (R1, R2 et R3).

Tableau 7: Programme d'essai représentant le nombre d'essais réalisés pour chaque résine

	Référence	Préchauffé à :							Saturé en eau
	Cure à 20°C	40°C	60°C	80°C	100°C	120°C	140°C	150°C	à 20°C
DMTA	3	1	1	1	1	1	1	1 (pour R1 uniquement)	1
Traction	3 à 8 (pour chaque température)								3 à 7 (pour chaque température)
Fluage	1 (pour chaque température)								
TGA	1								
FTIR	1		1		1		1		1
DSC	1		1		1		1		
Saturation en eau	5								
Microscopie	1						1		

i. Référence

Dans un premier temps, le programme d'essai consiste à effectuer une caractérisation sur des éprouvettes de référence (pour lesquelles la cure s'effectue à 20°C) de manière à connaître les propriétés sans l'influence de la postcure ou de l'eau. Les essais DMTA sont répétés 3 fois pour la détermination du module de Coulomb afin de vérifier la répétabilité et les essais de traction sont répétés entre 3 et 8 fois pour chaque température du fait de la plus grande dispersion de la résistance.

ii. Postcure

Dans un deuxième temps, les essais DMTA, FTIR et DSC sont réalisés sur des éprouvettes préalablement chauffées pendant 4 heures après une cure à 20°C. Les températures de préchauffage (entre 40°C et 150°C) sont inférieures ou proches des températures de transition vitreuses. L'objectif du préchauffage est d'identifier la présence de postcure. Cependant, la majorité des procédures de caractérisation s'effectue à température stabilisée ou en effectuant un balayage thermique ce qui accroît la température de l'éprouvette pendant l'essai et induit

de la postcure pendant la mesure. C'est pour cette raison que les essais avec des éprouvettes préchauffées ne sont pas effectués en traction ou en fluage (qui nécessitent des temps de stabilisation de l'ordre de 20 à 30 min). En revanche, pour l'essai DMTA, cette contrainte expérimentale peut être réduite en augmentant les vitesses de balayage en température, en veillant néanmoins à ce que l'éprouvette ait le temps de se stabiliser thermiquement entre chaque mesure. La caractérisation physico-chimique FTIR et DSC a pour objectif de mettre en évidence la présence de postcure et les essais sont réalisés sur des éprouvettes préchauffées à 60°C, 100°C et 140°C.

iii. *Influence de l'eau*

Dans un troisième temps, certaines éprouvettes de référence sont saturées en eau pendant 37 jours à 20°C. Ici encore la contrainte expérimentale de la durée de l'essai se pose dans la mesure où l'éprouvette sèche avec la température. Des essais de traction sont réalisés (en plus des essais DMTA) pour évaluer l'influence de l'eau sur la résistance.




4 **Méthode d'essai et équipement**

4.1 **Fabrication des éprouvettes**

Afin de s'adapter aux différents dispositifs d'essais (décrits dans la partie 4.2), 3 géométries d'éprouvettes sont choisies pour chaque résine : en film, en altère et en cylindre (Tableau 8).

- Les éprouvettes en film sont préparées par dépôt de polymère entre deux feuilles recouvertes d'un fluoropolymère pour assurer des surfaces lisses. Une fois la cure terminée, les éprouvettes sont découpées dans le film avec une forme rectangulaire de 11 - 13 mm x 45 à 50 mm pour pouvoir être placées dans le dispositif d'analyse dynamique. L'épaisseur des éprouvettes est de 0,6 à 0,9 mm d'une éprouvette à l'autre. L'épaisseur est homogène au sein d'une même éprouvette.
- Les éprouvettes en altère ont été réalisées en injectant la résine et le durcisseur dans des moules en caoutchouc. La partie centrale de l'éprouvette fait 3,9 à 4,3 mm de large et 1,7 à 1,9 mm d'épaisseur selon l'éprouvette sur environ 28 mm de longueur.
- Les éprouvettes en cylindre sont également réalisées par injection dans un moule cylindrique en plastique. Le diamètre de 4,5 à 5,1 mm est dimensionné pour fixer l'éprouvette dans le dispositif d'essais de fluage via des mors coniques. Le cylindre est coupé après démoulage pour obtenir une longueur de 93 mm permettant de placer l'éprouvette dans l'enceinte thermique du dispositif de fluage.

Tableau 8: Géométrie des éprouvettes

<i>Moulée en cylindre</i>	<i>Moulée en altère</i>	<i>Film</i>
		

Pour chacune des géométries, une précaution particulière est prise pour éliminer les éprouvettes présentant des bulles d'airs ou les fissures survenues lors de la phase de découpe ou de démoulage.

4.2 Dispositifs d'essais

4.2.1 L'essai DMTA

Les essais DMTA sont réalisés sur un rhéomètre (Figure 43) en torsion de manière à évaluer le comportement en cisaillement pendant une montée en température. La partie rotative inférieure du dispositif applique une déformation angulaire sur le film polymère avec une oscillation à fréquence constante de 1 Hz alors que la partie supérieure mesure la réponse en contrainte. L'amplitude de la déformation angulaire appliquée varie au fur et à mesure du chauffage par un auto-ajustement en pilotage du déplacement de manière à maintenir les valeurs de la réponse en contrainte dans un intervalle mesurable par le capteur d'effort. De plus, une force axiale constante de 0.2 N est appliquée sur le film polymère pour éviter la flexion de l'éprouvette lors du chauffage (lorsque le matériau devient caoutchouteux). Sous ces conditions vibratoires, le module de Coulomb dynamique est déterminé (égal au rapport entre la contrainte et la déformation). La réponse en contrainte oscille avec un retard de phase δ par rapport à la déformation. Le module d'élasticité ('storage modulus') et le module visqueux ('loss modulus') correspondent respectivement aux parties réelles et imaginaires du module dynamique qui est exprimé comme un nombre complexe (Figure 44).

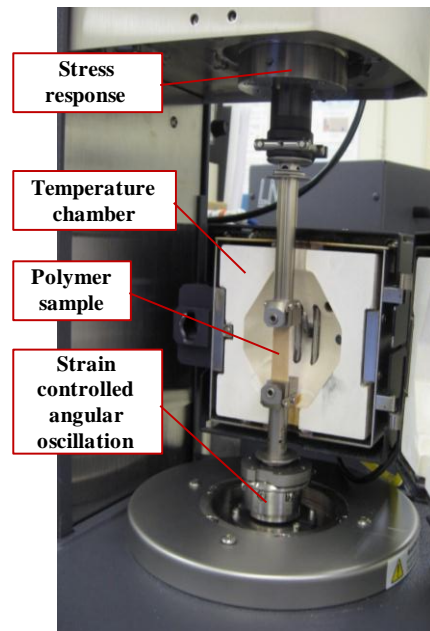


Figure 43: Rhéomètre utilisé pour les essais DMTA

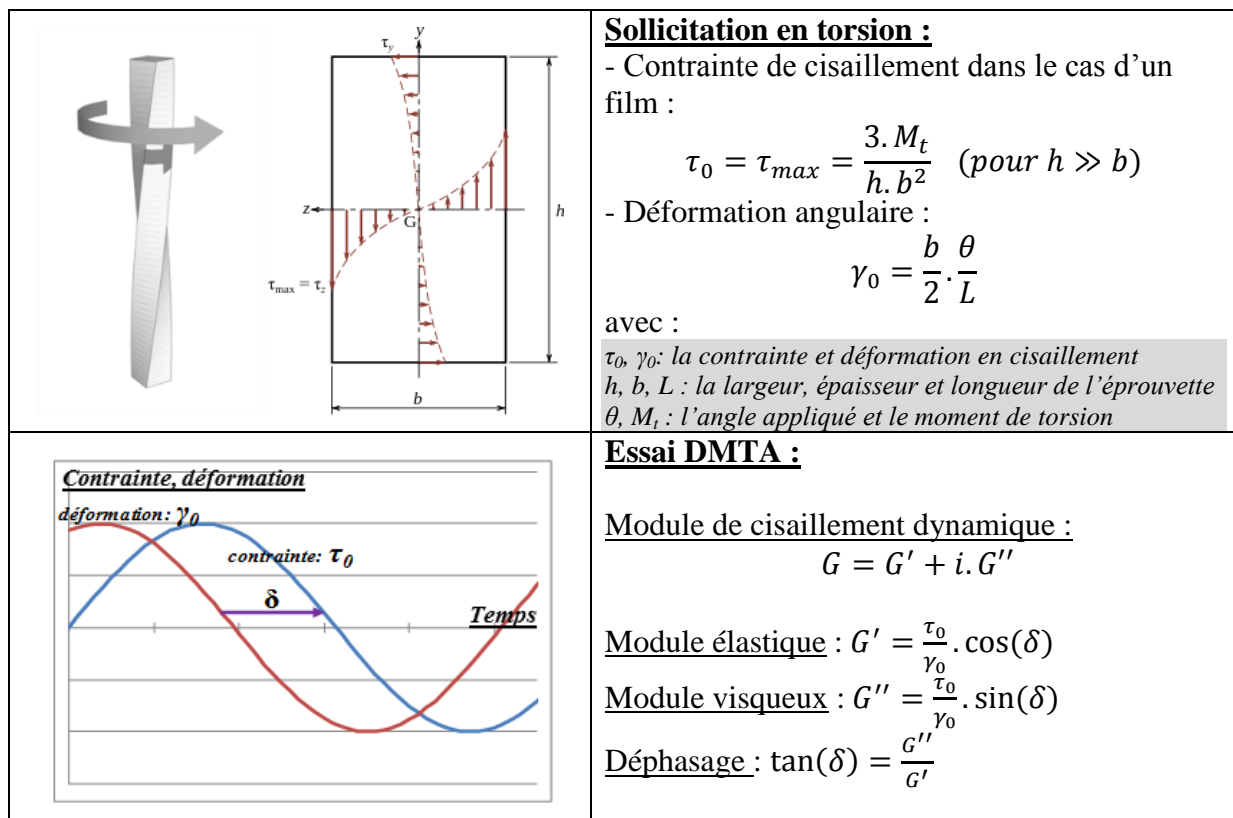


Figure 44: Expressions des modules de cisaillement élastique, visqueux et du déphasage

4.2.2 Essai de traction

Les essais de traction sont réalisés sur des éprouvettes en altère dans une étuve après une stabilisation en température de 20 min. Le pilotage de l'essai est réalisé en contrôlant le déplacement de la traverse à vitesse constante (entre 0,001 mm/s et 0,1 mm/s pour R1 de manière à évaluer l'influence de la vitesse et à 0.1mm/s pour R2 et R3). La Figure 45 présente le dispositif utilisé ainsi qu'une éprouvette après rupture. Les essais sont réalisés sur 3 à 8 éprouvettes aux températures : 20°C, 70°C, 100°C 120°C, 140°C et 160°C ainsi qu'à 45°C pour R2.

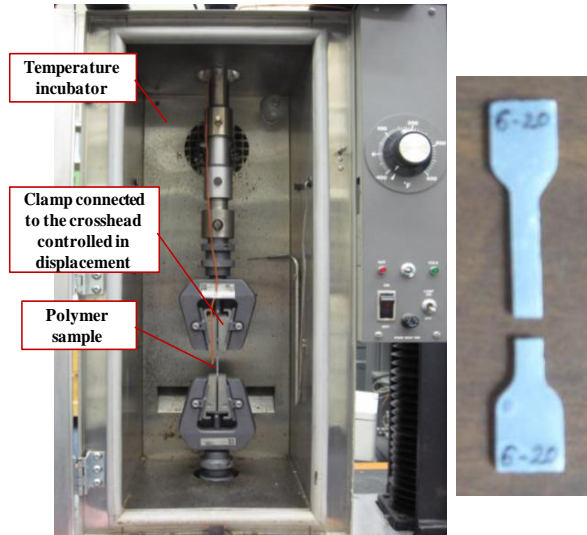


Figure 45: Dispositif d'essais de traction à haute température

4.2.3 Essai de fluage

Les essais de fluage à haute température sont réalisés avec le dispositif présenté Figure 46 (appelé Dynastat). L'éprouvette cylindrique est fixée grâce à deux mors coniques espacés d'environ 93 mm. Une contrainte de traction axiale est appliquée et maintenue constante pendant 1000 s par un asservissement en force. L'élongation axiale de l'éprouvette est mesurée avec un capteur déplacement LVDT avec une fréquence décroissante d'un point par décade de temps (c'est-à-dire 1 point toutes les 0,01s jusqu'à 0,1s, puis toutes les 0,1s jusqu'à 1s et ainsi de suite). Ce type d'acquisition permet d'obtenir des points de mesure plus rapprochés en début d'essai après application de l'effort lorsque le déplacement varie le plus. Cette manipulation est répétée sur la même éprouvette de résine (pour chacune des trois résines) pour des températures comprises entre 30°C et 140°C (tous les 5°C ou 10°C).

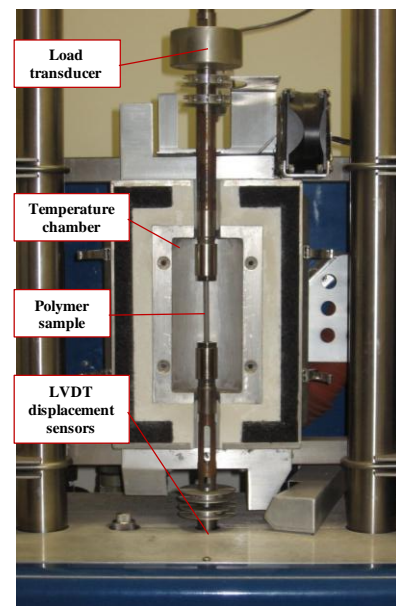


Figure 46: Dispositif d'essais de fluage à haute température

On définit :

- Le module de fluage en traction (en fonction du temps):

$$E(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t)}$$

- Le module instantané en traction (au moment du chargement) :

$$E_0 = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t=0)}$$

Avec :

σ_0 : La contrainte de traction appliquée

$\varepsilon(t)$: La déformation longitudinale mesurée

Les mesures de contrainte (constante) et de déplacements permettent de déterminer le module de fluage en traction ($E(t)$) en fonction du temps pour différentes températures. Une durée suffisante est laissée entre chaque essai pour assurer une stabilisation en température ainsi qu'une relaxation complète de l'éprouvette. Afin de maintenir le déplacement dans un intervalle de valeurs qui pouvaient être mesurées, l'effort axial appliqué est diminué pour des températures élevées (du fait de la chute du module instantané et l'augmentation du fluage). Pour la même raison, la plage de mesure du déplacement est augmentée aux températures plus élevées en changeant de capteur LVDT. Les valeurs des efforts appliqués varient de 30 N à 30°C jusqu'à 8 N, 5 N et 3.5 N à 140°C respectivement pour R1, R2 et R3.

4.2.4 Essai TGA

Avant l'analyse de la postcure, une vérification est effectuée afin de s'assurer qu'une augmentation en température jusqu'à 140°C n'entraînait pas d'autre phénomène chimique, tel que la dégradation ou perte d'un solvant sur ces matériaux. Deux essais thermogravimétriques (Figure 47) sont réalisés sur chacune des 3 résines afin de suivre la variation de la masse d'un échantillon lors d'une augmentation de température. Une rampe de montée en température de 2°C/min est appliquée sur une éprouvette de 16 à 20 mg entre 30°C et 200°C.

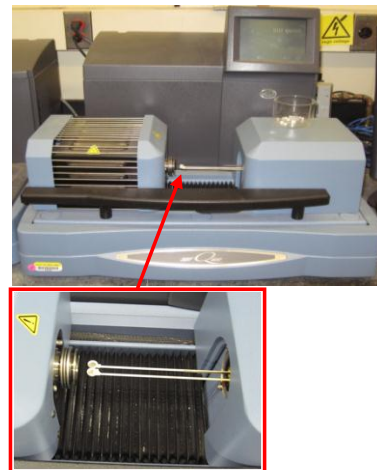


Figure 47: Dispositif d'essai TGA

4.2.5 Essai FTIR

La caractérisation FTIR est menée avec un spectromètre Nicolet Nexus en transmission à travers un cristal de NaCl sur lequel un dépôt de résine est placé sur une des faces. Le choix d'effectuer la spectrométrie en transmission (et non en réflexion) permet de s'affranchir de la rugosité/effets de surface de l'éprouvette. Des mesures en plusieurs positions sur le dépôt de référence permettent de s'assurer de l'homogénéité du matériau. Le spectre d'absorbance était obtenu en effectuant une moyenne sur 128 balayages de longueurs d'ondes entre 4000 cm^{-1} et 600 cm^{-1} . La purge du milieu environnant l'éprouvette est assurée par de l'air sec. Un spectre du milieu (enregistré avant de placer l'éprouvette) est soustrait au spectre mesuré avec le cristal et le dépôt de manière à s'affranchir des liaisons chimiques présentes dans le milieu environnant l'éprouvette. L'absorbance du cristal de NaCl est nulle entre les longueurs d'ondes qui servent à l'analyse (de 870 cm^{-1} à 950 cm^{-1}).



Figure 48: Spectromètre pour la caractérisation FTIR

4.2.6 Essai DSC

La caractérisation par DSC est effectuée avec un balayage en température de 2°C/min entre 30°C et 200°C. L'éprouvette est constituée d'un morceau de résine de 30 à 40 mg placé dans un conteneur cylindrique hermétique en aluminium (Figure 49). Un autre conteneur de même type vide est utilisé comme référence pour mesurer la différence de dégagement de chaleur lors du chauffage. Les essais sont effectués sur des morceaux de résine préchauffés préalablement pendant 4h à 60°C, 100°C et 140°C ainsi que sur un échantillon de référence (dont la cure s'effectue à 20°C).

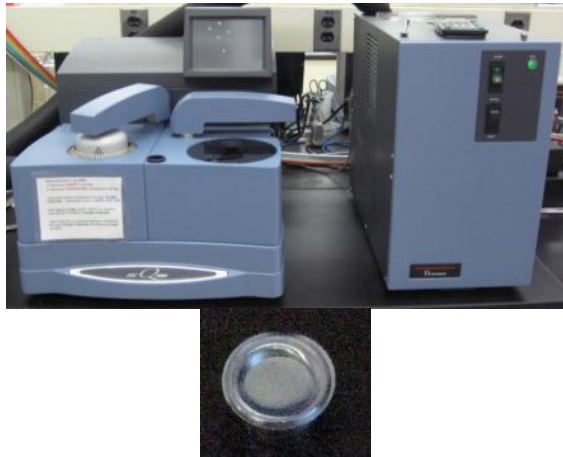


Figure 49: Figure: Equipement de caractérisation par DSC et conteneur hermétique utilisé pour placer l'éprouvette de résine

4.2.7 Saturation en eau

La masse des éprouvettes immergées dans l'eau à 20°C est mesurée régulièrement sur 6 éprouvettes en film de chaque résine. La pesée est effectuée à l'air libre après avoir retiré l'eau de surface sur les éprouvettes avec un tissu non-fibré. Les temps de pesée est de l'ordre de la minute. L'opération de pesée est également réalisée aux mêmes instants sur 6 éprouvettes de référence de chaque résine stockées à l'air libre. Une moyenne de la masse est calculée sur les éprouvettes immergées et les éprouvettes de référence afin de déterminer l'évolution du changement de masse pour chaque produit pendant 37 jours.

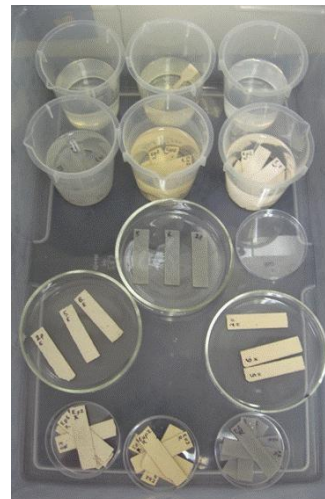


Figure 50: Photo des éprouvettes immergées et de référence

4.3 Etude préliminaire sur la conception des éprouvettes

Les études antérieures présentées dans le chapitre 1, partie 3.3.2 sur la cure de ce type de polymères à température ambiante mettent en évidence l'existence d'un dégagement de chaleur lors de la réaction entre la résine mère et le durcisseur qui se manifeste par une augmentation de la température pendant la cure. Une telle augmentation de température est observable lors de la cure dans un cylindre béton pour une utilisation 'classique' avec une couche de résine d'environ 2 mm d'épaisseur. On peut se demander si la géométrie de l'éprouvette et l'environnement de cure influencent cette montée de température provoquée par le dégagement de chaleur au niveau des groupes réactionnels de la résine. Afin de comparer les conditions de cure rencontrées le long d'un ancrage à celles rencontrées dans les éprouvettes de polymère seul (film, cylindre ou altère), différentes mesures de température sont effectuées. Deux thermocouples (TC1 et TC2) sont disposés à 60 et 110 mm de profondeur, le long d'une armature métallique (HA12) ancrée dans un cylindre de béton avec les résines R1 et R2. La barre est ancrée dans un trou de 16 mm de diamètre percé dans l'axe de l'éprouvette, sur une profondeur de 12cm. Un thermocouple de référence est placé à

l'extérieur du béton de manière à s'assurer que la température ambiante reste constante. Des mesures de température sont également réalisées sur les résines seules, en plaçant des thermocouples dans des éprouvettes en film ou en cylindre réalisées avec les résines R1 et R2 (Figure 51). Pour les mesures de températures dans les films, les deux thermocouples sont placés dans l'épaisseur du film à environ 5 mm l'un de l'autre. Dans le cas de l'ancrage, pour R1 et R2 une légère augmentation de température est observable, respectivement de 2°C et de 5°C.

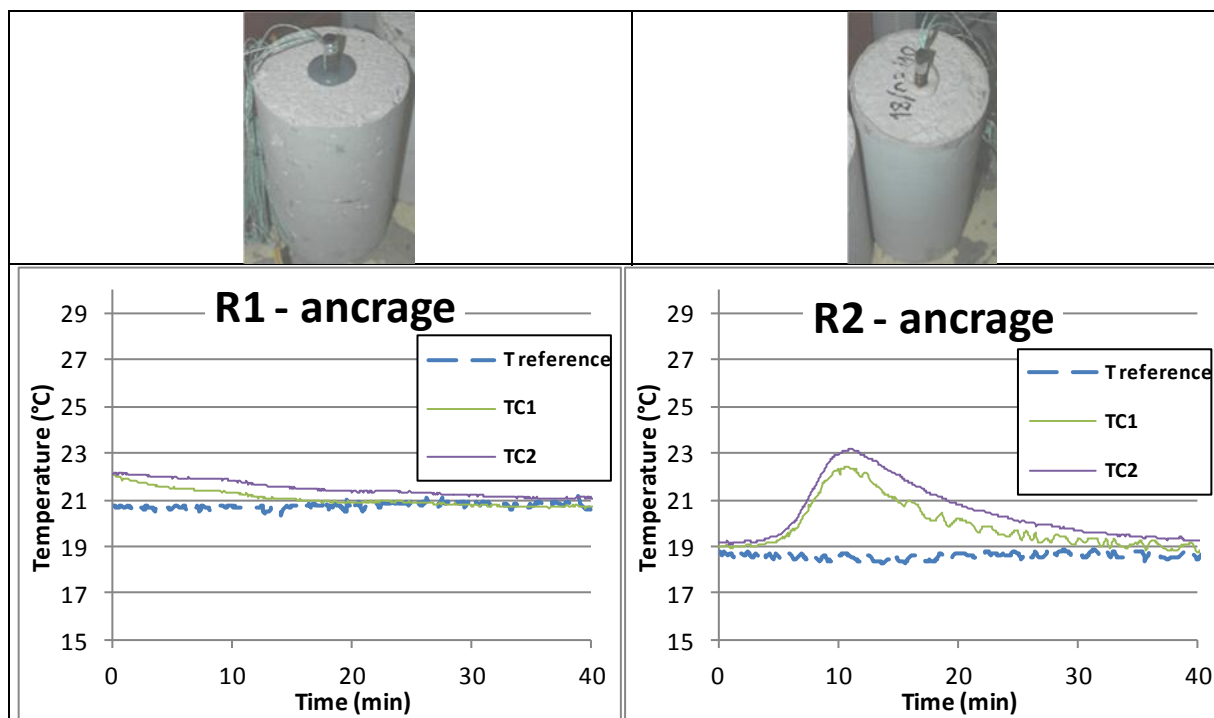


Figure 51: Températures mesurées pendant la cure de R1 et R2 dans un cylindre béton

Dans le cas des éprouvettes de résine seule, l'augmentation de température pour R1 reste modérée et est de l'ordre de 4°C. En revanche, pour R2, l'augmentation de température peut dépasser 80°C. La comparaison des courbes de températures de la résine R2 seule semble montrer que la température atteinte pour une géométrie cylindrique (81°C) est supérieure à celle atteinte pour une géométrie en film (50°C). Il semble donc que la présence du béton dans l'utilisation 'classique' de ces produits joue le rôle de puits thermique pendant la cure en réduisant l'augmentation thermique. Certains auteurs (*Chin et al., 2010a*) ont montré que la température de cure pouvait influencer le degré de réaction et donc modifier les propriétés mécaniques des résines. Nous pouvons nous demander si les propriétés mécaniques des éprouvettes confectionnées sont identiques à celles de la résine 'in situ'. Cette problématique sera développée ultérieurement dans le paragraphe 6 sur l'influence de la température sur la postcure.

Par ailleurs, l'intensité et la cinétique rapide de l'élévation de température pour R2 (une vingtaine de minutes) met en évidence une réaction plus rapide que pour R1. La cure lente de R1 s'explique par une réaction de polyaddition pilotée par l'ouverture du groupe époxyde sous l'effet du durcisseur pour former un réseau tridimensionnel.

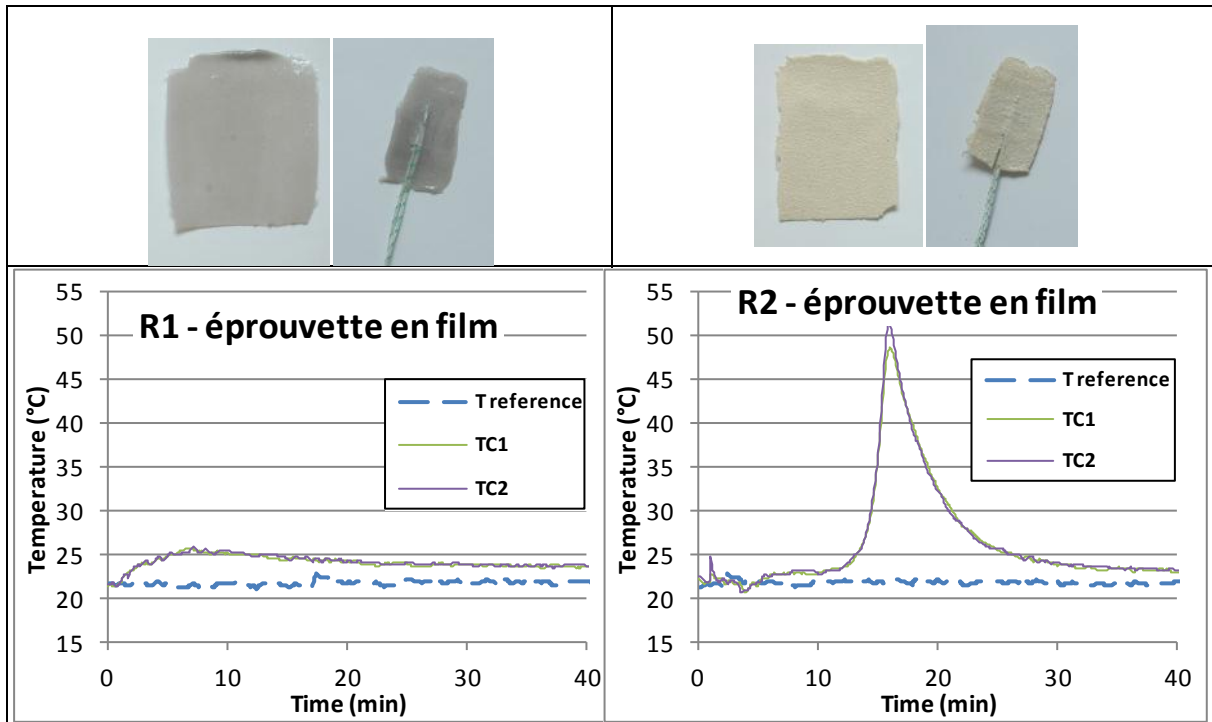


Figure 52: Températures mesurées pendant la cure de R1 et R2 lors de la fabrication d'un film polymère

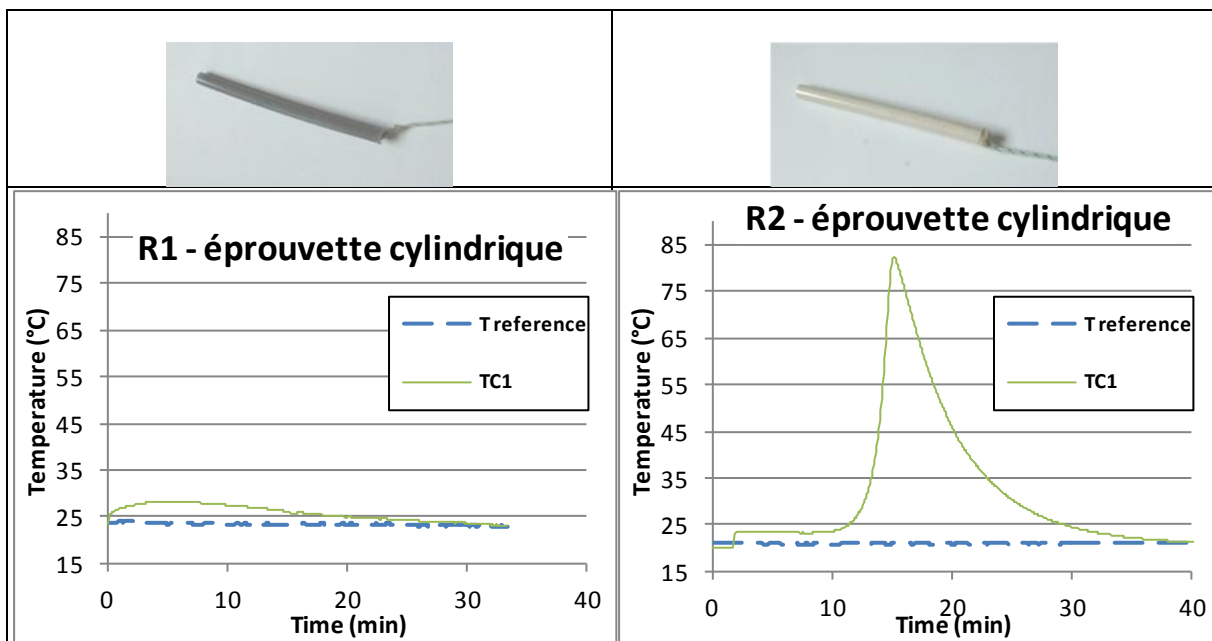


Figure 53: Températures mesurées pendant la cure de R1 et R2 lors de la fabrication d'une éprouvette cylindrique

Pour R2 la fiche de sécurité du produit indique la présence de peroxyde de benzoyle dans le durcisseur qui suggère une réaction de type radicalaire. La scission de la molécule de peroxyde de benzoyle est couramment utilisée pour créer des radicaux libres servant à l'initiation de la réaction (Figure 54). Cette phase est suivie par la propagation durant laquelle le réseau tridimensionnel se forme. Les réactions radicalaires sont généralement très rapides et accompagnées d'un important dégagement de chaleur. De même, la présence de peroxyde de benzoyle dans R3 et le faible temps de cure (30 min) indiqué par l'industriel permet également de penser que la réaction est de type radicalaire.

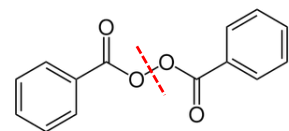


Figure 54: Scission du peroxyde de benzoyle pour créer des radicaux libres

5 Résultats et discussion - Comportement mécanique avec la température

5.1 Variations des modules de cisaillement avec la température

Les modules de cisaillement élastique (G'), visqueux (G'') et la tangente du déphasage ($\tan(\delta)$) sont déterminés à partir des mesures de déformations et de contraintes (Figure 44) obtenues par l'essai DMTA. Les mesures sont effectuées tous les 2°C après une stabilisation en température de 120 s pour assurer une température uniforme dans l'éprouvette. Les variations en fonction de la température des modules G' et G'' ainsi que de $\tan(\delta)$ sont présentées Figure 55, Figure 56 et Figure 57 respectivement pour les résines R1, R2 et R3. Trois essais sur des éprouvettes de référence sont représentés pour chacune des résines de manière à évaluer la répétabilité.

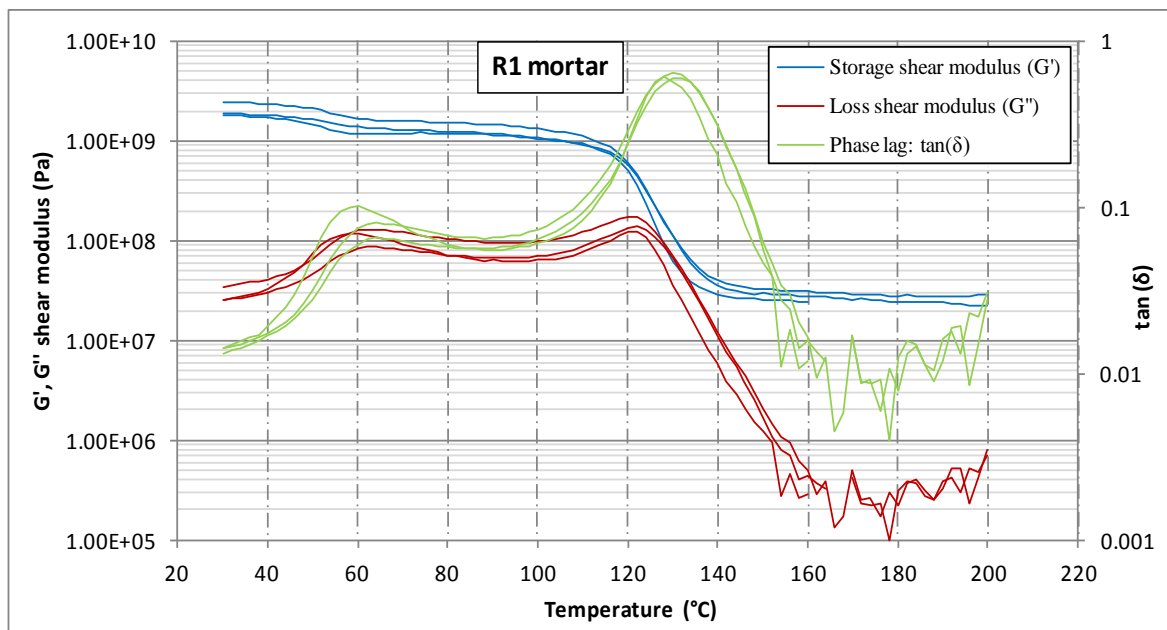


Figure 55: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ en fonction de la température pour 3 éprouvettes de référence R1

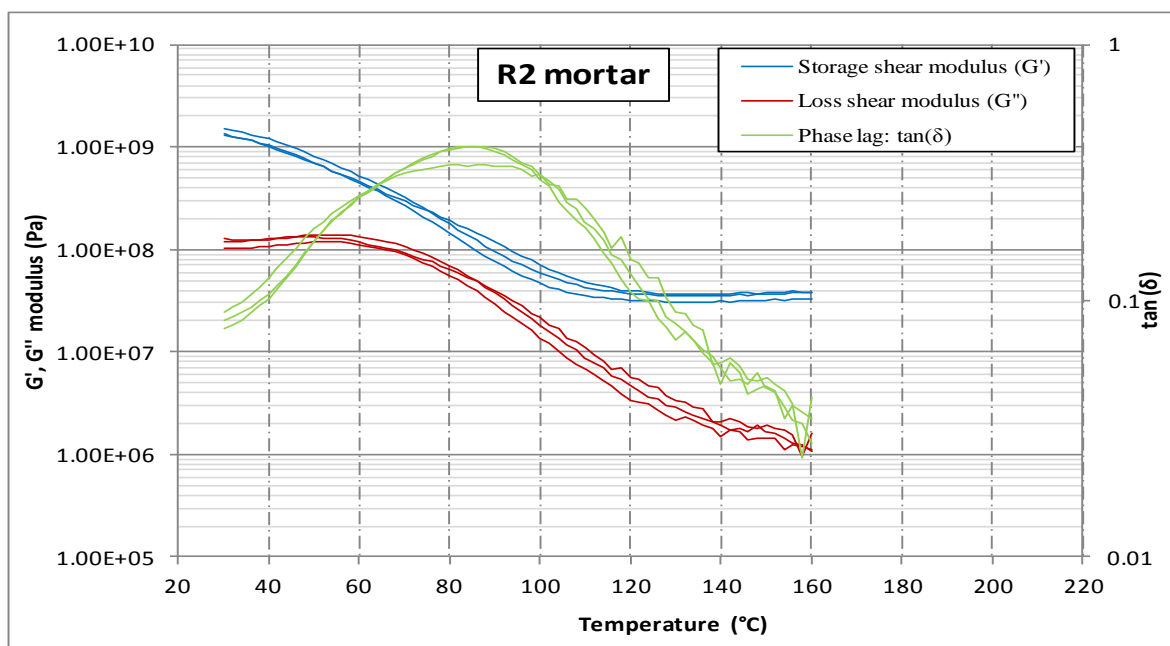


Figure 56 Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ en fonction de la température pour 3 éprouvettes de référence R2

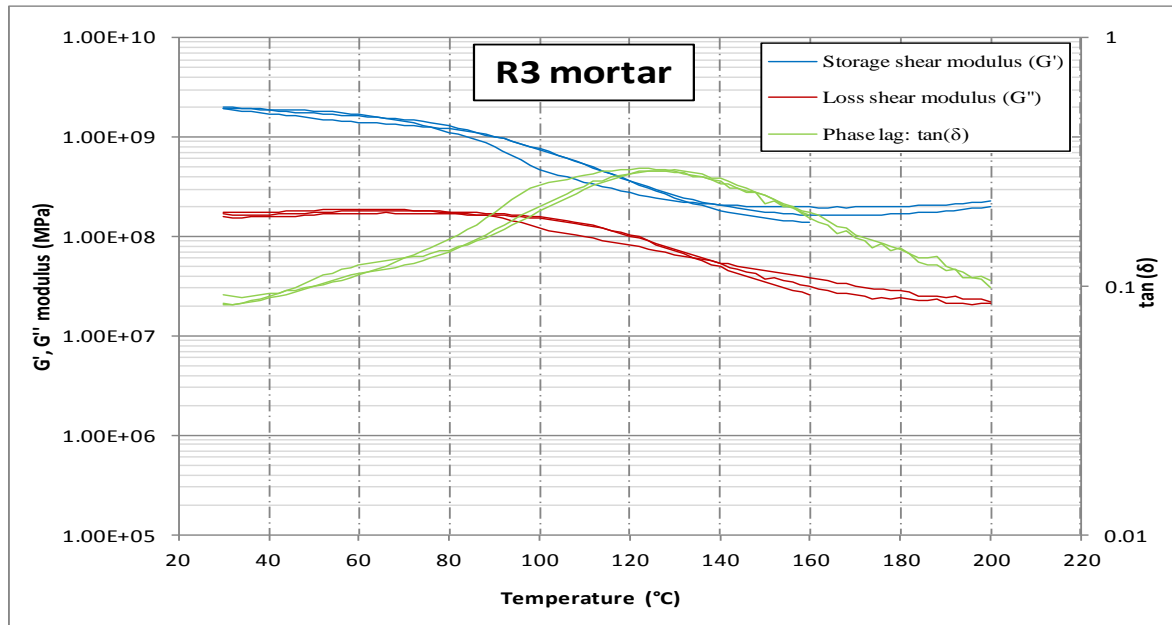


Figure 57: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ en fonction de la température pour 3 éprouvettes de référence R3

A 30°C, les valeurs des G' de R1, R2 et R3 sont proches, respectivement égales à 1,9 GPa, 1,4 GPa et 1,9 GPa. Les valeurs de G'' , égales à 0,02 GPa, 0,12 GPa et 0,16 GPa, diffèrent d'un produit à l'autre à 30°C mais restent faibles ce qui témoigne d'un comportement visqueux peu marqué à 30°C. En d'autres termes, la déformation et la contrainte oscillent en phase. A plus haute température, l'allure de G' révèle les trois régions du comportement viscoélastique caractéristique d'un polymère amorphe formé par réticulation : i) zone vitreuse, ii) zone de transition et iii) palier caoutchouteux (aux températures élevées). Pour chacune des 3 résines, les variations des modules de cisaillement entre les 3 essais sont proches avec des écarts n'excédant pas 1 GPa (en dehors de la zone de transition) ce qui révèle une méthode de mesure et un comportement mécanique répétable d'une éprouvette à l'autre.

Pour les essais thermomécaniques dynamiques, la transition vitreuse est généralement définie comme le maximum de la courbe G'' d'après la norme ASTM E1640-04 (ASTM E1640-04, 2009). Cependant, dans le cas des résines R2 et R3, le maximum de G'' n'est pas clairement identifiable et T_g peut être identifié avec le pic de $\tan(\delta)$. Ce pic donne des valeurs de T_g égales à 127°C, 84°C et 125°C respectivement pour R1, R2 et R3. Ces valeurs sont en accord avec les T_g proposées dans la littérature pour ce type de produits structuraux (Chin et al., 2010b). T_g peut également être évaluée à partir de la variation du coefficient de dilatation thermique. Ce coefficient correspond à la pente de déformation axiale de l'éprouvette en fonction de la température (présenté dans la Figure 58 pour R1) mesuré pendant l'essai en appliquant un faible effort axial de 0,2 N. Le coefficient de dilatation thermique, proche de 1.10^{-4}C^{-1} pour les faibles températures, change brusquement de valeur à 113°C et devient égale 3.10^{-4}C^{-1} . La littérature stipule que le coefficient de dilatation thermique est multiplié par une valeur entre 2 et 3 au passage de la transition vitreuse (CHATAIN, 1993). Ce coefficient de dilatation thermique est un ordre de grandeur supérieur aux coefficients de dilatation thermique du béton et de l'acier entre 20°C et 100°C. Les différences de dilatation thermique entre les 3 matériaux seront étudiées dans le chapitre 4. Les variations de coefficient de dilatation thermique pour R2 et R3 sont présentées en Annexe 1.

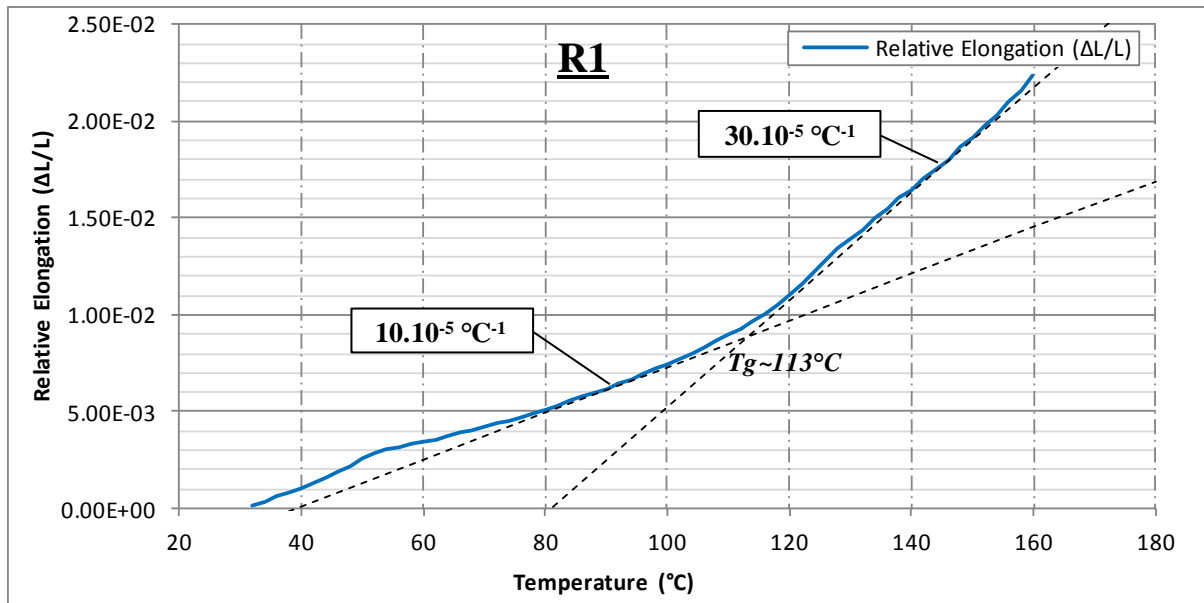


Figure 58: Variation de l'élongation relative axiale en fonction de la température lors d'un essai DMTA pour R1

Les valeurs attribuées à T_g sont susceptibles de varier selon la méthode de détermination (comme présenté dans (Pinoteau *et al.*, 2012)). Le Tableau 9 présente les valeurs obtenues pour T_g sur chacune des résines avec les différentes méthodes : maximum de G'' , pic de $\tan(\delta)$, variation du coefficient de dilatation thermique, ainsi que les écarts types déterminés à partir des trois essais de répétabilité.

Tableau 9: Valeurs de T_g déterminées en utilisant 3 méthodes de détermination de T_g

Résine	Température de transition vitreuse moyenne (T_g) & écart type de T_g pour 3 essais		
	A partir du pic G''	A partir du pic $\tan(\delta)$	A partir du changement de pente $\Delta L/L$
R1	121°C 1°C	127°C 5°C	118°C 6°C
R2	53°C 2°C	84°C 2°C	83°C 1°C
R3	63°C 2°C	125°C 4°C	81°C 6°C

De manière à comparer les trois résines, T_g sera définie comme étant la température du maximum de $\tan(\delta)$ dans la suite de ce document. Ce choix est effectué car, même si les pics de G'' semblent présenter une plus faible dispersion d'un essai à l'autre, les pics de $\tan(\delta)$ sont plus facilement identifiables.

R2 et R3 présentent un pic de $\tan(\delta)$ plus large que R1. Cela laisse penser que la transition vitreuse n'est pas associée à un gain de mobilité moléculaire unique localisé à une température donnée (comme cela serait le cas pour un polymère amorphe avec une composition simple). La complexité des formulations de ces produits structuraux (due entre autres, à la présence d'adjuvants, plastifiants, agents de cure, catalyseurs et conservateurs) peut conduire à des structures réticulées contenant des groupes moléculaires possédant des énergies de transition différentes. L'étalement du pic de $\tan(\delta)$ suggère que la transition observée est une combinaison de plusieurs transitions se produisant sur différents configurations moléculaires sur un intervalle de températures.

Dans le cas de R1, on observe deux pics à 55°C puis à 127°C. Le deuxième pic à 127°C est plus resserré que ceux de R2 et R3 ce qui sous-entend que R1 possède une structure plus homogène. Ceci pourrait être attribué au fait que R2 et R3 sont des produits à cure rapide (et présentent des exothermes importants pendant leur cure) alors que R1 est une résine à cure lente. Le point de gel, à partir duquel la mobilité moléculaire chute et limite l'avancement de la réaction (BARDONNET, 1992), est atteint plus rapidement pour R2 et R3. Cette chute prématurée de mobilité moléculaire peut conduire à des structures contenant des phases différentes (parmi lesquelles se trouvent des groupes moléculaires n'ayant pas réagis). La réaction lente pour R1 offre une mobilité moléculaire pendant une durée plus longue permettant d'assurer une structure plus homogène. La présence du premier pic reste inexplicé mais pourrait être due à la présence d'un composant (tel qu'un solvant) ou d'une phase ayant une température de transition vitreuse de 55°C.

De plus, la décroissance de G' lors de la transition vitreuse présente des tendances différentes d'un produit à l'autre. R1 présente une faible diminution proche de la première transition (autour de 55°C) de 1.8 GPa à 1.3 GPa, puis une chute de plus d'un ordre de grandeur localisée près de la deuxième transition (autour de 127°C). La diminution de G' pour R2 et R3 est plus progressive et les valeurs de G' diminuent de manière importante avant d'atteindre les plages de températures de la transition vitreuse (autour de 84°C et 125°C).

Il résulte de ces observations que la valeur de T_g n'est pas définissable de manière unique pour ces types de résines. De plus, les modules peuvent varier de manière significative avant d'atteindre T_g selon les produits. **Tg ne suffit donc pas pour évaluer les propriétés mécaniques avec la température.**

5.2 Variation des résistances en traction avec la température

La Figure 59 présente la variation de résistance en fonction de la température pour chacun des trois produits obtenue par les essais de traction. La Figure 60 présente certaines courbes de contraintes-déformations en traction mesurées sur R1.

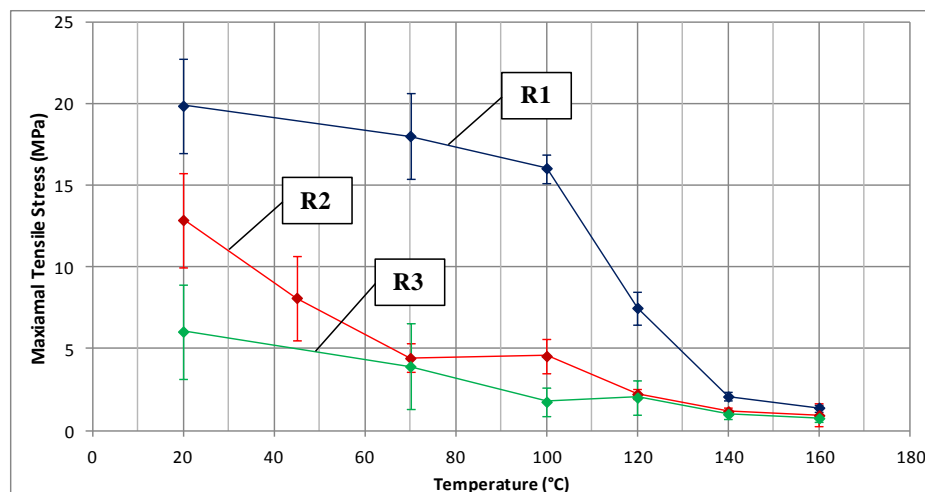


Figure 59: Variation de la résistance en traction en fonction de la température pour R1, R2 et R3

A température ambiante, les résistances en tractions pour R1, R2 et R3 sont respectivement de 20 MPa, 13 MPa et 6 MPa. Pour les trois produits, la résistance diminue avec la température et présente des valeurs inférieures à 1 MPa après 160°C. R2 et R3 présentent une diminution progressive en fonction de la température, alors que R1 présente une chute nettement plus localisée en température à partir de 100°C (avec des tendances semblables aux variations de G' observées dans les essais DMTA). De plus, la chute de résistance a lieu de manière

prononcée avant d'atteindre T_g pour chacune des résines. La résistance de R1 chute de plus de 25% entre 30°C et 100°C. Ainsi, ici encore, une unique valeur de T_g ne suffit pas pour décrire les variations de résistance en traction d'un adhésif. Dès 140°C les adhésifs présentent des résistances inférieures à 2,5 MPa et nous nous limiterons à cette température pour la plupart des essais d'arrachements réalisés sur des ancrages et présentés dans le chapitre suivant.

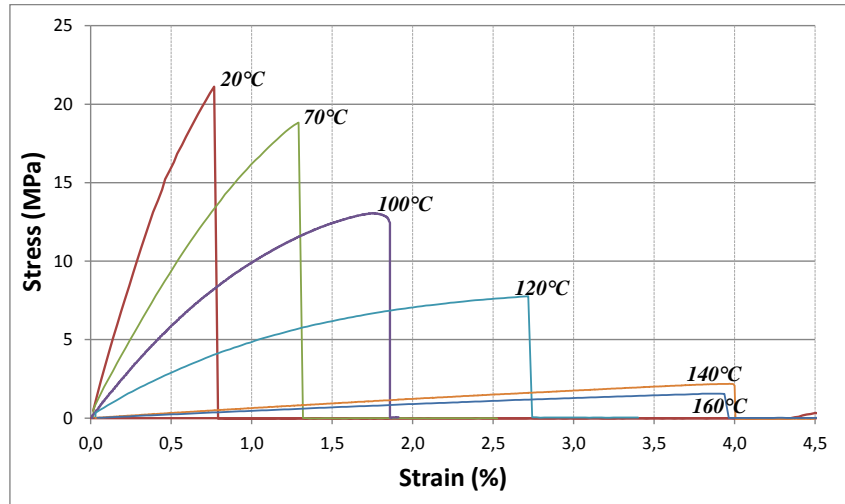


Figure 60: Courbes de contraintes axiales - déformations mesurées en traction entre 20°C et 140°C sur R1

5.3 Variation du comportement en fluage avec la température

La Figure 61 représente les évolutions du module de fluage en traction pour R1 à différentes températures. Les évolutions des modules de fluage pour R2 et R3 ont des tendances semblables et sont présentées en Annexe 2. La Figure 62 présente les évolutions de la déformation axiale divisée par la contrainte de traction appliquée à différentes températures pour R1.

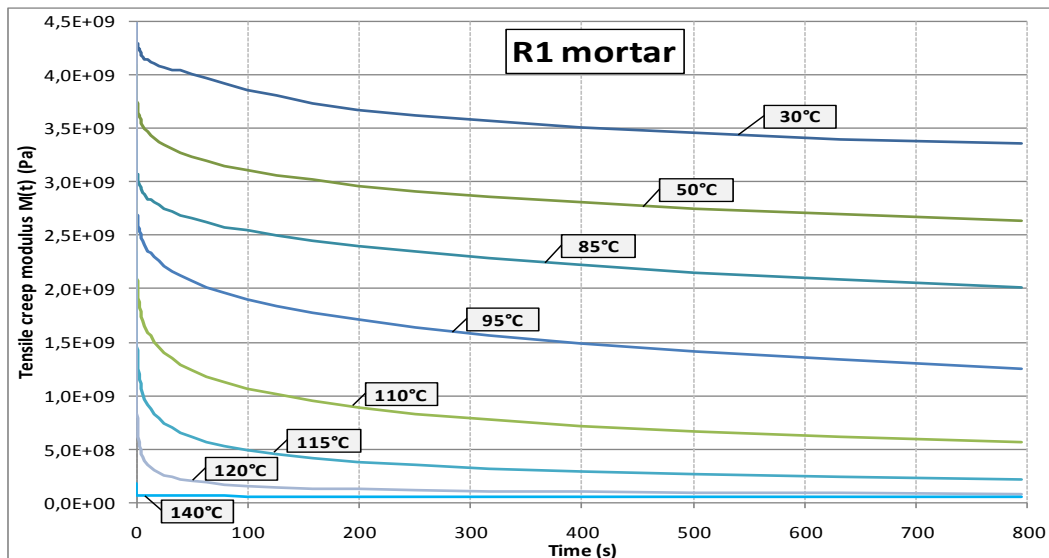


Figure 61: Evolutions du module de fluage en traction pour R1 à différentes températures

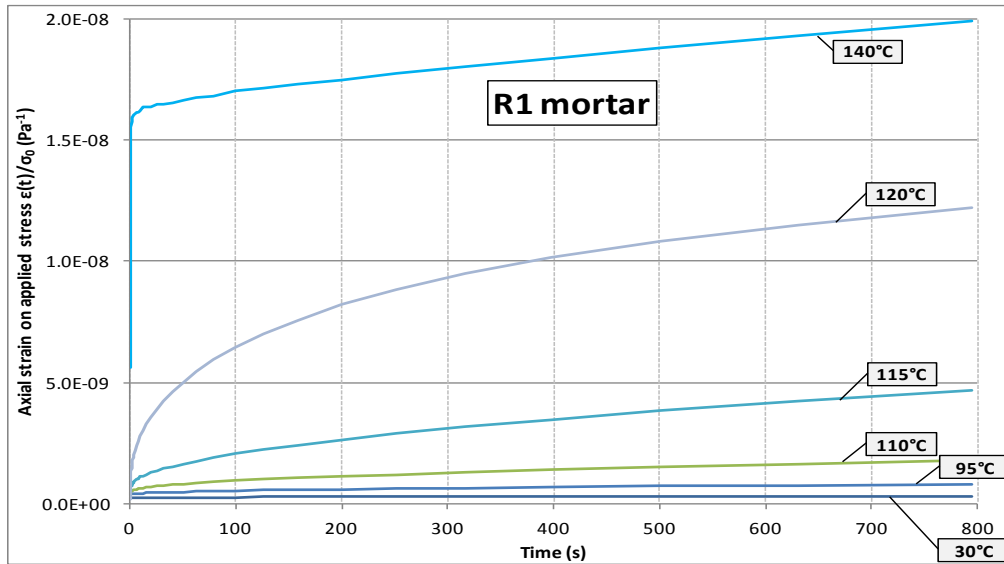


Figure 62: Evolutions de la déformation axiale divisée par la contrainte de traction appliquée

L'augmentation de température provoque une diminution importante du module de fluage. On observe également une chute du module instantané. Le module de fluage $E(t)$ diminue en fonction du temps dès 30°C jusqu'à 140°C. Pour R1, cette diminution est plus marquée vers 110°C-115°C avec une chute de 1 GPa pendant les 2 minutes suivant le chargement. Ces températures se situent avant l'intervalle de transition vitreuse (estimé entre 120°C et 140°C pour R1). Une étude du fluage sur les scellements chimiques s'avère donc nécessaire afin de quantifier l'influence du comportement en fluage de la résine sur les déplacements différés à l'échelle de l'ancrage. Le comportement en fluage est d'ailleurs particulièrement étudié pour ces nouveaux systèmes d'ancrages à froid dans la mesure où les expertises réalisées sur les incidents du Big Dig Tunnel (Boston, USA) et du pont Canopy (Atlanta, USA) attribuent la ruine aux déplacements différés (Chapitre 1, partie 3.3).

Le module instantané en traction (E_0) correspond à l'ordonnée à l'origine de chaque courbe sur la Figure 63. E_0 diminue avec une tendance semblable à la diminution du module G' déterminée par essai DMTA. Les modules E_0 et G' peuvent être liés par la relation (Équation 12) pour la résine considérée comme un matériau homogène et isotrope.

$$G' = \frac{E_0}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad \text{Équation 12}$$

Ainsi, connaissant G' à partir des essais DMTA et E_0 à partir des essais de fluage, il est possible de déterminer le coefficient de Poisson. La Figure 64 représente la variation des modules de cisaillements G_0 (calculés avec l'Équation 12) à partir de E_0 et en évaluant le coefficient de poisson de manière à retrouver les valeurs de G' obtenues par l'essai DMTA pour R1. Ainsi, dans la Figure 64, les valeurs de G_0 sont déterminées à partir des valeurs des coefficients de poisson (représentés par les points bleus sur la Figure 65). Etant donné que pendant les essais de fluage, de la postcure a eu lieu à cause des stabilisations successives en températures, la valeur de G' choisie pour effectuer cette comparaison est prise à partir d'un essai DMTA réalisé sur une éprouvette ayant subi un préchauffage à 140°C. La comparaison entre G_0 (calculé en déterminant le coefficient de poisson) et G' (mesuré dans l'essai DMTA) est présenté sur la Figure 65. Pour les températures inférieures à 100°C, cette variation du coefficient de Poisson est en accord avec l'étude de (*Theocaris, 1979b*) menée sur une résine époxy ayant une transition vitreuse de 96°C (sans plastifiant) représenté en rouge sur la Figure 65. Pour les températures supérieures à 100°C, les valeurs du coefficient calculées avec cette méthode sont supérieures à 0,5. Ceci peut s'expliquer par le fait que l'Équation 12 est valable

pour un matériau élastique. Or, à haute température (notamment au voisinage de la transition vitreuse), la résine se comporte comme un matériau viscoélastique.

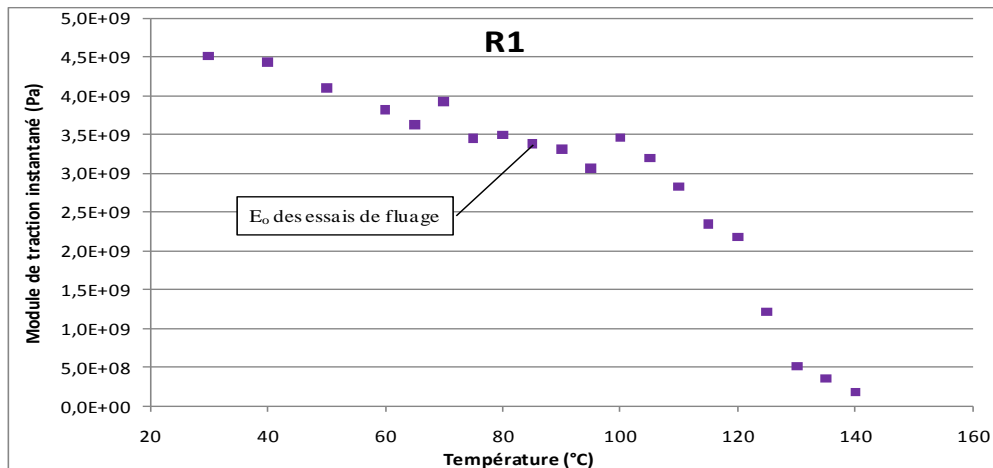


Figure 63: Variations de E_0 pour R1 à partir des essais de fluage

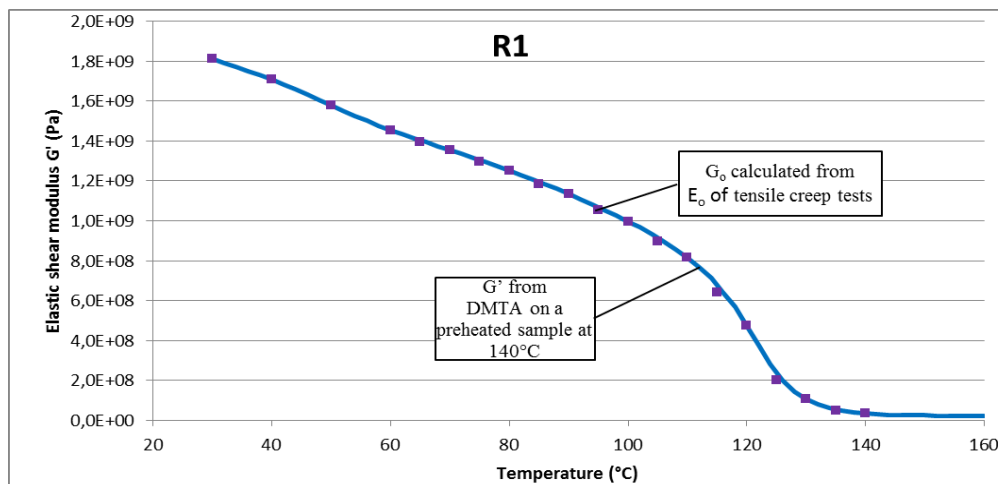


Figure 64: Variation de G calculé à partir de E_0 et du coefficient de poisson

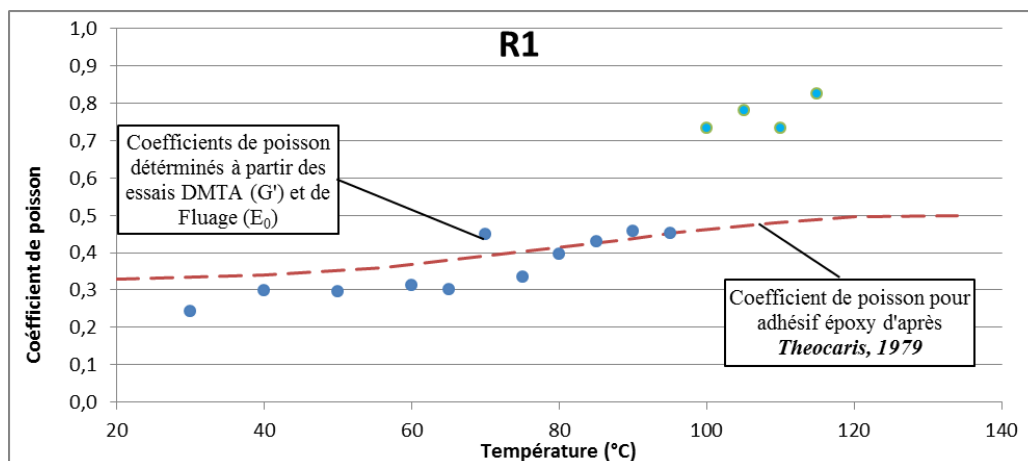


Figure 65: Variation du coefficient de poisson avec la température

6 Résultats et discussion - Phénomène de postcure et effet sur le comportement mécanique

6.1 Introduction

Cette partie met en évidence dans un premier temps la présence de postcure pour R1 par une caractérisation physicochimique. Le choix d'effectuer cette identification sur R1 est dû aux renseignements donnés par la fiche de sécurité du produit sur la chimie et aux informations fournies par la littérature sur les résines époxy qui facilitent l'interprétation des essais FTIR et DSC. Puis dans un deuxième temps, cette partie vise à quantifier l'influence de la postcure sur le module de Coulomb et les transitions vitreuses pour chacun des trois produits.

6.2 Observation de la postcure et de la dégradation

La Figure 66 présente la variation de masse en fonction de la température pour R1 ainsi que sa dérivée de manière à repérer les températures auxquelles se produit une éventuelle dégradation (marquée par des pics de la dérivée). Les mêmes courbes pour R2 et R3 sont présentées en Annexe 3. Pour les 3 résines, aucune observation de dégradation significative ne peut être faite suite aux essais TGA. La masse décroît de manière régulière et perd moins de 2% entre 30°C et 200°C pour R1. De même pour R2 et R3, la perte de masse n'excède pas 3,5%. Cette faible perte peut être attribuée à la perte d'eau dans l'éprouvette ou éventuellement d'autres solvants volatiles.

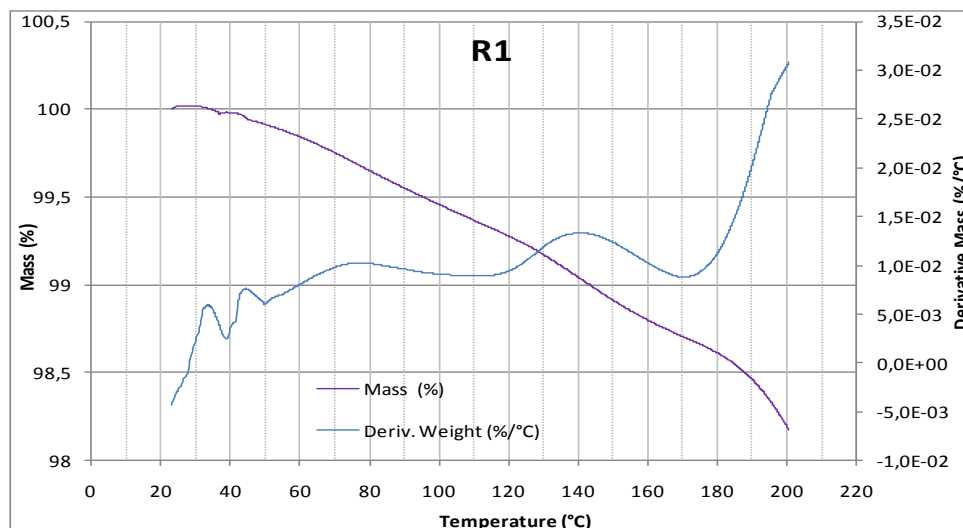


Figure 66: Variation de la masse de R1 en fonction de la température et dérivée

En considérant qu'aucune dégradation du matériau n'a lieu entre 20°C et 200°C, l'identification de la présence de postcure peut être effectuée de 3 manières : visuellement, par caractérisation FTIR et par DSC.

6.2.1 Observation visuelle

La Figure 67 présente les éprouvettes en film de résine R1 : après un préchauffage à 40°C, 60°C, 80°C, 100°C, 120°C et 140°C ainsi que l'éprouvette de référence. On observe un léger éclaircissement de teinte grise pour les éprouvettes chauffées jusqu'à 120°C. Ceci peut être lié à une augmentation du degré de réaction pendant l'étape de chauffage. Le changement de teinte pour l'éprouvette préchauffée à 140°C est plus marqué (couleur grise sablé). Cela pourrait être interprété par : soit une évolution plus importante de la réaction ayant lieu pendant le préchauffage à 140°C, soit à la perte d'un composant ou à une dégradation autour de 140°C qui n'est pas identifiable avec les essais TGA.

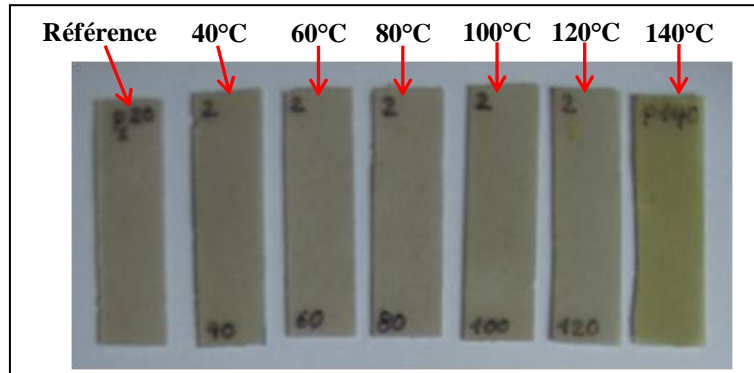


Figure 67: Identification visuelle de la postcure pour R1

6.2.2 Caractérisation FTIR

Après une mesure du spectre FTIR du dépôt de référence effectuée 20 h après le début de la cure (Figure 68), le cristal avec le dépôt sont chauffés pendant 4 h successivement à 60°C, 100°C et 140°C en mesurant le spectre après chaque chauffage. La Figure 69 présente les spectres obtenus entre les nombres d'onde 870 cm^{-1} et 950 cm^{-1} . Le nombre d'onde correspondant au groupe chimique époxyde est de 911 cm^{-1} (Chapitre 1, partie 3.3). Pour la représentation des spectres, aucune ligne de niveau n'est utilisée pour représenter l'absorbance. Les lignes de niveau sont généralement utilisées pour translater les spectres de manière à comparer les pics d'absorption afin d'évaluer quantitativement le degré de réaction. Cette technique suppose de connaître parfaitement la chimie du polymère étudié pour définir une ou plusieurs pics de références correspondants aux liaisons dont la quantité de varie pas. Dans le cas de R1, la chimie étant mal connue et l'exploitation étant uniquement qualitative pour mettre en évidence la postcure, les spectres sont représentés sans post-traitement. C'est pour cette raison qu'ils ne se superposent pas parfaitement pour les nombres d'onde en dehors du pic correspondant à l'époxy. Une des causes régulièrement évoquée pour le décalage des spectres est le changement d'épaisseur du substrat dû au retrait lors de la cure du polymère ce qui modifie la distance traversée par le rayon IR dans le matériau et influence l'absorbance.

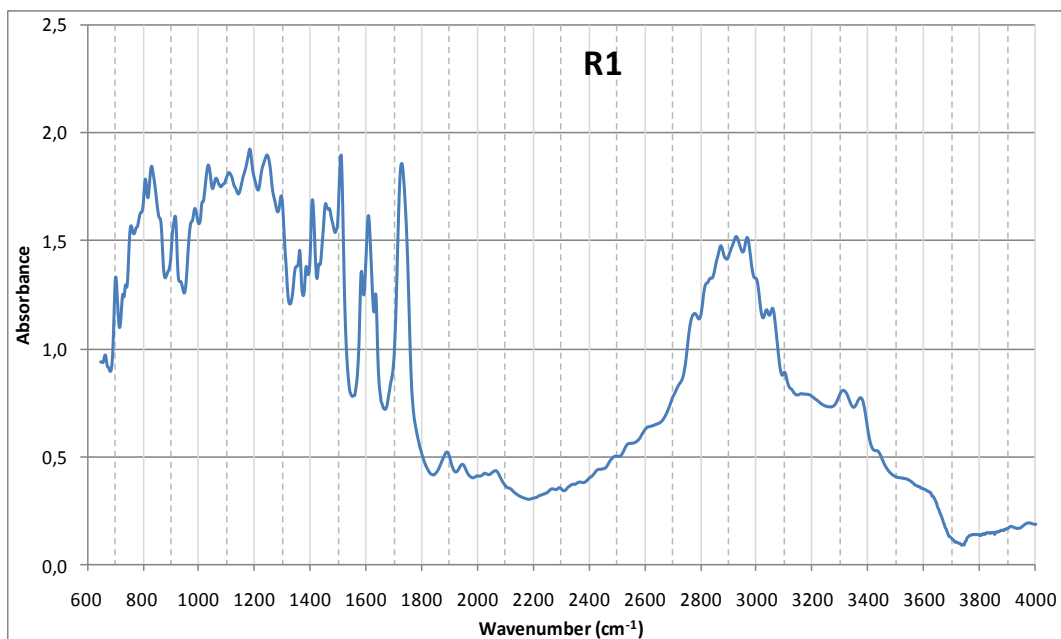


Figure 68: Spectre FTIR du dépôt de référence R1

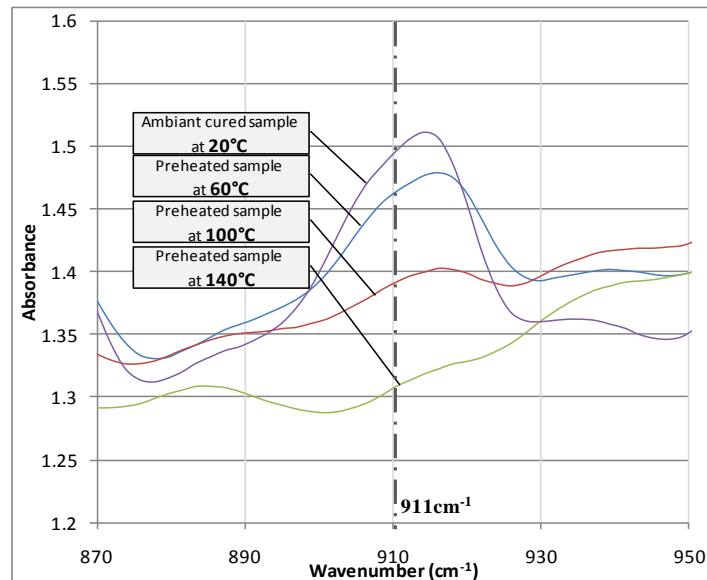


Figure 69: Spectres d'absorption pour R1 du dépôt de référence (20°C) puis chauffé à 60°C, 100°C et 140°C

Pour le dépôt de référence (après une cure à 20°C), le pic à 911 cm^{-1} révèle la présence résiduelle de la liaison époxyde qui appartient au groupement époxydique en bout de chaîne moléculaire n'ayant pas réagi (Figure 70). Un chauffage à 60°C puis à 100°C met en évidence une décroissance de la quantité d'époxy dû à la réaction de postcure. A 100°C déjà, le pic est très peu marqué ce qui suggère une quantité très faible d'époxy restant dans le matériau. A 140°C l'absence de pic témoigne d'une réaction complète.

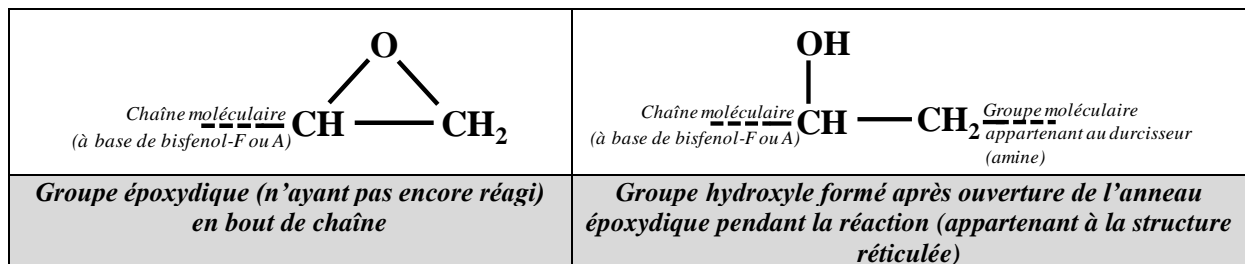


Figure 70: Groupe époxydique avant réaction et formation du group hydroxyle après réaction

6.2.3 Caractérisation DSC

La Figure 71 présente les variations de chaleurs spécifiques en fonction de la température (entre 40°C et 140°C) obtenues par DSC sur les différentes éprouvettes de R1. Ici la chaleur spécifique correspond à la chaleur émise par le conteneur de référence moins celle émise par le conteneur avec la résine. Un pic de chaleur spécifique orienté vers le bas sur le graphique correspond donc à un dégagement exothermique du polymère. Comme pour l'exploitation FTIR, ici aussi aucun post-traitement n'est réalisé sur les courbes et les valeurs de chaleur spécifiques ne sont utilisées que pour une mise en évidence qualitative de la présence de postcure.

Le dégagement exothermique entre 60°C et 120°C pour l'éprouvette de référence indique la présence de postcure. Suite aux observations du paragraphe 4.3, lors de la réaction de la résine avec le durcisseur un dégagement exothermique (matérialisé par une augmentation de la température) se produit. La diminution d'amplitude de ce pic exothermique avec la température de préchauffage s'explique par un avancement de la réaction lors du chauffage. Plus la réaction approche de son degré d'avancement maximal (obtenu à haute température), plus la quantité de réactif est faible conduisant à une réaction avec un pic exothermique moins marqué. Le décalage de la position des pics sur l'axe des températures n'est pas systématique et pourrait être attribué aux écarts de répétabilité dans la mesure où chaque essai est effectué sur une éprouvette différente.

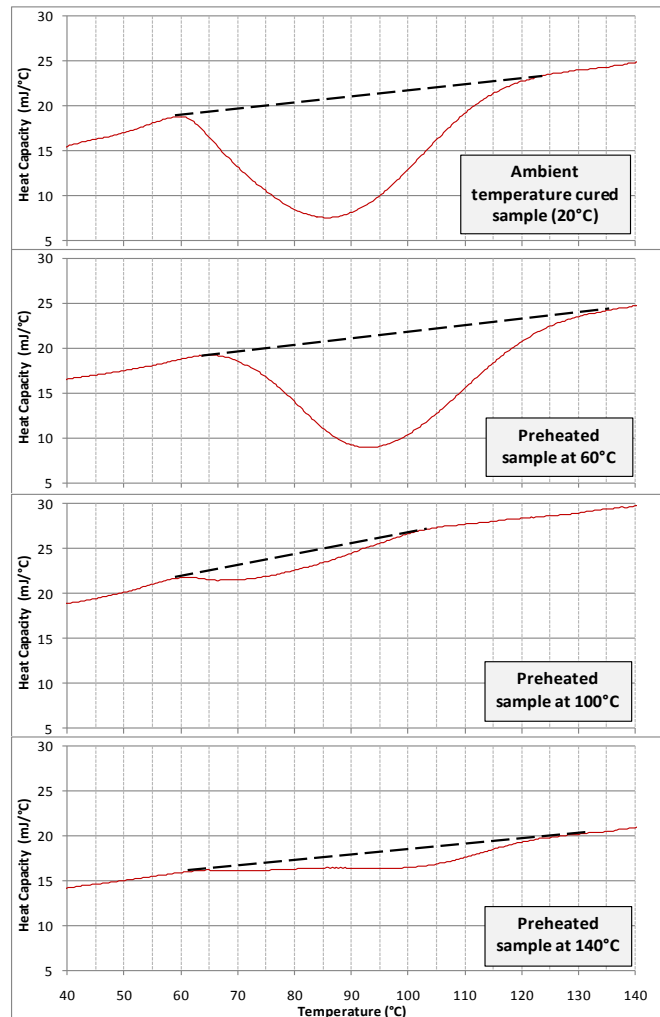


Figure 71: Variation de la chaleur spécifique pour les éprouvettes préchauffées de R1

Il est à noter pour finir que la présence de l'exotherme ne permet pas d'observer une température de transition vitreuse (généralement identifiable par un point d'inflexion sur la variation de chaleur spécifique). La caractérisation DSC ne permet donc pas de déterminer la transition vitreuse dans ce cas.

Ayant mis en évidence la présence du phénomène de postcure pour la résine R1, on peut maintenant s'interroger sur son influence sur les propriétés mécaniques. On s'intéressera donc plus particulièrement à la variation du comportement viscoélastique en cisaillement en fonction du niveau de postcure. Pour cela, deux procédures différentes de caractérisation DMTA sont menées afin de :

- i) quantifier la variation des modules G' et G'' en fonction du temps ;
- ii) quantifier la variation des modules G' et G'' ainsi que T_g en fonction de la température de préchauffage.

6.3 Conséquence sur l'évolution des modules de Coulomb

Les essais DMTA sont réalisés dans les mêmes conditions (de géométrie d'éprouvette, de sollicitation mécanique et d'acquisition) que celles décrites dans la partie 5.1. En revanche cet essai n'est pas réalisé avec un balayage en température mais en stabilisant thermiquement l'éprouvette pendant 1h successivement à 30°C, 60°C, 90°C, 120°C, 150°C et 180°C. La Figure 72 présente les variations de G' et G'' en fonction du temps pour R1. Les mêmes courbes pour R2 et R3 sont présentés en Annexe 4.

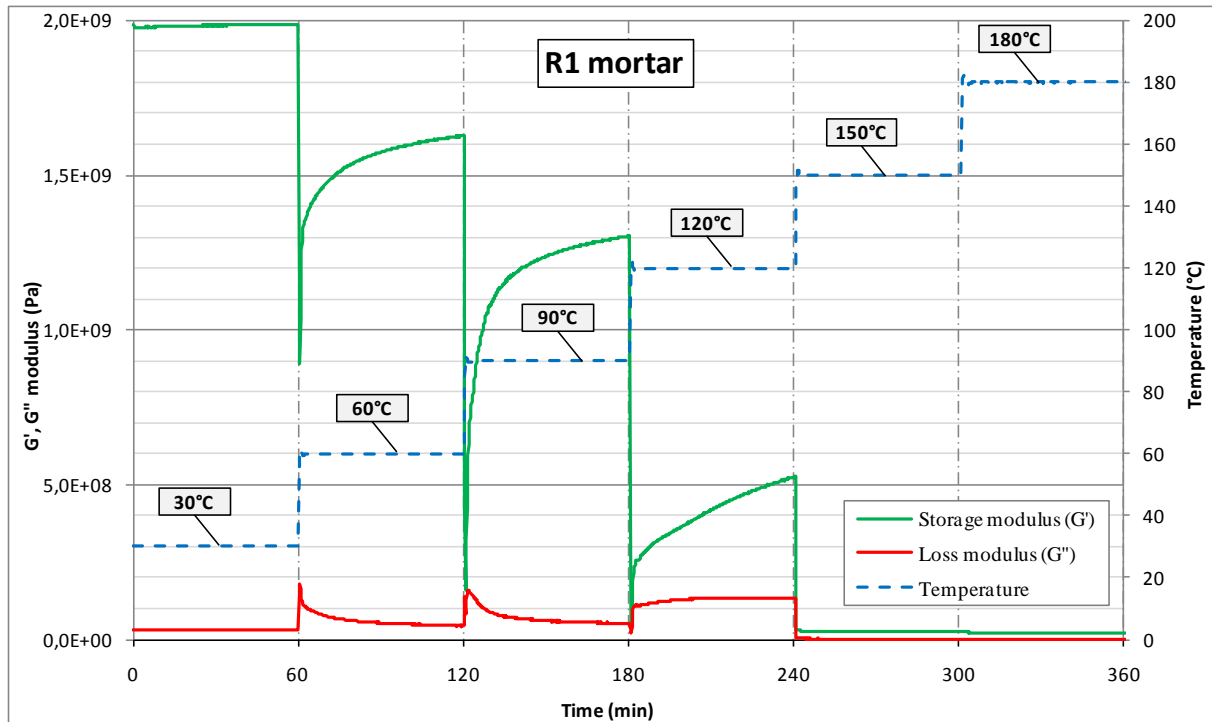


Figure 72: Variation de G' et G'' en fonction du temps pour différents isothermes sur R1 par DMTA

A chaque changement d'isotherme, la chute brutale de G' s'explique par l'augmentation de la température qui modifie le comportement viscoélastique de R1 comme présenté dans le paragraphe 5.1. L'augmentation progressive de G' pendant l'heure qui suit à température stabilisée s'interprète par la densification de la structure réticulée produit par la postcure du polymère. Ainsi, on n'observe aucune postcure à 30°C, ce qui est en bon accord avec les intervalles de température pour lequel la postcure a lieu observé par FTIR et DSC (de 60°C à 140°C). En revanche, aux paliers 60°C, 90°C et 120°C la postcure produit un accroissement marqué de G' . A 90°C, G' passe de 0,14 GPa à 1,3 GPa en 1h. Ceci souligne l'importance de la durée de l'essai dans la mesure où la valeur de G' peut varier rapidement dans les minutes qui suivent une stabilisation en température. On observe un comportement similaire d'accroissement de G' pour R2 et R3 qui est néanmoins moins localisé en température : pour ces derniers produits, la postcure est observable dès 30°C jusqu'à 180°C.

6.4 Conséquences sur les variations de modules et sur la transition vitreuse

La deuxième procédure d'essai DMTA est en tout point identique à celle décrite dans la partie 5.1. Ici les essais sont réalisés sur des éprouvettes préalablement chauffées pendant 4h de manière à comparer les variations de G' , G'' et de $\tan(\delta)$ avec celles d'une éprouvette de référence (déjà présentée dans la partie 5.1). La Figure 73, la Figure 74 et la Figure 75 présentent ces courbes DMTA respectivement pour R1, R2 et R3. Pour améliorer la lisibilité des courbes, certains essais ne sont pas représentés.

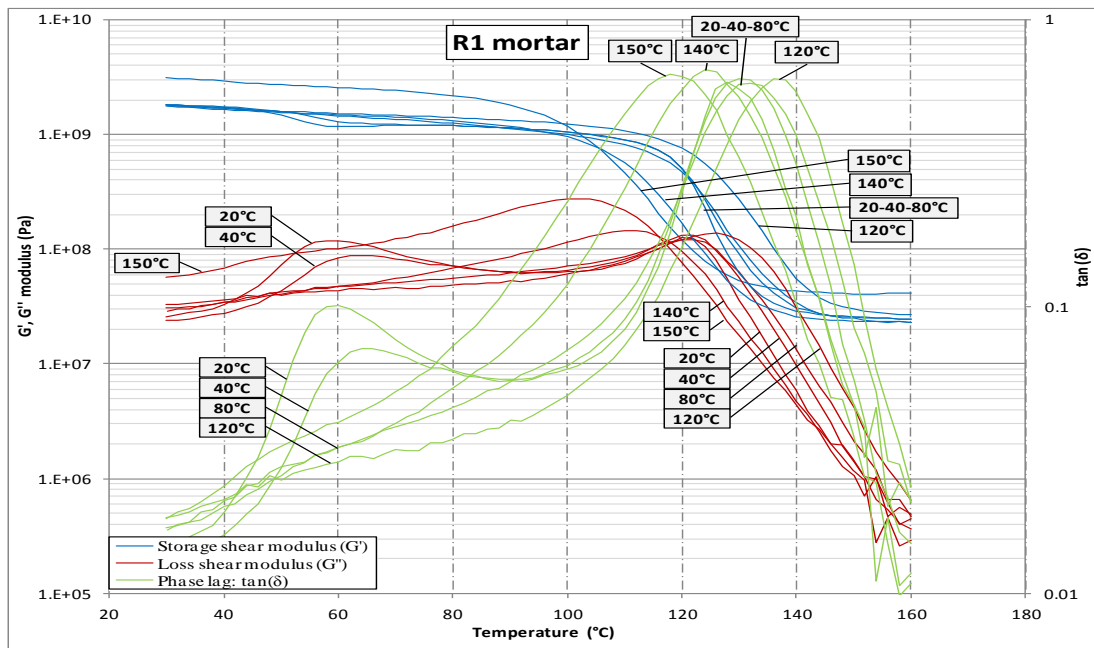


Figure 73: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ obtenues par DMTA pour des éprouvettes préchauffées de R1

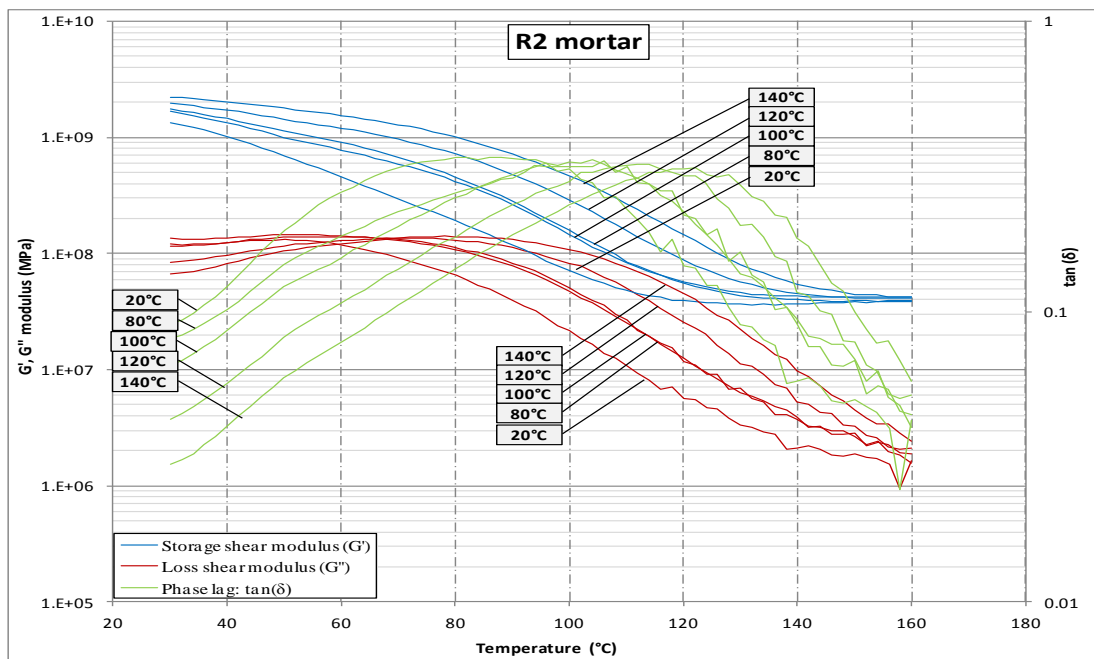


Figure 74: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ obtenues par DMTA pour des éprouvettes préchauffées de R2

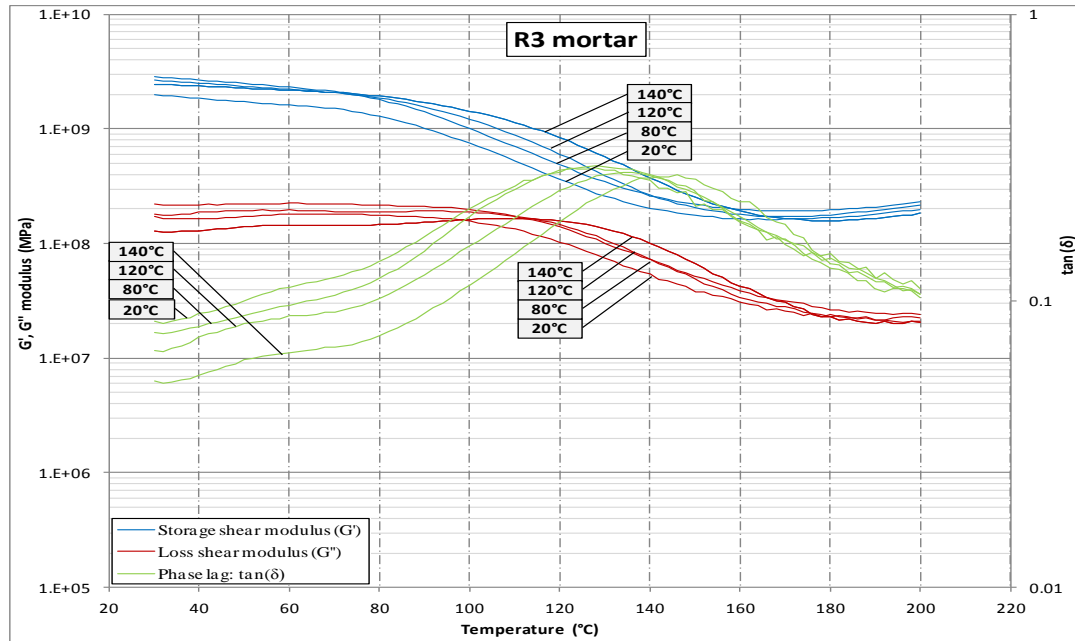


Figure 75: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ obtenues par DMTA pour des éprouvettes préchauffées de R3

Pour R1, R2 et R3, G' augmente de manière générale lorsque la température de préchauffage augmente ce qui est en bon accord avec l'observation faite dans le paragraphe précédent. Cette augmentation de G' est particulièrement marquée dans la zone de transition. Dans le cas de R1 cette tendance n'est plus respectée pour des températures de préchauffage de 140°C et 150°C. Il est possible que ce changement de tendance soit dû à une dégradation. L'éprouvette préchauffée à 150°C présente un module G' deux fois plus élevé que l'éprouvette de référence à 30°C. Cette augmentation de G' n'est observable que pour cet essai et n'est pas expliquée.

De manière générale un décalage du pic de $\tan(\delta)$ vers des températures plus élevées lorsque la température de préchauffage augmente est observable. Cela traduit une augmentation de T_g avec le niveau de postcure. Dans le cas de R1, cette tendance n'est observable que pour le deuxième pic de $\tan(\delta)$ pour des températures inférieures à 120°C. La Figure 76 présente la variation du pic de $\tan(\delta)$ en fonction des températures de préchauffage afin d'évaluer l'augmentation de T_g pour les trois produits. L'influence de la postcure semble la plus marquée pour R2 avec une augmentation de T_g d'environ 40°C (de 80°C à 120°C).

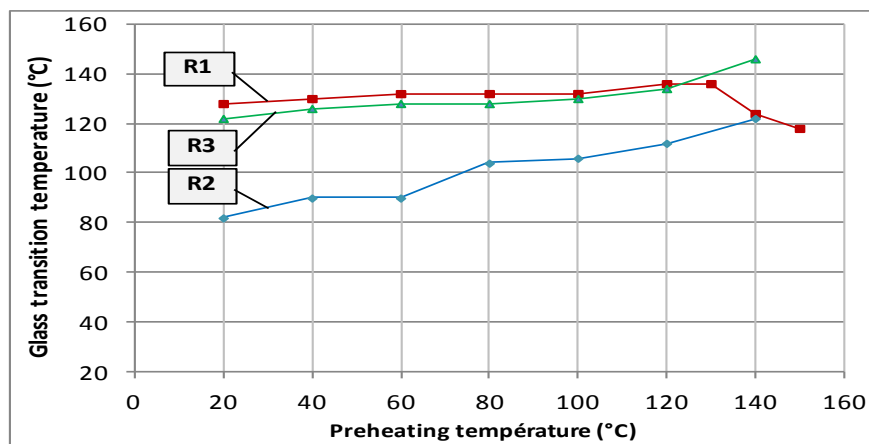


Figure 76: Variation du pic de $\tan(\delta)$ en fonction de la température de préchauffage pour R1, R2 et R3

D'après le paragraphe 5.1, la largeur des pics de $\tan(\delta)$ pour R2 et R3 suggère que les structures sont hétérogènes. Le préchauffage de R2 tend à translater horizontalement le pic vers les températures plus élevées sans en modifier la forme alors que le préchauffage de R3 ressert le pic (en le décalant très légèrement). Cela suggère que la postcure de R3 a tendance à homogénéiser la structure alors que celle de R2 ne fait qu'accroître le degré de réaction en densifiant la structure sans pour autant en modifier l'hétérogénéité moléculaire.

Comme également précisé dans le paragraphe 5.1, R1 possède 2 pics de $\tan(\delta)$ (vers 55°C et 127°C). Le premier pic disparaît progressivement avec l'augmentation de la température de préchauffage et n'est plus observable après 80°C ce qui laisse penser à une disparition de phase à ces températures. Le deuxième pic (vers 127°C) se décale légèrement vers les températures plus élevées jusqu'à une température de préchauffage de 120°C. Pour des températures de préchauffage supérieures à 120°C, le pic est décalé vers des températures plus basses. Une diminution de T_g a déjà été observé pour un produit époxy semblable par (Chin *et al.*, 2010) et ne peut s'expliquer par la postcure. Cette diminution laisse penser à une dégradation d'un composant du polymère (malgré l'absence d'observation de dégradation par TGA à ces températures). Cependant une telle dégradation pourrait expliquer le brusque changement de teinte observé visuellement sur l'éprouvette préchauffée à 140°C (présenté Figure 67).

7 Résultats et discussion - Effet de l'eau et influence sur le comportement mécanique

7.1 Introduction

La fin de ce chapitre vise dans un premier temps à quantifier la masse d'eau pouvant être absorbée par R1, R2 et R3. Dans un deuxième temps, l'objectif est de quantifier l'influence de l'eau sur les modules de Coulomb, les températures de transition vitreuse et la résistance en traction sur chacun des trois produits.

7.2 Observation de la saturation en eau et de la perte de matière

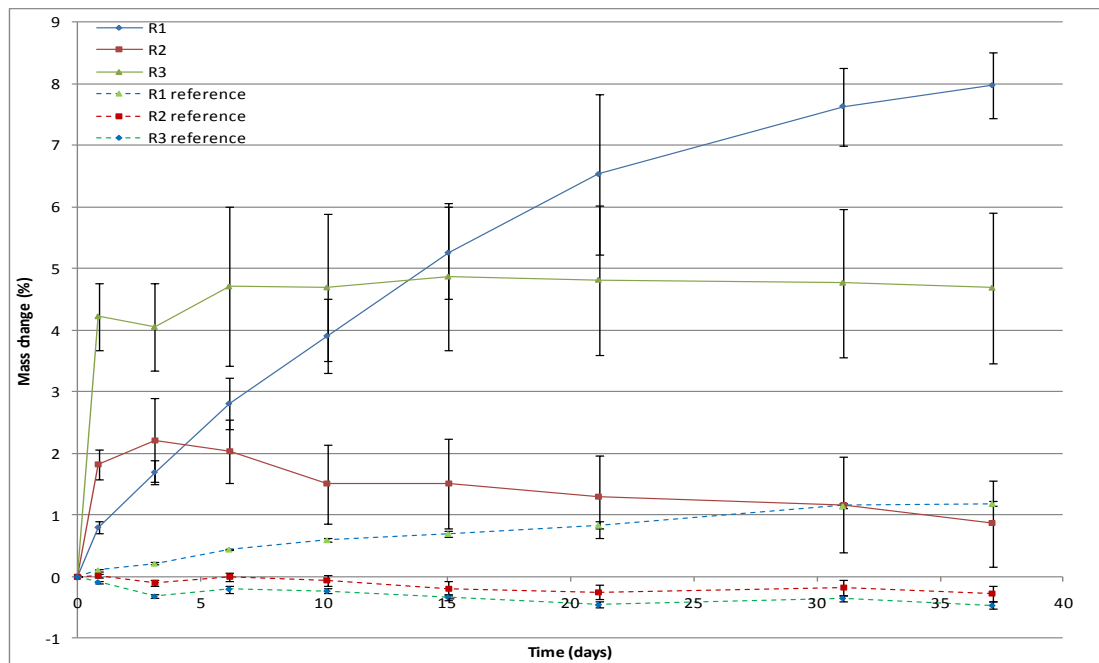


Figure 77: Evolution des changements de masse des éprouvettes immergées et de référence pour R1, R2 et R3

La Figure 77 présente les variations moyennes de masse des éprouvettes immergées dans l'eau et des éprouvettes stockées à l'air libre. Il apparaît que R2 et R3 atteignent des pourcentages de saturation en eau moins élevés que R1. L'absorption d'eau s'effectue néanmoins plus rapidement pour ces deux produits que pour R1 qui n'est toujours pas entièrement saturé après 37 jours (avec un gain de masse de 8%). R2 et R3 présentent respectivement un gain de masse de 2,2% et 4,7% après 5 jours. On remarque également une diminution de masse pour les éprouvettes immergées de R2 (qui perd plus de 1% entre le 3^{ème} et le 37^{ème} jour) et plus faiblement pour R3 à partir du 15^{ème} jour. Cette diminution de masse s'observe également sur les éprouvettes de R2 et R3 stockées à l'air libre de manière moins marquée (avec une perte inférieure à 0,5%) et pourrait être due à une perte de matière sur ces deux produits.

La microscopie confocale permet d'observer les surfaces d'éprouvettes de référence pour les 3 résines avec une profondeur focale permettant de déterminer le relief sur une distance de 10 μm . La Figure 78 présente les coupes et représentations 3D des surfaces de films de R1, R2 et R3.

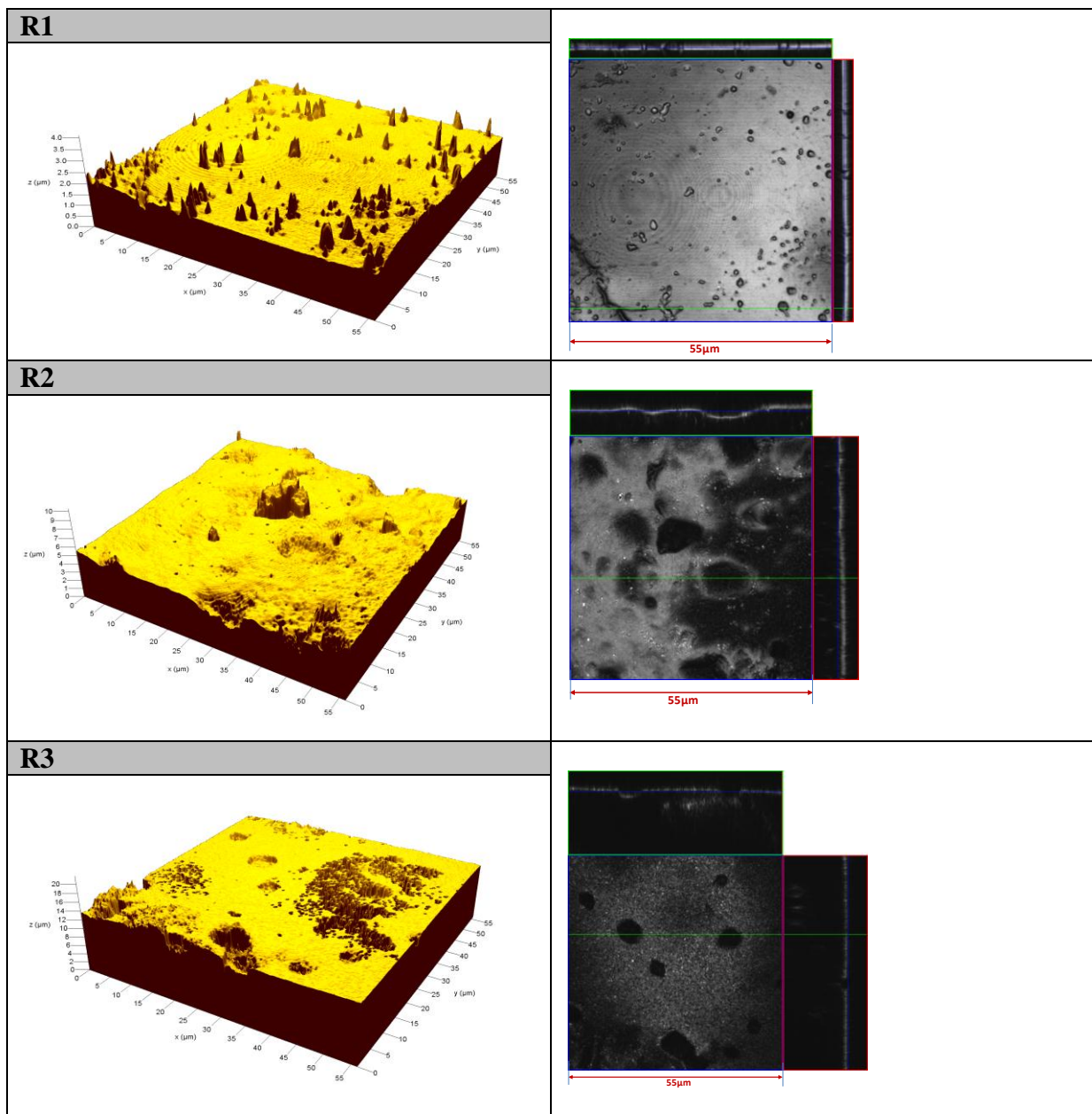


Figure 78: Observations par microscopie confocale d'éprouvette de référence en film de R1, R2 et R3

La surface de R1 présente une faible rugosité (estimée à $0,1 \mu\text{m}$ pour un grossissement $\times 150$) malgré la présence de bulles d'air ayant un diamètre d'environ $2-3 \mu\text{m}$. En revanche, R2 et R3 présentent des trous d'environ $5 \mu\text{m}$ de diamètre sur leur surface qui sont susceptibles d'être produits par la perte d'inserts de silice. Comme décrit dans le chapitre bibliographique, la silice est souvent utilisée comme composant en grande quantité dans ces produits adhésifs (jusqu'à 60% de la masse totale) de manière à réduire le coût tout en conservant les propriétés mécaniques. La conservation et la manipulation de R2 et R3 peut conduire à une perte de grains de silice initialement piégés en surface dans la matrice polymère et induire la perte de masse observée.

Enfin, l'augmentation de masse des éprouvettes de référence R1 d'environ 1,3% en 37 jours peut être due à une absorption d'eau dans la mesure où l'humidité relative du laboratoire était d'environ 55%.

Ayant observé des absorptions d'eau différentes pour chacune des 3 résines, nous cherchons maintenant à connaître l'influence de l'eau sur les propriétés mécaniques.

7.3 Conséquences sur les modules de Coulomb

Afin de déterminer l'influence de l'eau sur G' et G'' ainsi que T_g de chaque résine, des essais DMTA ont été menés sur une des éprouvettes immergées et sur une des éprouvette de référence après 37 jours. La procédure d'essai DMTA était celle décrite dans la partie 5.1 avec un balayage en température suivant une rampe de $2^\circ\text{C}/\text{min}$ de manière à diminuer la durée de l'essai afin de limiter l'évacuation d'eau. Compte tenu de la faible épaisseur des éprouvettes, un séchage se produit néanmoins au fur et à mesure de l'essai. Les comparaisons des variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ entre l'éprouvette immergée et l'éprouvette de référence sont représentées Figure 79, Figure 80 et Figure 81 respectivement pour R1, R2 et R3.

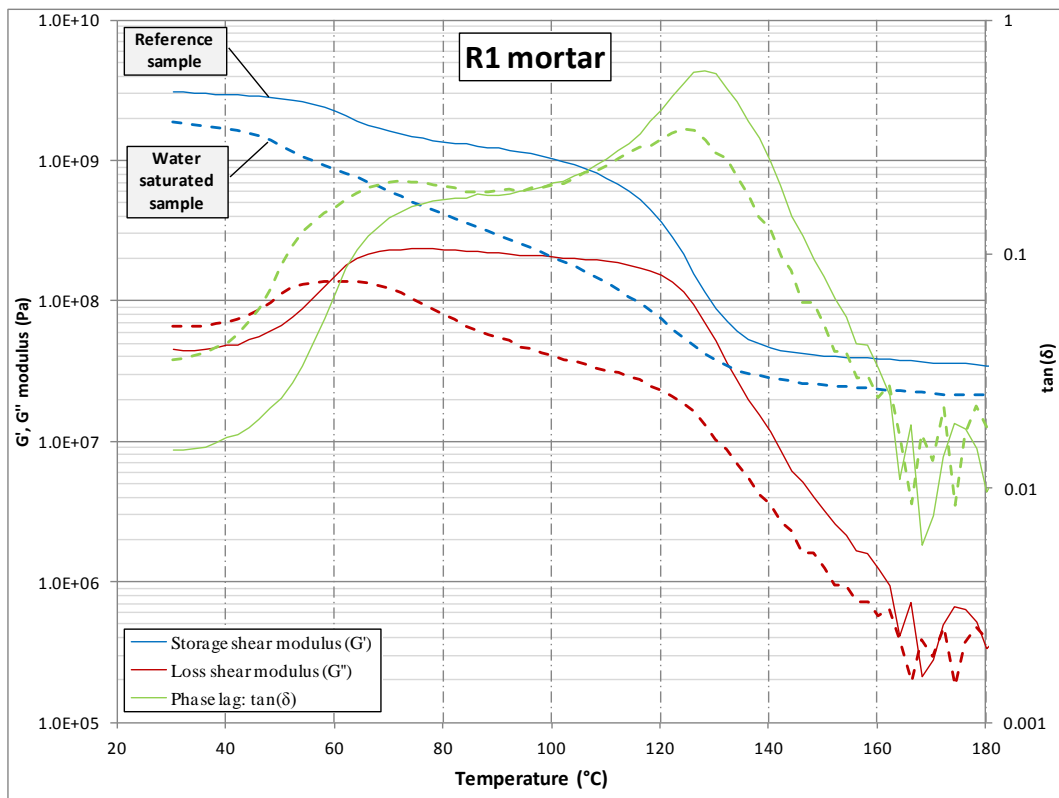


Figure 79: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ pour une éprouvette saturée immergée et un éprouvette de référence de R1

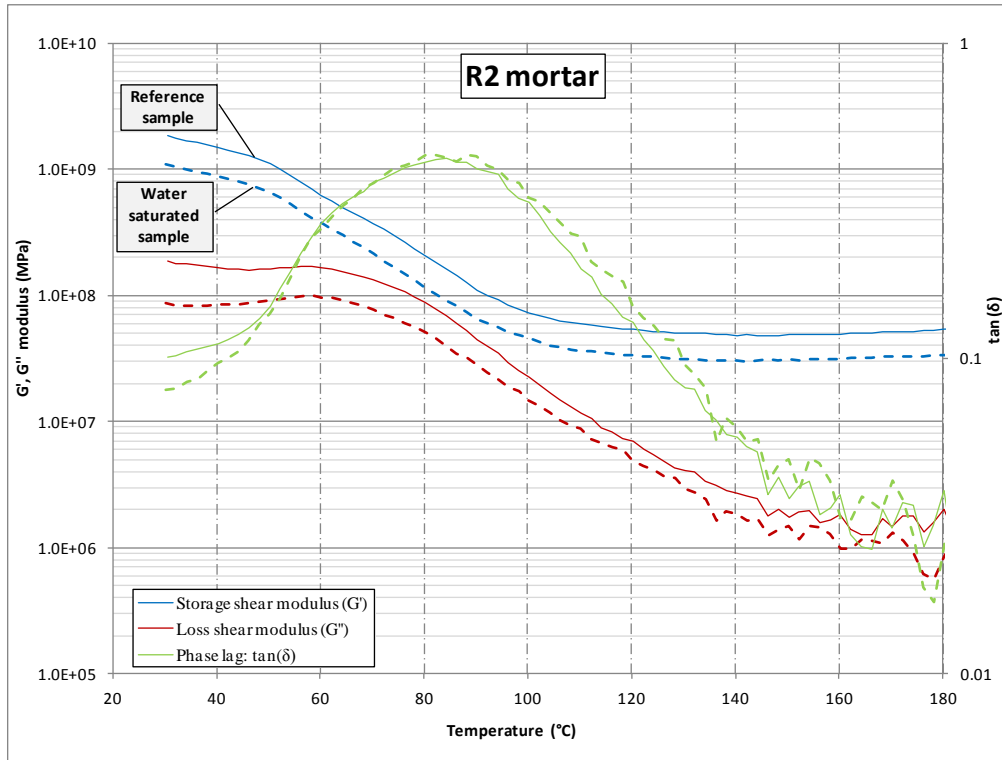


Figure 80: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ pour une éprouvette saturée immergée et un éprouvette de référence de R2

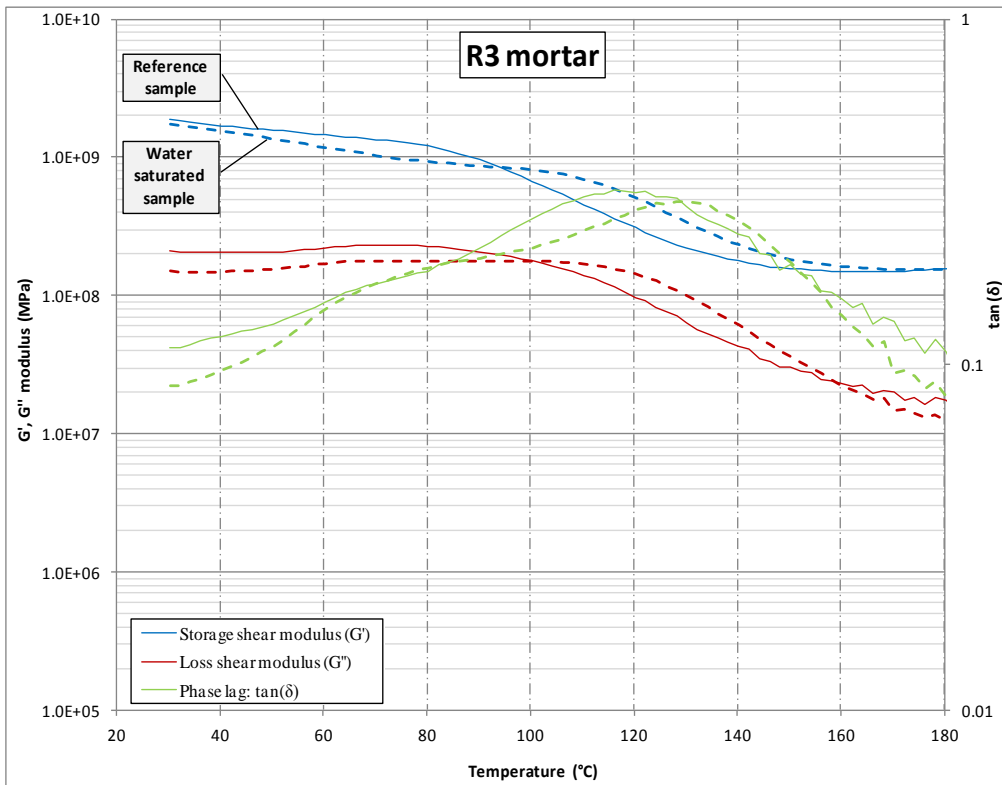


Figure 81: Variations de G' , G'' et $\tan(\delta)$ pour une éprouvette saturée immergée et un éprouvette de référence de R3

G' et G'' des éprouvettes saturées en eau diminuent pour les 3 résines. Dans le cas de R1 et R2, cette diminution est significative puisque G' est divisé par deux à 30°C. Cette diminution est visible dans les 3 zones : vitreuse, de transition et caoutchouteuse. De plus, l'eau ne semble avoir aucune influence notable sur la position de la transition vitreuse pour R1 et R2

dans la mesure où les pics de $\tan(\delta)$ se superposent pour l'éprouvette saturée et celle de référence. En revanche, pour R3, G' et G'' ont la même tendance pour les éprouvettes de référence et les éprouvettes saturées. Cependant, les G' et G'' des éprouvettes de référence sont supérieurs avant 100°C et deviennent inférieurs aux G' et G'' des éprouvettes saturées après 100°C. La transition vitreuse semble augmenter d'une dizaine de degrés en présence d'eau (et le pic de $\tan(\delta)$ semble se resserrer légèrement). Cette augmentation de T_g retarde le début de la diminution de G' et G'' de 90°C à 100°C. Une interprétation possible a été proposée par (Zhou and Lucas, 1999a) qui ont observé une augmentation de T_g par la formation de liaisons hydrogène entre les molécules de polymère.

7.4 Conséquence sur la résistance en traction

Afin de déterminer l'influence de l'eau sur la résistance des trois résines, les essais de traction sont réalisés avec la même procédure d'essai que celle décrite dans le paragraphe 5.2 sur les éprouvettes immergées aux températures 20°C, 70°C et 120°C. Les valeurs des résistances obtenues sont comparées à celles des éprouvettes de références et sont présentées sur les Figure 82, Figure 83 et Figure 84 respectivement pour R1, R2 et R3.

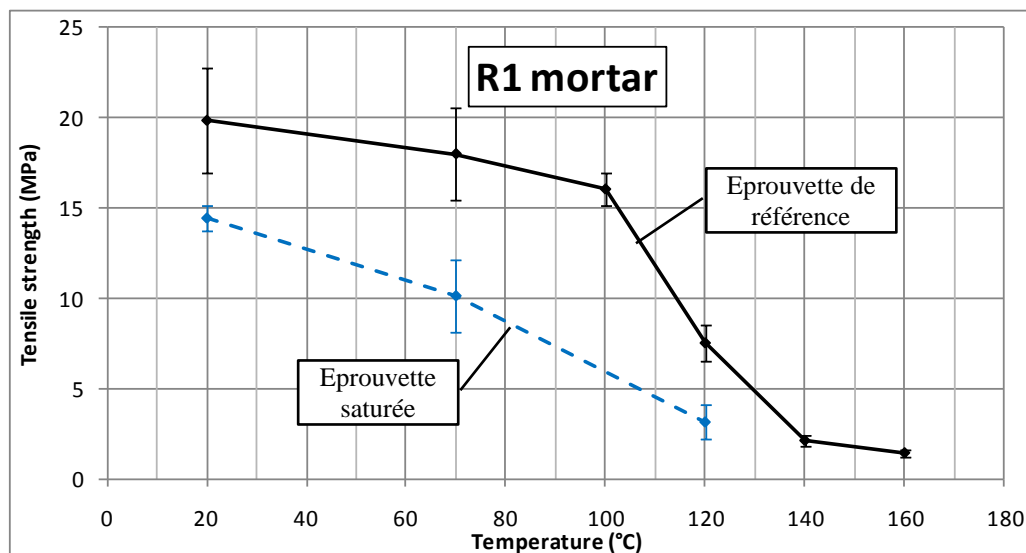


Figure 82: Variation de la résistance en traction en fonction de la température pour une éprouvette saturée immergée et une éprouvette de référence de R1

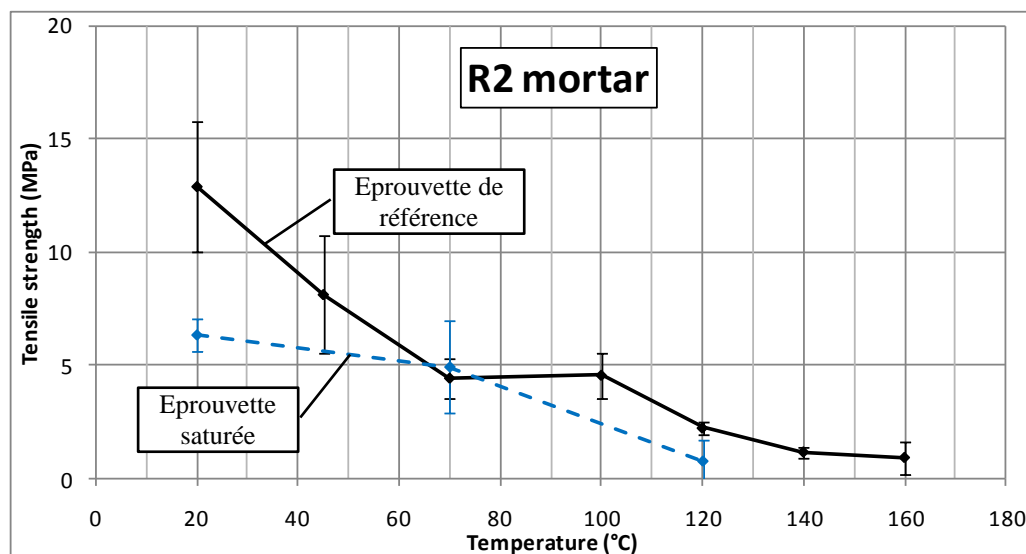


Figure 83: Variation de la résistance en traction en fonction de la température pour une éprouvette saturée immergée et une éprouvette de référence de R2

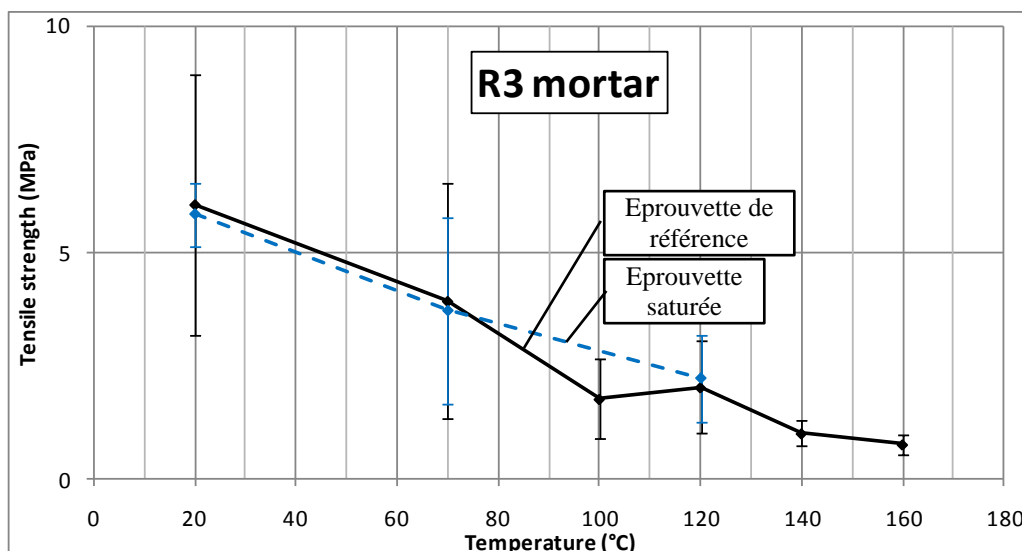


Figure 84: Variation de la résistance en traction en fonction de la température pour une éprouvette saturée immergée et une éprouvette de référence de R3

Pour R1 et R2, la présence d'eau diminue la résistance en traction. Les valeurs de résistance sont proches de 75% et 50% des résistances de référence à 20°C. D'ailleurs, cette chute de résistance (due à l'effet de l'eau) est prédominante sur celle due à l'effet de la température. Lorsque la température est supérieure à 100°C, la résistance est égale à 75% de sa valeur de référence. Il est néanmoins possible que ceci dépende de la teneur en eau d'une éprouvette. Pour R3 en revanche, aucune influence de l'eau n'est notable sur la résistance ce qui, ici encore, peut être attribué à la particularité du système qui contient initialement de l'eau dans sa composition. Lors de la stabilisation en température, l'éprouvette perd de l'eau et n'est plus saturée au moment de la traction.

8 Synthèse des principales observations

L'étude sur R1, R2 et R3 révèle une disparité importante de comportements d'un produit à l'autre. La chimie complexe de ces résines rend difficile l'interprétation des différentes tendances observées. Il est par ailleurs, très probable que, compte tenu de la variété de composants entrant en jeu dans ce type d'adhésifs, la caractérisation de nouvelles résines engendre encore d'autres observations (rendant toute généralisation quantitative sur ces adhésifs structuraux peu fiable). Cependant, certaines tendances récurrentes permettent de dégager les enseignements suivants.

i. La température de transition vitreuse

Pour ces produits, T_g semble être située dans l'intervalle de températures entre 80°C et 130°C. Cependant, il semble peu rigoureux d'exprimer T_g comme une unique température de référence pour décrire le comportement mécanique d'une résine pour 2 raisons. La première raison est que T_g n'est pas facilement identifiable. T_g est d'autant plus difficile à identifier qu'elle dépend de la postcure de l'éprouvette et peut être influencée par la teneur en eau. La deuxième raison est que les variations de G' , G'' et de la résistance en fonction de la température peuvent avoir des tendances décroissantes différentes selon le produit

considéré. Ainsi, on retiendra que lors de la description du comportement d'un ancrage en fonction de la température, **un nombre suffisants d'essais d'arrachements doivent être effectués à différentes températures de manière à dégager une tendance (propre au produit étudié).**

ii. Le module de Coulomb (G')

G' diminue avec la température avec des tendances différentes selon les produits. Cette diminution se produit de manière significative avant d'atteindre les températures proches de la transition vitreuse. Lorsque la température est supérieure à Tg, G' peut décroître de 1 à 2 ordres de grandeur. **A 30°C G' présente une valeur proche de 2 GPa pour les 3 résines.** La variation de G' en fonction de la température pour la résine R1 sera utilisée pour l'exploitation des essais d'arrachements dans le chapitre 3.

iii. La résistance en traction

La résistance en traction diminue avec la température avec des tendances différentes selon les produits. La résistance en traction devient inférieure à 2,5 MPa lorsque la température est supérieure à 140°C. **Cette température de 140°C sera choisie comme limite pour les essais d'arrachements** (présentés dans le chapitre 3) dans la mesure où la résine peut être considérée comme mécaniquement inexistante aux températures supérieures à 140°C.

iv. Le fluage

Le fluage se manifeste pour tous les produits dès 30°C et les déplacements différés augmentent avec la température. **Le chapitre 3 étudie l'influence que le fluage peut avoir sur le glissement de l'ancrage à haute température.**

v. L'influence du phénomène de postcure et de l'eau

Du fait de la cure à température ambiante de ces adhésifs, la postcure semble être un phénomène récurrent. Elle augmente G' et Tg. La teneur en eau absorbée ainsi que la vitesse d'absorption varient d'une résine à l'autre de même que l'influence de l'eau sur le comportement mécanique (Tableau 10).

Tableau 10: synthèse sur l'influence de la postcure et de l'eau

	Module de coulomb	Température de transition vitreuse	Résistance en traction
Postcure	↗ pour R1, R2, R3	↗ pour R1, R2, R3	
Eau	↘ pour R1,R2 – pour R3	– pour R1,R2 faible ↗ pour R3	↘ pour R1, R2 – pour R3

CHAPITRE 3 : CONTRIBUTION EXPERIMENTALE SUR LE COMPORTEMENT A HAUTE TEMPERATURE DES ANCRAGES CHIMIQUES

1 Introduction

Ayant observé le comportement à haute température des résines seules, ce chapitre étudie la tenue mécanique de l'ancrage, c'est-à-dire celle de l'assemblage des trois matériaux : acier, résine, béton. Cette étude a quatre objectifs : i) déterminer une relation entre la résistance en adhérence et la température ; ii) déterminer une procédure d'essai permettant de caractériser ces ancrages à haute température ; iii) évaluer l'influence des paramètres tels que l'eau et le fluage à l'échelle de l'ancrage, suite aux observations faites sur les polymères dans le chapitre précédent ; iv) étudier le comportement mécanique de l'ancrage par des mesures de contraintes et de glissement permettant de valider certaines hypothèses qui seront utilisées dans la modélisation (chapitre 4). Pour répondre à ces objectifs, trois types d'essais sont retenus (repérés par les symboles ①, ② et ③ dans la suite de ce chapitre) dont les procédures sont décrites dans la partie 2.2. Ce travail est essentiellement expérimental. L'exploitation théorique de certaines données d'essais sera développée dans le chapitre 4.

2 Matériaux et Programme expérimental

2.1 Introduction

La démarche consiste à déterminer dans un premier temps une procédure d'essai permettant de caractériser la tenue d'un ancrage à haute température. Ce travail consiste à comparer des essais d'arrachement effectués avec une montée en température pendant un chargement constant sur l'armature et des essais effectués à température stabilisée avec un chargement monotone sur l'armature. Dans un deuxième temps, l'influence de certains paramètres tels que le type de béton, l'eau ou le fluage sur le comportement mécanique de l'ancrage est étudiée. Finalement des essais équipés de jauges de déformation sont réalisés pour apporter des informations nécessaires au modèle décrit dans le chapitre 4.

2.2 Types d'essais

Le Tableau 11 décrit la démarche expérimentale adoptée pour répondre aux quatre objectifs de ce chapitre. Les procédures et les particularités de chaque essai sont décrites au fur et à mesure dans le développement. La Figure 85 présente les 3 types d'essai.

Tableau 11: Démarche expérimentale pour les essais d'arrachement sur ancrages

	Type d'essai	Objectifs
Recherche de la procédure d'essai	Essais préliminaires	Déterminer l'influence de la vitesse de chauffage
	Essais stabilisés en température	Déterminer une relation résistance en adhérence - température
Etude paramétrique	Essais stabilisés en température	Déterminer l'influence du type de béton, de l'eau ainsi que l'effet du fluage
Mesures de contraintes	Essais stabilisés en température	Déterminer les distributions de contraintes le long de l'ancrage à différentes températures

- ① L'essai d'arrachement pour lequel un effort de traction est appliqué sur l'armature et est maintenu constant pendant un chauffage progressif de l'ancrage, jusqu'à rupture (procédure n°1).
- ② L'essai d'arrachement pour lequel la température est stabilisée le long de l'ancrage (avec un effort mécanique nul), puis la ruine est obtenue à cette température en imposant un déplacement de l'armature à vitesse constante (procédure n°2).
- ③ L'essai de fluage (qui n'aboutit pas forcément à une ruine) pour lequel un effort constant est appliqué sur l'armature à température stabilisée. Le déplacement axial de l'armature est alors mesuré en fonction du temps en maintenant l'effort et la température constants.

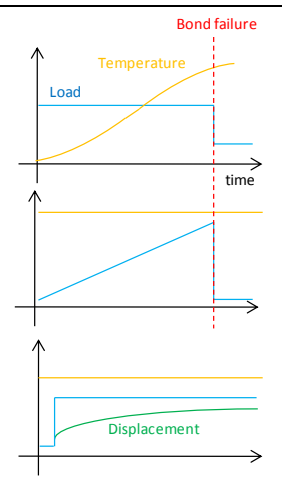


Figure 85: Présentation des trois types d'essai

2.3 Matériaux utilisés

2.3.1 Le béton

Deux types de béton sont utilisés au cours de l'étude : un béton de type C20, employé dans la plupart des essais et un béton de type C50 utilisé ponctuellement pour évaluer l'influence de la résistance du béton sur le comportement de l'ancrage. Les tableaux 8 et 9 présentent respectivement les compositions des deux bétons utilisés. Les principales caractéristiques des ciments sont présentées en Annexe 6. La nomenclature C20 signifie que le béton a une résistance à la compression caractéristique supérieure à 20 MPa déterminé par 3 essais de compression sur des éprouvettes cylindriques conservées en laboratoire pendant 28 jours. La résistance caractéristique est définie avec un fractile de 5%. Tous les essais sont réalisés après 3 mois de cure à l'air dans le laboratoire.

Tableau 12: Composition du béton C20

Béton C20		
Composant	Origine	Dosage (kg/m ³)
CEM II/B-LL 32,5R CE CP2	CALCIA - Usine de Couvrot	320
G 0/8 Bouaffle	Bouaffles – Usine Morillon-Corvol (recomposé)	880
G 4/14 RC La Brosse	La Brosse – Usine Sablières de la Seine	792
G 4/20 RC La Brosse	La Brosse – Usine Sablières de la Seine	88
Eau		233

Tableau 13: Composition du béton C50

Béton C50		
Composant	Origine	Dosage (kg/m ³)
CEM I 52,5N CE PM-ES-CP2	CCB – Usine de Gaurain	450
G 0/8 Bouaffle Recompos	Bouaffles – Usine Morillon-Corvol (recomposé)	998
G 4/14 RC La Brosse	La Brosse – Usine Sablières de la Seine	735
G 4/20 RC La Brosse	La Brosse – Usine Sablières de la Seine	82
Eau		210
Adjuvant réducteur d'eau	BASF (RHEOBUILD 1000)	5,4



2.3.2 La résine

Les essais sur ancrage sont réalisés avec la résine époxy R1 (déjà présentée dans le chapitre précédent). Le choix s'est porté sur R1 dans la mesure où la décroissance de résistance et du module de Coulomb est plus localisée en température pour cette résine (d'après les essais de caractérisation chapitre 2). Ceci permet d'étudier si cette décroissance de performances plus rapide s'observe à l'échelle de l'ancrage. R1 est également la résine utilisée pour les essais de validation décrits dans le chapitre 5. Chaque essai est réalisé au minimum 24h après le début de la cure de la résine. Aucun préchauffage de l'éprouvette n'est effectué pour initier de la postcure, hormis celui appliqué lors de l'essai.

2.3.3 L'armature en acier

Les armatures acier utilisées pour l'ancrage sont principalement de type Haute Adhérence (HA). Certains essais sont réalisés avec des barres de type Diwidag. Toutes les barres utilisées sont de diamètre 12 mm. Le Tableau 14 donne les caractéristiques mécaniques des deux types de barres (*DSI, 2008*). Dans la mesure où les températures étudiées dépassent rarement les 140°C (température limite définie d'après les observations des essais de caractérisation), les propriétés mécaniques de l'acier seront considérées comme constantes (chapitre 1, partie 3.2).

Tableau 14: Caractéristiques des armatures béton Diwidag et HA

	HA12	Diwidag 12mm
Photo		
Module d'élasticité	210 GPa	210 GPa
Limite d'élasticité	500 MPa	500 MPa
Résistance en traction	550 MPa	550 MPa

La différence entre les deux types d'armatures réside dans la géométrie des cannelures visible sur les photographies dans le Tableau 14. Afin de s'assurer de la valeur théorique du module d'Young, un essai de traction (pilote en déplacement) est réalisé sur une barre HA12. La mesure de l'effort et celle de la déformation grâce à un extensomètre permettent de tracer le diagramme contrainte de traction-déformation dans le domaine élastique (Figure 86). La contrainte est déterminée en prenant comme section de l'acier, l'aire calculée à partir du diamètre (ici 12 mm). Le module mesuré est de 215 GPa.

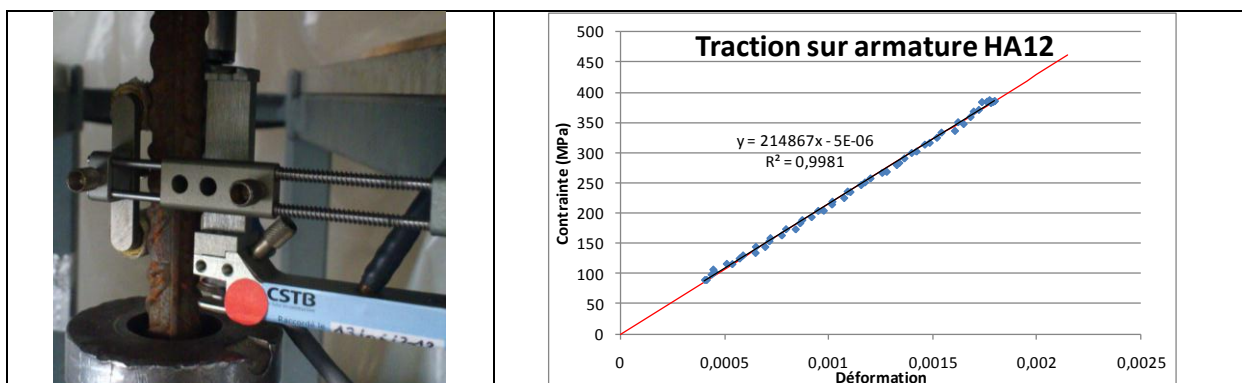


Figure 86: Photo d'un essai de traction sur une barre HA12 et courbe de contrainte-déformation associée

2.4 Géométrie et méthode de fabrication des éprouvettes

La profondeur d'ancrage ainsi que l'instrumentation de mesure (thermocouples, jauges, capteurs de déplacement) changent selon le type d'essai. Les informations sur les particularités de chaque essai sont fournies lors de la description de chaque procédure expérimentale.

Tous les essais sont réalisés sur des cylindres de béton C20 (ou C50) de diamètre 160 mm (et d'une hauteur de 250 mm pour la plupart des essais) gainés en partie extérieure par un cerclage en acier d'une épaisseur de 5 à 10 mm. Le béton est coulé directement dans ce cerclage acier dont le but est d'éviter la fissuration radiale de l'éprouvette de béton lors de l'essai d'arrachement.

La méthode d'implantation de l'armature avec la résine suit les recommandations données par le fournisseur de la résine R1. Un trou est percé dans la direction axiale du cylindre avec un diamètre de 16 mm pour ancrer une armature de 12 mm de diamètre. L'épaisseur moyenne de la couche d'adhésif entre l'acier et le béton est donc de 2 mm. Le trou est alors nettoyé par une série d'étapes composée de : 2 soufflages (à la pompe manuelle), deux brossages, 2 soufflages, 2 brossages. Le matériel de nettoyage est fourni par le fabricant de la résine. Cette étape de nettoyage vise à évacuer la poussière de béton générée pendant le perçage. Une fois le trou nettoyé, la résine est injectée dans le trou et l'armature est insérée dans les secondes qui suivent par un mouvement de descente continue accompagné d'un pivotement rotatif autour de l'axe de l'ancrage pour assurer l'imprégnation de la résine sur les surfaces des adhérents (entre les cannelures).

Avant l'insertion, l'armature est préalablement équipée de thermocouples (TC) ou de jauges. Comme le montre la Figure 87, les thermocouples sont fixés à la surface de l'armature (par du fil de fer fin ou du ruban adhésif en aluminium). Une précaution particulière est prise pour limiter l'espace occupé par l'instrumentation au sein de l'ancrage. La plupart des essais comporte 2 thermocouples dans l'ancrage : TC1 placé en fond d'ancrage et TC2 placé à 10 mm de la surface du béton.



Figure 87: Fixation d'un TC sur une armature Diwidag

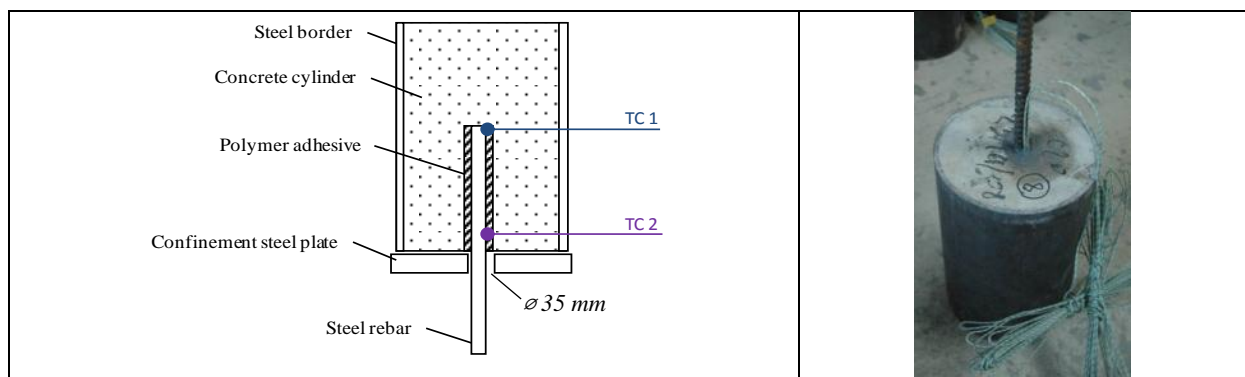


Figure 88: Schéma d'une éprouvette

Pour finir, une fois l'armature ancrée, une plaque de confinement en acier de 20 mm d'épaisseur est placée pour recouvrir la surface du béton autour de l'armature. Le diamètre interne de la rondelle de confinement est de 35 mm. L'objectif du confinement est d'empêcher toute ruine par la formation d'un cône de béton. La Figure 88 représente une éprouvette utilisée.

2.5 Dispositif d'essai

L'éprouvette est placée sur un banc d'essai quatre colonnes composé d'un dispositif de chauffage et d'un vérin hydraulique (Figure 89).

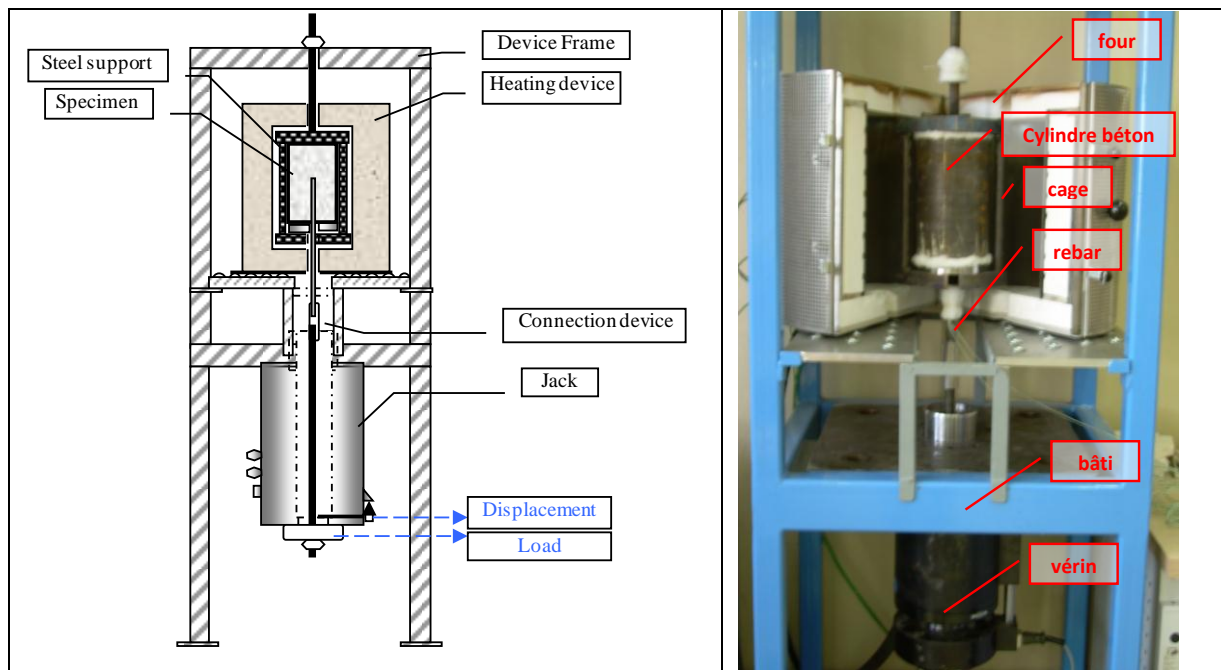


Figure 89: Dispositif utilisé pour les essais d'arrachement à haute température

Deux dispositifs de chauffages sont utilisés selon le type d'essai. Chacun des systèmes de chauffage est présenté au fur et à mesure de la description des essais. Dans chacun des systèmes de chauffage, l'éprouvette est placée dans une cage support en acier réfractaire solidaire du bâti de manière à éviter tout effort mécanique sur le four ou l'étuve. Cette cage est maintenue par une tige filetée également en acier réfractaire liée en haut du dispositif quatre colonnes. Une ouverture sur les surfaces inférieure et supérieure du four ou de l'étuve permet le passage de la tige maintenant la cage et la sortie de l'armature en partie inférieure. L'Isorfrax est employé comme isolant thermique pour confiner la température à l'intérieur de l'enceinte au niveau de ces ouvertures. L'armature est reliée à la tige du vérin par l'utilisation d'un mors conique.

Le vérin Schenck fixé au bâti est actionné par alimentation hydraulique avec une servovalve de 165 l/min de débit et a une capacité de 250 kN. L'asservissement peut être effectué en déplacement ou en force grâce à une baie de pilotage AllTests (qui permet également d'effectuer l'acquisition). L'effort appliqué est mesuré par un capteur de force à jauges (placée en partie inférieure du vérin) d'une capacité de 100 kN ou de 50 kN (selon les essais). Les fiches d'étalonnage des capteurs de force indiquent que la sensibilité du capteur est valable entre 10% et 100% de la capacité du capteur rendant les mesures de forces inférieures à 10kN ou 5kN peu fiables. Le capteur de déplacement du vérin a une course de 100 mm.

2.6 Programme d'essai

Le Tableau 15 présente le programme expérimental pour répondre aux objectifs décrits en introduction du chapitre.

Tableau 15: Programme expérimental pour l'étude sur les ancrages

	N° & type	Type d'essais	Nombre d'essais	Eprouvette*	Mesures
Recherche de la procédure d'essai	1 ①	Essais d'arrachement à force constante au chauffage ISO 834-1	6 essais forces : 4, 8, 12, 22, 36, 48 kN (x1)	L=120mm Diwidag $\varnothing=12\text{mm}$	Température four, Température ancrage, Force, Déplacement vérin
	2 ①		Essais d'arrachement à force constante au chauffage électrique	6 essais forces : 4, 8, 12, 22, 35, 65 kN (x1)	L=120mm Diwidag $\varnothing=12\text{mm}$
	3 ②	Essai d'arrachement à température stabilisée	3 essais température : 20°C (x3)	L=60mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin
	4 ②		29 essais températures : 40, 60, 65, 78, 80, 86, 86, 94, 100, 100, 120, 125, 140°C (x1)	L=75mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin
Etude paramétrique (type de béton, eau, fluage) béton)	5 ②	Essai sur béton C50	6 essais températures : 20°C (x3) 80°C (x3)	L=60mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin
	6 ②	Essai sur éprouvette séchée	6 essais températures : 20°C (x3) 80°C (x3)	L=65mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température four, Température ancrage, Force, Déplacement vérin
	7 ③	Essai de fluage	5 essais (même éprouvette) températures : 20, 80, 90, 100, 110°C (x1)	L=75mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin, Déplacement armature
Mesures de contraintes	8 ②	Essais d'arrachement avec mesures de contraintes	4 essais (ancrage traversant) température : 80°C (x4)	L=120mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin, Déplacement armature, Contraintes
	9 ③	Essai de fluage avec mesure de contraintes	4 essais (ancrage traversant – même éprouvette) températures : 20, 40, 60, 80, 90, 100, 110, 120, 130°C (x4)	L=150mm HA $\varnothing=12\text{mm}$	Température ancrage, Force, Déplacement vérin, Déplacement armature, Contraintes
*(L=profondeur d'ancrage, \varnothing =diamètre de l'armature)					

3 Essais préliminaires de type ① - Essais d'arrachement à force constante

3.1 Introduction

Comme indiqué dans le chapitre 1, la tenue au feu d'un élément structural est généralement évaluée par le temps pendant lequel le système peut résister à une sollicitation thermique normalisée avant la ruine. Cette philosophie d'évaluation est motivée par la représentativité de l'essai avec un cas réel. Lors d'un incendie, l'élévation de la température provoque la ruine après une certaine durée d'exposition à l'incendie. Ces essais avec augmentation progressive de la température soulèvent la question de l'influence de la vitesse de chauffage.

L'Eurocode 1, partie 1-1 (CEN, EN 1991-1-2, 2002) propose une courbe d'évolution de la température en fonction du temps (ISO 834-1) pour le dimensionnement des structures en situation d'incendie. La méthode de dimensionnement décrite dans le chapitre 1, partie 5 propose d'ailleurs d'effectuer l'évaluation des ancrages chimiques avec la montée en température ISO 834-1 de manière à déterminer la relation entre la résistance en adhérence et la température. Une étude est réalisée pour déterminer si cette relation peut être obtenue avec une autre vitesse de chauffage. Pour cela, deux campagnes de 6 essais sont réalisées avec des fours électrique et à gaz afin d'évaluer l'influence de la vitesse de chauffage sur la résistance en adhérence. Les essais sont menés à force constante (procédure ①) et en augmentant progressivement la température jusqu'à la ruine.

3.2 Modalité des essais

La première campagne d'essai est réalisée avec le dispositif présenté dans la partie 2.5. Le système de chauffage utilisé pour ces essais est un four électrique cylindrique Pekly d'une capacité de 800°C (230V, 30A, 50Hz) présenté Figure 90. Ce four, comporte trois niveaux de résistances disposées en anneaux et permettant d'assurer une montée en température régulée par un programme de chauffage défini par segments en fonction du temps.

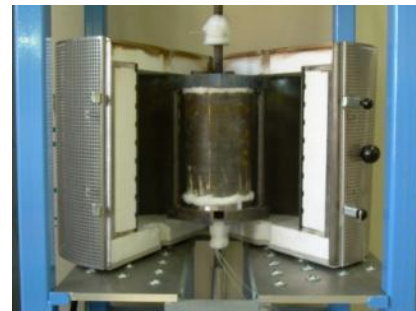


Figure 90: Four électrique PEKLY

La montée en température des résistances du four suit une rampe de 20°C/min jusqu'à 750°C puis la température est maintenue à 750°C jusqu'à la ruine de l'ancrage. Les efforts de traction appliqués pendant les essais sont de 4, 8, 12, 22, 35 et 65 kN.

La deuxième campagne d'essai est effectuée en suivant la montée en température ISO 834-1 avec un four à gaz. Le dispositif du four à gaz est présenté dans Figure 91. Il est équipé de 8 brûleurs disposés 4 par 4 le long de deux faces latérales à mi-hauteur. Le cylindre béton est placé dans le four et l'armature est raccordée à un vérin placé au-dessus permettant d'appliquer l'effort constant. Dans cette configuration, l'orientation de l'ancrage est inversée par rapport au dispositif électrique (où l'armature est orientée vers le bas). Les forces appliquées au four à gaz sont de 4, 8, 12, 22, 36 et 48 kN.

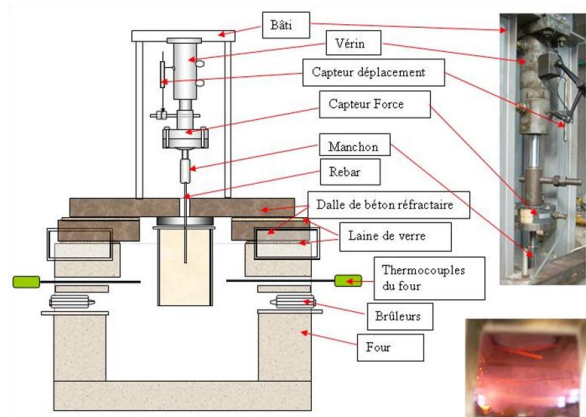


Figure 91: Dispositif d'arrachement au four à gaz

Les courbes de montée en température avec les deux technologies de chauffage sont représentées Figure 92. Les différences de vitesses de chauffage sont très marquées en début d'essai avec une vitesse de 20°C/min pour le chauffage électrique et une vitesse d'environ 300°C/min pour le chauffage au gaz. Les éprouvettes utilisées sont des cylindres de béton C20 équipés d'armatures Diwidag 12 mm ancrées sur une profondeur de 120 mm. Deux thermocouples dans l'ancrage (TC1 en fond d'ancrage et TC2 à 10 mm de la surface) permettent de déterminer les températures de l'ancrage au moment de la ruine. La contrainte d'adhérence est considérée comme uniforme le long de l'ancrage et est calculée à partir de l'effort appliqué.

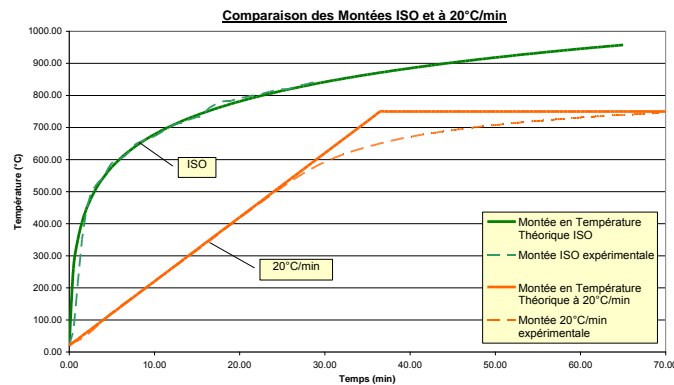


Figure 92: Montées en température au four électrique et au four à gaz

3.3 Résultats des essais et discussion

La Figure 94 présente les différents modes de ruine obtenus au cours de ces essais. L'observation des modes de ruine montre que la rupture de l'ancrage semble se produire soit à l'interface armature/résine, soit à l'interface résine/béton soit aux deux interfaces selon la position le long de l'ancrage. Cependant, aucune corrélation n'est établie entre le mode de ruine et la température de ruine. Pour la majorité des essais le mode de ruine mixte est observé. La présence de résine entre les cannelures de l'armature en partie plus profonde de l'ancrage est fréquemment observée. La présence de confinement mécanique sur la surface béton empêche toute ruine par formation d'un cône béton. Cependant, de la fissuration du béton est observée pour un des essais et est visible sur la Figure 93. Cet essai est réalisé avec une charge de 65 kN. La ruine s'est produite à température ambiante.



Figure 93: Fissuration en surface du béton



Figure 94: Photos des différents modes de ruine

La Figure 95 présente les évolutions de températures du four et de TC1 et TC2 ainsi que le déplacement du vérin. Les essais sont réalisés dans le four électrique et dans le four à gaz avec un effort appliqué constant de 22 kN. La moyenne de TC1 et TC2, est également représentée en rouge. Le déplacement du vérin permet d'identifier l'instant auquel survient l'arrachement. Ce déplacement se produit dans des sens opposés dans les deux fours à cause de l'orientation inversée de l'éprouvette. L'arrachement s'effectue vers le haut pour le four à gaz et vers le bas pour le four électrique. Les valeurs de températures de TC1 et TC2 ne sont pas exploitables après la ruine à cause du décollement des thermocouples pendant l'arrachement de l'armature.

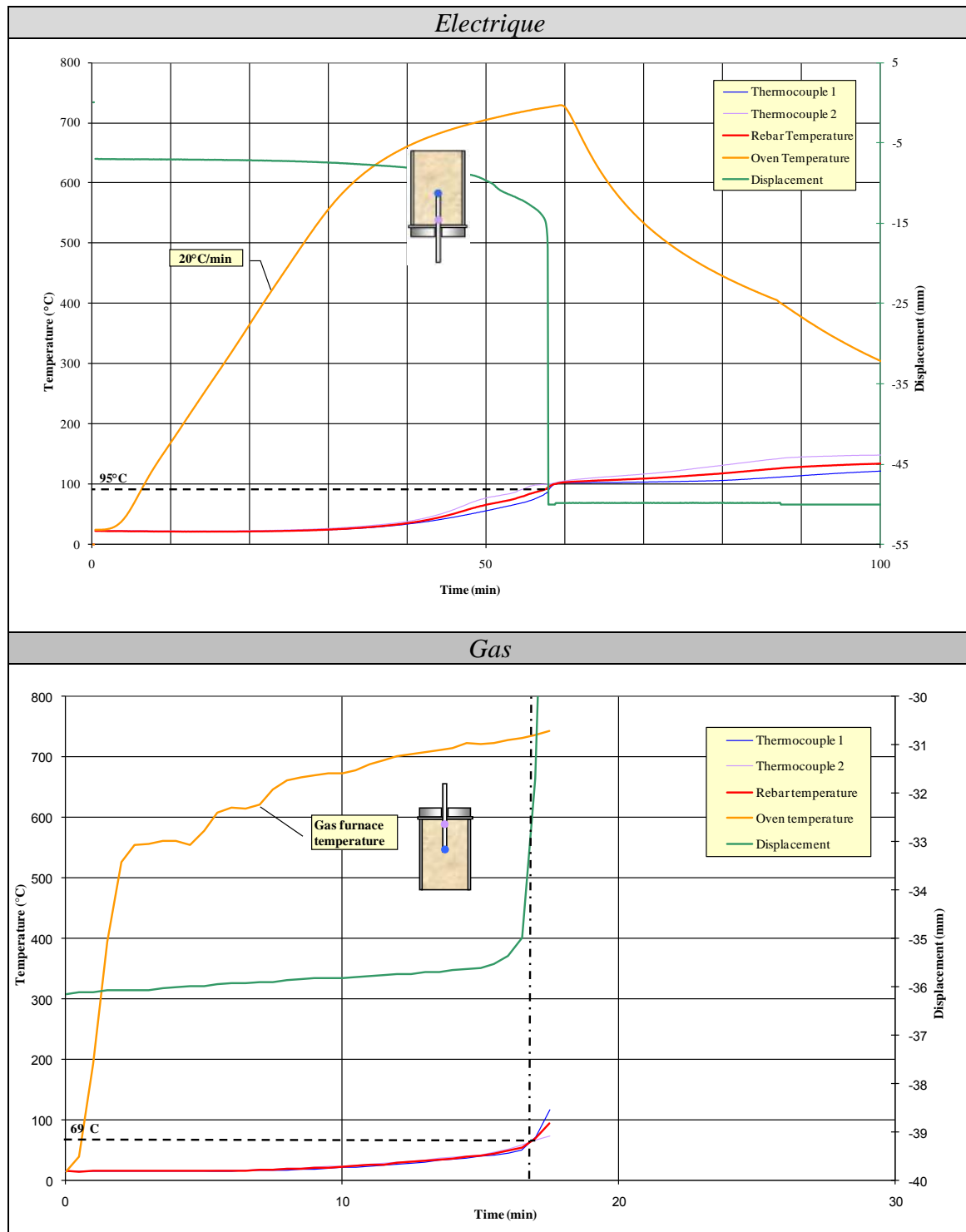


Figure 95: Courbes d'essais d'arrachement à l'électrique et au gaz à 22kN

Trois constats principaux peuvent être établis à partir de la comparaison entre ces essais.

i. Températures, contraintes et temps de ruine

L'observation des temps et températures de ruine montre que l'arrachement se produit à 69°C après 16,5 min pour le chauffage au gaz alors qu'il a lieu à 95°C après 55 min pour le chauffage électrique. La durée avant la ruine varie donc fortement selon la vitesse de chauffage appliquée.

ii. Ecart de température entre le four et l'ancrage

Pour les deux types de chauffage on observe un écart très important entre la température au niveau de la source de chaleur dans le four et la température de TC1 et TC2 au niveau de l'ancrage. Dans le cas du chauffage électrique, il faut attendre d'avoir une température du four à 450°C pour voir l'élévation de la température de l'ancrage. Cette différence de température peut être attribuée principalement à l'isolation thermique assurée par le cylindre béton (d'une épaisseur de plus de 60 mm autour de l'ancrage). Dans chacun des dispositifs, la longueur de la partie exposée de l'armature est réduite de manière à limiter l'effet de pont thermique que pourrait avoir l'acier. Un essai de chauffage simple réalisé sans armature montre que celle-ci a principalement pour effet d'homogénéiser la température le long de l'ancrage, sans pour autant en modifier la valeur moyenne. Les courbes de températures de cet essai sont présentées en Annexe 5.

iii. Distribution thermique le long de l'ancrage

Dans le cas du chauffage électrique (essai ①), un écart maximal d'une trentaine de degrés entre TC1 et TC2 le long de l'ancrage est observable. L'écart est plus faible, environ 5°C, lorsque le chauffage est réalisé au gaz (Figure 95). L'écart entre TC1 et TC2 signifie que la température n'est pas uniforme le long de l'ancrage. La partie 3.6 évalue les conséquences de ce gradient thermique sur l'évaluation de l'ancrage ; c'est-à-dire quelle est la température qui conditionne la tenue de l'ancrage au moment de la ruine.

La répétition de l'essai pour les 6 niveaux de force pour chaque type de chauffage permet de suivre la variation de la température de ruine en fonction de la contrainte d'adhérence appliquée. La Figure 96 présente cette variation pour les chauffages électrique et au gaz, ainsi que les températures de TC1 et TC2 mesurées au moment de la ruine. Ces valeurs permettent de quantifier le gradient thermique le long de l'ancrage lors de l'arrachement.

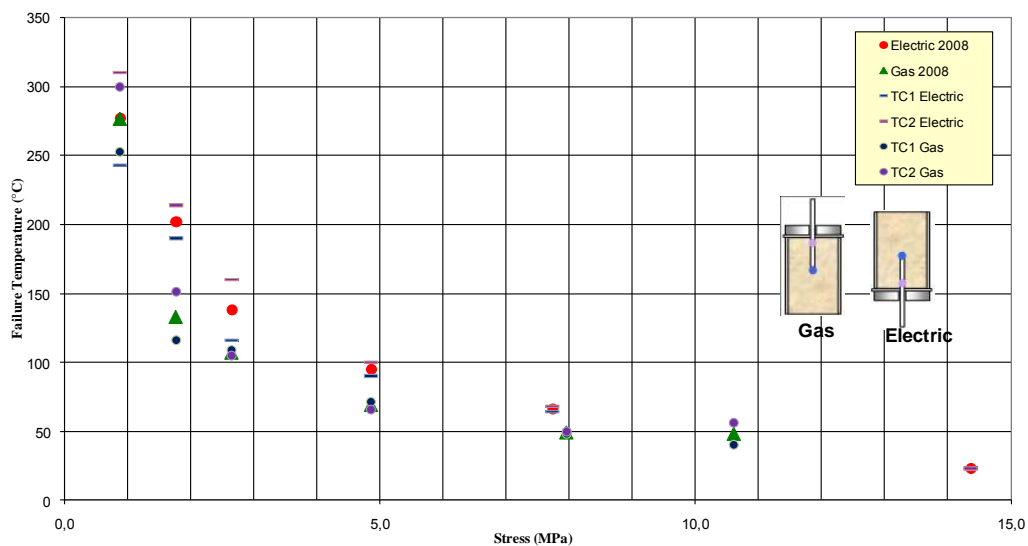


Figure 96: Variations des températures de ruine en fonction de la contrainte appliquée à l'électrique et au gaz

3.4 Variations de la résistance en fonction de la température

Pour les deux types de chauffage, une diminution de la température de ruine en fonction de la résistance en adhérence est observable. Cette diminution est plus rapide pour les températures comprises entre 300°C et 100°C. Cependant, il est difficile d'observer un changement de comportement localisé sur un intervalle de température entre 100°C et 130°C comme cela est constaté sur les essais de résistance en traction réalisés sur la résine R1 (chapitre 2, partie 7.4). La diminution importante des performances mécaniques liées à la transition vitreuse (entre 120°C et 140°C) n'est pas observable. De faibles niveaux de résistance peuvent être observés (inférieures à 2,5 MPa) au-delà de 140°C. Ainsi, le comportement de la résine seule (étudié dans le chapitre 2) n'apparaît pas clairement à l'échelle de l'ancrage pour ces essais d'arrachement. Une interprétation thermomécanique sera donnée à cette observation dans le paragraphe sur les gradients thermiques le long de l'ancrage (partie 3.5).

3.5 Différences entre les essais au four à gaz et au four électrique

Les températures de ruine mesurées lors des essais avec au chauffage électrique sont supérieures ou égales celles mesurées avec le chauffage au gaz (Figure 98). Cet écart peut atteindre 70°C à une résistance en adhérence de 1,9 MPa avec des températures de ruines moyennes de 200°C (électrique) et de 130°C (gaz). La vitesse de chauffage pourrait donc avoir une influence sur la température de ruine. Afin de vérifier cette influence possible de la vitesse de montée en température, trois essais d'arrachement sont réalisés avec le four électrique et la même procédure d'essai. Un effort de 22 kN est appliqué sur l'armature avec des montées en températures de 5°C/min, 10°C/min et 20°C/min. La Figure 97 présente les évolutions des températures dans l'ancrage ainsi que les déplacements pour identifier la ruine.

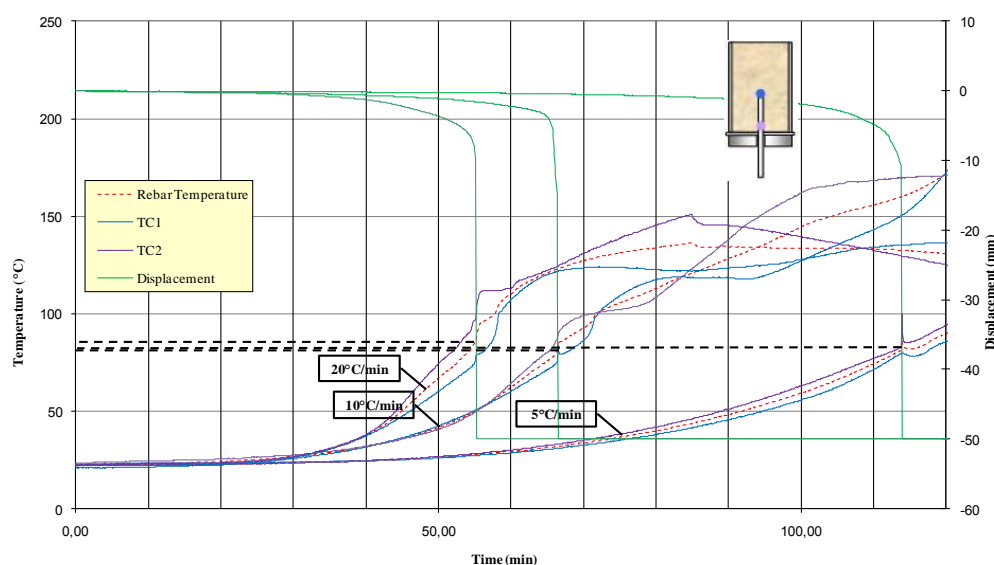


Figure 97: Influence de la rampe de montée en température en électrique

Malgré des temps d'essais variant entre 55 min et 114 min, les températures de ruine obtenues sont de 81°C, 88°C et 86°C. Ainsi, dans cet intervalle de vitesses (entre 5°C/min et 20°C/min), l'influence de la vitesse de montée en température n'apparaît pas significative.

3.6 Distributions de températures dans les essais ① au gaz et à l'électrique

L'étude s'oriente maintenant vers l'évolution des températures au sein de l'éprouvette lors du chauffage. Pour cela, des observations sont menées sur les sollicitations thermiques appliquées aux éprouvettes de béton dans les deux dispositifs d'essai en mesurant les températures sur la surface exposée de l'éprouvette et dans le béton. Quatre thermocouples

sont placés face à TC1 et TC2 respectivement à 50 mm dans le béton dans le sens radial et sur la gaine en acier entourant l'éprouvette. Les évolutions des températures dans le béton et sur le bord sont présentées Figure 98. Pour le chauffage électrique, les mesures des températures dans le béton et sur le bord sont effectuées lors de différents essais mais sont représentées sur le même graphique pour la comparaison (en raison de la bonne répétabilité des essais pour le chauffage électrique).

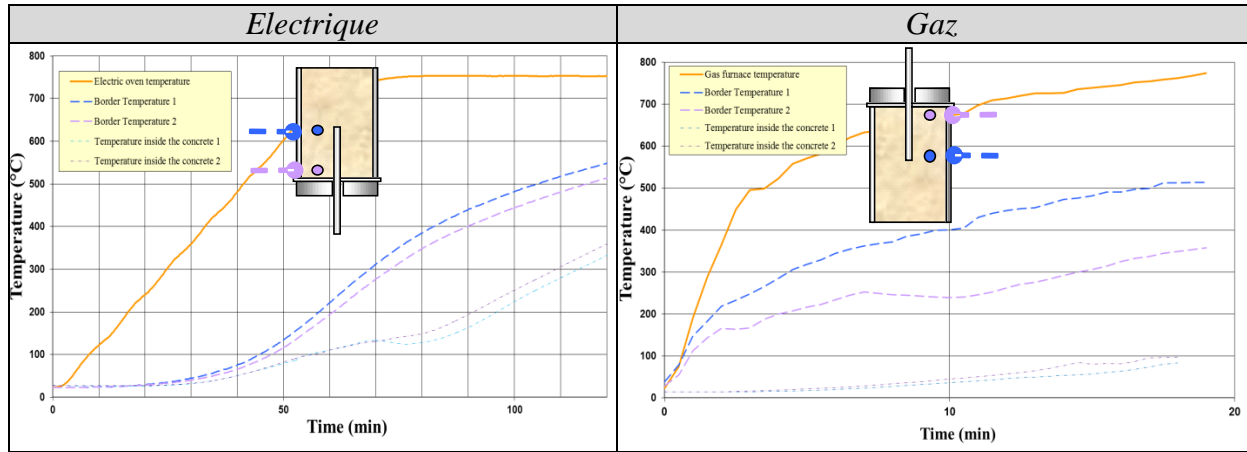


Figure 98: Variations des températures sur les bords et dans l'éprouvette béton lors d'un chauffage électrique et au gaz

Par comparaison avec les montées en températures au niveau de l'ancrage (Figure 95), les températures dans le béton sont supérieures à celles de l'ancrage ce qui suggère que l'armature ne joue pas le rôle de pont thermique principal dans l'échauffement de l'ancrage. Pour les deux types de chauffage, la température de la bordure extérieure est plus élevée en milieu de hauteur du cylindre que proche de la surface. Cette différence est particulièrement marquée dans le chauffage au gaz avec des écarts proches de 150°C vers 400°C et s'explique par la proximité des brûleurs de la partie inférieure du cylindre. En revanche, la température dans le béton est en général plus élevée dans la zone proche de la surface béton qu'au cœur de l'éprouvette pour les deux types de chauffage.

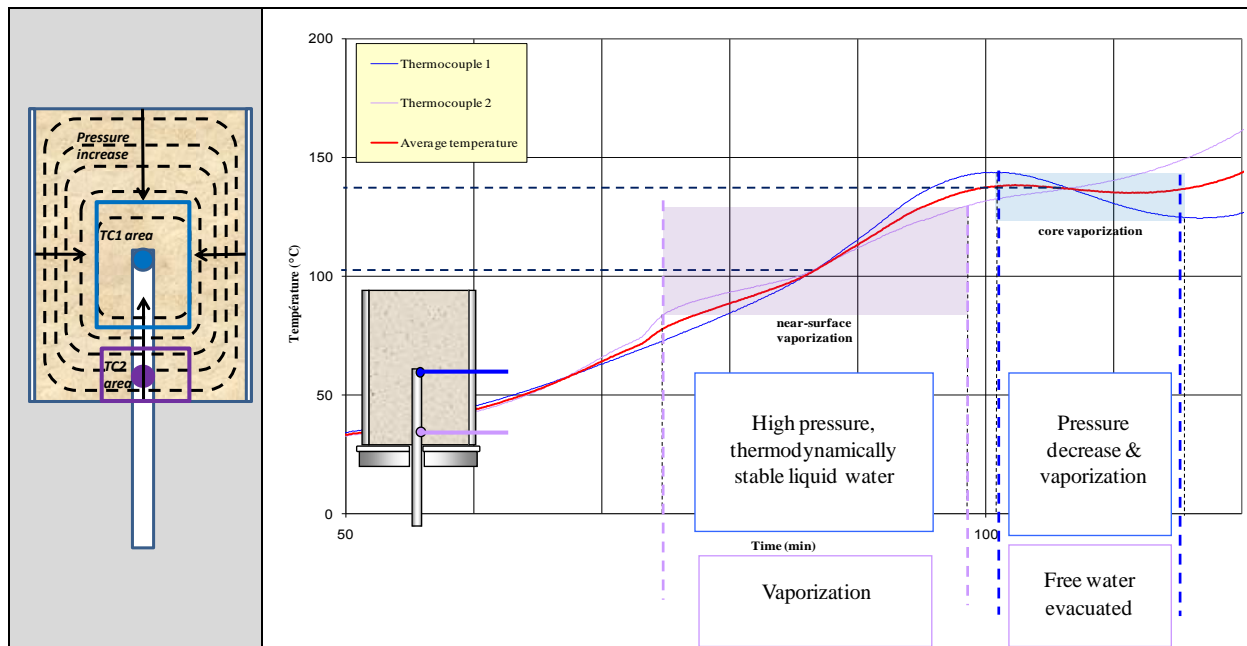


Figure 99: Interprétation des montées en température dans l'ancrage au voisinage de 100°C

Dans le cas du chauffage électrique, un changement d'orientation du gradient thermique dans le béton est observable entre 100°C et 120°C. Cette tendance est également observable sur les montées en température de TC1 et TC2 pour le four électrique (Figure 99) et de manière moins répétable pour le four à gaz.

La température à 10 mm de la surface s'élève plus rapidement que celle au centre du cylindre. La pression dans la zone proche de la surface du béton est proche de la pression atmosphérique et favorise une vaporisation de l'eau au voisinage de 100°C. L'énergie nécessaire pour assurer le passage de l'état liquide à l'état gazeux est consommée au dépend de l'énergie thermique apportée au système provoquant un ralentissement de la montée en température proche de la surface de béton. La pression des pores dans le béton s'élève dans la zone où a lieu la vaporisation et l'eau a tendance à migrer vers les zones de pressions moins élevées : à la fois vers les parties extérieures du cylindre (où l'eau a déjà partiellement été évacuée) et vers le centre du cylindre (où la vaporisation n'a pas encore débutée). L'accumulation d'eau dans la région centrale du cylindre accroît la pression dans cette zone ; l'eau liquide y est alors confinée dans un état thermodynamiquement stable. Au-delà de 130°C, l'eau liquide en périphérie du cylindre s'est évaporée couche par couche vers le centre ce qui mène à une augmentation de la perméabilité et une diminution de la pression conduisant à la vaporisation. La quantité d'eau étant importante dans cette zone, l'énergie consommée est supérieure à l'énergie thermique apportée ce qui pourrait expliquer la diminution de température au niveau de TC1. Une fois la vaporisation terminée, les deux températures dans l'ancrage continuent à augmenter. Ce phénomène de vaporisation met en évidence deux points. Premièrement, une migration de l'eau dans le béton et donc dans l'adhésif. Deuxièmement, la vaporisation de l'eau influence la distribution thermique le long de l'ancrage aussi bien lors d'un chauffage électrique que d'un chauffage au gaz.

A partir de ces données, deux éléments de réponse susceptibles d'expliquer la différence de températures de ruines observées entre les chauffages électrique et au gaz peuvent être proposés.

i. Interprétation physico-chimique

Les essais au four électrique présentant une durée plus élevée que ceux au gaz, le temps pendant lequel la postcure de la résine peut se produire est plus important. Les essais de caractérisation sur polymères montrent que la postcure augmente légèrement la température de transition vitreuse (ainsi que le module de Coulomb). Il est donc probable que le fait de laisser l'éprouvette plus longtemps à température élevée accroisse la résistance de l'ancrage par densification du réseau réticulé formé par la résine. Ceci pourrait expliquer les températures de ruine plus élevées obtenues au four électrique.

ii. Interprétation thermomécanique

Les gradients thermiques observés le long de l'ancrage (estimés par les différences entre TC1 et TC2) aussi bien pour le chauffage au gaz que pour le chauffage électrique nous ont conduit à proposer pour la suite de l'étude une autre procédure expérimentale. Cette différence de température peut en effet atteindre une trentaine de degrés sur une longueur de 110 mm ce qui peut conduire à des comportements mécaniques de la résine différents entre le début et la fin de l'ancrage. Pour un effort constant, la ruine doit donc être associée à un profil de température plutôt qu'à une température unique. Il est donc nécessaire de savoir si la tenue de l'ancrage est conditionnée de façon prépondérante par la température maximale ou minimale.

A température ambiante, le chapitre 1 révèle l'existence d'une distribution de contraintes (d'adhérence et axiales) le long de l'ancrage lorsqu'un effort est appliqué sur l'armature (comme présenté Figure 100). Il est rappelé que la contrainte axiale correspond à la

contrainte de traction dans l'armature et que la contrainte d'adhérence correspond à celle de cisaillement dans la couche d'adhésif. Le profil de contraintes d'adhérence doit satisfaire la condition d'équilibre de l'effort pour assurer la tenue de l'ancrage. L'intégration des contraintes d'adhérences sur la surface latérale de l'armature doit donc être égale à l'effort de traction appliqué sur l'armature (exprimé dans l'Équation 8).

Lors d'un chauffage, cette condition doit toujours être satisfaite jusqu'à la ruine malgré un changement du profil de contraintes. Dans le cas d'un chauffage non-uniforme, pour lequel les températures en début d'ancrage sont plus élevées que celles en fond d'ancrage, les résistances en adhérence diminuent au fur et à mesure que nous nous rapprochons du début de l'ancrage. Les faibles résistances dans la zone chaude conduisent à la saturation des contraintes d'adhérences. Afin de satisfaire la condition d'équilibre de l'effort, les contraintes d'adhérences sont redistribuées au fond de l'ancrage vers les zones les plus froides. A première vue, il semble donc que la zone froide de l'ancrage soit celle qui conditionne la tenue de celui-ci.

Cependant, même en considérant la température la plus froide comme étant la température de ruine, il n'est pas possible d'y associer une contrainte d'adhérence appliquée. La longueur de l'ancrage participant à la tenue mécanique de celui-ci n'est en effet plus connue. Or, cette longueur est nécessaire pour calculer la contrainte d'adhérence appliquée connaissant l'effort appliqué ($\tau = F/\pi.d.L$). La Figure 100 présente un cas extrême pour lequel la zone la plus chaude ne participe plus à la tenue de l'ancrage réduisant ainsi la longueur effective de l'ancrage de L à L' .

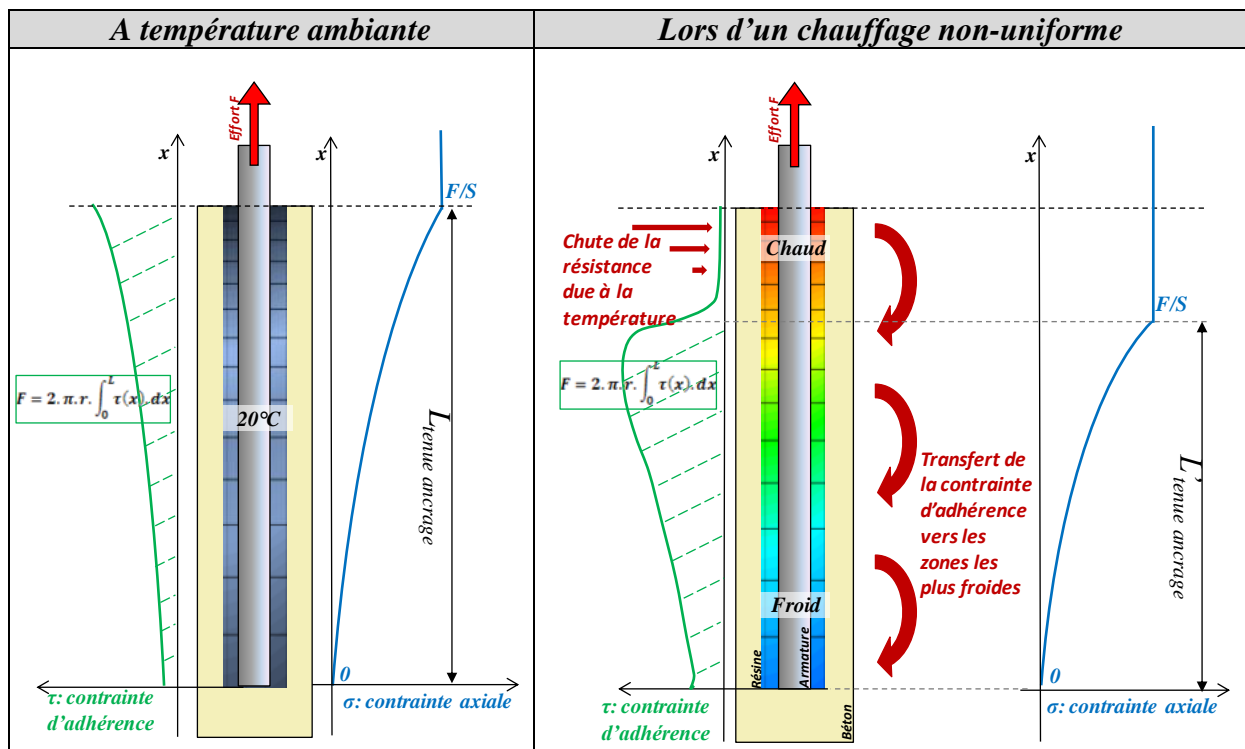


Figure 100: Représentation schématique de la redistribution de contraintes lors d'un chauffage non uniforme

En résumé, la présence d'un gradient thermique le long de l'ancrage ne permet pas de déterminer une relation entre la résistance en adhérence et la température de manière rigoureuse. Nous recherchons donc une procédure expérimentale permettant d'obtenir une température uniforme le long de l'ancrage de manière à y associer une résistance en adhérence.

L'étude est poursuivie avec des essais ② (stabilisés en température) pour deux raisons.

- i) Premièrement, pour les essais ②, la température est uniforme sur toute la longueur de l'ancrage. Ceci n'est pas le cas dans les essais ① à cause du phénomène de vaporisation. Même si cet essai est moins représentatif d'un cas réel (dans lequel la posture, l'eau et le fluage interviennent), les trois matériaux présentent les mêmes propriétés mécaniques sur toute la longueur. Le type d'essai ② permet donc une caractérisation du système ancrage.
- ii) Deuxièmement, la stabilisation en température permet d'effectuer des mesures de déplacement de l'armature et de contraintes dans l'ancrage. Dans le cas d'un changement de température ces deux types de mesures sont perturbés par la dilatation thermique des pièces du dispositif de traction ainsi que la variation de la résistivité des jauges avec la température.

4 Détermination d'une procédure d'essai d'arrachement permettant de caractériser l'ancrage à haute température

4.1 Introduction

L'objectif de cette partie est d'aboutir à une procédure d'essai d'arrachement permettant d'évaluer la tenue d'un ancrage en température tout en observant les écarts pouvant être obtenus entre les différentes procédures d'arrachement.

4.2 Essais de type ② - arrachement à température stabilisée

4.2.1 Modalités des essais

La procédure d'essai utilisée jusqu'ici (présentée dans les essais préliminaires) ne permet pas d'obtenir une température uniforme à cause de la sollicitation thermique non uniforme de l'éprouvette et du phénomène de vaporisation. La procédure ② (stabilisation en température suivie par un arrachement est utilisée).

Ces essais sont réalisés avec une étuve électrique Instron d'une capacité de 200°C (110V, 10A, 50Hz) présentée Figure 101. Cette étuve rectangulaire permet d'imposer une température de consigne (asservie grâce à une sonde platine incluse à l'intérieur de l'étuve). Ce système de chauffage permet d'avoir une température plus homogène dans l'enceinte et d'atteindre le régime stationnaire thermique plus rapidement qu'avec le four cylindrique (de taille plus importante).



Figure 101: Etuve Instron

4.2.2 Résultats des essais de type ②

L'essai ② est réalisé sur une éprouvette de même géométrie (équipée de TC1 et TC2) avec une profondeur d'ancrage de 120 mm. L'armature utilisée ici est de type HA12. La Figure 102 présente l'évolution des températures en début et en fond d'ancrage et sur le bord de l'éprouvette béton lors d'une stabilisation à 53°C pendant 7,5 h.

En début de chauffage, la température à proximité de la surface du cylindre béton augmente de manière plus rapidement que celles dans l'ancrage. De même, la température dans

l'ancrage proche de la surface béton est supérieure à celle au cœur de l'éprouvette. Après 6,5h de chauffage, les 3 températures peuvent être considérées égales sachant que l'incertitude sur un thermocouple type K est de l'ordre de 1°C (entre 20°C et 1000°C). Cette observation permet de conclure que la température est uniforme sur toute la longueur du scellement ainsi que dans l'ensemble du béton autour. Un essai d'arrachement réalisé dans ces conditions caractérise donc la résistance d'un ancrage à température unique, la résine ayant a priori les mêmes propriétés mécaniques sur toute la longueur. Cette dernière affirmation n'est vraie que sous réserve que les propriétés mécaniques ne soient pas influencées par l'histoire thermique dans la mesure où le bas et le haut de l'ancrage ne chauffent pas à la même vitesse pendant la stabilisation en température. Pour la suite des essais, la stabilisation en température est considérée comme atteinte lorsque les deux températures de l'ancrage se trouvent à $\pm 1^\circ\text{C}$ de la température visée pendant plus de 15min. Utilisant le même dispositif de chauffage, une stabilisation en température peut être atteinte plus rapidement en augmentant la consigne en début de chauffage de manière à accélérer la montée en température.

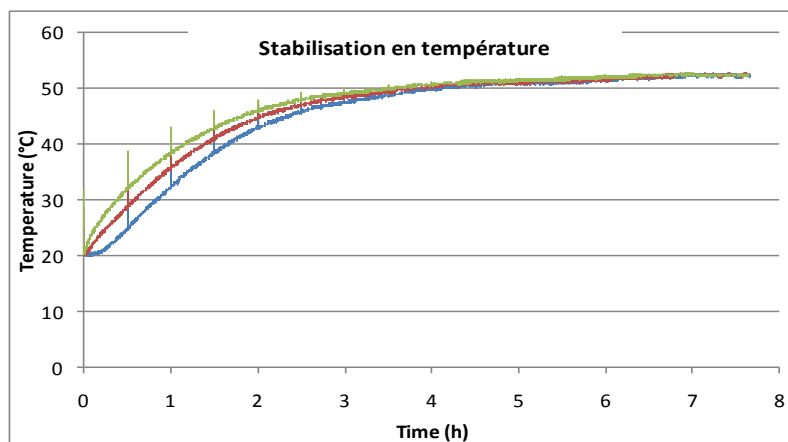


Figure 102: Evolution des températures dans l'ancrage et sur l'éprouvette lors d'une stabilisation à 53°C

L'arrachement s'effectue par un pilotage du vérin en déplacement à une vitesse de 0,05 mm/s. Cette vitesse est choisie de manière à obtenir une ruine en moins de 2 minutes après le début du chargement de manière à limiter l'effet du fluage. Compte tenu de l'élongation élastique de l'ensemble des pièces de maintien de l'éprouvette dans le dispositif lors du chargement, la véritable vitesse de traction appliquée sur l'armature est inférieure à 0,05 mm/s.

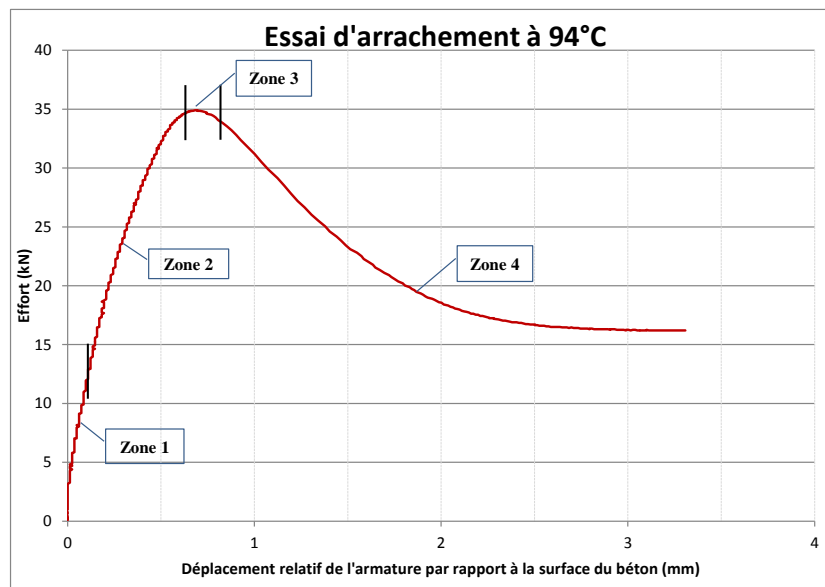


Figure 103: Courbe d'arrachement à 94°C

La Figure 103 présente un exemple d'une courbe d'arrachement obtenue à 94°C. Le déplacement représenté correspond au déplacement relatif entre l'armature et la surface du béton en sortie d'ancrage. La mesure de ce déplacement est détaillée en partie 6.4. La tendance de la courbe obtenue est la même pour l'ensemble des essais d'arrachement et permet d'identifier les 4 zones correspondant aux différents comportements mécaniques de l'ancrage lors d'une montée en charge.

- i. La première zone correspond à l'élongation des 3 matériaux composant l'ancrage sans glissement ou fissuration au niveau des interfaces.
- ii. La deuxième zone correspond à la perte de la linéarité due à l'augmentation du déplacement. Cette augmentation de déplacement s'explique par la fissuration/endommagement aux niveaux des interfaces ou dans la résine ou le béton en début d'ancrage (où la contrainte d'adhérence est la plus élevée).
- iii. La troisième zone correspond à la propagation de cet endommagement le long de l'ancrage qui mène à la rupture de l'adhérence. L'effort d'arrachement est repéré par le pic.
- iv. La quatrième zone correspond au frottement de l'armature (avec éventuellement une couche de résine) dans le béton provoquant une diminution progressive de l'effort.

Afin d'évaluer la répétabilité d'un essai d'arrachement, trois essais sont réalisés sur la résine R1 à 20°C pour une profondeur d'ancrage de 60 mm. La profondeur d'ancrage est choisie suffisamment courte (60 mm) de manière à éviter toute plastification de l'acier avant d'atteindre l'arrachement. La Figure 104 présente les arrachements pour ces trois essais et met en évidence une forte répétabilité avec des efforts à l'arrachement de 56,1 kN, 51,8 kN et 54,9 kN correspondant à des contraintes d'adhérences respectives de 24,8 MPa, 22,9 MPa et 24,3 MPa. Dans ce cas, la dispersion ne dépasse pas 8% alors qu'une tolérance de 20% est considérée comme admissible dans l'European Technical Approval Guide 001 (*ETAG 001, 1997*).

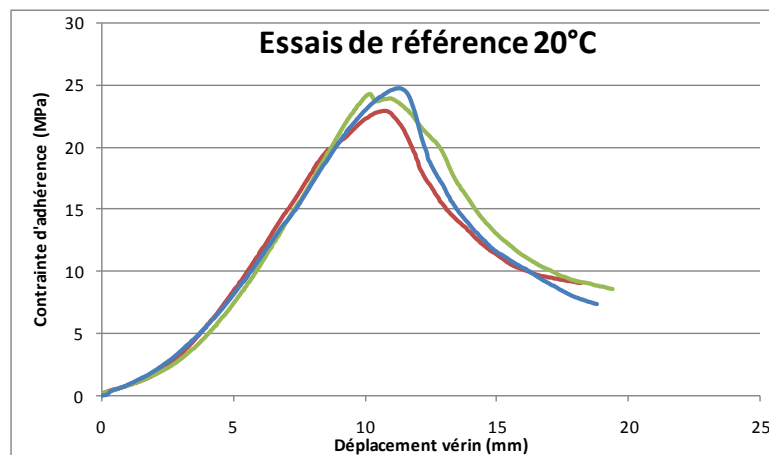


Figure 104: Essais de répétabilité sur R1 à 20°C pour un ancrage de 60 mm

La Figure 105 présente les variations de l'effort en fonction du déplacement du vérin lors d'essais d'arrachement réalisés entre 20°C et 140°C avec des profondeurs d'ancrage de 75 mm. L'acier plastifie à 20°C (repéré par la présence d'un palier de striction) pour cette longueur d'ancrage. La limite d'élasticité de l'acier étant de 550 MPa, l'acier plastifie à partir de 62 kN pour une barre HA12. A plus haute température, jusqu'à 140°C, la limite élastique de l'acier est considérée comme inchangée, égale à 550 MPa. Pour les températures supérieures à 20°C, une diminution progressive de l'effort à l'arrachement (comme pour la procédure d'essai ①) est observable. A 140°C l'effort d'arrachement de 6,5 kN correspond à une contrainte d'adhérence de 2.3 MPa (soit moins de 10% de la valeur à 20°C).

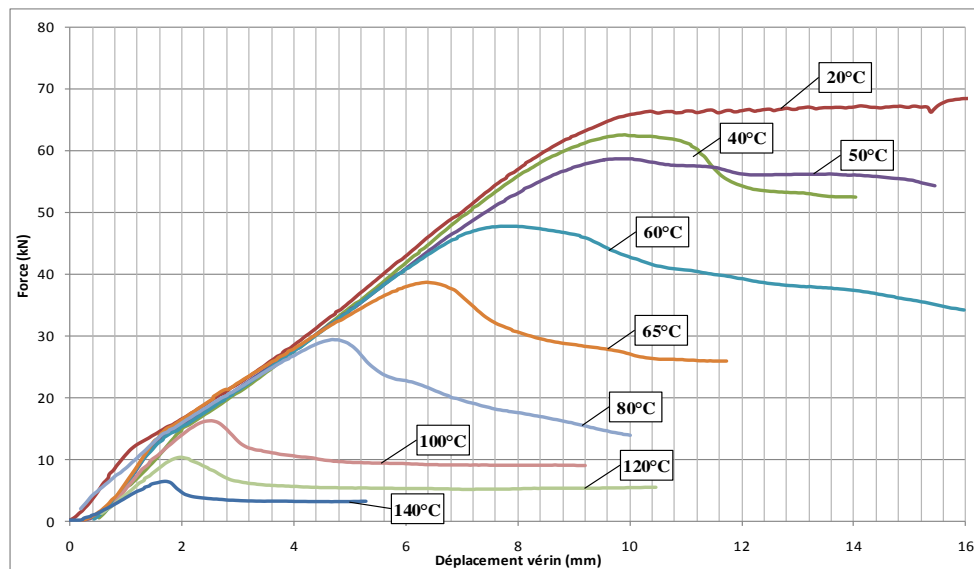


Figure 105: Essais d'arrachements sur R1 entre 20°C et 140°C pour des ancrages de 75 mm

5 Comparaison des essais ① et ②

5.1 Variations de la résistance en fonction de la température

Afin de visualiser la variation de résistance en adhérence en fonction de la température, la Figure 106 rassemble les résistances obtenues pour plusieurs campagnes d'essais d'arrachement. Sont représentés : i) en orange, les points obtenus avec des essais ② pour différentes longueurs d'ancrage et ii) en vert, les points obtenus avec des essais ① avec un chauffage électrique ou au gaz (déjà présentés sur la Figure 96). Pour les essais ② (points orange), la figure présente la température appliquée en fonction de la résistance en adhérence au moment de l'arrachement. Pour les essais avec chauffage (points verts), la figure représente la température de ruine en fonction de la contrainte appliquée. Une partie des résistances en adhérence obtenues avec les autres campagnes d'essais ② (notamment celle réalisée avec des éprouvettes équipées de jauges) fera l'objet d'une description en partie 7 de ce chapitre.

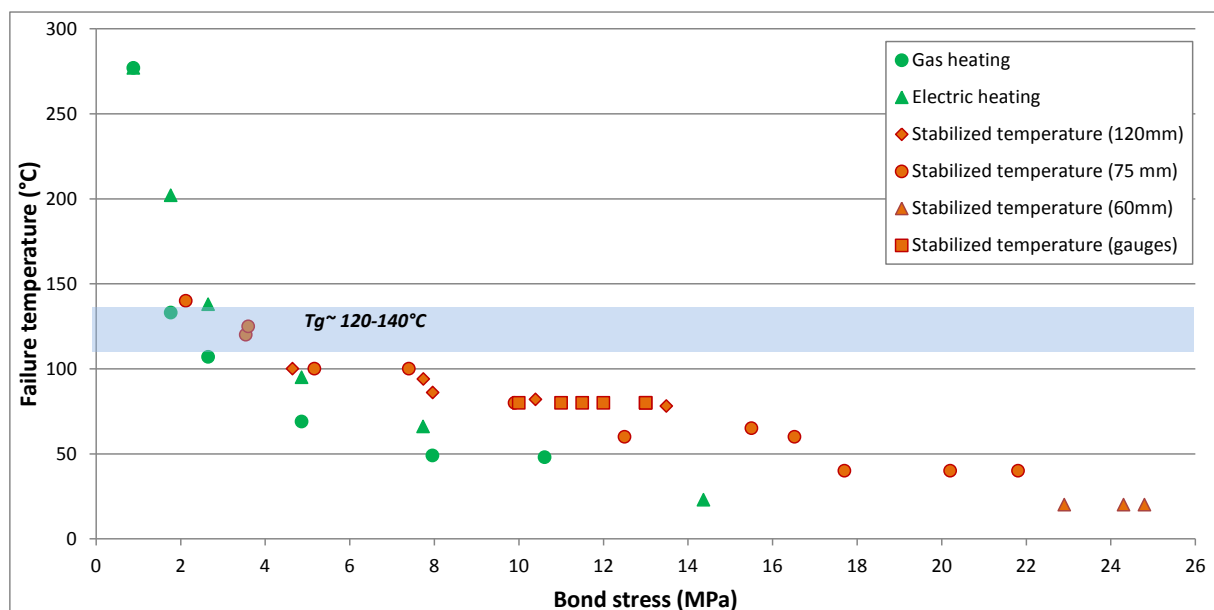


Figure 106: Comparaison des procédures d'essais par la relation : température-contrainte d'adhérence

Comme pour les essais réalisés avec chauffage, nous n'observons pas de changement de comportement localisé sur un intervalle de température entre 100°C et 130°C comme cela est constaté sur les essais de résistance en traction sur la résine R1 seule (étudié dans le chapitre 2). Cela renforce l'observation que le comportement de la résine n'apparaît pas clairement à l'échelle de l'ancrage pour ces essais d'arrachement.

Un grand nombre d'essais sont réalisés à 80°C (notamment 6 essais équipés de jauges). Le choix de cette température est effectué de manière à évaluer la capacité de l'ancrage à haute température tout en restant inférieur à la température de transition vitreuse (120°C - 140°C). Il est également effectué de manière à ce que l'éprouvette contienne encore de l'eau (n'ayant pas subi une vaporisation autour de 100°C). Les contraintes d'adhérence à cette température s'étendent de 9,9 MPa à 13,8 MPa. La dispersion est donc plus élevée à 80°C qu'à 20°C.

5.2 Différences entre les procédures d'essai:

Entre 50°C et 120°C, les résistances en adhérence obtenues avec des essais ② se situent au-dessus de celles obtenues avec des essais ①. Un seul essai avec un chauffage au gaz présente une ruine en dessous de 50°C mais les essais ② semblent donner des contraintes d'adhérences plus élevées en dessous de 50°C également.

6 Evaluation des paramètres pouvant influencer les contraintes d'adhérence obtenues par les différentes procédures d'essai de type ②

6.1 Effet des gradients thermiques

La partie 3.6 présente (avec la Figure 100) l'effet que pourrait avoir la présence d'une différence de températures le long de l'ancrage sur la détermination de la contrainte d'adhérence. Les essais ② permettent une caractérisation de la résistance de l'ancrage pour une température unique. Or, certains essais ① présentent des gradients thermiques de plus de 30°C sur 110 mm d'ancrage. La différence de résistance en adhérence engendrée par un tel gradient thermique peut être quantifiée à partir de la relation résistance en adhérence-température obtenue par les essais ②. Ainsi, un écart de 30°C en température le long de l'ancrage peut faire varier la résistance en adhérence de 7 MPa entre le haut et le bas de l'ancrage. En revanche, la Figure 96 montre qu'il n'y a quasiment pas de différence de température le long de l'ancrage (entre TC1 et TC2) pour les essais ayant subi un arrachement avant 100°C. L'effet des gradients thermiques seuls ne suffit donc pas pour expliquer les différences observées entre les deux procédures d'essai.

6.2 Effet de la postcure

Le chapitre 2 met en évidence l'existence d'une postcure lors du chauffage. Il est montré que ce phénomène a tendance à accroître le module de Coulomb ainsi que la température de transition vitreuse. Pour la deuxième procédure d'essai, la stabilisation en température s'effectue sur une durée variant d'environ 2 h (pour les essais réalisés sur les ancrages de 75 mm) à 16h (pour les essais réalisés sur les ancrages de 120 mm). Pour la procédure d'essai utilisée dans l'étude préliminaire, le temps de chauffage avant l'arrachement ne dépasse pas 2 h pour les essais ① au chauffage électrique et 30 min pour les essais ① au gaz. Ainsi, la durée d'exposition plus longue à haute température des essais stabilisés est susceptible de permettre un degré de réaction plus élevé par la postcure. La Figure 72 (dans le chapitre 2) montre qu'au bout d'une heure à une température comprise entre 60°C et 120°C, la réaction de postcure se poursuit toujours.

6.3 Effet de l'eau

Le chapitre 2 met également en évidence que pour R1, l'eau diminue fortement la résistance mécanique en traction. Le chapitre 1, partie 3.1.3 montre la présence d'une migration d'eau dans le béton lors du chauffage au voisinage de 100°C. La durée des essais ② pourrait permettre l'évacuation progressive d'eau et donc limiter l'effet d'une migration d'eau dans la résine. La quantité et la vitesse de migration d'eau dans l'ancrage est difficilement quantifiable et dépend de plusieurs paramètres tels que : la géométrie de la structure béton entourant l'ancrage, la teneur en eau et la perméabilité du béton, la sollicitation thermique et le type de résine utilisé.

L'influence de l'eau est observée à travers six essais d'arrachement réalisés sur des cylindres séchés avec des ancrages de 60 mm dans du béton C20. Six cylindres sont séchés en étuve à 80°C pendant 8 mois. La Figure 107 présente la perte de masse moyenne des six cylindres pendant le séchage. Cette perte de masse n'évolue plus après 100 jours.

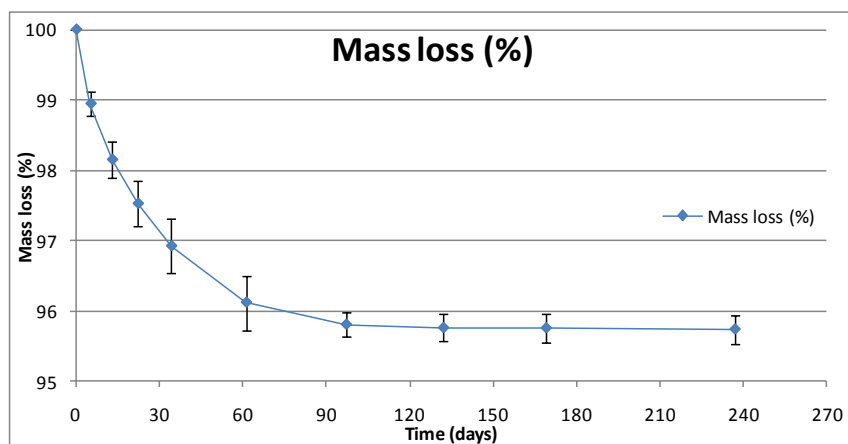


Figure 107: Perte de masse lors du séchage à 80°C des cylindres béton

Trois essais sont réalisés à 20°C de manière à comparer les résistances en adhérence à température ambiante, et trois essais sont réalisés à 80°C de manière à comparer les résistances en adhérence avec plusieurs essais déjà réalisés à cette température. Notons que d'après la Figure 99, le phénomène de vaporisation de l'eau dans les zones périphériques du cylindre béton débute vers 80°C. La Figure 108 présente les variations de résistance en adhérence en fonction du déplacement du vérin pour les essais sur béton séché réalisés à 20°C et 80°C. Sont également représentés les points correspondant aux résistances en adhérence des essais réalisés sur du béton non-séché pour ces deux températures.

A 20°C, les éprouvettes séchées présentent des résistances en adhérence égales ou légèrement moins élevées que les éprouvettes non séchées. Cependant, en considérant une dispersion de 20% sur la résistance en adhérence pour les éprouvettes de référence, il n'est pas possible de conclure sur l'influence de l'eau à 20°C. A 80°C, les éprouvettes séchées présentent des résistances en adhérence plus élevées que les éprouvettes non séchées (qui présentent une dispersion supérieure à celle obtenue à 20°C). Ces essais suggèrent une légère augmentation de la résistance en adhérence lorsque la quantité d'eau susceptible d'être absorbée par le polymère diminue. Cependant l'influence quantitative de l'eau semble moins observable à l'échelle de l'ancrage que sur la résine car le volume d'eau dans le polymère n'est pas connu.

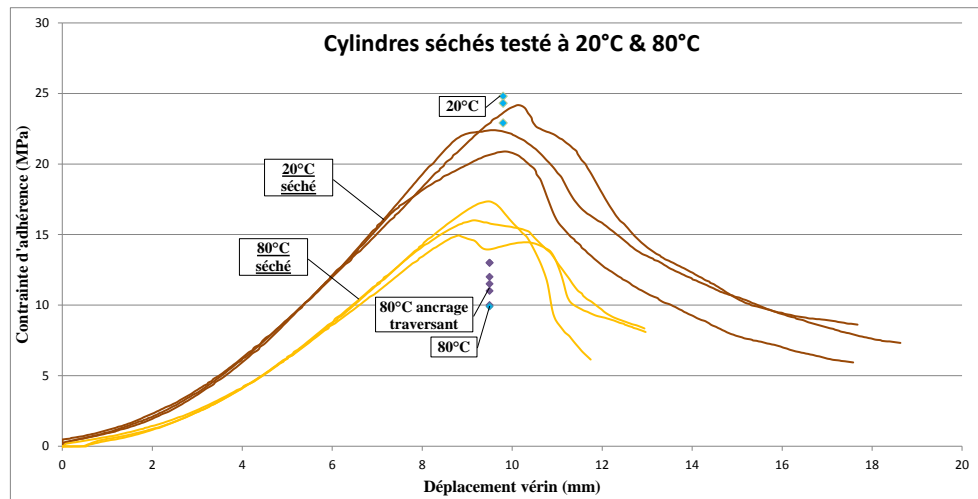


Figure 108: Contraintes d'adhérence des éprouvettes séchées à 80°C avec des essais d'arrachement à 20°C et 80°C

6.4 Effet du fluage (de type ③)

Finally, chapter 2 highlights the effect of temperature on the behavior of R1. Or, the test procedure ① consists in applying a constant traction force on the reinforcement during the heating. It is possible that the delayed deformation of the resin during the time can cause a premature failure of the anchorage compared to the test procedure ② (with or without a little creep). Two creep test campaigns are carried out in order to evaluate the variation of the delayed displacement with temperature. Each campaign is carried out on a different specimen and the second campaign, instrumented with strain gauges, is presented in the part that describes the distribution of stresses along the anchorage. The observations of delayed displacements as a function of temperature show similar trends for both test campaigns (presented in part 7.5). In the analysis that follows, the creep of concrete is not taken into account.

The displacement as a function of time is measured with a Vishay sensor with a stroke of 25 mm placed on the reinforcement with its sight in contact with the surface of the concrete (Figure 109). A verification of the sensitivity of the sensor between 20°C and 140°C is carried out in advance. Since the tests are carried out at a stabilized temperature, the measured displacement is not perturbed by thermal expansion phenomena. In addition, as shown in Figure 109, the sensor is placed at $L_0=60\text{mm}$ below the concrete surface. The measured displacement is therefore equal to the sum of the elastic elongation of the steel bar over a length L_0 and the displacement of the bar in the anchorage. Knowing the force applied to the bar, its section as well as the Young's modulus of the steel (verified in Figure 86), the elastic elongation of the bar is subtracted from the sensor measurement in order to obtain the slip of the bar. This correction applied to the raw displacement measurement is detailed in the experimental procedure used by (Yeih et al., 1997).

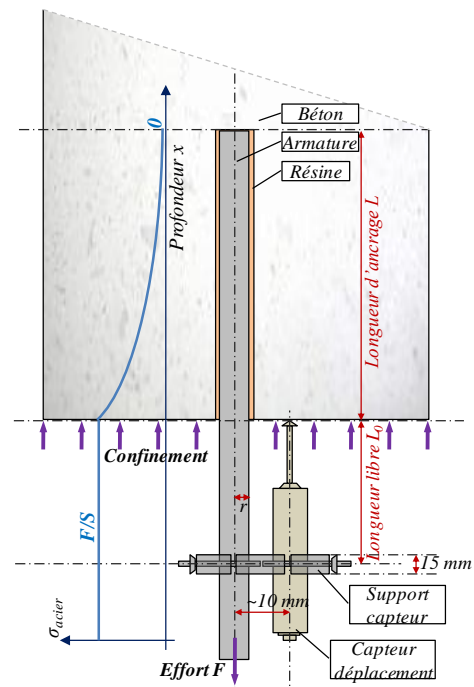


Figure 109: Schéma représentant la mesure du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton.

La première campagne est réalisée sur un ancrage de 75 mm. La température de l'éprouvette est tout d'abord stabilisée à 20°C, puis un effort de traction de 5kN est appliqué sur l'armature pendant 30 min. Cette valeur d'effort est choisie de manière à rester dans le domaine linéaire (non endommagé) y compris à des hautes températures (jusqu'à 120°C) à partir des essais d'arrachement précédents présentés Figure 105. Une fois l'effort relâché, le déplacement pendant la phase de relaxation est mesuré pendant 30 min. Une nouvelle stabilisation en température est alors appliquée sur la même éprouvette de manière à réitérer l'essai de fluage à 80°C, 90°C, 100°C et 110°C.

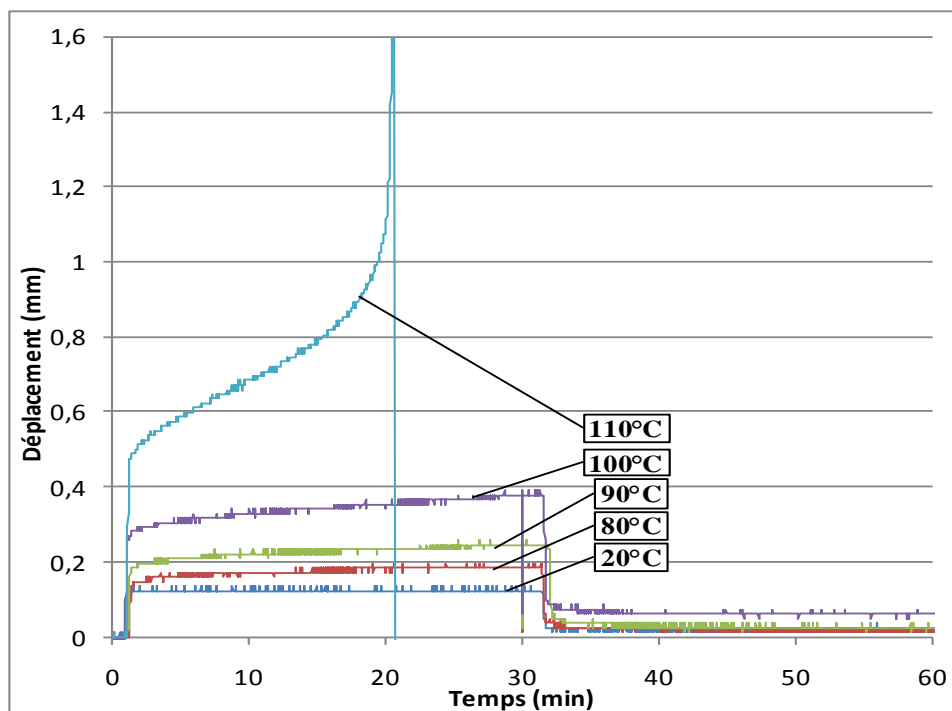


Figure 110: Effet de la température sur le comportement en fluage

La Figure 110 présente les évolutions du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton pour 20°C, 80°C, 90°C, 100°C et 110°C. Contrairement aux courbes d'arrachement présentées jusqu'ici (pour lesquelles le déplacement est celui du vérin), les déplacements représentés sont mesurés en sortie d'ancrage. Le temps est remis à zéro à chaque nouvel essai effectué à un palier de température supérieur. Une augmentation du déplacement instantané au moment du chargement qui passe de 0,13 mm pour 20°C à 0,51 mm pour 110°C est observable. L'augmentation de ce déplacement avec la température pourrait être attribuée à la diminution des modules d'élasticité de la résine et de béton. Le chapitre 2 met en évidence une diminution de moitié du module de Coulomb de la résine entre 20°C et 80°C.

La Figure 111 compare les déplacements instantanés à l'inverse du module de Coulomb obtenu par l'essai de caractérisation DMTA sur R1. Les deux grandeurs sont représentées sur des axes d'ordonnées différents. Cependant, la tendance des deux variations suggère que le déplacement de l'armature est bien inversement proportionnel au module de Coulomb de la résine. La relation mécanique entre les propriétés des matériaux et le comportement de l'ancrage dans le domaine linéaire est développée plus en détail dans le Chapitre 4.

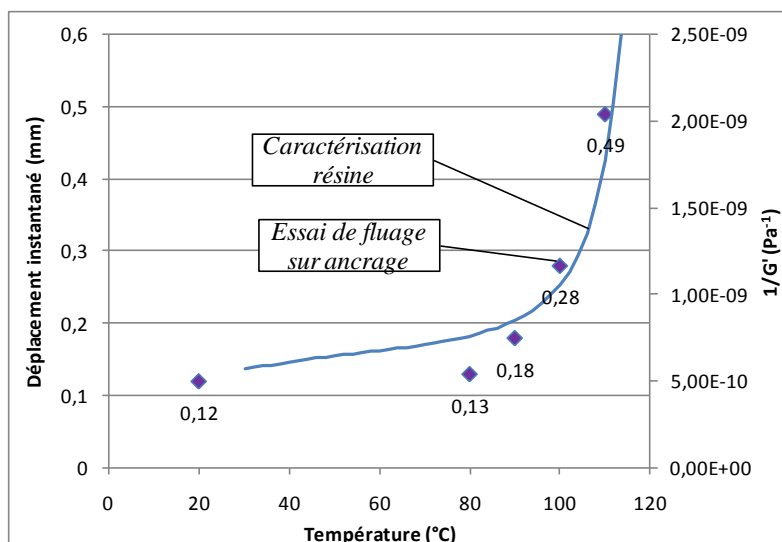


Figure 111: Comparaison des déplacements instantanés des essais sur ancrage et de $1/G'$ provenant de la caractérisation résine

Notons pour finir que l'essai de fluage sur ancrage met en évidence à 110°C un arrachement de l'armature à 21 min à 5 kN (ce qui correspond à une résistance en adhérence considérée uniforme de 1,8 MPa). Sur la courbe de résistance en adhérence-température (Figure 106), ce point se situe en dessous des autres campagnes d'essai révélant une faible résistance.

Les essais d'arrachement de type ① génèrent des résistances d'ancrages inférieures à celles obtenus avec les essais de type ②. Une raison pour expliquer cette ruine prématurée pourrait être la sollicitation en charge constante qui induirait un phénomène de fluage. La température interviendrait alors indirectement en accélérant ce phénomène de fluage.

6.5 Influence du type de béton

Afin d'évaluer l'influence du type de béton, trois essais sont effectués avec du béton C50 à 20°C . La Figure 112 compare les courbes d'arrachement des essais réalisés avec des éprouvettes de béton C50 et des éprouvettes de béton C20. Les essais sont réalisés dans les mêmes conditions avec des profondeurs d'ancrage de 60 mm. La résistance en adhérence est déterminée à partir de l'effort mesuré pendant l'arrachement en la considérant comme uniforme sur la longueur de l'ancrage.

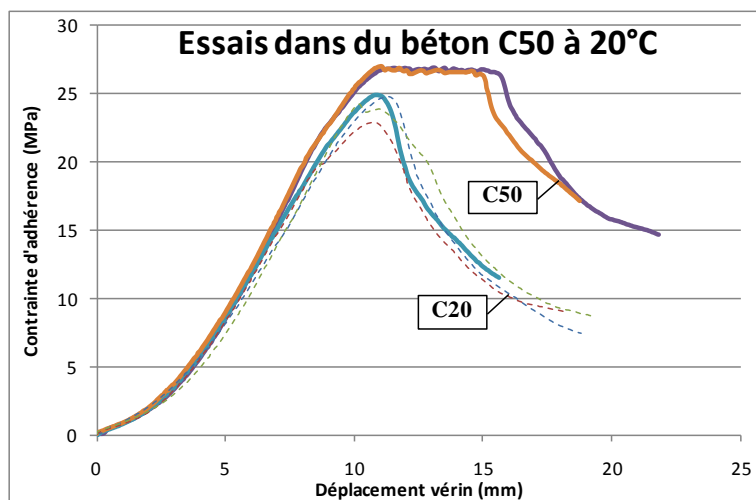


Figure 112: Comparaison des contraintes d'adhérence à 20°C dans du béton C20 et du béton C50

Pour l'ensemble des 6 essais, la ruine est produite par arrachement de l'armature. Cependant une plastification de l'acier est observable pour deux des éprouvettes de béton C50, repéré par

un palier de striction à 61 kN. Les résistances en adhérence à 20°C obtenues avec le C20 sont inférieures à celles obtenues avec le béton C50. Cette observation laisse penser que la résistance du béton peut intervenir dans le mécanisme de ruine de l'ancrage. Ceci impliquerait que la tenue du collage (résistance de la résine et des deux interfaces), ne conditionne pas à elle seule la capacité d'un ancrage à 20°C. Bien que les essais soient confinés en surface (pour éviter les ruptures par cône béton), la fissuration du béton peut intervenir en début d'ancrage formant un petit cône de béton sur une profondeur d'environ 1 cm sur certains essais réalisés avec du béton C20. Cette observation est présentée et développée dans la partie 7.4. Pour les essais réalisés avec le béton C50, aucune rupture béton n'est observable. Il est possible qu'à plus haute température, l'influence du béton soit réduite pour deux raisons : Premièrement, la chute rapide de la résistance de la résine fait du collage l'élément limitant dans la tenue de l'ancrage. Deuxièmement, il est montré dans la partie 7 que l'élévation en température uniformise la distribution de contraintes le long de l'ancrage. Ainsi, la diminution des concentrations des contraintes axiales dans le béton en début d'ancrage réduit le risque de formation de fissures dans le béton.

7 Distributions de contraintes le long d'un ancrage

7.1 Introduction

La capacité résistante d'un ancrage peut être étudiée à partir de la distribution de contraintes d'adhérence sur la longueur de l'ancrage. Les modèles présentés dans le chapitre 1, partie 4 mettent en évidence que cette distributions de contraintes dépend de :

- l'effort appliqué sur l'ancrage ;
- la géométrie de l'ancrage (longueur, diamètre de l'armature et épaisseur de la résine) ;
- les propriétés mécaniques des trois matériaux (résine, acier, béton). Ainsi, en modifiant la température les propriétés mécaniques des matériaux varient (notamment le module de Coulomb G' de la résine) ce qui modifie la distribution de contraintes.

Cette partie a pour objectif de mesurer les contraintes dans l'armature dans le domaine élastique à différentes températures, puis jusqu'à l'arrachement à 80°C. L'influence du fluage sur la redistribution de contraintes dans l'armature est ensuite évaluée à différentes températures.

7.2 Procédure d'essai et instrumentation des éprouvettes

Quatre essais équipés de jauges sont réalisés sur des éprouvettes différentes ayant des longueurs d'ancrage de 12 cm. Le Tableau 16 résume le programme d'essai. Chaque essai comporte deux étapes.

- i) Une première étape consiste à stabiliser la température de l'éprouvette de 20°C jusqu'à 80°C, par palier de 10°C, en appliquant pour chaque température, un effort de 0kN, 2kN, 4kN, 6kN et 8kN de manière à mesurer la distribution de contraintes à chaque chargement. La valeur maximale de charge (8kN) est choisie de manière à s'assurer qu'aucun endommagement n'ait lieu (à 80°C).
- ii) Une deuxième étape consiste à effectuer un arrachement à 80°C selon différentes procédures d'essai. Deux essais sont réalisés en pilotant le vérin en déplacement à une vitesse de 0.01 mm/s de manière à vérifier la répétabilité et un essai à 0.05 mm/s afin de vérifier l'influence de la vitesse de chargement. Finalement un essai est réalisé avec un pilotage en force à 0,07 kN/s (ce qui correspond au déplacement en domaine linéaire d'un essai à 0,01 mm/s) de manière à pouvoir effectuer la comparaison avec un pilotage en déplacement. Il est à noter qu'un pilotage en

force ne permet pas d'obtenir le comportement post-rupture dans la mesure où l'arrachement se produit brutalement après avoir atteint la capacité résistante de l'ancrage.

Tableau 16: Programme d'essai pour des mesures de distribution de contraintes

Eprouvette	Faible chargement mécanique	Chargement mécanique jusqu'à l'arrachement
1	0kN à 8kN à 0°C, 20°C, 30°C, 40°C, 50°C, 60°C, 70°C, 80°C	Pilotage en force $v=0,07$ kN/s à $\theta=80^\circ\text{C}$
2		Pilotage en déplacement $v=0,01$ mm/s à $\theta=80^\circ\text{C}$
3		Pilotage en déplacement $v=0,01$ mm/s à $\theta=80^\circ\text{C}$
4		Pilotage en déplacement $v=0,05$ mm/s à $\theta=80^\circ\text{C}$

Les éprouvettes sont composées d'un cylindre de diamètre 160 mm de béton C20 (comme pour les autres essais). La hauteur du cylindre est égale à la longueur d'ancrage (120 mm), l'ancrage est choisi traversant de manière à assurer la sortie des fils de jauges pour la connexion au système d'acquisition. L'armature est de type HA12 et le diamètre du trou est de 16 mm. La Figure 113 présente la géométrie des éprouvettes.

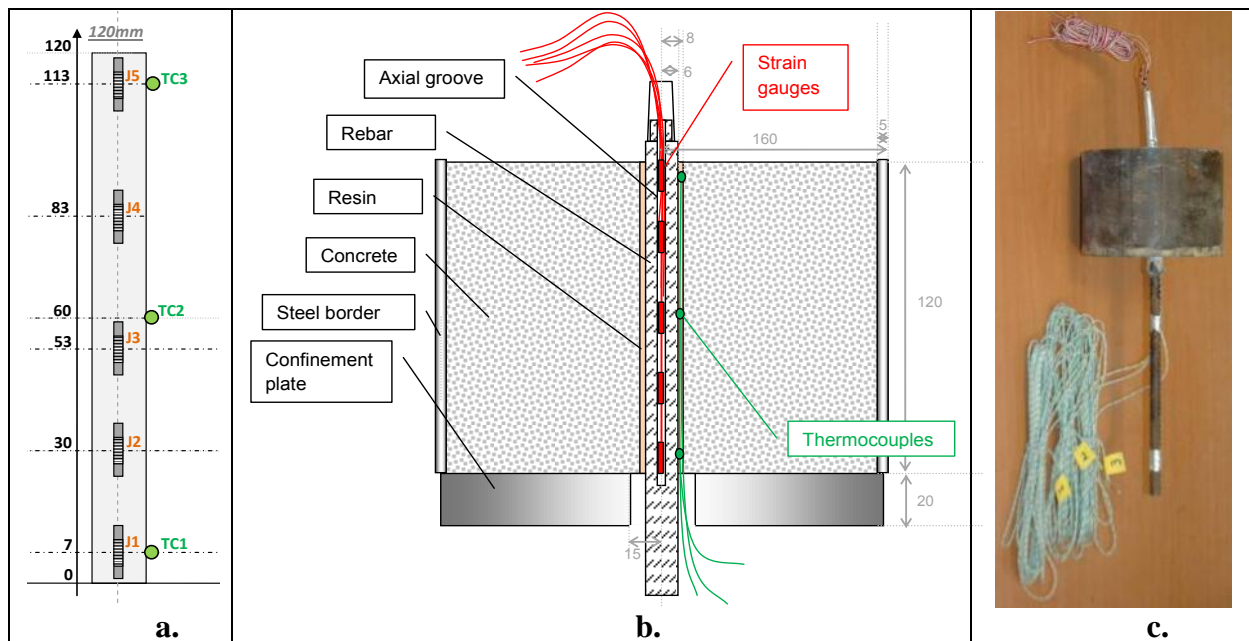


Figure 113: a) Position des jauges b) Géométrie de l'éprouvette c) Photo de l'éprouvette

Trois thermocouples type K sont placés dans l'ancrage (à 7 mm de chaque extrémité et au centre). Ces thermocouples permettent de valider l'uniformité de la température après stabilisation et sont limités au nombre de trois afin de ne pas perturber d'avantage la géométrie de la liaison. De plus, cinq jauges de déformation de type BTM (nommées 'J1' à 'J5') sont placées dans une saignée (profonde de 5 mm et large de 2 mm) au cœur de l'armature pour mesurer la déformation axiale. Après installation des jauges, la saignée est remplie avec une colle époxy (A2) conçue à cet effet. Les positions exactes des 5 jauges sont représentées Figure 113 (a). La jauge J1 est placée à 7 mm de la surface béton du côté où l'effort est appliqué et la jauge J5 est placée à 7 mm du fond d'ancrage. La documentation technique des jauges ne garantit pas la mesure au-delà de 80°C . Pendant l'essai, quatre mesures sont effectuées avec le système d'acquisition Agilent (34901A) à 1 Hz : le déplacement du vérin, l'effort appliqué, les températures dans l'ancrage, les résistances électriques des jauges de déformation.

La déformation axiale dans l'acier est déterminée à partir de la mesure de résistance en

utilisant l'expression : $\varepsilon_{mesurée} = \frac{1}{k} \cdot \frac{R_t - R_i}{R_i}$

Où :

- $\varepsilon_{mesurée}$ est la déformation mesurée par une jauge (en $\mu\text{m/m}$)
- k est le facteur de jauges (fourni par le fabriquant)
- R_t est la résistance mesurée à l'instant t
- R_i est la résistance mesurée à l'instant initial lorsque l'effort appliqué est nul. Pour le type de jauge utilisé cette résistance est égale à celle de la jauge (120 Ω) plus celle du fil qui est inférieure à 1 Ω . La longueur du fil entre la jauge et le système d'acquisition n'excède pas 1,5 m.

La contrainte et déformation réelle dans l'acier est déterminée par la relation :

$$\sigma_{réel} = E_i \cdot \varepsilon_{mesurée} \text{ et } \varepsilon_{réel} = \frac{\sigma_{réel}}{E_{acier}}$$

Où :

- E_i est un coefficient reliant la contrainte axiale dans l'acier à la valeur de déformation mesurée. Ce coefficient est déterminé lors d'une étape de calibration des jauges juste après leur collage sur la barre et avant d'ancrer la barre dans le béton. La barre est sollicitée en traction avec des niveaux d'efforts connus. Connaissant la contrainte axiale $\sigma_{réel}$ (égale à l'effort sur la section de la barre) et la déformation mesurée par les jauges $\varepsilon_{mesuré}$, il est possible de calculer E_i . Les valeurs de ce coefficient dépendent des jauges mais restent relativement proches du module d'Young de l'acier. Nous pouvons partiellement attribuer ces différences à la non-axialité parfaite des jauges placées au cœur de l'armature. Cette étape de calibration est effectuée à différentes températures et a montré que ce coefficient ne varie pas avec la température (ce qui s'explique par le fait que le module élastique de l'acier ne varie quasiment pas entre 20°C et 80°C).
- E_{acier} est le module d'Young de l'acier pris égale à 210 GPa. Il est considéré que le module de Young de l'acier ne varie pas avec la température jusqu'à 200°C. Dans tous les essais qui suivent, l'acier se déforme élastiquement.

7.3 Observation des profils de contraintes en domaine élastique

Pour chaque température deux cycles de chargement/déchargement par palier de 2 kN sont effectués. La Figure 114 représente l'un de ces cycles pour l'ensemble des 4 éprouvettes à 20°C. Pour deux des éprouvettes, les jauges J1 ne fonctionnent pas.

Le Tableau 17 présente l'incertitude sur la mesure de la contrainte axiale de chaque jauge (déterminée par l'écart type à 8kN). Les barres d'incertitude sont représentées sur la Figure 117. Ici, l'incertitude relative est celle de mesure sur une jauge entre 0°C et 80°C pour des efforts supérieurs à 8kN. Elle ne prend pas en compte la dispersion entre les différentes éprouvettes (qui peut être attribuée à la position des jauges, des variations liées aux matériaux ou à l'installation). La Figure 114 permet d'évaluer la dispersion d'une éprouvette à l'autre.

Tableau 17: Incertitude liée aux différentes jauges

Jauge de déformation	J1	J2	J3	J4	J5
Incertainitude de mesure (%)	1,2	5,7	8,4	4,5	52,2

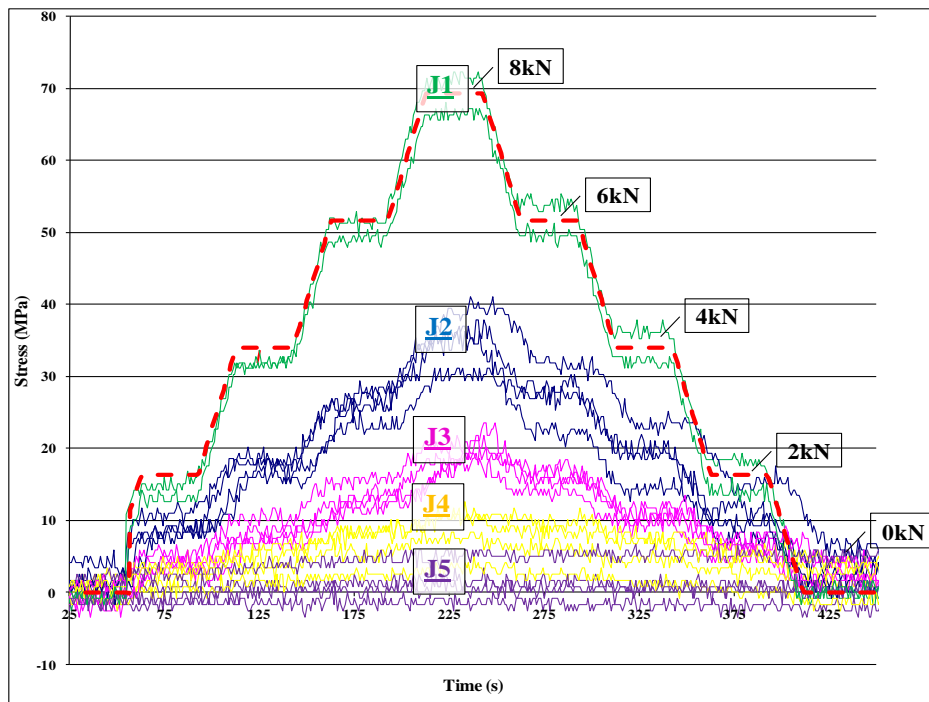


Figure 114: Comparaison des réponses en contraintes pour les 4 éprouvettes lors de sollicitations jusqu'à 8 kN à 20°C

La Figure 115 présente les profils de contraintes axiales aux différentes températures (20°C, 30°C, 40°C, 50°C, 60°C, 70°C, 80°C) pour la première éprouvette. La température est uniforme le long de l'ancrage avec des différences entre les trois thermocouples inférieures à 2°C. Le zéro de l'axe des abscisses correspond au début de l'ancrage où l'effort est appliqué. Une diminution progressive de la contrainte axiale le long de l'armature avec la profondeur de l'ancrage est observable due au transfert de l'effort vers la résine et le béton. Pour chaque niveau d'effort, les contraintes mesurées aux extrémités sont en accord avec les conditions limite, à savoir :

- une contrainte égale à l'effort divisé par la section de l'armature en début d'ancrage (respectivement égale à 17,7 MPa, 35,4 MPa, 53,1 MPa et 70,8 MPa pour 2 kN, 4 kN, 6 kN et 8 kN).
- une contrainte nulle en fond d'ancrage.

Le profil de contrainte dans le domaine élastique présente une décroissance progressive. Cette allure n'est en général pas observable pour les ancrages acier/béton qui présentent une décroissance brusque en début d'ancrage (souvent décrite par une tendance exponentielle).

L'influence de la température sur le profil de contraintes est peu visible. Les jauges J3 et J4 suggèrent une linéarisation des contraintes lorsque la température se rapproche de 80°C. Cependant, cette tendance n'est pas systématique et n'est pas observable sur la jauge J2. L'effet du module de Coulomb de la résine sur le profil de contraintes n'apparaît donc pas clairement dans la mesure où ce module est divisé par deux entre 20°C et 80°C. D'après le chapitre 1 partie 4, la forme de la distribution de contrainte dépend du rapport entre le module de Coulomb de la résine et des modules d'Young des adhérents. Ce rapport de modules diminue lors d'une augmentation en température. Ceci suggère un adoucissement de la diminution des contraintes axiales le long de l'ancrage avec l'augmentation en température.

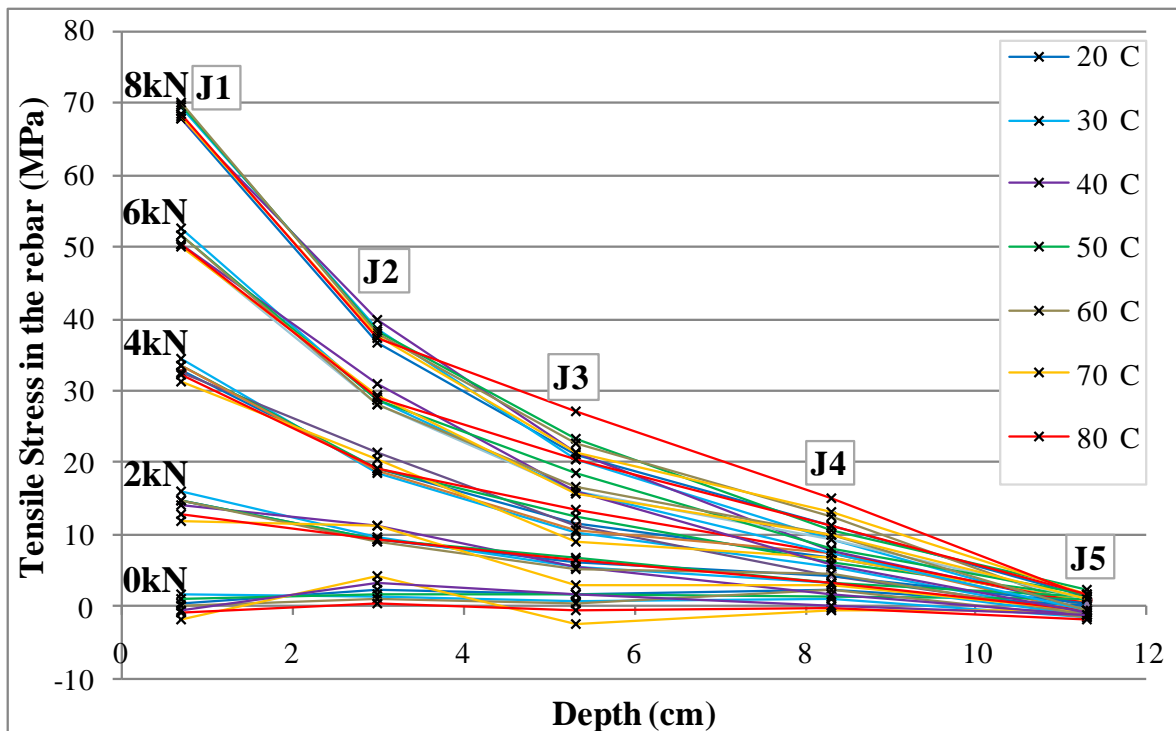


Figure 115: Variation des profils de contraintes axiales à différentes températures

7.4 Observation des profils de contraintes à l'arrachement

A 80°C, chaque éprouvette est chargée jusqu'à l'arrachement. La Figure 116 présente les profils de contraintes axiales mesurées tous les 10 kN pendant le chargement (puis tous les 2 ou 3 kN) jusqu'à l'arrachement pour chacune des éprouvettes. Certaines jauges ont arrêté de fonctionner pendant l'essai. Les segments en pointillés représentent les portions de profils reliées à la contrainte théorique en début d'ancrage. Il apparaît que les profils de contraintes prennent une tendance linéaire.

Le Tableau 18 présente l'effort à l'arrachement ainsi que la contrainte axiale et la contrainte d'adhérence pour chaque procédure d'essai. Les valeurs de contraintes d'adhérence sont calculées en considérant une distribution uniforme des contraintes le long de l'armature (c'est-à-dire en assimilant le profil de contraintes axiale à une droite). Les efforts d'arrachement varient de 49 kN à 60 kN. Compte tenu de cette dispersion, aucune conclusion ne peut être déduite sur l'influence de la procédure d'essai.

Tableau 18: Efforts, contraintes axiales et contraintes d'adhérences mesurées à l'arrachement

Essai	Procédure d'arrachement	Effort de ruine (kN)	Contrainte axiale à la ruine (MPa)	Résistance en adhérence (MPa)
1	Load control $v=0,07\text{kN/s}$	60	531	13
2	Displacement control $v=0,01\text{mm/s}$	53	469	12
3	Displacement control $v=0,01\text{mm/s}$	49	433	11
4	Displacement control $v=0,05\text{mm/s}$	60	531	13

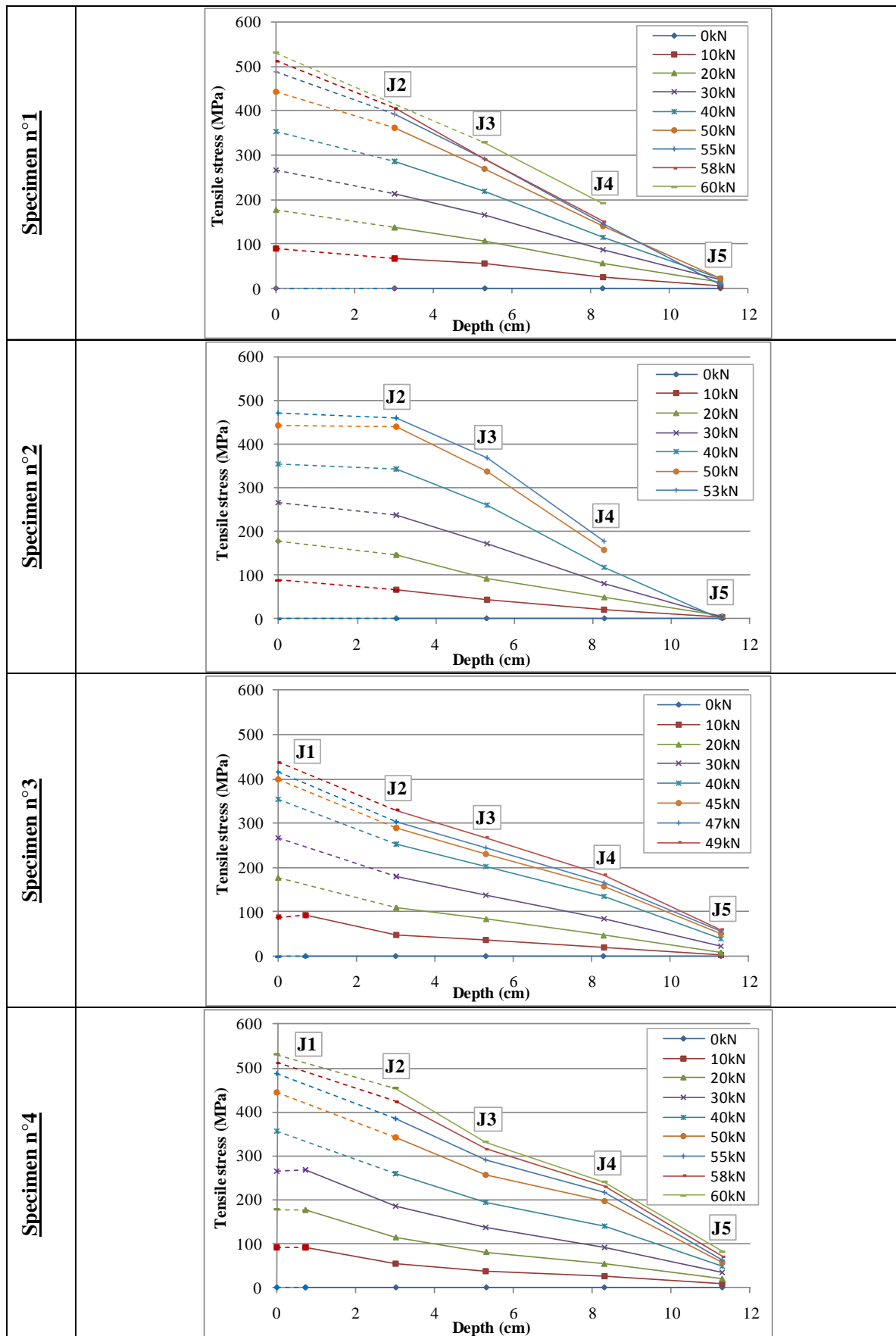


Figure 116: Profils de contraintes axiales lors du chargement pendant les essais d'arrachement à 80°C

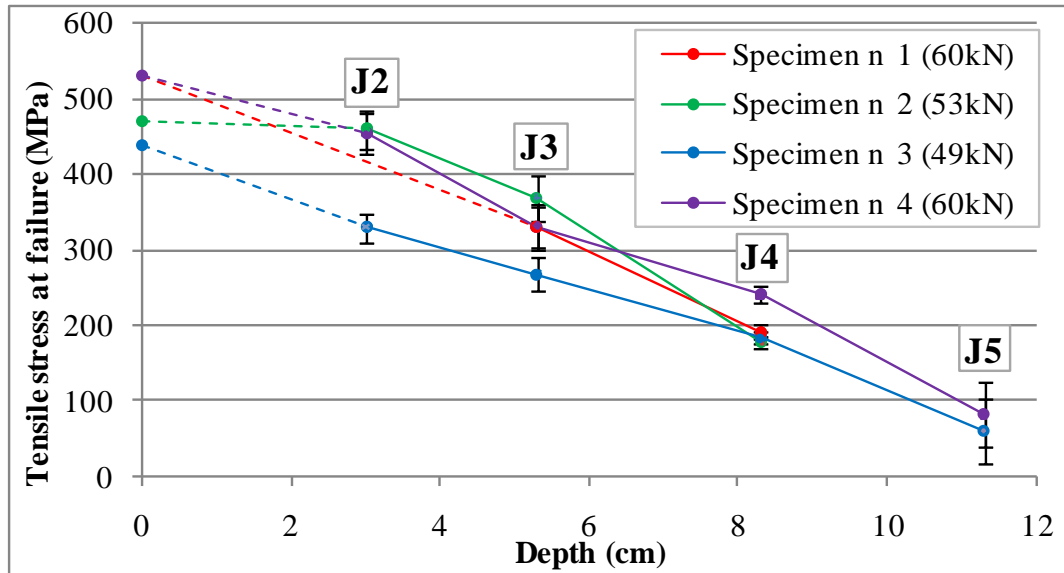


Figure 117: Profils de contraintes axiales au moment de l'arrachement à 80°C pour les 4 éprouvettes

La Figure 117 présente les profils des quatre éprouvettes au moment de l'arrachement. D'après le chapitre 1, la contrainte axiale et la contrainte d'adhérence sont liées par la relation :

$$\tau(x) = -\frac{r}{2} \cdot \frac{d\sigma(x)}{dx} \quad \text{Équation 13}$$

Avec:

τ : la contrainte d'adhérence
 r : le rayon de l'armature
 L : la profondeur de l'ancrage
 F : l'effort appliqué

Ici, la droite tendance décrivant les profils de contraintes axiales mesurées à la rupture a pour équation :

$$\sigma(x) = \frac{F}{\pi \cdot r^2} \cdot \frac{L - x}{L} \quad \text{Équation 14}$$

Cette droite satisfait bien les deux conditions limite. La contrainte d'adhérence obtenue à partir de ces deux équations est constante égale à :

$$\tau_0 = \frac{F}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot L} \quad \text{Équation 15}$$

Équation 15 est la même expression que celle utilisée habituellement pour déterminer la contrainte d'adhérence lorsque celle-ci est considérée comme uniforme. Les travaux de Çolak (A. Çolak, 2007) indiquent que la contrainte d'adhérence peut être considérée comme uniforme pour des faibles longueurs d'ancrage. Ici, tous les essais d'arrachements sont réalisés avec des profondeurs d'ancrage inférieures ou égales à 120 mm. A ces longueurs, la contrainte d'adhérence semble être uniforme à l'arrachement.

Considérer la contrainte d'adhérence comme uniforme à la ruine suppose qu'il n'y ait pas eu de détérioration locale des matériaux (résine, béton, interfaces). Le début d'ancrage est la zone la plus susceptible à cette dégradation dans la mesure où la contrainte d'adhérence y est

élevée. Une dégradation produit une perte d'adhérence locale ce qui fait chuter la contrainte d'adhérence. Le profil de contrainte axiale prend une forme horizontale dans cette zone (correspondant au cas d'une barre libre). Lors des essais d'arrachement sur les quatre éprouvettes, une tendance de contrainte axiale horizontale n'est observable que pour l'éprouvette n°2 (Figure 116). Cependant il est difficile de conclure sur la détérioration compte tenu de l'incertitude sur la mesure de la contrainte et aucune observation de fissuration particulière n'a pu être effectuée sur l'éprouvette n°2 après l'essai. La Figure 118 présente les modes de rupture des quatre éprouvettes. Aucune fissuration du béton n'est observable du fait de la présence de la plaque de confinement sur la surface béton. Dans chaque cas, un petit cône béton est observable et présente une profondeur d'environ 10 mm (zone dans laquelle se situe la jauge J1). Cependant le moment auquel s'est formé ce petit cône béton lors du chargement n'est pas connu.

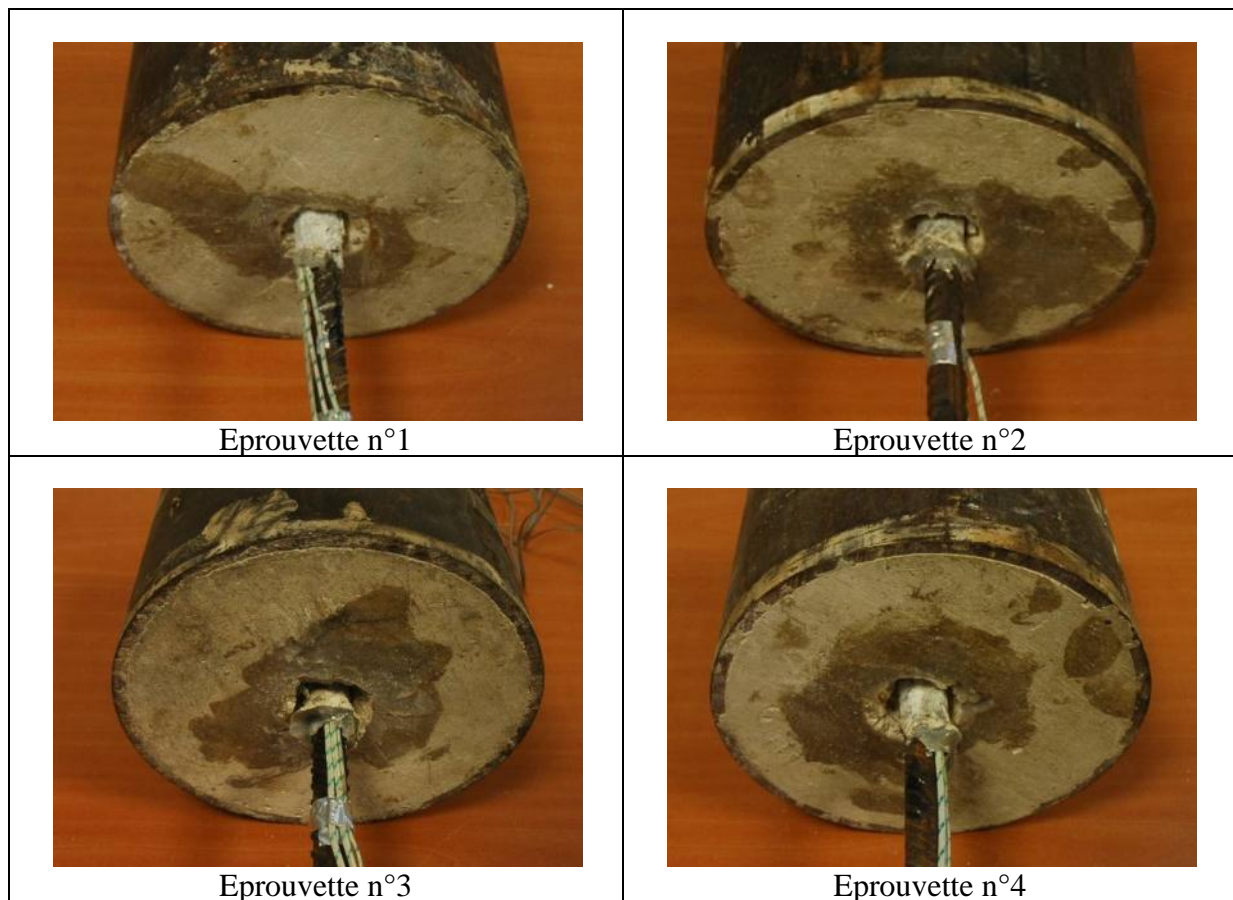


Figure 118: Photos des 4 éprouvettes après arrachement

7.5 Observation de la redistribution des contraintes liée au fluage

Afin d'évaluer l'influence du temps sur la distribution de contraintes le long de l'ancrage, des essais de fluage sont réalisés sur une éprouvette équipée de jauges de déformation. La procédure d'essai de fluage est semblable à celle présentée dans la partie 6.4: la température est stabilisée, puis une charge constante est appliquée sur l'armature pendant 1 h. La relaxation n'est pas mesurée. Les températures auxquelles les essais sont réalisés sont de 20°C, 40°C, 60°C, 80°C, 90°C, 100°C, 110°C, 120°C et 130°C. La charge appliquée à chaque fois est de 8 kN de manière à rester dans le domaine élastique pour une longueur d'ancrage de 150 mm.

L'éprouvette est constituée d'un ancrage traversant de 150 mm avec une armature HA12 ancrée dans un trou de diamètre 16 mm. Deux capteurs de déplacement Vishay de 25 mm de

course sont placés aux extrémités de l'ancrage de manière à mesurer le déplacement en surface et en fond d'ancrage. La mesure du déplacement en début d'ancrage fait l'objet d'une correction de manière à s'affranchir de l'élongation de la partie libre de la barre (comme décrit dans la partie 6.4). Une telle correction n'est pas nécessaire en fond d'ancrage dans la mesure où la contrainte axiale dans la barre est nulle. Les mires des capteurs reposaient sur les surfaces du béton (qui avaient sont polies) à environ 10 mm de l'axe de l'armature.

Trois thermocouples placés aux extrémités et au centre de l'ancrage permettent de s'assurer de la stabilisation en température. Sept jauges sont placées sur l'armature (nommés 'J1' à 'J7'). Contrairement aux essais précédents, les jauges sont des jauges de surface collées directement sur l'armature. Une préparation est effectuée pour obtenir une surface lisse de l'acier. Le choix d'utiliser ces jauges de surface est effectué car la documentation technique garantit une mesure jusqu'à 200°C. Les deux premières jauges J1 et J2 sont placées à 20 mm à l'extérieur de l'ancrage sur des surfaces diamétralement opposées de l'armature de manière à vérifier que les contraintes axiales mesurées sont bien égales à la contrainte théorique déterminée avec l'effort. La vérification que J1 et J2 ont des valeurs proches est effectuée afin de s'assurer que la barre n'est pas sollicitée flexion de fait de la faible inclinaison de l'armature par rapport à l'effort de traction. Les jauges J3 à J7 sont placées dans l'ancrage avec J3 et J7 à 3 mm des extrémités (afin de pouvoir vérifier les conditions limites). Les mesures des deux déplacements, de l'effort, des températures et des contraintes sont effectuées avec une fréquence de 1 Hz sur le système d'acquisition SYSMA. La calibration des jauges est effectuée avant d'ancrer la barre avec la même méthode que celle présentée partie 7.3).

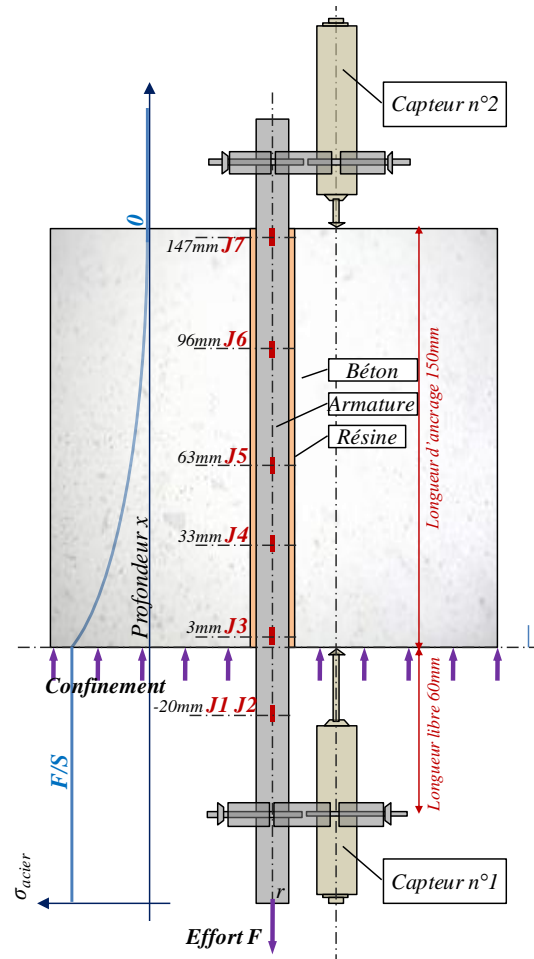


Figure 119: Géométrie de l'éprouvette pour mesurer les contraintes pendant le fluage

Ce paragraphe s'intéresse dans un premier temps aux contraintes produites par la déformation instantanée juste après la mise en charge. La Figure 120 présente les profils de contraintes axiales après le chargement pour différentes températures. L'abscisse zéro correspond au début de l'ancrage où l'effort est appliqué. La contrainte à -20 mm représente la moyenne des contraintes mesurées par J1 et J2 en dehors de l'ancrage. La différence de contrainte mesurée par J1 et J2 est de 4,5 MPa pour une contrainte moyenne de 69 MPa. Cette faible différence permet de négliger la flexion de la barre dans la suite de la discussion. Un changement brutal de profil est observable entre les températures de 80°C et 90°C. Pour les températures supérieures à 90°C, la contrainte axiale devient horizontale en début d'ancrage. Ceci peut être dû à un endommagement. De plus, la condition limite en fond d'ancrage n'est plus respectée à partir de 90°C. Ceci peut être expliqué par un glissement de l'armature. L'observation de l'éprouvette après l'essai à 130°C montre une fissuration du béton. Le profil de contraintes suggère que cette détérioration a lieu vers 90°C. Afin de ne pas prendre en compte les effets

possibles de cette détérioration dans l'étude du comportement en fluage, l'analyse sera principalement menée sur les températures inférieures à 90°C.

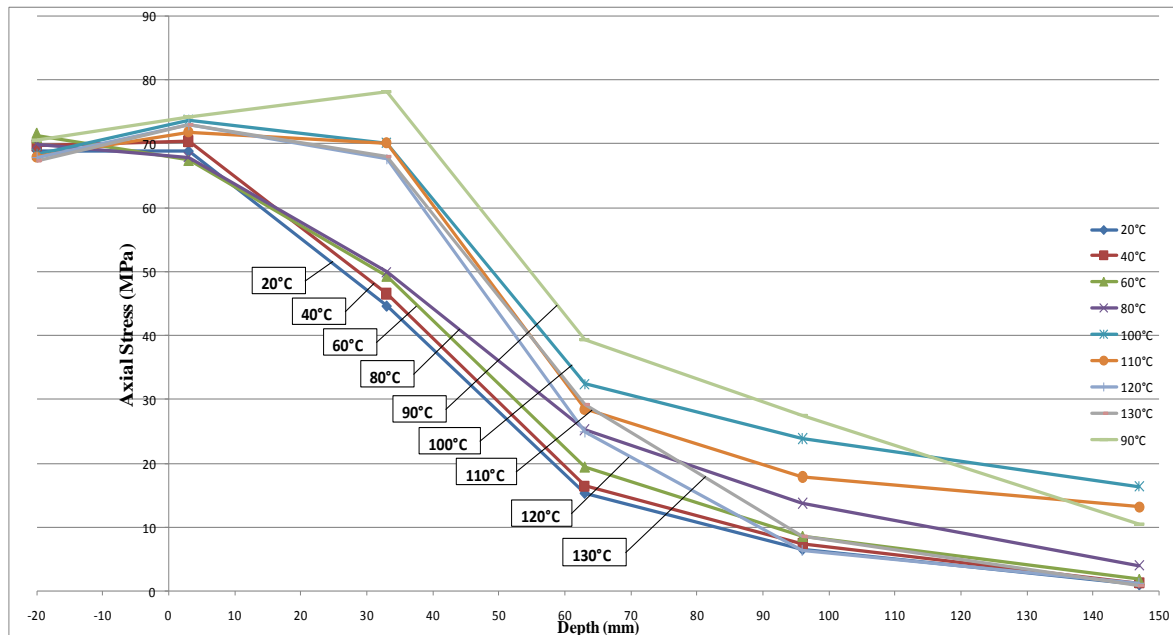


Figure 120: Profils de contraintes axiales après chargement à 8kN pour différentes températures

Pour les températures inférieures à 80°C, la Figure 120 fait apparaître une redistribution progressive de la contrainte axiale de l'entrée vers le fond de l'ancrage lorsque la température augmente (les deux conditions limites étant toujours satisfaites). Les essais DMTA sur R1 (présentés dans le chapitre 2) mettent en évidence qu'à ces températures le module de Coulomb de la résine est divisé par deux (alors que les modules d'Young de l'acier et du béton varient peu). La redistribution de contraintes axiales observée entre 20°C et 80°C peut donc être attribuée à la diminution de rigidité de la résine. Plus le module de Coulomb de la résine est faible, plus la contrainte axiale est linéaire donc plus la contrainte d'adhérence est uniforme. Cette dernière observation induit que l'hypothèse d'une contrainte d'adhérence uniforme est d'autant plus vérifiée que la température est élevée. Cette uniformisation de la contrainte d'adhérence s'explique par la diminution de G' avec la température.

Les ancrages acier/béton (sans adhésif) présentent des profils de contraintes axiales avec des formes exponentielles. Ceci peut être expliqué par le fait que le béton a un module de Coulomb un ordre de grandeur plus grand que celui de la résine et génère donc des contraintes d'adhérence non-uniformément réparties sur la longueur de l'ancrage.

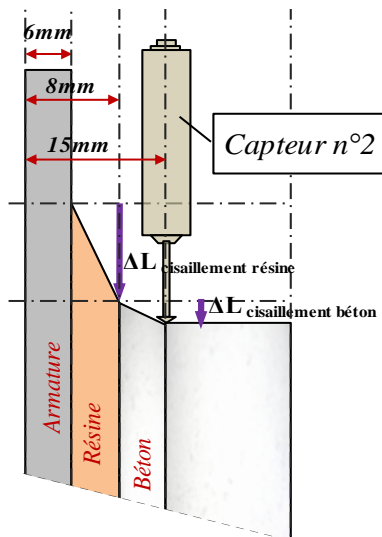


Figure 121: Schéma présentant les mesures de déplacement du capteur en fond d'ancrage

La Figure 122 montre trois exemples des mesures de déplacement en début et en fin d'ancrage à 60°C, 80°C et 90°C (après dégradation d'une partie de l'ancrage). L'écart entre les deux déplacements peut être attribué à l'élongation élastique de l'armature et de la tranche de béton entre la résine et la mire des capteurs. Le fait que cet écart reste constant avec le temps suggère que l'origine du déplacement différé n'est pas due à ces matériaux mais bien uniquement au comportement visqueux de la résine. L'interprétation du fluage à l'échelle de l'ancrage peut donc être menée en considérant la résine comme le seul matériau générant des déplacements différés. Ayant observé l'influence du module de Coulomb de la résine sur le profil de contraintes instantanées (Figure 120), il est possible de s'interroger sur l'influence d'une variation du module de Coulomb en fluage $G(t)$ avec le temps.

Ce paragraphe s'intéresse dans un deuxième temps aux contraintes produites pendant la phase de déformation différée (pendant 1 h après chargement). Le déplacement en début d'ancrage (capteur n°1) évolue avec le temps. L'amplitude du déplacement différé reste néanmoins faible jusqu'à 80°C (en accord avec les premiers essais de fluage Figure 110). Cependant, le déplacement en fond d'ancrage suit une évolution parallèle. Le déplacement en fond d'ancrage mesure le déplacement induit par la mise en cisaillement de la résine et d'une tranche de béton d'environ 7 mm (comme le montre la Figure 121).

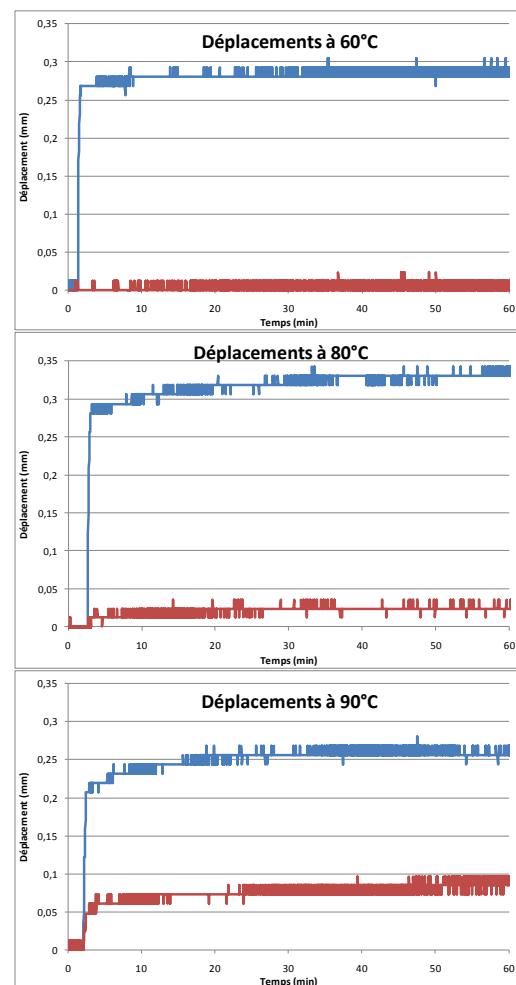


Figure 122: Evolutions des déplacements en début et en fond d'ancrage à 60°C, 80°C et 90°C

La Figure 123 présente les profils de contraintes axiales mesurés à 0 min, 15 min et 60 min après le chargement à 20°C, 60°C et 80°C. A 20°C, les 3 profils se superposent et le temps ne semble pas avoir d'influence sur la distribution de contraintes. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'à température ambiante, le déplacement différé par fluage n'est pas observable au niveau de l'ancrage. A l'échelle du polymère, les essais de fluage montrent que le fluage existe mais reste modéré à 30°C. A 60°C et à 80°C, une redistribution des contraintes (visible au niveau

des 3 premières jauges en début d'ancrage) est observable. Avec le temps, les pentes des segments reliant les mesures de contraintes ont tendance à diminuer ou rester inchangées. Cette tendance est observable sur les 3 premiers segments (sauf pour le segment entre J4 et J5 entre 15 min et 60 min à 80°C où la pente augmente). De manière générale, aux températures auxquelles le fluage de la résine se manifeste à l'échelle de l'ancrage, les profils de contraintes axiales tendent à devenir linéaires avec le temps. Ainsi, les mesures expérimentales de contraintes axiales laissent penser que le fluage de la résine aurait pour effet d'uniformiser la contrainte d'adhérence. Cette observation fait l'objet d'une analyse par modèle rhéologique dans la partie 7.6.

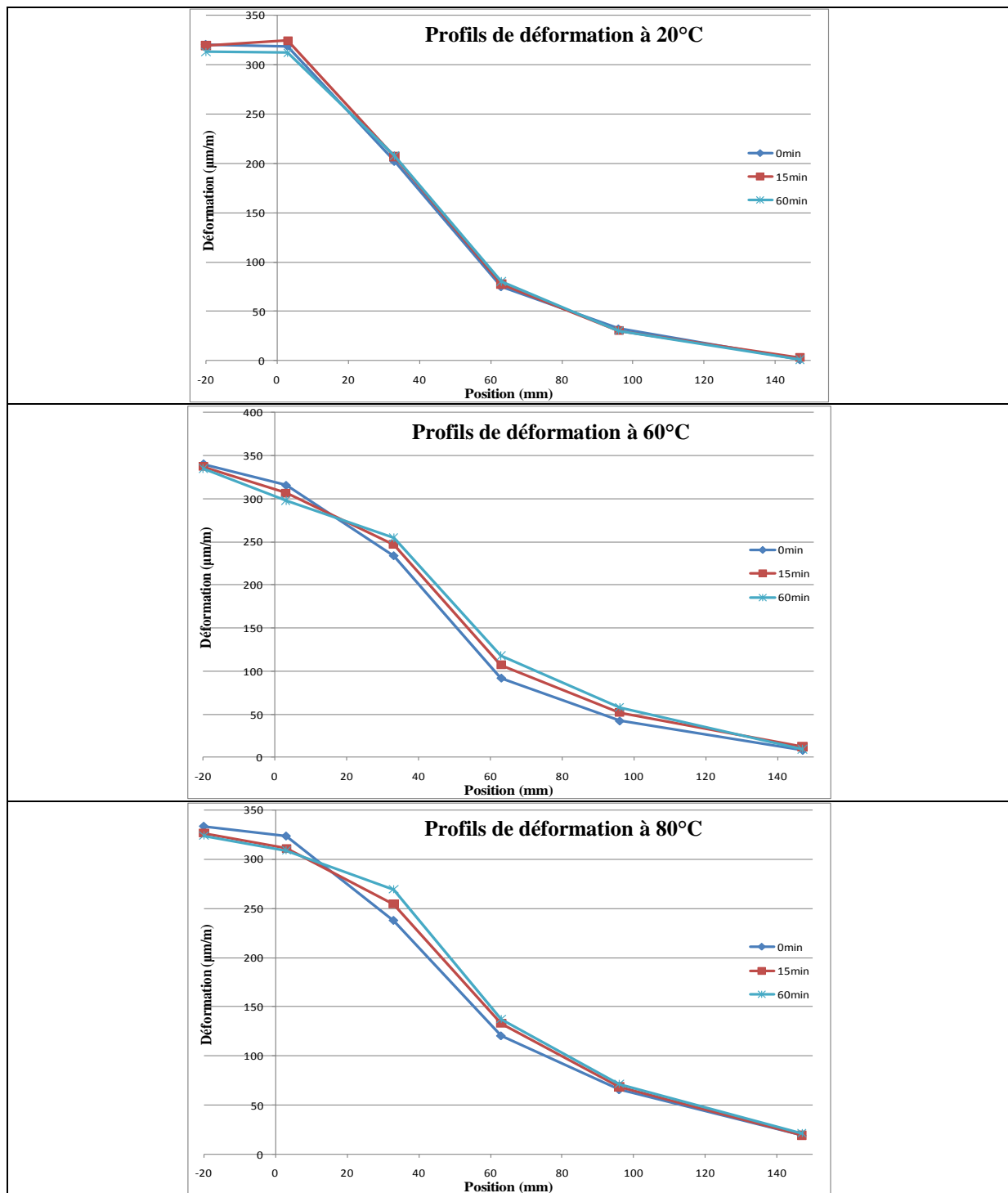


Figure 123: Evolution des profils de déformations axiales dans l'acier à 20°C, 60°C et 80°C.

7.6 Analyse mécanique théorique

7.6.1 Mise en place du modèle

L'objectif de cette partie est d'expliquer les redistributions de contraintes axiales le long de l'ancrage observées Figure 123 à partir du comportement en fluage de la résine. Pour cela, l'ancrage est décrit avec le modèle rhéologique présenté Figure 124. Chaque élément de résine est décrit par le modèle de Maxwell. Seulement trois éléments de résine sont représentés de manière à déterminer uniquement l'effet sur la distribution de contraintes dans l'armature sans générer des calculs trop longs. Deux éléments de l'armature sont représentés par des ressorts dans la mesure où l'acier est considéré comme un matériau élastique. La déformation du béton est considérée comme nulle ce qui permet de solidariser l'extrémité de chaque élément de résine à un support fixe. L'autre extrémité est reliée à l'armature. Les conditions limites de l'armature imposent une contrainte égale à l'effort divisée par la section de l'armature en début d'ancrage et une contrainte nulle en fond d'ancrage. La température de l'ancrage est considérée comme uniforme c'est-à-dire que chaque élément de résine ou d'armature a les mêmes propriétés mécaniques (les mêmes paramètres E_a , E_r et η_r). Le béton est considéré comme un matériau indéformable dans l'analyse qui suit.

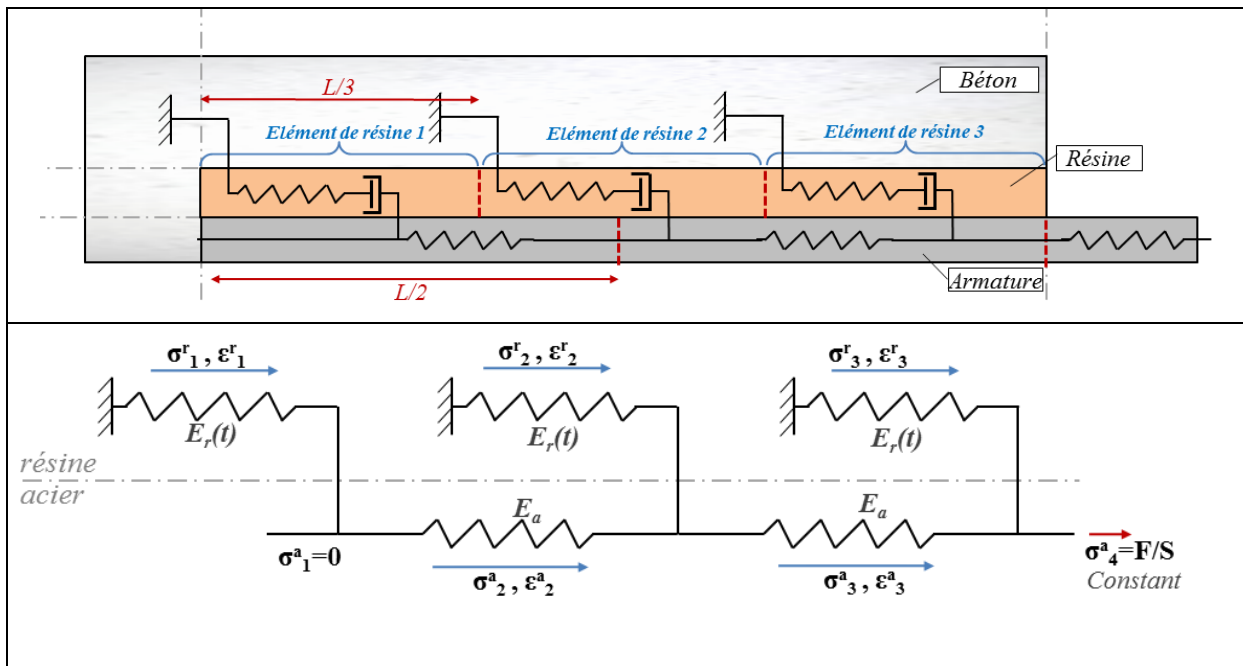


Figure 124: Modèle rhéologique de l'ancrage

L'application d'un effort à l'extrémité de l'armature induit des contraintes dans l'armature (ici au niveau des deux ressorts : σ_3^a et σ_2^a) ainsi que dans la résine (dans chaque élément : σ_1^r , σ_2^r et σ_3^r). Malgré les notations choisies, σ_1^r , σ_2^r et σ_3^r sont des contraintes de cisaillement. Si l'effort appliqué est maintenu constant à l'extrémité de l'ancrage, l'évolution des contraintes dans l'armature et dans la résine va être régie par deux phénomènes :

- le phénomène de fluage/relaxation lié aux déformations/contraintes dans chaque élément de résine ;
- le phénomène de redistribution des contraintes dans l'armature et dans la résine pour assurer l'équilibre de l'ancrage.

Ces deux phénomènes se produisent en même temps et dépendent l'un de l'autre. La suite de l'analyse étudie uniquement le sens de variation des contraintes afin d'effectuer la comparaison avec les mesures de déformations de la Figure 123.

7.6.2 Description analytique du modèle

Les notations utilisées dans ce modèle rhéologique sont les suivants :

σ^r : la contrainte dans un élément de résine
 ε^r : la déformation dans un élément de résine
 E^r : le module d'un ressort dans un élément de résine
 η^r : le coefficient d'un amortisseur dans un élément de résine

σ^a : la contrainte dans un élément d'acier
 ε^a : la déformation dans un élément d'acier
 E^s : le module d'un ressort dans un élément de résine

F : l'effort appliqué sur l'armature
 S : la section de la barre d'acier
 s : la variable complexe de Laplace

Σ^r : la transformée de Laplace de la contrainte dans la résine tel que $\mathcal{L}\{\sigma^r(t)\} = \Sigma^r(s)$

Le modèle rhéologique Figure 124 permet de déterminer 12 équations.

i. Equations de viscoélasticité de la résine

L'indice 'i' repère chacun des trois éléments de résine. L'égalité des contraintes et l'additivité des déformations dans le modèle de Maxwell permettent d'établir l'Équation 16, l'Équation 17 et l'Équation 18 associées à chaque élément de résine.

$$\varepsilon_i^r(t) = \varepsilon_{i1}^r(t) + \varepsilon_{i2}^r(t)$$

$$\varepsilon_i^r(t) = \frac{\sigma_i^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_i^r(t') \cdot dt' \quad \text{Équation 16}$$

Équation 17

Équation 18

pour $i \in \llbracket 1; 3 \rrbracket$

ii. Equations d'élasticité de l'armature

De même, l'élasticité de l'armature permet d'établir l'Équation 19 et l'Équation 20 pour les deux éléments d'acier.

$$E^s \cdot \varepsilon_2^s(t) = \sigma_2^s(t) \quad \text{Équation 19}$$

$$E^s \cdot \varepsilon_3^s(t) = \sigma_3^s(t) \quad \text{Équation 20}$$

iii. Equations de transmission des contraintes le long de l'armature

L'équilibre des efforts entre l'armature et la résine est exprimé dans l'Équation 21, l'Équation 22 et l'Équation 23. La contrainte dans un élément de l'armature est égale à celle de l'élément qui le précède moins la contrainte reprise par la résine.

$$\sigma_4^s(t) = \sigma_3^s(t) + \sigma_3^r(t) \quad \text{Équation 21}$$

$$\sigma_3^s(t) = \sigma_2^s(t) + \sigma_2^r(t) \quad \text{Équation 22}$$

$$\sigma_2^s(t) = \sigma_1^s + \sigma_1^r(t) \quad \text{Équation 23}$$

iv. Conditions limites en contrainte aux extrémités de l'armature

Les conditions limites imposent l'Équation 24 et l'Équation 25.

$$\sigma_4^s = \frac{F}{S} \quad \text{Équation 24}$$

$$\sigma_1^s = 0 \quad \text{Équation 25}$$

v. Equations de transmission des déformations le long de l'armature

La compatibilité des déformations entre l'armature et la résine est exprimée dans l'Équation 26 et l'Équation 27. L'élongation d'un élément de l'armature est égale au déplacement en début de l'élément moins celui à la fin de l'élément.

$$\varepsilon_2^s(t) = \varepsilon_2^r(t) - \varepsilon_1^r(t) \quad \text{Équation 26}$$

$$\varepsilon_3^s(t) = \varepsilon_3^r(t) - \varepsilon_2^r(t) \quad \text{Équation 27}$$

7.6.3 Résolution

L'Équation 27, l'Équation 16, l'Équation 17 et l'Équation 19 impliquent :

$$\frac{\sigma_2^s(t)}{E^s} = \varepsilon_2^s(t) = \left(\frac{\sigma_2^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_2^r(t') \cdot dt' \right) - \left(\frac{\sigma_1^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_1^r(t') \cdot dt' \right)$$

En substituant la contrainte dans l'acier σ_2^a grâce à l'Équation 23 et l'Équation 25, nous obtenons :

$$\frac{\sigma_1^r(t)}{E^s} = \frac{\sigma_2^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_2^r(t') \cdot dt' - \frac{\sigma_1^r(t)}{E^r} - \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_1^r(t') \cdot dt' \quad \text{Équation 28}$$

L'Équation 25, l'Équation 17, l'Équation 18 et l'Équation 19 impliquent :

$$\frac{\sigma_3^s(t)}{E^s} = \varepsilon_3^s(t) = \left(\frac{\sigma_3^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_3^r(t') \cdot dt' \right) - \left(\frac{\sigma_2^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_2^r(t') \cdot dt' \right)$$

En substituant la contrainte dans l'acier σ_3^a grâce à l'Équation 22, l'Équation 23 et l'Équation 25, nous obtenons :

$$\frac{\sigma_1^r(t)}{E^s} + \frac{\sigma_2^r(t)}{E^s} = \frac{\sigma_3^r(t)}{E^r} + \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_3^r(t') \cdot dt' - \frac{\sigma_2^r(t)}{E^r} - \frac{1}{\eta^r} \int_0^t \sigma_2^r(t') \cdot dt' \quad \text{Équation 29}$$

L'Équation 21, l'Équation 22 et l'Équation 23 impliquent :

$$\sigma_4^s(t) = \sigma_3^r(t) + \sigma_2^r(t) + \sigma_1^r(t) + \sigma_1^s(t)$$

Les conditions aux limites données dans l'Équation 24 et l'Équation 25 donnent :

$$\frac{F}{S} = \sigma_3^r(t) + \sigma_2^r(t) + \sigma_1^r(t) \quad \text{Équation 30}$$

L'Équation 28, l'Équation 29 et l'Équation 30 ne font intervenir que les contraintes dans la résine (σ_1^r , σ_2^r et σ_3^r). Compte tenu de la forme de ce système d'équations différentielles, il est choisi à ce niveau d'utiliser la transformée de Laplace des fonctions σ_i^r pour déterminer leur l'évolution en fonction du temps. Soit Σ_i^r la transformée de Laplace (noté \mathcal{L}) de la fonction σ_i^r tel que :

$$\Sigma_i^r(s) = \mathcal{L}\{\sigma_i^r(t)\} = \int_0^\infty e^{-s \cdot t} \cdot \sigma_i^r(t) \cdot dt \quad \text{pour } i \in \llbracket 1; 3 \rrbracket \text{ avec } s \in \mathbb{C}$$

Le chargement F/S est appliqué à l'instant $t_0=0$. A l'instant précédent t_0 , l'effort appliqué est nul et l'ensemble des contraintes est égal à zéro : $\sigma_i^r(0^-) = 0$.

Cette hypothèse permet la transformation de la primitive de σ_i^r dans le domaine de Laplace (en divisant par la variable complexe 's').

L'Équation 28, l'Équation 29 et l'Équation 30 dans le domaine de Laplace deviennent :

$$\frac{\Sigma_1^r(s)}{E^s} = \frac{\Sigma_2^r(s)}{E^r} + \frac{\Sigma_2^r(s)}{s \cdot \eta^r} - \frac{\Sigma_1^r(s)}{E^r} - \frac{\Sigma_1^r(s)}{s \cdot \eta^r}$$

Soit :

$$\left(\frac{1}{E^s} + \frac{1}{E^r} + \frac{1}{s \cdot \eta^r} \right) \cdot \Sigma_1^r(s) - \left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s \cdot \eta^r} \right) \cdot \Sigma_2^r(s) = 0 \quad \text{Équation 31}$$

$$\frac{\Sigma_1^r(s)}{E^s} + \frac{\Sigma_2^r(s)}{E^s} = \frac{\Sigma_3^r(s)}{E^r} + \frac{\Sigma_3^r(s)}{s.\eta^r} - \frac{\Sigma_2^r(s)}{E^r} - \frac{\Sigma_2^r(s)}{s.\eta^r}$$

Soit :

$$\left(\frac{1}{E^s}\right) \cdot \Sigma_1^r(s) + \left(\frac{1}{E^s} + \frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right) \cdot \Sigma_2^r(s) - \left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right) \cdot \Sigma_3^r(s) = 0 \quad \text{Équation 32}$$

$$\frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} = \Sigma_3^r(s) + \Sigma_2^r(s) + \Sigma_1^r(s) \quad \text{Équation 33}$$

La résolution de ce système d'équations donne les expressions de Σ_i^r pour chacun des 3 éléments de résine :

$$\Sigma_1^r(s) = \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \frac{\left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)^2}{\left(\frac{1}{E^a} + \frac{3}{E^r} + \frac{3}{s.\eta^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{E^a} + \frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)} \quad \text{Équation 34}$$

$$\Sigma_2^r(s) = \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \frac{\left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)}{\left(\frac{1}{E^a} + \frac{3}{E^r} + \frac{3}{s.\eta^r}\right)} \quad \text{Équation 35}$$

$$\Sigma_3^r(s) = \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \left[1 - \frac{\left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)^2}{\left(\frac{1}{E^a} + \frac{3}{E^r} + \frac{3}{s.\eta^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{E^a} + \frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)} - \frac{\left(\frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)}{\left(\frac{1}{E^a} + \frac{1}{E^r} + \frac{1}{s.\eta^r}\right)} \right] \quad \text{Équation 36}$$

Compte tenu de la forme de ces expressions, il ne sera pas cherché à les repasser dans le domaine réel pour exprimer analytiquement les évolutions de σ_i^r en fonction du temps. Les tendances des σ_i^r pour des temps longs peuvent néanmoins être déterminées à partir des expressions transformées de Laplace (Σ_i^r) grâce au **théorème de la valeur finale** :

$$\sigma_i^r(t \rightarrow \infty) = \lim_{s \rightarrow 0} (s \cdot \Sigma_i^r(s)) \quad \text{pour } i \in \llbracket 1; 3 \rrbracket$$

Au voisinage de zéro, on a l'équivalence : $s \cdot \Sigma_1^r(s) \sim_0 s \cdot \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \frac{\left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)^2}{\left(\frac{3}{s.\eta^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)}$

Donc : $\sigma_1^r(t \rightarrow \infty) = \lim_{s \rightarrow 0} (s \cdot \Sigma_1^r(s)) = \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s}$

Au voisinage de zéro, on a l'équivalence : $s \cdot \Sigma_2^r(s) \sim_0 s \cdot \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \frac{\left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)}{\left(\frac{3}{s.\eta^r}\right)}$

Donc : $\sigma_2^r(t \rightarrow \infty) = \lim_{s \rightarrow 0} (s \cdot \Sigma_2^r(s)) = \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s}$

Au voisinage de zéro, on a l'équivalence : $s \cdot \Sigma_3^r(s) \sim_0 s \cdot \frac{F}{s} \cdot \frac{1}{s} \cdot \left[1 - \frac{\left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)^2}{\left(\frac{3}{s.\eta^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)} - \frac{\left(\frac{1}{s.\eta^r}\right)}{\left(\frac{3}{s.\eta^r}\right)} \right]$

Donc : $\sigma_3^r(t \rightarrow \infty) = \lim_{s \rightarrow 0} (s \cdot \Sigma_3^r(s)) = \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s}$

7.6.4 Conclusion sur l'effet du fluage

En résumé, les trois contraintes dans la résine (σ_1^r , σ_2^r , σ_3^r) tendent toutes vers la même valeur avec le temps :

$$\left| \begin{array}{l} \sigma_1^r(t) \xrightarrow[t \rightarrow \infty]{} \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s} \\ \sigma_2^r(t) \xrightarrow[t \rightarrow \infty]{} \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s} \\ \sigma_3^r(t) \xrightarrow[t \rightarrow \infty]{} \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{s} \end{array} \right.$$

L'Équation 21, l'Équation 22 et l'Équation 23 permettent de déterminer les limites des contraintes dans l'armature :

$$\begin{aligned}\sigma_1^s(t) &= 0 \\ \sigma_2^s(t) &\xrightarrow[t \rightarrow \infty]{} \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{S} \\ \sigma_3^s(t) &\xrightarrow[t \rightarrow \infty]{} \frac{2}{3} \cdot \frac{F}{S} \\ \sigma_4^s(t) &= \frac{F}{S}\end{aligned}$$

En conclusion, le comportement en fluage de la résine a pour effet d'uniformiser la contrainte d'adhérence dans la résine et de donner une tendance linéaire à la contrainte axiale dans l'armature. Ce dernier constat semble être en accord avec les mesures de profils de déformations dans la barre (Figure 123). La Figure 125 schématise cette redistribution pour les contraintes axiales (σ_1^a , σ_2^a , σ_3^a et σ_4^a) calculées.

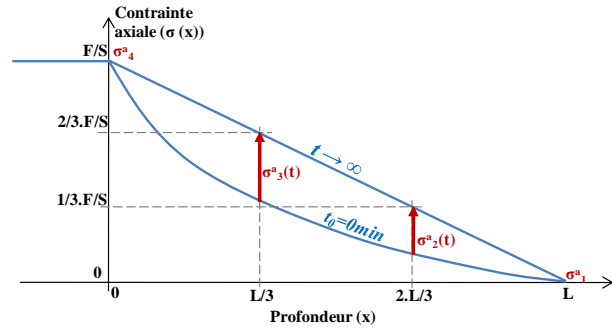


Figure 125: Schéma des redistributions des contraintes axiales dans l'armature lors du fluage pour le modèle rhéologique choisi

Les expressions analytiques des contraintes n'ayant pas été déterminées, il n'est pas possible de se prononcer sur les vitesses de déformations dans les 3 éléments de résine ou de redistribution de contrainte axiale dans les deux éléments d'armature. Cependant, l'augmentation du déplacement avec la température (mise en évidence dans le chapitre 2), suggère que la redistribution de contraintes est d'autant plus rapide que la température est élevée.

Remarque :

Sans tenir compte du fluage, au moment du chargement il est possible de déterminer les valeurs de contraintes (σ_1^r , σ_2^r , σ_3^r) au temps 0^+ grâce au **théorème de la valeur initiale** : $\sigma_i^r(t \rightarrow 0^+) = \lim_{s \rightarrow \infty} (s \cdot \Sigma_i^r(s))$ pour $i \in \llbracket 1; 3 \rrbracket$

Les contraintes instantanées dans la résines obtenues sont alors égales à :

$$\sigma_1^r(t \rightarrow 0^+) = \frac{F}{S} \cdot \frac{\left(\frac{1}{E^r}\right)^2}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{3}{E^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{1}{E^r}\right)} \quad | \quad \text{Équation 37}$$

$$\sigma_2^r(t \rightarrow 0^+) = \frac{F}{S} \cdot \frac{\left(\frac{1}{E^r}\right)}{\left(\frac{3}{E^s} + \frac{3}{E^r}\right)} \quad | \quad \text{Équation 38}$$

$$\sigma_3^r(t \rightarrow 0^+) = \frac{F}{S} \cdot \left[1 - \frac{\left(\frac{1}{E^r}\right)^2}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{3}{E^r}\right) \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{1}{E^r}\right)} - \frac{\left(\frac{1}{E^r}\right)}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{1}{E^r}\right)} \right] \quad | \quad \text{Équation 39}$$

Si l'on considère que le module d'élasticité de la résine est négligeable devant celui de l'acier (soit $E_a \gg E_r$) alors :

$$\sigma_1^r(t \rightarrow 0^+) \sim \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{S}$$

$$\sigma_2^r(t \rightarrow 0^+) \sim \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{S}$$

$$\sigma_3^r(t \rightarrow 0^+) \sim \frac{1}{3} \cdot \frac{F}{S}$$

Cette hypothèse est envisageable dans la mesure où les essais DMTA montrent que le module de Coulomb G' est proche de 1,8 GPa à 30°C alors que le module d'Young de l'acier est de

210 GPa à 20°C. A température ambiante, le rapport E_r/E_a a un ordre de grandeur de 0,001. **Un faible module d'élasticité de la résine par rapport à celui de l'armature a tendance à uniformiser le profil de contraintes d'adhérence.** Le même constat peut également être obtenu en prenant un coefficient d'amortissement infini pour la résine dans le modèle de Maxwell qui décrit dans ce cas le polymère comme un matériau parfaitement élastique.

Ainsi, dans le cas d'un ancrage à température uniforme, la température semble donner une tendance linéaire au profil de contraintes axiales dans l'armature pour deux raisons :

- i. La chute du module de cisaillement avec la température uniformise le profil de contraintes d'adhérence.
- ii. L'augmentation du comportement en fluage avec la température uniformise le profil de contraintes d'adhérence avec le temps.

8 Synthèse des principales observations

L'étude sur des scellements d'armatures révèle dans un premier temps le comportement mécanique des ancrages avec la température. Puis dans un deuxième temps, l'étude permet d'effectuer le lien avec certaines propriétés mécaniques de la résine déterminées dans le chapitre 2.

i. Présence de gradient thermique

L'étude préliminaire réalisée avec des essais de type ① met en évidence la présence d'un gradient thermique le long de l'ancrage qui semble inévitable lors d'un essai avec chauffage. **Cette différence de température engendre des redistributions de contraintes ne permettant pas d'associer une résistance en adhérence unique à une température de ruine unique.**

ii. Influence de la procédure d'essai et variation de la résistance

Les essais ② réalisés avec une **température stabilisée conduisent à des résistances supérieures** à celles obtenues avec des essais ① réalisés sous charge constante avec un chauffage. **Quelle que soit la procédure d'essai, la résistance en adhérence diminue progressivement avec la température pour atteindre des valeurs inférieures à 2 MPa au-dessus de 150°C.** La chute brutale de résistance lors de la transition vitreuse observée dans le cas des essais sur la résine seule n'est pas observable sur les essais d'arrachement. Ceci renforce la conclusion émise dans le Chapitre 2 selon laquelle la connaissance de T_g **ne suffit pas pour décrire le comportement mécanique du matériau résine ou de l'ancrage.**

iii. Distribution des contraintes

Les mesures de distributions de contraintes axiales à 80°C mettent en évidence un **profil de contraintes d'adhérence uniforme** à la ruine pour des longueurs d'ancrage de 120

mm. La comparaison avec le cas des ancrages classiques acier/béton suggère que cette tendance est due à la faible valeur du module de Coulomb de la résine (par rapport à l'acier ou au béton). L'hypothèse d'une contrainte d'adhérence uniforme est donc d'autant plus vérifiée que la température est élevée. **Le chapitre 4 a pour objectif de mettre en évidence l'influence du module de Coulomb sur la distribution de contraintes à travers une analyse mécanique.**

iv. **Influence des paramètres: eau, postcure, type de béton, fluage**

- L'eau a une double influence. i. Au voisinage de 100°C, la vaporisation de l'eau modifie le profil de températures dans l'ancrage. ii. Les bétons séchés semblent avoir une résistance plus importante. Ceci rejoint l'observation présentée au chapitre 2 de la diminution de résistance de la résine due à l'effet de l'eau.

- L'effet de la postcure est difficilement quantifiable dans la mesure où les éprouvettes doivent être stabilisées en température. En revanche, les essais les plus longs semblent présenter une résistance d'ancrage plus élevée. **Cependant rien ne permet d'attribuer cette observation à de la postcure.**

- La résistance du béton semble influencer faiblement la tenue de l'ancrage à 20°C. Les résistances en adhérence obtenues dans du béton C20 sont inférieures à celles obtenues dans du béton C50. Ceci pourrait être expliqué par un endommagement du béton en début d'ancrage pour le béton C20.

- A charge et température constante, un déplacement différé de l'armature par rapport au béton est observable pour des températures supérieures à 80°C. Ce déplacement est attribué au comportement en fluage de la résine (mis en évidence dans le chapitre 2) et engendre deux effets possibles. i. **Un déplacement trop important de l'armature semble provoquer une ruine prématurée** (la contrainte restant constante). ii. Les mesures de contraintes axiales suggèrent une **uniformisation de la contrainte d'adhérence avec le temps** à partir de 60°C. Ces deux points révèlent la **nécessité de prendre un compte les déplacements de l'ancrage** (en plus des résistances en adhérence) dans une méthode de dimensionnement.

Le Tableau 19 présente une synthèse sur l'influence des différents paramètres sur le comportement de la résine et à l'échelle de l'ancrage.

Tableau 19: Synthèse de l'influence de certains paramètres sur la résine et à l'échelle de l'ancrage

	<i>Eau</i>	<i>Postcure</i>	<i>Type de béton</i>	<i>Fluage</i>
<i>Caractérisation résine</i>	↘ résistance en traction	↗ G' et ↗Tg	-	Observation du fluage dès 30°C
<i>Caractérisation ancrage</i>	↘ résistance de l'ancrage	<i>Influence non-visible</i>	↗ de la résistance de l'ancrage	↗ du déplacement différé avec la température & redistribution de contraintes

CHAPITRE 4 : ANALYSE THEORIQUE DES DISTRIBUTIONS DE CONTRAINTES LE LONG D'UN ANCRAGE

1 Introduction

Ayant étudié le comportement mécanique des ancrages à haute température, notamment à travers des mesures de contraintes, ce chapitre effectue une analyse théorique sur les distributions de contraintes le long de ces collages. Pour cela, la description mécanique du collage présentée dans le chapitre 1 est utilisée en l'adaptant au cas d'un ancrage sollicité thermiquement. Cette étude présente trois objectifs : i) proposer un modèle basé sur le 'shear lag' afin de déterminer les profils de contraintes et de déplacements relatifs le long d'un ancrage chauffé ; ii) vérifier les hypothèses constitutives du modèle ; iii) analyser l'influence de certains paramètres tel que le module de Coulomb de la résine sur le comportement d'un ancrage à partir des prédictions du modèle. Ce travail est théorique et numérique. Les données utilisées sont issues de la caractérisation de la résine R1 et de l'ancrage respectivement présentées dans les chapitres 2 et 3.

2 Modèles d'adhérence en fonction de la température

2.1 Limite du modèle d'intégration des résistances

Le chapitre 1, partie 5 présente une méthode de dimensionnement des ancrages soumis à une distribution de température. Cette méthode comporte deux étapes.

- Dans la première étape un calcul thermique est réalisé de manière à connaître à chaque instant la distribution de températures le long de l'ancrage.
- Dans la deuxième étape, la résistance en adhérence est associée à chaque température le long de l'ancrage. Cette association s'effectue grâce à une relation température-résistance en adhérence (présentée dans le chapitre 2) déterminée avec des essais d'arrachement. La capacité résistante de l'ancrage à un instant donné est alors calculée par l'intégration de l'ensemble des résistances en adhérence sur la surface latérale de l'armature (Équation 40).

$$F = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \int_0^L \tau(x) dx \quad \text{Équation 40}$$

Ce modèle d'intégration des résistances ne tient pas compte de la distribution de contraintes/déformations induites par l'effet du 'shear lag' sur la longueur de l'ancrage. Ici, la méthode suppose que la distribution de contraintes est directement déduite de la distribution de températures. Cette dernière hypothèse semble valide à l'instant de la ruine à cause de la saturation des contraintes de d'adhérence sur toute la longueur de l'ancrage, présentée dans le chapitre 1, partie 5 (Figure 40).

Néanmoins, l'additivité des résistances en cisaillement exprimée lors de l'intégration de l'Équation 40 suppose que la contrainte maximale en adhérence est atteinte pour un même déplacement relatif δ_0 aux différentes températures. Cette configuration est représentée schématiquement dans la Figure 126 dans le cas d'un ancrage divisé en trois éléments de températures différentes. L'élément n°3 présente la température la plus élevée et donc la résistance en adhérence la plus faible. Dans cette configuration, la capacité résistante de l'ancrage est égale à la somme de l'ensemble des résistances. La deuxième configuration

(également présentée schématiquement dans la Figure 126) représente le cas où les contraintes maximales en adhérence ne sont pas atteintes pour une même valeur de déplacement. Pour cette configuration, les contraintes d'adhérence au déplacement δ_0 de certains éléments d'ancrage sont inférieures à la résistance en adhérence (notamment à cause de la tendance adoucissante de la courbe d'arrachement post-pic). La capacité résistante de l'ancrage associée à une valeur de déplacement δ_0 est donc inférieure à celle obtenue avec la première configuration. Notons que d'après les essais d'arrachement sur les ancrages (Figure 105, Chapitre 2), la température semble influencer le déplacement relatif à la ruine.

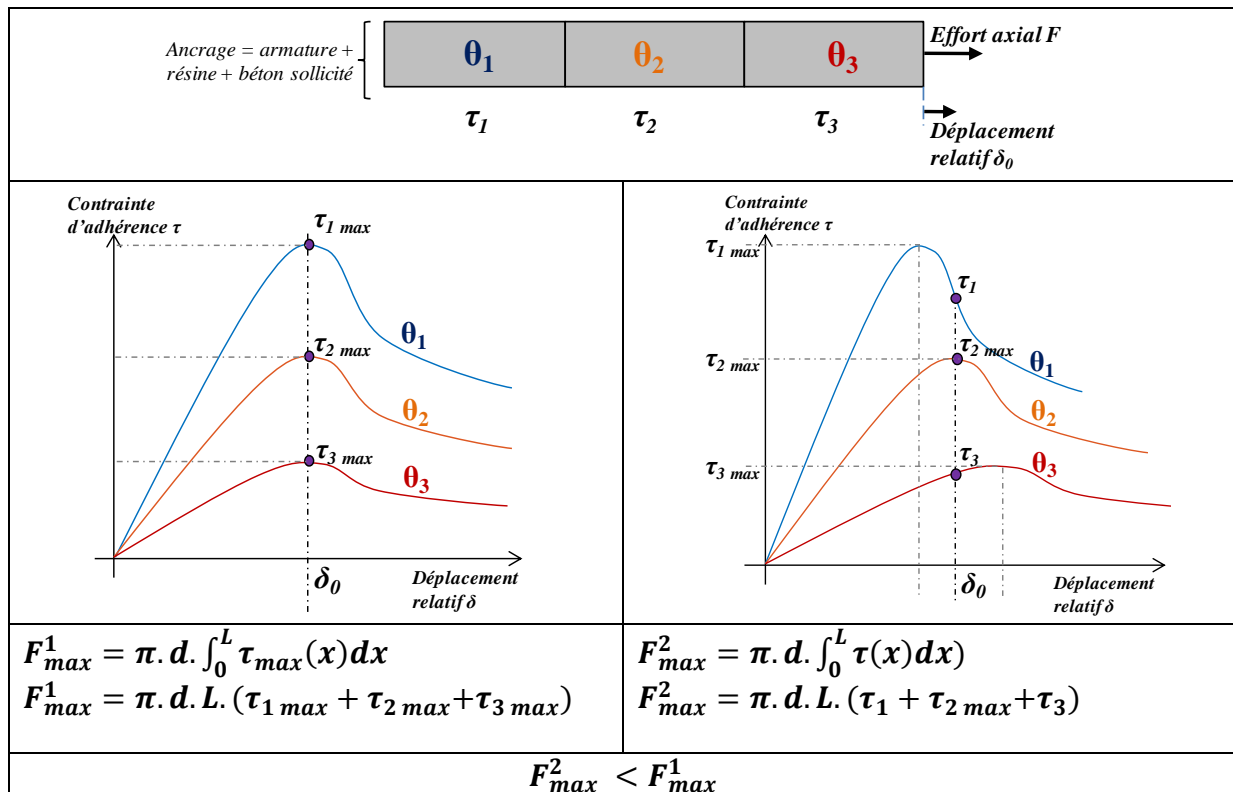


Figure 126: Représentations schématiques des différents cas d'additivité des contraintes d'adhérences pour trois éléments d'ancrage

L'hypothèse d'additivité des résistances ne semble donc pas conservative car elle ne prend pas en compte le comportement pré et post-pic de la courbe d'arrachement. La validité de l'additivité des résistances est vérifiée si l'ancrage se comporte comme un système ductile parfaitement plastique. La résistance en adhérence est alors maintenue après le pic. Dans le cas général, la prise en compte du déplacement semble donc indispensable pour déterminer la capacité résistante d'un ancrage.

2.2 Prise en compte de la compatibilité des déplacements

La prise en compte des déplacements le long de l'ancrage est possible grâce à la relation entre les déformations et les contraintes d'adhérence dans la résine. Le modèle du 'shear lag' permet une description des contraintes et des déplacements le long de l'ancrage dans le cas d'une température uniforme. Il convient donc de déterminer une distribution de déplacements liée aux contraintes d'adhérence et à la température. Il est visé d'adapter le modèle du 'shear lag' en prenant en compte l'effet de la température sur le modèle de comportement : contrainte d'adhérence-déplacement. Ce modèle permet alors de calculer les distributions de contraintes d'adhérence le long d'un ancrage.

2.3 Adaptation du modèle du 'shear lag' à un ancrage soumis à une distribution de température

Cette partie décrit les quatre équations nécessaires pour adapter le modèle du 'shear lag' au cas d'un ancrage soumis à un champ de température.

2.3.1 Hypothèses

Les hypothèses utilisées sont identiques à celles prises en compte pour une description à température ambiante.

- Les adhérents (acier et béton) sont considérés comme des matériaux isotropes élastiques.
- L'adhésif transfère l'effort de l'armature vers le béton uniquement par cisaillement.
- Les effets de flexion sont négligés.
- Les contraintes normales sont supposées distribuées uniformément dans la section de l'armature et du cylindre béton.
- L'épaisseur de la couche de résine est supposée constante sur la longueur de l'ancrage.

2.3.2 Equations mécaniques descriptives de l'ancrage

La géométrie étudiée est composée d'un cylindre de béton (percé axialement en son centre). La section du béton est notée A^c et celle de l'acier est notée A^s . L'armature de rayon r est ancrée sur une longueur L . L'épaisseur de la couche de résine est notée t . Un effort de traction F est appliqué en sortie d'ancrage. L'effort de pointe en fond d'ancrage n'est pas considéré, c'est-à-dire que la résine n'est pas sollicitée en traction au fond. L'axe de l'ancrage est repéré par la coordonnée x . L'abscisse zéro correspond au fond de l'ancrage.

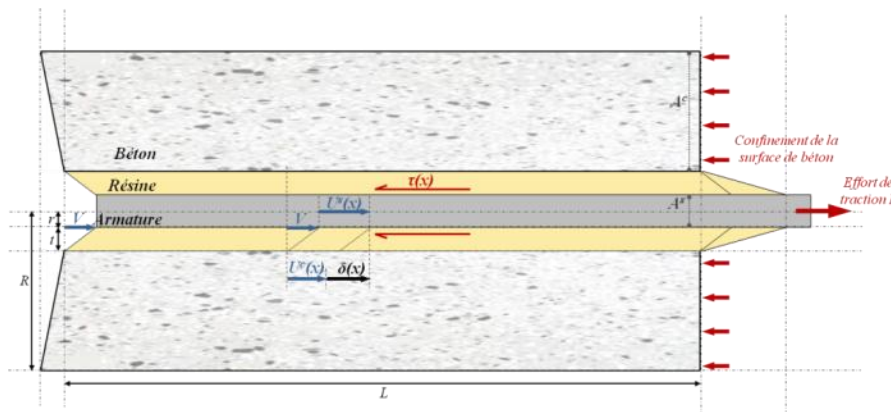


Figure 127 : Représentation de la géométrie de l'ancrage ainsi que des grandeurs mécaniques

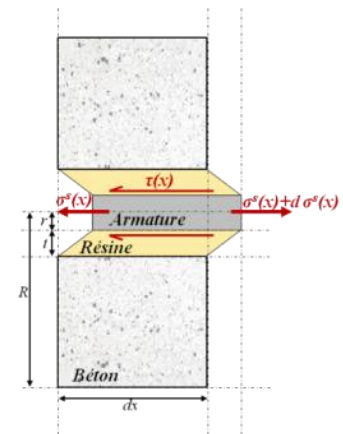


Figure 128 : Représentation de l'équilibre d'un tronçon de longueur dx

Les notations des grandeurs géométriques et mécaniques utilisées dans ce chapitre sont les suivantes :

τ : la contrainte de cisaillement dans l'adhésif

σ^s : la contrainte axiale dans l'armature

σ^c : la contrainte axiale dans le béton

ε^s : la déformation axiale dans l'armature

ε^c : la déformation axiale dans le béton

U^s : le déplacement axial dans l'armature dû à l'allongement de l'acier

U^c : le déplacement axial dans le béton

V : le déplacement axial induit par la mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage
 δ : le déplacement relatif de l'armature par rapport au béton

A^s : la section de l'armature égale à $A^s = \pi \cdot r^2$

A^c : la section du béton égale à $A^c = \pi \cdot [e^2 - (r+t)^2]$

r : le rayon de l'armature

t : l'épaisseur de l'adhésif

e : le rayon du cylindre de béton

L : la longueur d'ancrage

θ : la température

f : la relation qui lie τ à δ (qui dépend de la température)

E^c : le module de Young du béton (qui dépend de la température)

E^s : le module de Young de l'acier

G : le module de coulomb de la résine (qui dépend de la température)

i. Equilibre des efforts dans la section

La première équation traduit l'équilibre des efforts dans une section de l'éprouvette à l'abscisse x . La somme de l'effort axial dans l'armature et de l'effort axial dans le béton est nulle.

$$\sigma^s(x) \cdot A^s + \sigma^c(x) \cdot A^c = 0 \quad \text{Équation 41}$$

Remarque :

Dans l'équation 41, les contraintes axiales sont supposées indépendantes de la coordonnée radiale r dans l'éprouvette (hypothèse iv). Cette hypothèse est considérée comme vérifiée dans l'armature dans la mesure où la contrainte axiale est uniforme dans la section de l'acier. Cependant, l'uniformité de la contrainte σ^c dans le sens radial dans le béton est à vérifier. Cette vérification est nécessaire car elle permet de déterminer l'aire A^c de béton sollicitée mécaniquement. Cette grandeur A^c interviendra plus tard dans le calcul du 'shear lag'.

ii. Lien σ - τ (par bilan des efforts dans un élément)

La relation entre la contrainte axiale et la contrainte d'adhérence dans un élément d'ancrage est exprimée dans l'équation 42. Cette relation est obtenue par équilibre des efforts dans un élément d'ancrage comme présenté dans le chapitre 1, partie 5 et sur la Figure 128.

$$\tau(x) = \frac{r}{2} \cdot \frac{d\sigma^s(x)}{dx} \quad \text{Équation 42}$$

Remarque :

Le système étudié ici est un collage assuré par une couche d'adhésif d'épaisseur t . Dans l'expression précédente, τ représente la contrainte de cisaillement à l'interface acier/résine.

iii. Définition du déplacement relatif

Le déplacement relatif δ est défini comme la différence entre le déplacement de l'armature et celui du béton à une profondeur x . Le déplacement de l'armature est la somme de deux termes : i) le déplacement (U^s) induit par l'élongation de l'armature en traction (qui dépend de x) et ii) le déplacement (V) de l'armature en fond d'ancrage qui est provoqué par la mise en cisaillement de la résine. Si la contrainte d'adhérence en fond d'ancrage n'est pas nulle, la déformation de la résine translate l'ensemble de l'armature d'une distance V (qui ne dépend donc pas de x).

$$\delta(x) = U^s(x) + V - U^c(x) \quad \text{Équation 43}$$

Remarque :

Dans cette expression, les déplacements U^c et U^s correspondent à ceux aux deux interfaces acier/résine et résine/béton en considérant les contraintes axiales uniformément réparties dans les sections. Le déplacement relatif correspond alors au déplacement induit par la mise en cisaillement de la couche d'adhésif à une profondeur x .

iv. Lien τ - δ

L'Équation 44 correspond à la relation entre la contrainte d'adhérence τ et le déplacement relatif δ . On note f la fonction décrivant cette relation.

$$\tau(x) = f(\delta(x), \theta(x)) \quad \text{Équation 44}$$

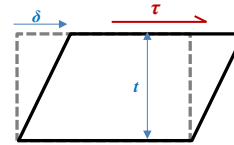
Cette relation peut être obtenue de deux manières : i) en utilisant un modèle de comportement mécanique du matériau résine ou ii) en utilisant un modèle de comportement de l'ancrage.

2.3.3 Modèle du matériau résine

Des études théoriques sur la mécanique des collages présentées dans le chapitre 1, partie 4 utilisent le modèle de Hooke pour établir le lien entre la contrainte d'adhérence et le déplacement relatif dans le domaine élastique. L'Équation 45 présente le modèle de Hooke en cisaillement pour un matériau isotrope. Ici, la contrainte de cisaillement est considérée comme uniforme dans l'épaisseur de l'adhésif. Il est cité dans les hypothèses en début de partie que l'épaisseur de l'adhésif est supposée constante sur toute la profondeur de l'ancrage (hypothèse v). Ceci permet d'exprimer la déformation en cisaillement comme le rapport du déplacement relatif δ sur l'épaisseur de l'adhésif t .

$$\tau(\theta) = G(\theta) \cdot \gamma$$

$$\tau(\theta) = \frac{G(\theta)}{t} \cdot \delta \quad \text{Équation 45}$$

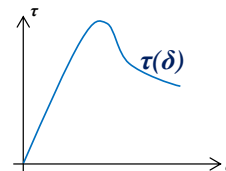


Cette méthode ne permet cependant pas de prendre en compte la résistance en adhérence et ne permet de faire une analyse que dans le domaine élastique.

2.3.4 Modèle de l'ancrage

D'autres études s'intéressant plus particulièrement à l'adhérence acier/béton (présentées dans le chapitre 1, partie 4.4) font appel directement à un modèle de comportement de l'ancrage pour établir le lien τ - δ . La variation de la contrainte d'adhérence en fonction du déplacement est obtenue à partir de la courbe d'un essai d'arrachement (Equation 46).

$$\tau_\theta(\delta) \rightarrow \text{modèle d'adhérence} \quad \text{Équation 46}$$



A première vue, l'avantage de cette méthode est qu'elle permet une description à la fois dans le domaine élastique et à la rupture. Cependant, la représentativité de cette courbe pour décrire le comportement d'un ancrage est à vérifier. En effet, l'utilisation d'un essai sur ancrage (système global) pour décrire le comportement local engendre deux sources d'écart.

- La relation τ - δ est obtenue à partir d'un essai d'arrachement dans lequel le déplacement de l'armature est mesuré par rapport à la surface du béton en sortie d'ancrage. La courbe d'arrachement est tracée en associant un unique τ à un unique δ pour différentes valeurs

d'effort. L'effort mesuré est utilisé pour calculer la contrainte d'adhérence τ qui est considérée comme uniforme sur la longueur de l'ancrage. Le déplacement relatif δ est pris égal à la valeur mesurée par le capteur de déplacement. Cette mesure majore la valeur de δ car en fond d'ancrage le déplacement relatif δ est plus faible. **Une première approximation est donc effectuée en ne tenant pas compte des distributions de contraintes le long de l'ancrage pour établir la courbe d'arrachement.** Cette approximation revient à considérer que la barre et le béton se comportent comme des solides indéformables. Dans ce cas, seul le cisaillement de la résine (uniforme sur la longueur de l'ancrage) induit le déplacement δ mesuré.

- Le comportement de l'ancrage avant le pic sur la courbe τ - δ s'explique physiquement par la perte d'adhérence progressive (par endommagement du béton, de la résine ou des interfaces) le long de l'ancrage comme il est décrit dans le chapitre 1, partie 2.6.1 **représentative du comportement local sur un élément d'ancrage.** La même analyse peut être effectuée après le pic où la diminution progressive s'interprète par des phénomènes de glissement de la barre dans l'ancrage.

Compte tenu de ces deux sources d'écart, il semble préférable d'utiliser les données d'entrée matériaux pour le modèle du 'shear lag' à travers le modèle de Hooke. Pour cela, la variation du module de Coulomb G' en fonction de la température (déterminé dans le Chapitre 2) sera employée. Cette méthode permettra de faire l'analyse dans le domaine élastique.

Le lien entre les propriétés matériaux (G') et les courbes d'arrachement sur ancrages sera effectué avec des calculs par éléments finis dans la partie 3.5, de manière à évaluer l'écart entre les deux types de données d'entrée pour le modèle.

3 Vérification des hypothèses constitutives du modèle

Ayant présenté les quatre équations constitutives du modèle du 'shear lag', cette partie vérifie numériquement les principales hypothèses.

3.1 Mise en place du calcul par éléments finis

Tableau 20: Paramètres utilisés dans Cast3m

Paramètre		Notation	Valeur
Géométriques	Longueur d'ancrage	L	0,12 m
	Rayon de l'armature	r	0,006 m
	Epaisseur de la résine	t	0,002 m
	Rayon du cylindre de béton	e	0,075 m
Données matériaux	Module d'Young de l'acier	Ea	210,0 GPa (à 20°C)
	Module d'Young de la résine	Er	4,7 GPa (à 20°C)
	Module d'Young du béton	Eb	30,0 GPa (à 20°C)
	Coefficient de Poisson de l'acier	va	0,3 (à 20°C)
	Coefficient de Poisson de la résine	vr	0,3 (à 20°C)
	Coefficient de Poisson du béton	vb	0,2 (à 20°C)
Chargement	Effort appliqué	F	10 kN

Le Tableau 20 présente l'ensemble des paramètres utilisés dans la modélisation. Les grandeurs géométriques correspondent à celles d'un essai d'arrachement sur éprouvette cylindrique. Le choix de la valeur de l'effort appliqué (10 kN) s'inscrit dans l'ordre de grandeur des forces mesurées lors des essais. L'acier, la résine et le béton sont modélisés par trois matériaux élastiques. Le module de Young et le coefficient de Poisson de la résine sont issus des essais de caractérisation présentés dans le chapitre 1, (Figure 55, Figure 65 et Figure 64).

Le calcul aux éléments finis est réalisé avec le code de calcul Cast3M (Cast3M, 2000) développé par le Département de Mécanique et de Technologie (DMT) du Commissariat français à l'Energie Atomique (CEA). Le système modélisé correspond aux éprouvettes sur lesquelles sont réalisés les essais d'arrachement ; à savoir une armature collée dans un cylindre béton (Figure 129). Le calcul est réalisé en deux dimensions en déformations planes en tenant compte de la géométrie axisymétrique de l'ancrage. La coordonnée 'r' repère la direction radiale et la coordonnée 'z' repère la direction axiale de l'ancrage. Ici, la coordonnée 'z' dans le calcul par éléments finis correspond à la coordonnée 'x' dans la présentation du modèle du shear lag.

Le maillage est constitué d'éléments quadratiques. Dans la mesure où l'étude est effectuée dans le domaine élastique, les trois matériaux sont solidaires les uns des autres, c'est-à-dire qu'une adhérence parfaite aux deux interfaces est modélisée. Un espace est laissé en fond d'ancrage de manière à ne pas prendre en compte l'effort de pointe. Une longueur de béton L est modélisée sous l'ancrage afin de prendre en compte l'influence de ce volume de béton sur le champ de déplacement. Un chargement en contrainte axiale est appliqué à l'extrémité de l'armature. Le déplacement selon z de la surface de béton supérieure est bloqué afin de modéliser l'effet de la plaque de confinement pendant l'essai. Ce blocage s'étend de l'extrémité extérieure du cylindre jusqu'à une distance t du collage.

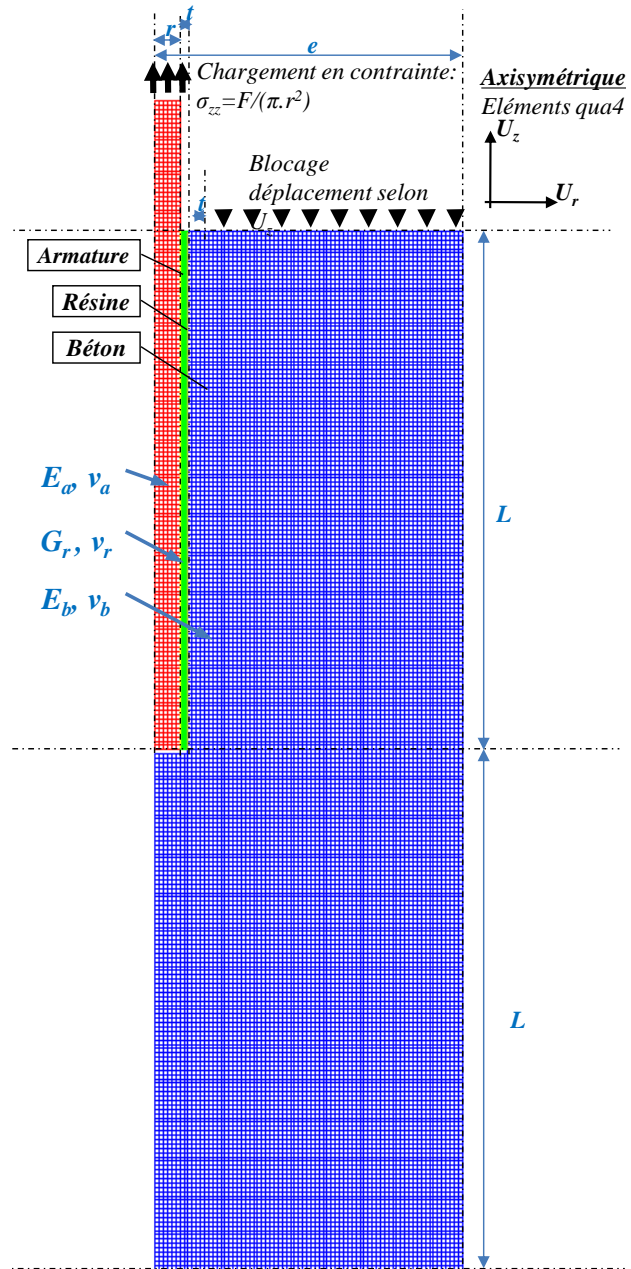


Figure 129: Maillage, chargement et conditions aux limites de l'ancrage modélisé sous cast3M

Afin d'étudier les distributions de contraintes/déformations/déplacements dans l'ancrage, les distributions de ces grandeurs sont calculées le long de sept lignes (notées L1 à L7) dans la géométrie présentée sur la Figure 130.

- L1 correspond à une ligne axiale au centre de l'armature.
- L2 correspond à l'interface acier/résine .
- L3 correspond à l'interface résine/béton.
- L4 correspond au bord latéral du cylindre béton.
- L5 correspond à la surface supérieure du béton.
- L6 correspond à une ligne radiale en milieu d'ancrage.
- L7 correspond à une ligne radiale en fond d'ancrage.

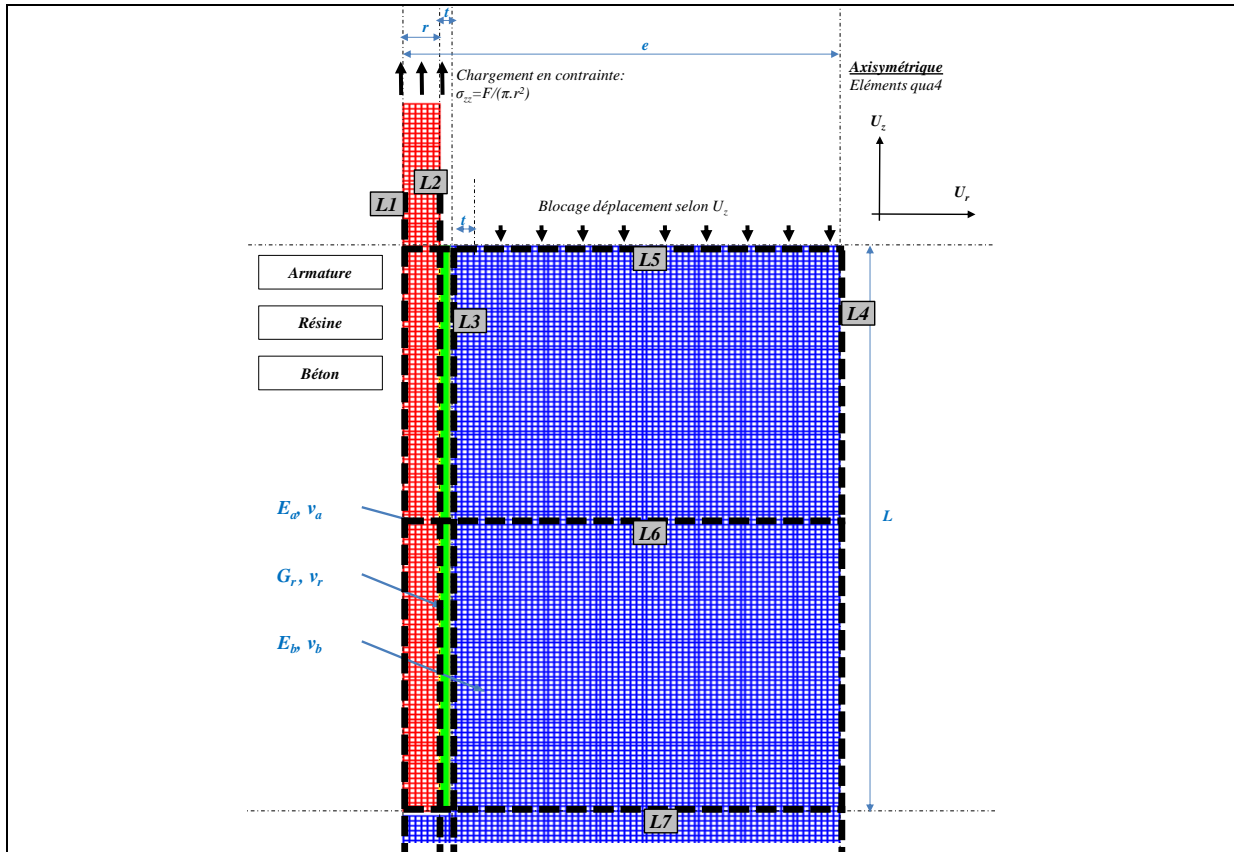
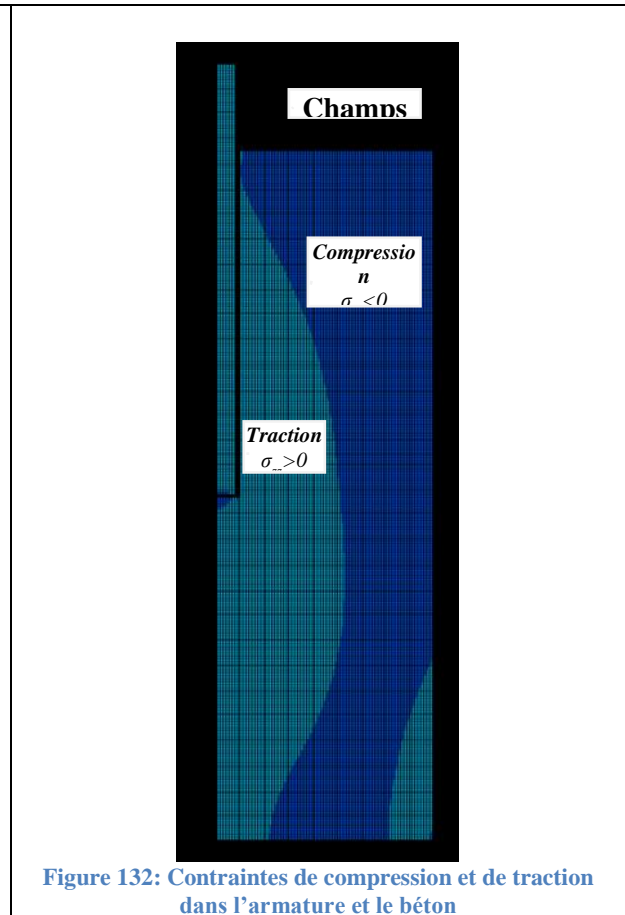
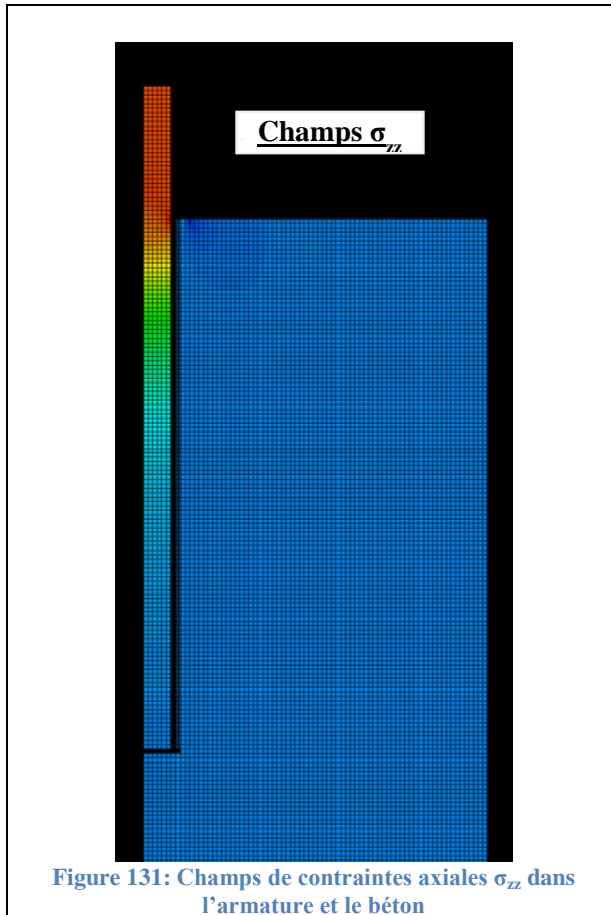


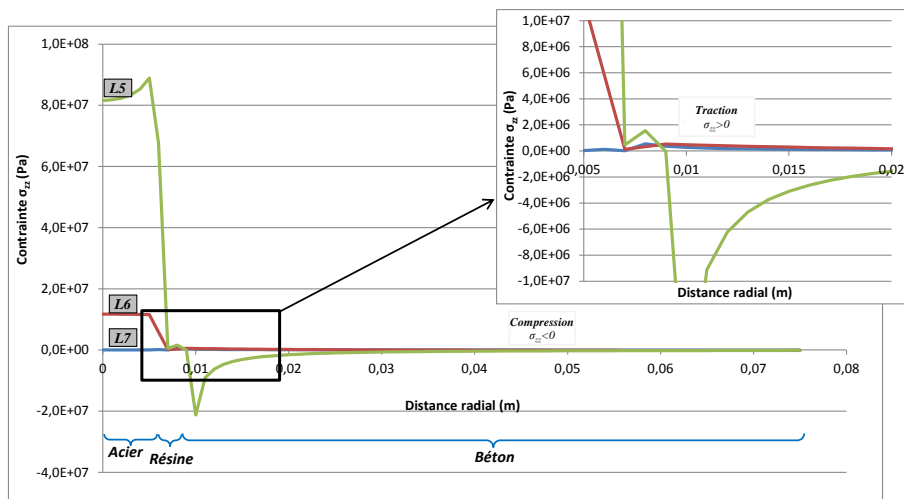
Figure 130: Représentation des lignes L1 à L7 servant à l'analyse mécanique

3.2 Distribution radiale de la contrainte axiale dans le béton

Afin de vérifier l'hypothèse émise pour établir l'Équation 41, nous nous intéressons à la distribution des contraintes axiales dans la direction radiale dans l'armature et dans le béton. La Figure 131 présente les champs de contraintes axiales σ_{zz} dans l'éprouvette. La contrainte axiale dans la partie libre de l'armature est constante. Cette contrainte diminue ensuite avec la profondeur dans la partie ancrée. La Figure 132 différencie les contraintes de traction et de compression dans l'éprouvette. L'ensemble de l'armature est sollicité en traction. Au voisinage de l'ancrage, le béton est également sollicité en traction, puis en compression lorsque nous nous éloignons radialement de l'ancrage à cause du blocage imposé à la surface supérieure du béton. Le fait que le béton ne travaille pas uniquement en compression indique que le champ de contraintes axiales n'est pas uniforme dans une tranche de béton.



La Figure 133 présente les contraintes axiales le long des lignes L5, L6 et L7 dans le sens radial. Les abscisses entre 0 m et 0,006 m correspondent aux contraintes dans l'acier. Les abscisses entre 0,008 m et 0,075 m correspondent aux contraintes dans le béton. Les contraintes axiales sont constantes sur la section d'acier à l'intérieur de l'ancrage (L6 et L7). La comparaison des contraintes dans l'acier au niveau des lignes L5, L6 et L7 confirme ici encore que la contrainte diminue avec la profondeur et est nulle en fond d'ancrage. Dans le béton, les contraintes sont positives au voisinage de l'ancrage et diminuent au fur et à mesure que nous nous éloignons dans le sens radial. En début d'ancrage, les valeurs des contraintes de traction/compression dans le béton sont faibles par rapport à celles dans l'acier.



Pour chaque ligne (L5, L6 et L7) l'équilibre des efforts impose l'égalité de l'Équation 47 et l'Équation 48 exprimant l'intégration des contraintes axiales dans l'armature et dans le béton pour une géométrie axisymétrique.

$$F^s(x) = \int_0^{2\pi} \int_0^r \sigma_{zz}^s(r', x) \cdot r' \cdot d\theta \cdot dr' \quad \text{Équation 47}$$

$$F^c(x) = \int_0^{2\pi} \int_{r+t}^e \sigma_{zz}^c(r', x) \cdot r' \cdot d\theta \cdot dr' \quad \text{Équation 48}$$

Ayant observé la non-uniformité des contraintes axiales σ_{zz} dans la direction radiale, l'influence du rayon de l'éprouvette béton sur la distribution de contraintes peut être étudiée. La Figure 130 présente les profils de σ_{zz} dans la direction axiale et dans la direction radiale le long de la ligne L6 pour des rayons de l'éprouvette béton de 0,0375, 0,075, 0,15 et 0,225 m.

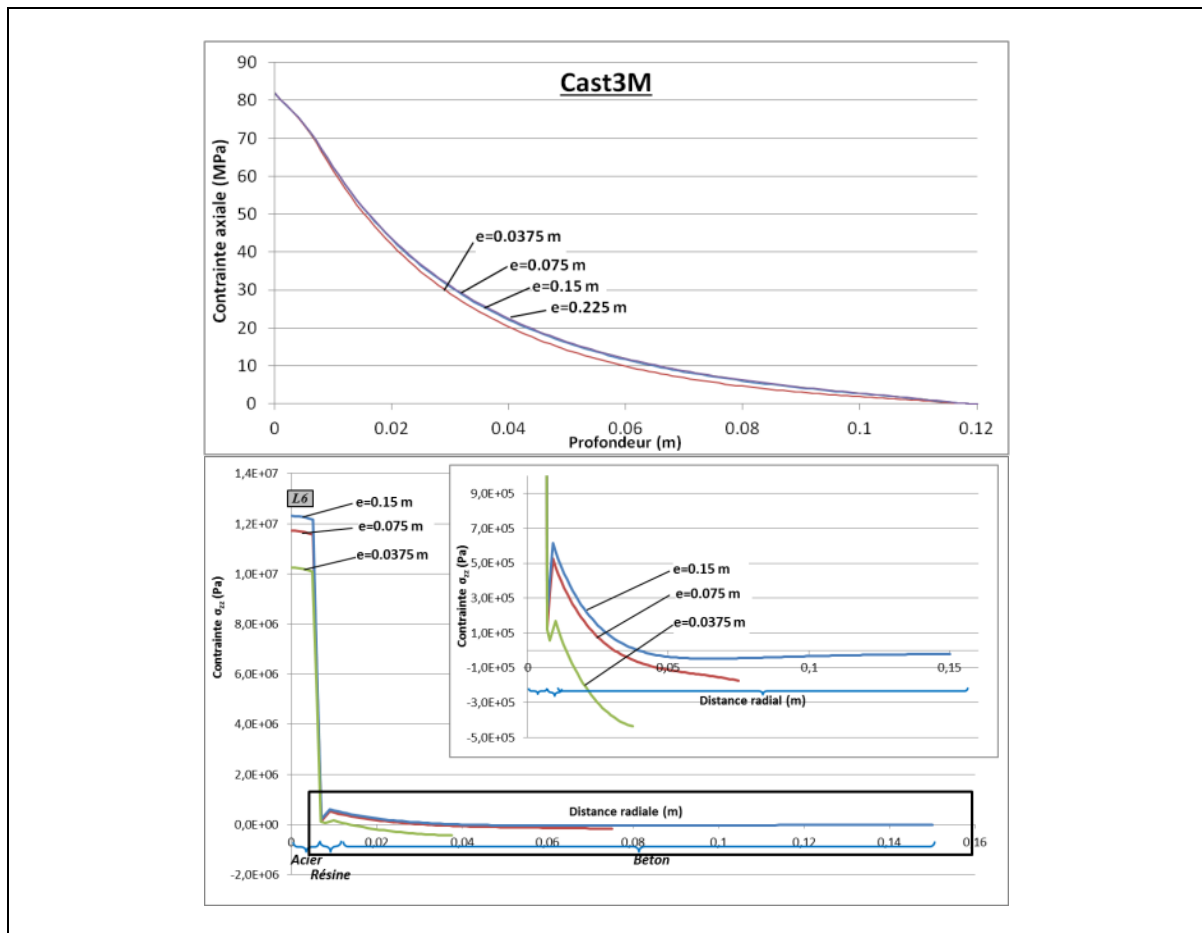


Figure 134: Influence du rayon de l'éprouvette de béton sur le profil de contraintes axiales σ_{zz} dans la direction axiale et la direction radiale

La distribution de σ_{zz} dans la direction axiale est très faiblement influencée pour les faibles valeurs du rayon de béton (dans ce cas de 0,0375 à 0,075 m). Aucune influence n'est observable pour des valeurs de rayon supérieures à 0,075 m. Ainsi, au-delà d'un certain rayon, le profil axial de σ_{zz} est inchangé.

La distribution de σ_{zz} dans la direction radiale est influencée (à la moitié de la profondeur de l'ancrage le long de L6) par le rayon du béton. Les profils correspondant aux rayons de 0,075 et 0,15 m sont plus proches que celui correspondant au rayon de 0,0375 m. Les valeurs de

contraintes σ_{zz} à l'interface résine/béton varie peu pour des rayons de béton supérieurs à 0,075 m.

La littérature sur le modèle unidimensionnel révèle que la distribution radiale de contraintes σ_{zz} est considérée comme uniforme. D'après les observations précédentes, cette hypothèse ne semble pas vérifiée.

Cette partie évalue l'erreur commise en prenant cette hypothèse pour le cas présenté dans le Tableau 20: Paramètres utilisés dans Cast3m

. La Figure 135 présente la distribution radiale le long de L6 de la contrainte σ_{zz} pour un rayon de béton de 0,075 m obtenue avec Cast3m ainsi que la valeur de contrainte σ_{zz} obtenue en faisant l'hypothèse d'une distribution uniforme sur tout le rayon du béton.

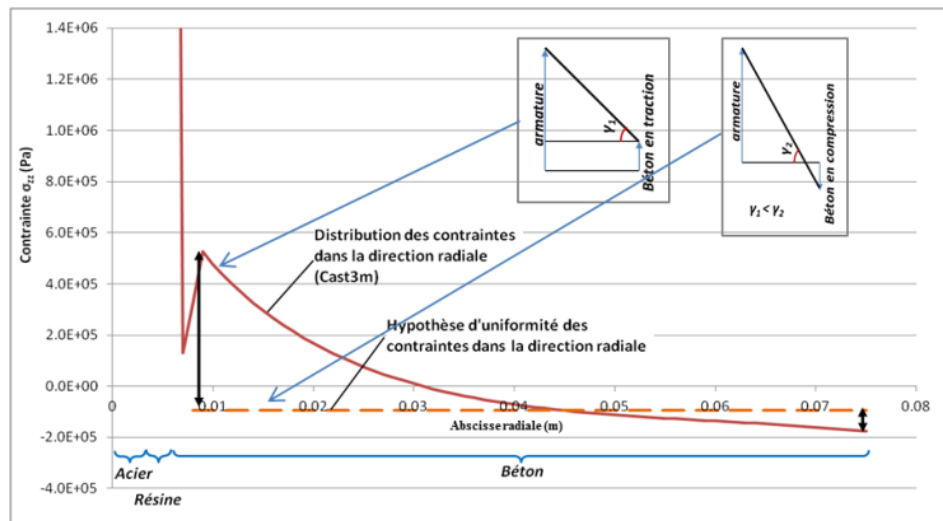


Figure 135: Influence de l'hypothèse d'uniformité des contraintes σ_{zz} dans la direction radiale

Le béton au voisinage de l'interface résine/béton travaille en traction alors que l'hypothèse d'uniformité radiale de σ_{zz} suggère que le béton soit sollicité en compression sur tout le rayon de l'éprouvette. Considérer le béton (à l'interface résine/béton) en compression implique une surestimation du cisaillement de la résine (présenté dans la Figure 135). D'après l'Équation 42, la contrainte de cisaillement est proportionnelle à la dérivée de la contrainte axiale. Ainsi, en surestimant la contrainte de cisaillement, nous surestimons la pente du profil de contraintes axiales à chaque profondeur. Cette hypothèse conduit donc à obtenir un profil de contraintes axiales avec une décroissance plus rapide avec la profondeur.

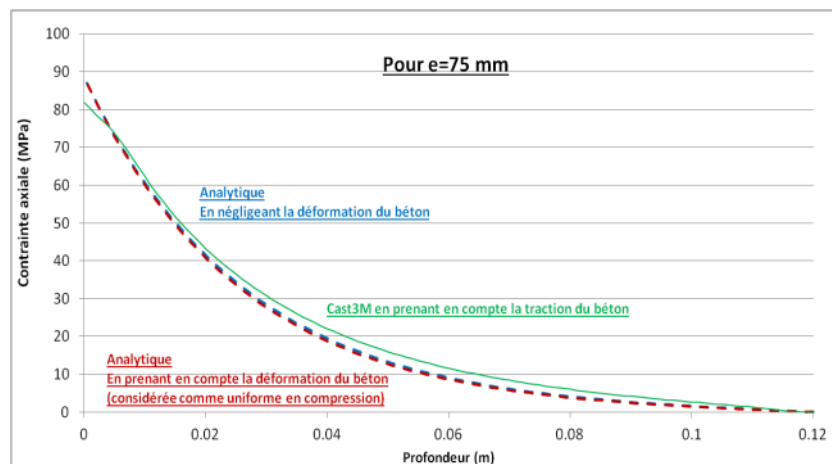


Figure 136: Influence de l'hypothèse d'uniformité des contraintes σ_{zz} dans la direction axiale

La Figure 136 présente les profils de contraintes σ_{zz} dans la direction axiale pour un cylindre de béton de rayon 0,075 m avec et sans l'hypothèse d'uniformité radiale des contraintes (respectivement en rouge et en vert). Le cas où la déformation du béton est considérée comme nulle est également représenté (en bleu). L'expression analytique utilisée pour tracer les profils en rouge et en bleu sera présentée dans la partie 4.2.

Pour ces paramètres, les profils axiaux de σ_{zz} en considérant le béton au voisinage de l'ancrage en compression (en rouge) ou avec une contrainte nulle (en bleu) sont très proches. Le profil prenant en compte la traction du béton au voisinage de l'ancrage (en vert) est également proche mais présente une décroissance moins rapide avec la profondeur. Ceci est en accord avec le constat exprimé dans le paragraphe précédent : l'hypothèse d'uniformité radiale des contraintes σ_{zz} (en rouge) conduit à obtenir un profil de contraintes avec une décroissance plus rapide. Cette différence reste néanmoins très modérée pour cette géométrie.

3.3 Distribution axiale des contraintes de cisaillement et uniformité dans l'épaisseur de l'adhésif

L'uniformité des contraintes de cisaillement dans l'épaisseur de l'adhésif est maintenant étudiée. La Figure 137 présente les profils de contraintes de cisaillement dans l'épaisseur de l'adhésif aux profondeurs : 0, 20, 40, 60, 80, 100 et 120 mm. En début de l'ancrage, la contrainte de cisaillement calculée avec Cast3m diminue lorsque nous nous éloignons de l'armature. Ceci peut être expliqué par la même raison que celle donnée dans le paragraphe précédent, sur la condition de symétrie du tenseur des contraintes. En fond d'ancrage, la contrainte de cisaillement est plus uniforme. **Pour le modèle uniaxial, la contrainte de cisaillement est considérée comme uniformément répartie dans l'épaisseur de l'adhésif.**

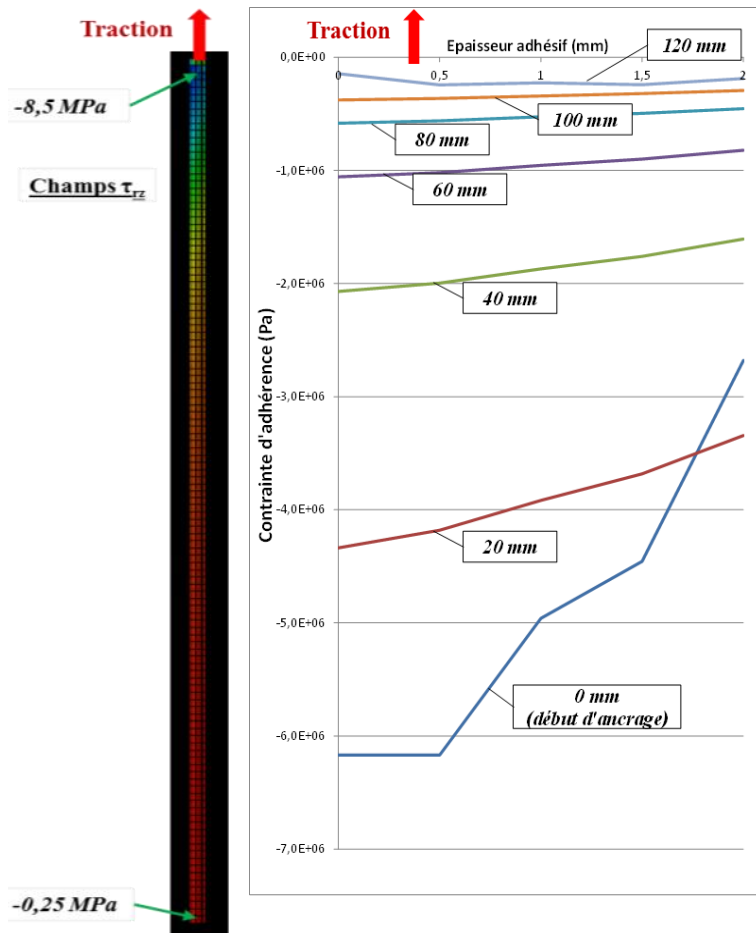


Figure 137: Distribution de contraintes de cisaillement dans l'épaisseur de l'adhésif

3.4 Champs des déplacements

L'Équation 43 décrit le déplacement relatif de l'armature comme la différence entre le déplacement de l'armature et celui du béton. Cette partie quantifie et de compare ces déplacements pour les valeurs de paramètres géométriques et mécaniques présentés dans le Tableau 20: Paramètres utilisés dans Cast3m

La Figure 138 présente le maillage déformé en appliquant 10 kN sur l'armature. La forme du maillage en début d'ancrage s'explique par l'amplification (x1060 fois) choisie pour représenter le maillage déformé. Une mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage est observable. La tangente de l'angle formé représente la déformation en cisaillement de la résine. Le décollement de la barre en fond d'ancrage correspond au déplacement V induit par la mise en cisaillement de la résine.

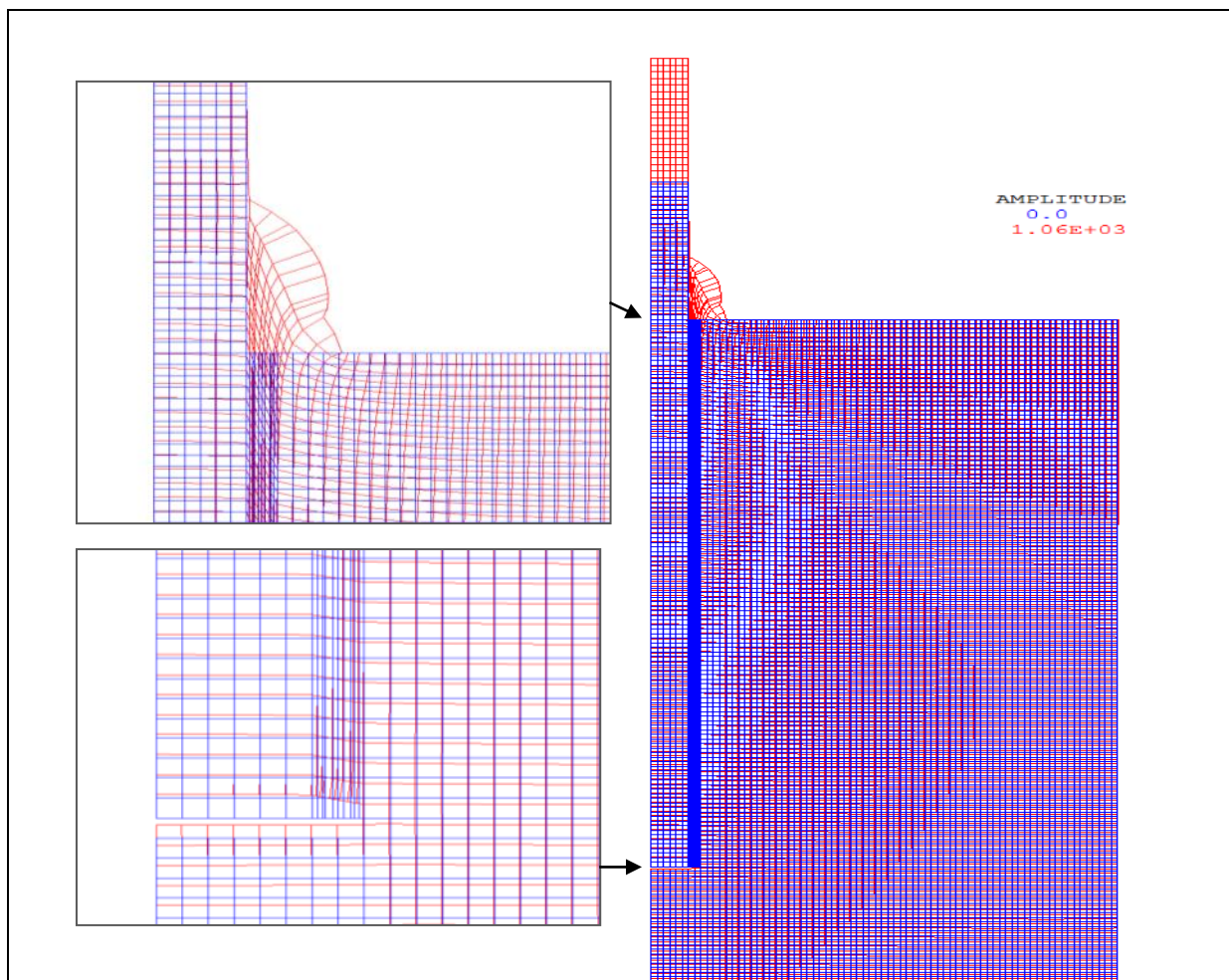


Figure 138: Maillage déformé (rouge) et maillage de référence (bleu)

La Figure 139 présente les distributions de déplacements dans le sens axial le long des lignes L1, L3 et L4. Nous remarquons tout d'abord que le déplacement de L4 à l'abscisse zéro est nul à cause de la condition limite (blocage en déplacement) appliquée sur la surface supérieure du béton. L'ordonnée à l'origine de la courbe L1 correspond au déplacement total mesuré en sortie d'ancrage avec un capteur de déplacement. Ce déplacement total est la somme de 3 déplacements représentés sur la Figure 139.

- i. L'élongation élastique de l'armature qui dépend du profil de contraintes axiales dans l'armature. Ce profil de contraintes axiales dépend lui-même de la géométrie de l'ancrage et du rapport des modules d'élasticité entre les 3 matériaux.
- ii. Le déplacement V induit par la mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage. En considérant la résine comme un matériau élastique, ce déplacement est proportionnel à la contrainte d'adhérence en fond d'ancrage. Dans le cas présenté, à température ambiante, ce déplacement est presque un ordre de grandeur inférieur à celui engendré par l'élongation de l'armature. Toutefois, avec l'augmentation de la température, le module de Coulomb de la résine diminue et perd 2 ordres de grandeur après la température de transition vitreuse (120-140°C). Le déplacement V devient alors prédominant sur le déplacement induit par l'élongation de l'armature pour deux raisons. Premièrement, la chute de module uniformise la distribution de contraintes d'adhérence le long de l'ancrage et augmente donc la contrainte d'adhérence en fond d'ancrage. Deuxièmement, la chute de module augmente le déplacement pour une contrainte d'adhérence appliquée.
- iii. Le déplacement induit par les champs de contraintes dans le béton en fond d'éprouvette. Ce déplacement a pour effet de translater l'ancrage vers le haut et dépend du volume de béton considéré en fond d'éprouvette. Notons que lors d'un essai d'arrachement, la valeur de déplacement mesurée par le capteur prend en compte ce déplacement du béton sous l'ancrage et le long de l'ancrage. Ceci constitue une raison supplémentaire pour utiliser les données matériaux (modèle de Hooke) comme données d'entrée au modèle.

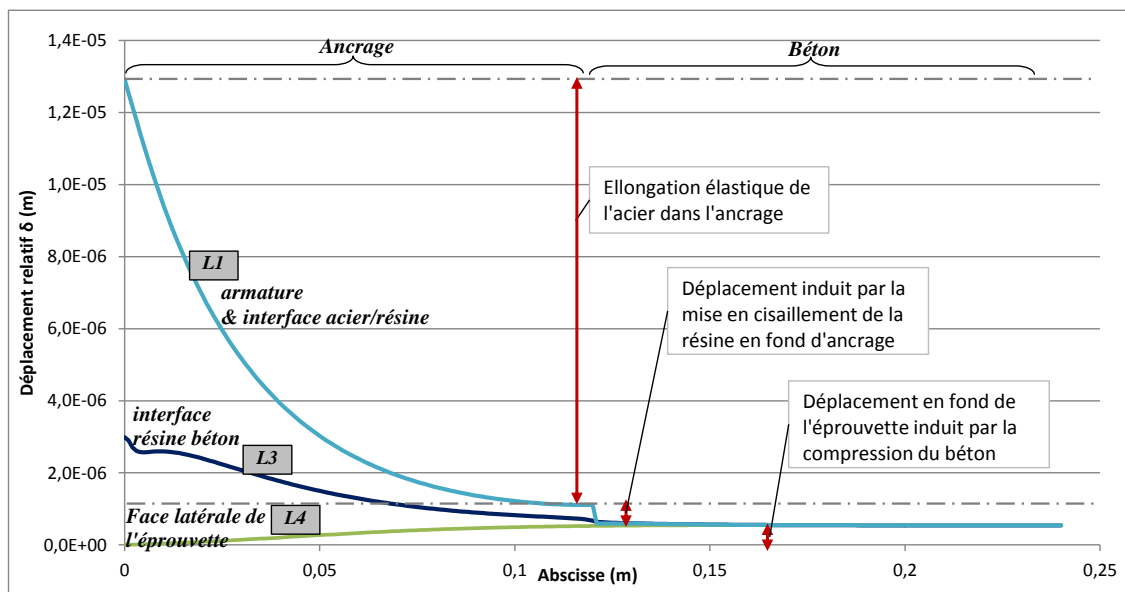


Figure 139: Distributions de déplacements le long de L1, L3 et L4

3.5 Comparaison entre les raideurs d'ancrage issues des essais d'arrachement et de la caractérisation matériau

Cette partie compare le comportement d'un ancrage calculé avec Cast3m à partir des données matériaux (modèle de Hooke) au comportement réel issu d'un essai d'arrachement. L'objectif est d'étudier s'il est possible de remonter au comportement mécanique de l'ancrage en utilisant les propriétés mécaniques des trois matériaux. Pour établir cette comparaison, les courbes d'essais d'arrachement sont déterminées avec un calcul Cast3m en injectant les propriétés mécaniques des trois matériaux.

Dans la mesure où les trois matériaux sont modélisés par un comportement élastique, seule la première partie de la courbe de l'essai d'arrachement (correspondant aux faibles efforts) est modélisée. La Figure 140 présente les courbes de certains essais d'arrachement réalisés à température stabilisée. Les résistances en adhérence sont représentées dans la Figure 106 dans le chapitre 3 qui décrit la procédure d'essai. L'essai à 20°C est réalisé sur un ancrage d'une longueur de 60 mm, les essais à 50°C, 80°C, 100°C, 120°C et 140°C sont réalisés sur des ancrages d'une longueur de 75 mm. Le déplacement est mesuré par un capteur Vishay en sortie d'ancrage avec le dispositif présenté sur la Figure 109. La contrainte d'adhérence est considérée comme uniforme le long de l'ancrage et est calculée à partir de la mesure de l'effort.

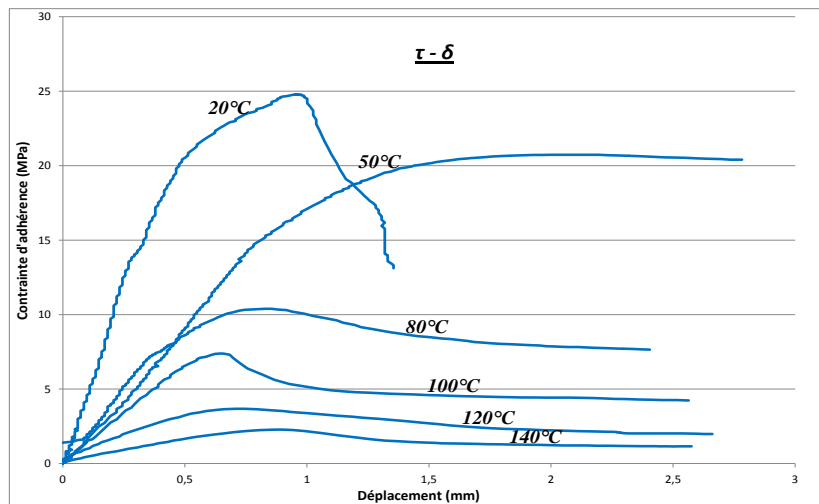


Figure 140: Courbes d'essais d'arrachements réalisés à températures stabilisées

La première zone de chaque courbe est linéaire et correspond à l'élongation élastique des trois matériaux. La raideur d'un ancrage est définie comme la pente des courbes de force-déplacement pendant un essai d'arrachement pour les faibles efforts. La Figure 141 présente la variation des raideurs d'ancrage en fonction de la température. Les raideurs sont déterminées à partir des essais d'arrachement réalisés aux différentes températures. Pour certaines températures, plusieurs essais d'arrachement sont réalisés. A 20°C et 80°C, la raideur représentée est celle qui est la plus répétable pour les séries d'essais. Les barres d'incertitudes sont déterminées à partir de la distribution (considérée comme normale) de pentes à 80°C sur une population de 7 essais. L'incertitude à 80°C majore celles qui peuvent être obtenues aux autres températures.

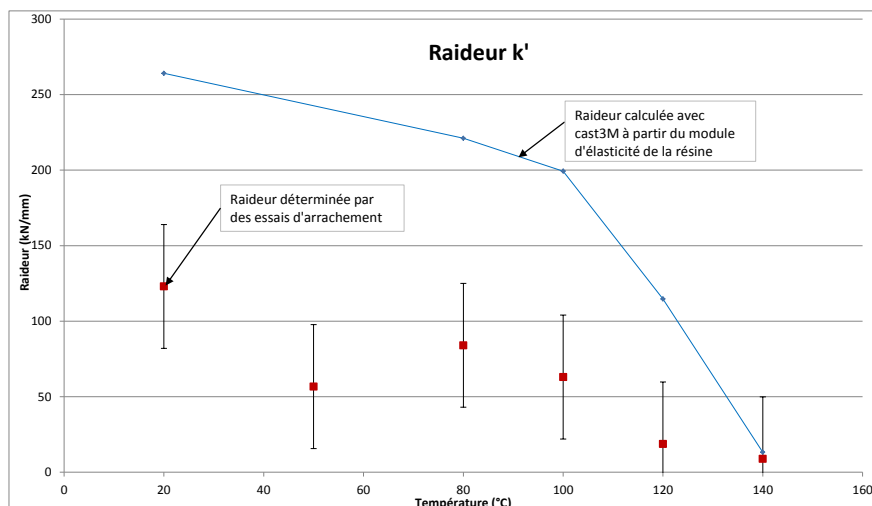


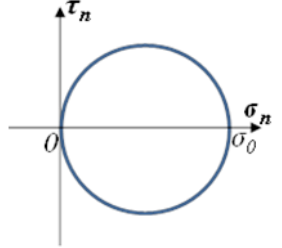
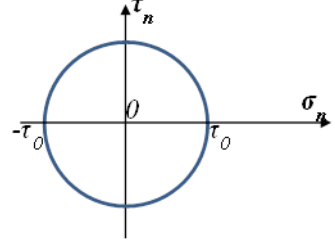
Figure 141: Comparaison des raideurs d'ancrage calculées avec Cast3m et mesurées expérimentalement

La Figure 141 présente également les raideurs d'ancrage obtenues avec Cast3m à partir de la variation du module de Coulomb et du coefficient de Poisson de la résine avec la température (Figure 55 et Figure 65 du chapitre 2). La tendance décroissante de la raideur avec la température s'observe pour les deux courbes. Toutefois, les essais d'arrachement donnent des raideurs deux à trois fois moins élevées que les prévisions du calcul Cast3m à partir des propriétés de la résine. L'effet de l'eau et la non axialité parfaite de la barre peuvent participer à cet écart. L'eau entraîne une diminution le module de Coulomb G' et donc la raideur de l'ancrage. La non-axialité parfaite de la barre peut induire une surestimation du déplacement axial par redressement progressif de la barre lors du chargement (le capteur de déplacement étant fixé sur la barre).

En revanche, la postcure et la présence de cannelures ont l'effet inverse. Le phénomène de postcure augmente G' et donc la raideur de l'ancrage. L'effet des cannelures sur la barre réduit l'épaisseur de la résine sollicitée uniquement en cisaillement ce qui peut augmenter la raideur de l'ancrage.

La Figure 140 montre que pour une même courbe d'arrachement, la pente diminue lorsque l'effort augmente après la zone linéaire. Comme décrit dans le chapitre 1, cette deuxième zone correspond à l'endommagement progressif de l'ancrage. Afin de prendre en compte ce comportement, un calcul Cast3m est effectué en prenant un modèle de résine élastique-parfaitement plastique. La limite élastique qui correspond également au niveau de la branche plastique est prise égale à la valeur de la résistance en traction (20 MPa) déterminée avec les essais de traction à 20°C présentés dans le chapitre 2. La résine étant sollicitée en cisaillement dans le modèle Cast3m, la limite élastique en cisaillement est déterminée à partir du critère de plasticité de Von Mises. Le Tableau 21 décrit ce passage de la contrainte plastique de traction en cisaillement. Le critère de Von Mises définit une contrainte de cisaillement maximale de 11,5 MPa.

Tableau 21: Critère de plasticité de Von Mises: lien $\tau_0 - \sigma_0$

	Traction		Cisaillement	
Tenseur des contraintes	$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_0 \end{pmatrix}$		$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \sigma_{rz} \\ 0 & 0 & 0 \\ \sigma_{zr} & 0 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \tau_0 \\ 0 & 0 & 0 \\ \tau_0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$	
Contraintes principales	$\begin{cases} \sigma_I = \sigma_0 \\ \sigma_{II} = 0 \\ \sigma_{III} = 0 \end{cases}$		$\begin{cases} \sigma_I = \tau_0 \\ \sigma_{II} = 0 \\ \sigma_{III} = -\tau_0 \end{cases}$	
Critère de Von Mises	$R_e = \frac{\sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_I - \sigma_{III})^2}}{\sqrt{2}}$			
	$R_e = \sigma_0$		$R_e = \sqrt{3} \cdot \tau_0$	
Lien $\tau_0 - \sigma_0$	$\tau_0 = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$			

La Figure 142 compare les courbes d'arrachement calculées avec Cast3M pour des modèles de résine élastique et élastique-parfaitement plastique. On remarque que le comportement linéaire est le même pour les faibles efforts. A partir de 13 kN, la pente de la courbe associée au modèle élastique-plastique diminue à cause de la saturation de la contrainte de cisaillement en début d'ancrage à 11,5 MPa (Figure 142). La zone saturée en contrainte se propage vers le fond de l'ancrage avec l'augmentation de l'effort comme le montrent les figures du bas présentant les profils de contraintes d'adhérence à 8 et 23 kN. L'effort cesse d'augmenter lorsque la contrainte de cisaillement est égale à 11,5 MPa sur la totalité de l'ancrage. La valeur de l'effort est alors égale à 26 kN (soit 11,5 MPa fois la section latérale de l'armature).

Notons que deux critiques peuvent être apportées à ce calcul.

- i. A 20°C, la résistance en adhérence (considérée comme uniforme le long d'un ancrage) obtenue par des essais d'arrachement est en moyenne de 24 MPa (Figure 106). La contrainte de cisaillement maximale déterminée avec le critère de Von Mises (11,5 MPa) semble suggérer que le critère de Von Mises n'est pas approprié.
- ii. Lors d'un arrachement d'ancrage confiné, la ruine peut être cohésive (au sein de la résine) ou interfaciale. La contrainte de ruine est donc majorée par l'élément d'ancrage le plus faible : résine ou interfaces. Le calcul précédent ne prend pas en considération le mode de rupture interfaciale.

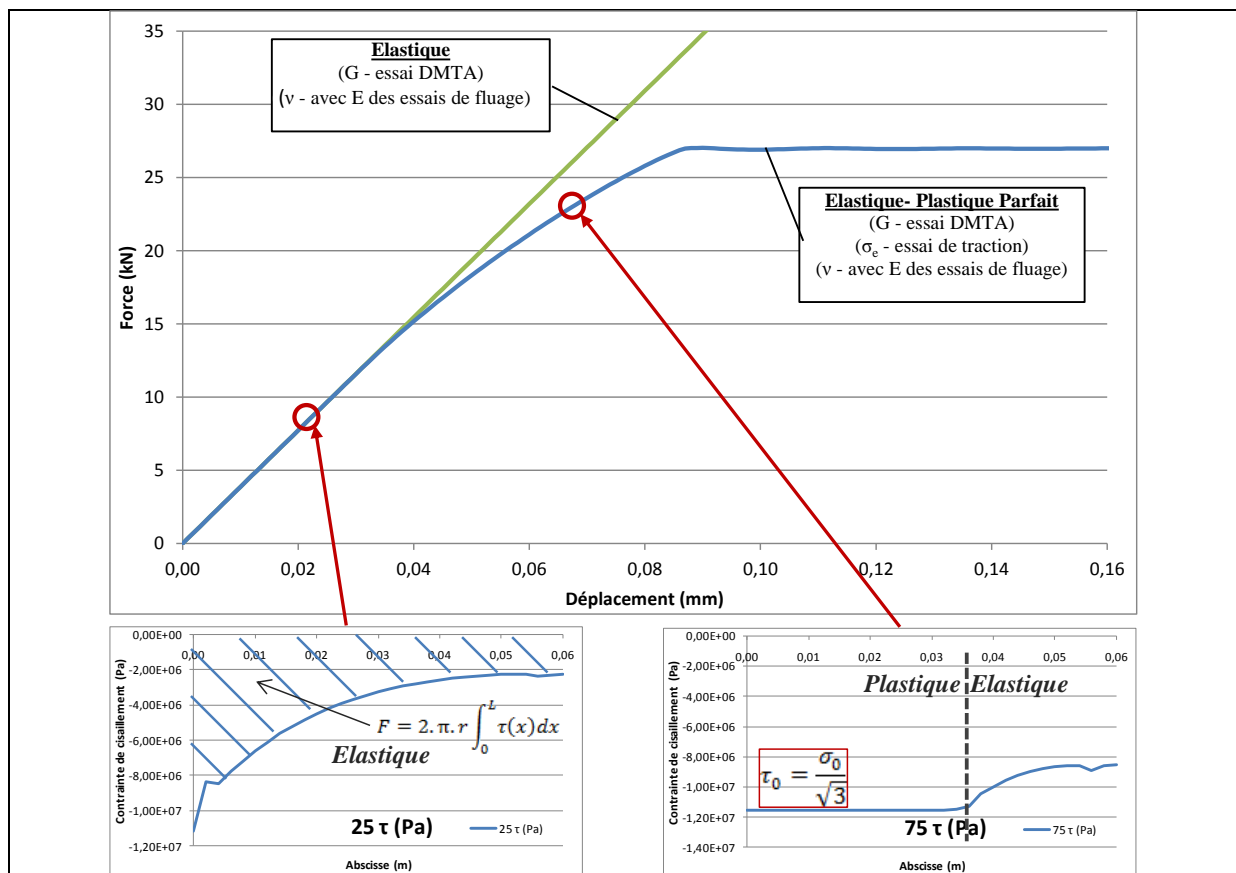


Figure 142: Comparaison des courbes d'arrachements pour des modèles de résine élastique et élastique-parfaitement plastique et représentation de deux profils de contraintes d'adhérence pour le modèle élastique-parfaitement plastique

4 Résolution du modèle

A partir des quatre équations constitutives du modèle (présentés dans la partie 2.3.2), cette partie établit l'équation différentielle décrivant la distribution de déplacement relatif.

4.1 Equation différentielle du 'shear lag'

La dérivation de l'Équation 43 par rapport à x engendre l'Équation 49 ci-dessous. Le terme V représentant le déplacement induit par la mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage, (constant par rapport à x), disparaît.

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \varepsilon^s(x) - \varepsilon^c(x) \quad \text{Équation 49}$$

L'acier et le béton sont considérés comme des matériaux élastiques pour les efforts étudiés. Les déformations axiales des deux matériaux sont considérées uniformes dans les sections d'acier et du béton (d'après l'hypothèse émise en partie 3.2). Ces déformations axiales peuvent être exprimées en fonction des contraintes axiales et des modules d'Young grâce au modèle de Hooke (Équation 45). On suppose le module d'Young de l'acier constant par rapport à la température dans la mesure où les températures étudiées ne dépassent pas les 300°C.

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \frac{\sigma^s(x)}{E^s} - \frac{\sigma^c(x)}{E^c(\theta(x))} \quad \text{Équation 50}$$

La contrainte axiale dans le béton σ^c peut être remplacée par la contrainte axiale dans l'armature σ^s en utilisant l'Équation 41 ce qui permet d'écrire l'Équation 51.

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot \sigma^s(x) \quad \text{Équation 51}$$

Remarque :

Notons qu'à ce niveau, le terme lié à l'acier $\frac{1}{E^s}$ a un ordre de grandeur de 10^{-11} Pa alors que le terme lié au béton $\frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))}$ a un ordre de grandeur de 10^{-13} Pa en prenant les valeurs numériques présentées dans le

Tableau 20: Paramètres utilisés dans Cast3m

. Cet écart est dû au rapport des sections $\frac{A^s}{A^c}$ (ayant un ordre de grandeur de 10^{-3}). Ainsi, dans certaines études (Bouazaoui L. et Li A., 2008), le déplacement du béton est négligé face à celui produit par l'élongation de l'armature.

En dérivant par rapport à x , la contrainte axiale dans l'armature peut être exprimée en fonction de la contrainte d'adhérence grâce à l'Équation 42. Cette contrainte d'adhérence peut ensuite être exprimée en fonction de la température et du déplacement relatif grâce au lien τ - δ exprimé dans l'Équation 44.

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \frac{2}{r} \cdot \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot f(\delta(x), \theta(x)) \quad \text{Équation 52}$$

L'Équation 52 obtenue est semblable à celle obtenue dans le cas à froid (présentée dans le chapitre 1, partie 4.2). Ici, le module d'Young du béton et la fonction f (lien τ - δ) dépendent de la température et donc de x .

Ayant choisi d'utiliser la loi de Hooke (Équation 45) pour exprimer la fonction f , l'Équation 52 devient :

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \frac{2}{r} \cdot \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot \frac{G(\theta(x))}{t} \cdot \delta(x)$$

Soit :

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \lambda(\theta(x))^2 \cdot \delta(x)$$

Équation 53

Avec :

$$\lambda(\theta(x)) = \sqrt{\frac{2 \cdot G(\theta(x))}{r \cdot t} \cdot \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right]}$$

Remarque :

Le terme λ prend en compte les paramètres mécaniques et géométriques de l'ancrage. Il est appelé « paramètre d'ancrage ». Il peut être utilisé dans des expressions pour optimiser l'ancrage lors du dimensionnement dans certaines études (S. Chataigner et al., 2011). Dans le cas de l'étude d'un ancrage avec une distribution thermique, λ dépend de la température.

La résolution de l'Équation 53 permet de connaître la distribution du déplacement relatif δ le long de l'ancrage. Connaissant δ , les distributions des contraintes τ et σ^s peuvent être calculées à partir de l'Équation 54 et l'Équation 55 présentées ci-dessous. L'Équation 55 est déduite de l'Équation 51 avec la définition de λ . Ainsi, en connaissant une des trois grandeurs τ , σ^s et δ , il est possible de calculer les deux autres.

$$\tau(x) = \frac{G(\theta(x))}{t} \cdot \delta(x)$$

Équation 54

$$\sigma^s(x) = \frac{2 \cdot G(\theta(x))}{r \cdot t \cdot \lambda(\theta(x))^2} \cdot \frac{d\delta(x)}{dx}$$

Équation 55

4.2 Résolution analytique dans le cas d'une température uniforme

Cette partie étudie le cas particulier d'une distribution de température uniforme le long de l'ancrage. Dans ce cas, le coefficient λ est constant et la résolution s'effectue analytiquement de la même manière que celle présentée dans le chapitre 1, partie 4.

A température uniforme, l'Équation 53 devient :

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \lambda(\theta)^2 \cdot \delta(x)$$

Avec :

$$\lambda(\theta) = \sqrt{\frac{2 \cdot G(\theta)}{r \cdot t} \cdot \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta)} \right]}$$

Équation 56

La forme de la solution de cette équation différentielle à coefficients constants est :

$$\delta(x) = A \cdot ch(\lambda(\theta) \cdot x) + B \cdot sh(\lambda(\theta) \cdot x)$$

Où A et B sont les constantes d'intégration calculées avec les conditions limites :

- En fond d'ancrage :

$$\sigma^s(0) = \frac{2 \cdot G(\theta)}{r \cdot t \cdot \lambda(\theta)^2} \cdot \frac{d\delta(0)}{dx} = 0$$

- En début d'ancrage :

$$\sigma^s(L) = \frac{2 \cdot G(\theta)}{r \cdot t \cdot \lambda(\theta)^2} \cdot \frac{d\delta(L)}{dx} = \frac{F}{\pi \cdot r^2}$$

Équation 57

Les expressions de τ , σ^s et δ obtenues sont :

$$\delta(x) = \frac{F.t.\lambda(\theta)}{2.\pi.r.G(\theta)} \cdot \frac{ch(\lambda(\theta).x)}{sh(\lambda(\theta).L)} \quad \text{Équation 58}$$

$$\sigma^s(x) = \frac{F}{\pi.r^2} \cdot \frac{sh(\lambda(\theta).x)}{sh(\lambda(\theta).L)} \quad \text{Équation 59}$$

$$\tau(x) = \frac{F.\lambda(\theta)}{2.\pi.r} \cdot \frac{ch(\lambda(\theta).x)}{sh(\lambda(\theta).L)} \quad \text{Équation 60}$$

4.2.1 Effet d'une température uniforme sur la distribution de contraintes

La Figure 143 présente les profils de contraintes axiales dans l'armature mesurés à 20°C à 0, 4 et 8 kN à partir de l'essai d'arrachement présenté dans le chapitre 3, partie 7.3. Les profils de contraintes théoriques (calculées analytiquement) correspondant à ces trois niveaux d'effort sont également présentés en utilisant l'Équation 59. Les valeurs de paramètres choisis correspondent aux propriétés mécaniques des matériaux à 20°C et sont exprimées dans le Tableau 20.

Le modèle sous-estime les contraintes sur toute la longueur de l'ancrage. Cette observation suggère que la valeur de λ utilisée dans le modèle théorique est trop élevée, ce qui conduit à une décroissance exponentielle plus rapide. Ceci revient à dire que la raideur prise comme donnée d'entrée du modèle pour décrire localement l'ancrage est sur-évaluée. Cette raideur est exprimé par le rapport $G(\theta)/t$ dans le lien τ - δ décrit par l'Équation 45. Cette observation rejoint d'ailleurs la conclusion de la partie 3.5 illustrée dans la Figure 141 : la raideur obtenue par le calcul à partir du comportement en cisaillement de la résine est deux à trois fois plus importante que celle observée à l'échelle de l'ancrage.

Notons que l'hypothèse d'uniformité des contraintes σ_{zz} dans la section de béton surestime le cisaillement de la résine (en considérant le béton en compression à l'interface résine/béton) comme décrit dans la partie 3.2. Cependant, l'influence de cette hypothèse, exprimée dans la Figure 136, ne suffit pas à elle seule pour expliquer la différence avec les mesures de contraintes.

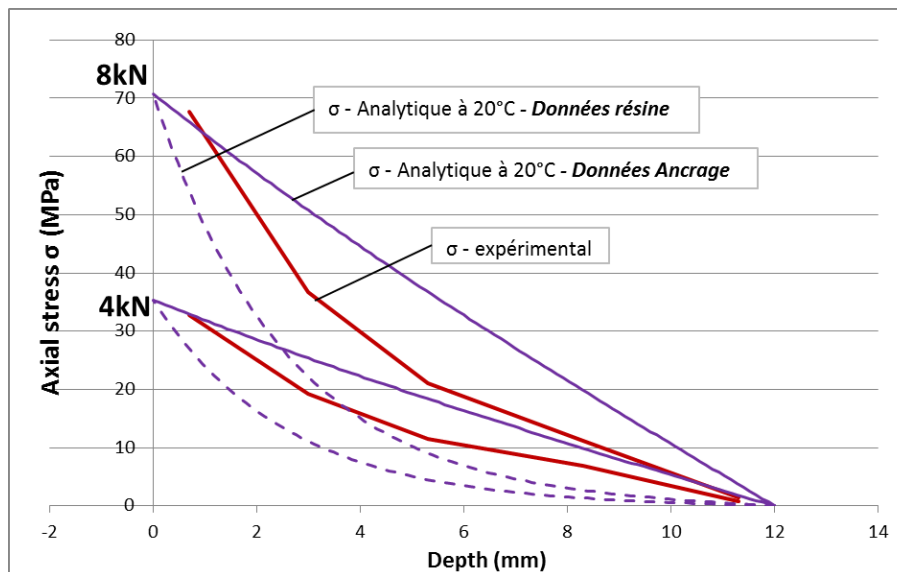


Figure 143: Comparaison des distributions de contraintes axiales dans l'acier mesurées et calculées

Le profil de contraintes σ_{zz} mesuré pour le chargement à 8 kN ne semble pas satisfaire la condition à la limite en début d'ancrage (où la contrainte doit être égale à 71 MPa). Ceci pourrait être dû à un petit endommagement au début de l'ancrage sur 0,5 à 1 cm.

La Figure 144 présente les profils de contraintes axiales dans l'armature calculés à partir de l'Équation 36 à 20°C, 100°C, 120°C et 140°C. Les valeurs de G' proviennent de l'essai de caractérisation DMTA présenté dans le chapitre 2, 5.1 (Figure 55). La longueur d'ancrage choisie est de 150 mm et l'effort appliqué est de 8 kN.

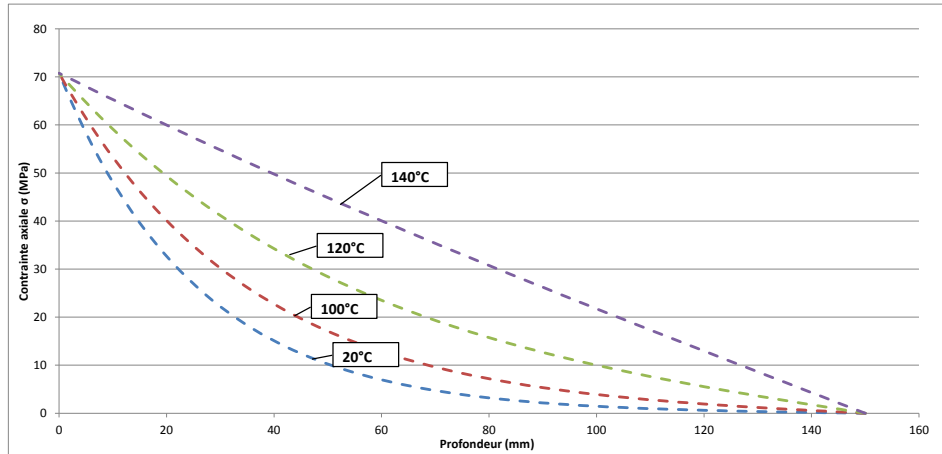


Figure 144: Influence de la température sur les distributions de contraintes axiales dans l'armature

Plus la température augmente, plus le module de Coulomb de la résine diminue, plus le profil de contraintes axiales dans l'armature devient linéaire. Cette observation conforte la conclusion émise en fin de Chapitre 3 à partir des observations expérimentales sur l'effet de la température sur les profils de contraintes. L'Équation 42 indique qu'un profil de contraintes axiales linéaires implique une distribution uniforme de contrainte d'adhérence. Notons qu'entre 120°C et 140°C, l'uniformisation des contraintes d'adhérence est très marquée du fait de la diminution du module de Coulomb à la transition vitreuse.

4.3 Résolution par différences finies dans le cas général

Cette partie s'intéresse à la résolution de l'Équation 53 dans le cas général, c'est-à-dire pour une distribution thermique quelconque le long de l'ancrage. Dans ce cas, le coefficient λ n'est plus constant en fonction de la profondeur et l'Équation 53 ne peut pas être résolue de manière analytique. La méthode de résolution proposée se base sur un calcul de convergence utilisant des différences finies.

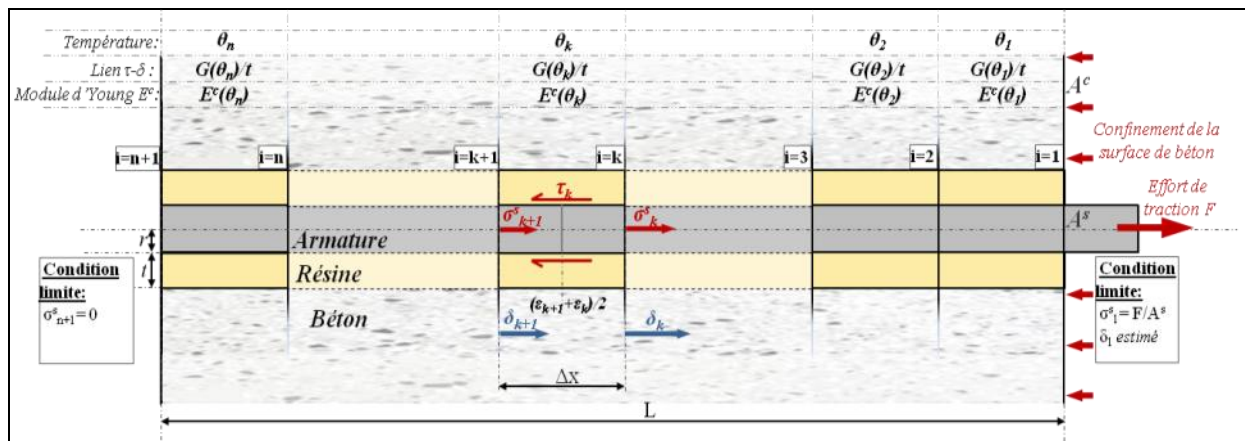


Figure 145: Schéma représentant la discrétisation de l'ancrage en n éléments

Les notations utilisées sont les suivantes :

$\tau_{i,j}$: la contrainte de cisaillement entre les frontières à x_i et x_{i+1} à l'itération j
 $\sigma_{i,j}^s$: la contrainte axiale dans l'armature à la frontière x_i à l'itération j
 $\delta_{i,j}$: le déplacement relatif à la frontière x_i à l'itération j

Δx : la longueur d'un élément d'ancrage égale à $\Delta x = L/n$

θ_j : la température entre les frontières à x_i et x_{i+1}

G_j : le module de Coulomb de la résine entre les frontières à x_i et x_{i+1}

E_j^c : le module d'Young du béton entre les frontières à x_i et x_{i+1}

E_j^s : le module d'Young de l'acier entre les frontières à x_i et x_{i+1}

L'ancrage est divisé en n éléments par des frontières numérotées par l'indice 'i' entre 1 et $n+1$ (Figure 145). La frontière d'indice '1' correspond au début de l'ancrage où l'effort de traction est appliqué sur l'armature. La frontière d'indice ' $n+1$ ' correspond au fond de l'ancrage. Chaque élément a une longueur Δx assez faible pour considérer la température ainsi que la contrainte d'adhérence comme uniformes dans l'élément. Cette hypothèse permet d'attribuer une unique valeur de G et de E^c à chaque élément (notés G_i et E_i^c) entre les frontières d'indices 'i' et 'i+1'. Les trois grandeurs mécaniques τ , σ^s et δ sont exprimées comme des valeurs discrètes notées : τ_i , σ_i^s et δ_i . Les grandeurs σ_i^s et δ_i sont exprimées aux frontières d'indice 'i' entre les éléments. La grandeur τ_i est exprimée dans un élément borné par les frontières d'indices 'i' et 'i+1'.

Afin d'effectuer la résolution, l'Équation 45, l'Équation 42 et l'Équation 51 sont exprimées en différences finies. L'indice 'j' correspond au numéro de la boucle de convergence et sa signification sera décrite dans le paragraphe suivant.

Le déplacement relatif à une frontière peut être exprimé en fonction de la contrainte d'adhérence et de la raideur de l'ancrage dans l'élément adjacent (Équation 45).

$$\tau_{i,j} = \frac{G_i}{t} \cdot \delta_{i,j} \quad \text{Équation 61}$$

La contrainte axiale à une frontière est égale à celle de la frontière précédente plus la contrainte reprise par cisaillement dans l'élément (Équation 42).

$$\sigma_{i+1,j}^s = \sigma_{i,j}^s + \frac{2 \cdot \Delta x}{r} \cdot \tau_{i,j} \quad \text{Équation 62}$$

Le déplacement relatif à une frontière est égal à celui de la frontière précédente plus le déplacement induit par la déformation de l'élément (Équation 51). Ici, l'hypothèse est faite que la déformation dans l'élément est égale à la moyenne des déformations à ses deux frontières afin d'établir l'Équation 63.

$$\delta_{i+1,j} = \delta_{i,j} + \Delta x \cdot \left[\frac{1}{E_i^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E_i^c} \right] \cdot \left[\frac{\sigma_{i,j}^s + \sigma_{i+1,j}^s}{2} \right] \quad \text{Équation 63}$$

L'Équation 61, l'Équation 62 et l'Équation 63 font intervenir 5 grandeurs: τ_i , δ_i , δ_{i+1} , σ_i^s et σ_{i+1}^s . Connaissant deux de ces grandeurs, il est possible de déterminer les 3 autres. Afin de calculer l'ensemble des τ_i , δ_i , et σ_i^s le long de l'ancrage, le calcul est initié en début d'ancrage ($i=1$) en utilisant la condition limite : $\sigma_1^s = \frac{F}{\pi \cdot r^2}$ et en estimant une valeur du déplacement relatif δ_1 en début d'ancrage grâce à une méthode décrite en Annexe 7.

A partir des valeurs de σ_1^s et δ_1 , la détermination de l'ensemble des τ_i , δ_i , et σ_i^s s'effectue de proche en proche le long de l'ancrage avec l'Équation 61, l'Équation 62 et l'Équation 63. Ces grandeurs ne sont pas représentatives de la réalité dans la mesure où le calcul est initié avec

une valeur de δ_1 estimée. Ainsi, la condition limite en fond d'ancrage : $\sigma_{n+1}^s = 0$ n'est pas nécessairement vérifiée. Il convient alors de re-estimer la valeur de δ_1 et de re-effectuer les calculs de τ_i , δ_i , et σ_i^s plusieurs fois pour converger vers la condition limite en fond d'ancrage. L'itération sur la boucle de convergence est repérée par l'indice 'j'. Lorsque la condition limite en fond d'ancrage est satisfaite (pour un nombre 'j' suffisamment grand), les profils τ , δ , et σ^s sont déterminés de manière discrète le long de l'ancrage. La Figure 146 présente schématiquement cette boucle d'estimation-correction appliquée sur δ_1 utilisée pour déterminer les profils de contraintes et de déplacement relatif.

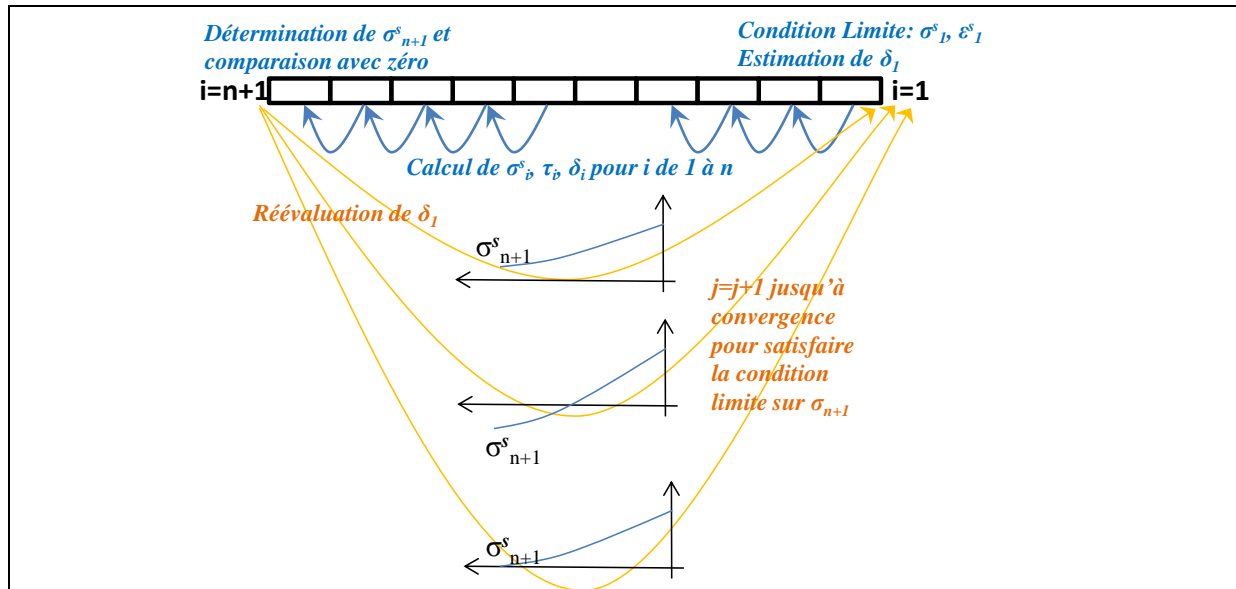


Figure 146: Schéma de la boucle de résolution du modèle du Shear lag par différences finies

A chaque itération 'j', l'estimation de δ_1 peut être effectuée par la méthode 'regula falsi' (méthode de la fausse position) s'appuyant sur la méthode de la sécante (présentée en Annexe 7). Cette méthode offre une convergence plus rapide qu'un algorithme dichotomique car elle exploite les valeurs de σ_{n+1}^s des deux itérations précédentes ($\sigma_{n+1,j-1}^s$ et $\sigma_{n+1,j-2}^s$). Notons que pour initier cette méthode de réévaluation de δ_1 , les deux premières valeurs de δ_1 , ($\delta_{1,1}$ et $\delta_{1,2}$) doivent être estimées. La première estimation peut être effectuée en considérant une barre libre de même longueur qui s'allonge sous l'effort de la contrainte axiale appliquée, $\delta_{1,1} = \frac{F.L}{E^s \cdot \pi \cdot r^2}$. La deuxième valeur peut être estimée en prenant la moitié de $\delta_{1,1}$, ($\delta_{1,2} = \frac{\delta_{1,1}}{2}$). Ceci permet d'attribuer les deux premières valeurs de δ_1 avec un ordre de grandeur proche du déplacement relatif réel.

La Figure 147 présente les étapes pour la résolution du modèle du shear lag par différences finies. La résolution se compose de 3 étapes.

- i. La détermination de la distribution de températures le long de l'ancrage à un instant donné. Cette étape peut être réalisée avec un calcul thermique par éléments finis avec la méthode proposée par l'Eurocode 2, partie 1-2 ou directement à partir des abaques fournies par l'Eurocode 2, partie 1-2 (*CEN. EN 1991-1-2, 2002*).
- ii. Connaissant la température de chaque élément de l'ancrage, la deuxième étape consiste à associer à chaque élément un module de Coulomb de la résine et un module d'Young du béton. Pour notre analyse, cette étape est réalisée avec un tableur Excel sur un ancrage divisé en 30 éléments.
- iii. A partir des paramètres géométriques de l'ancrage et connaissant l'effort appliqué, la résolution par différences finies est menée suivant la description fournie dans le

paragraphe précédent. Cette étape est également réalisée avec le même tableur Excel qui renvoie les profils de τ , δ , et σ^s .

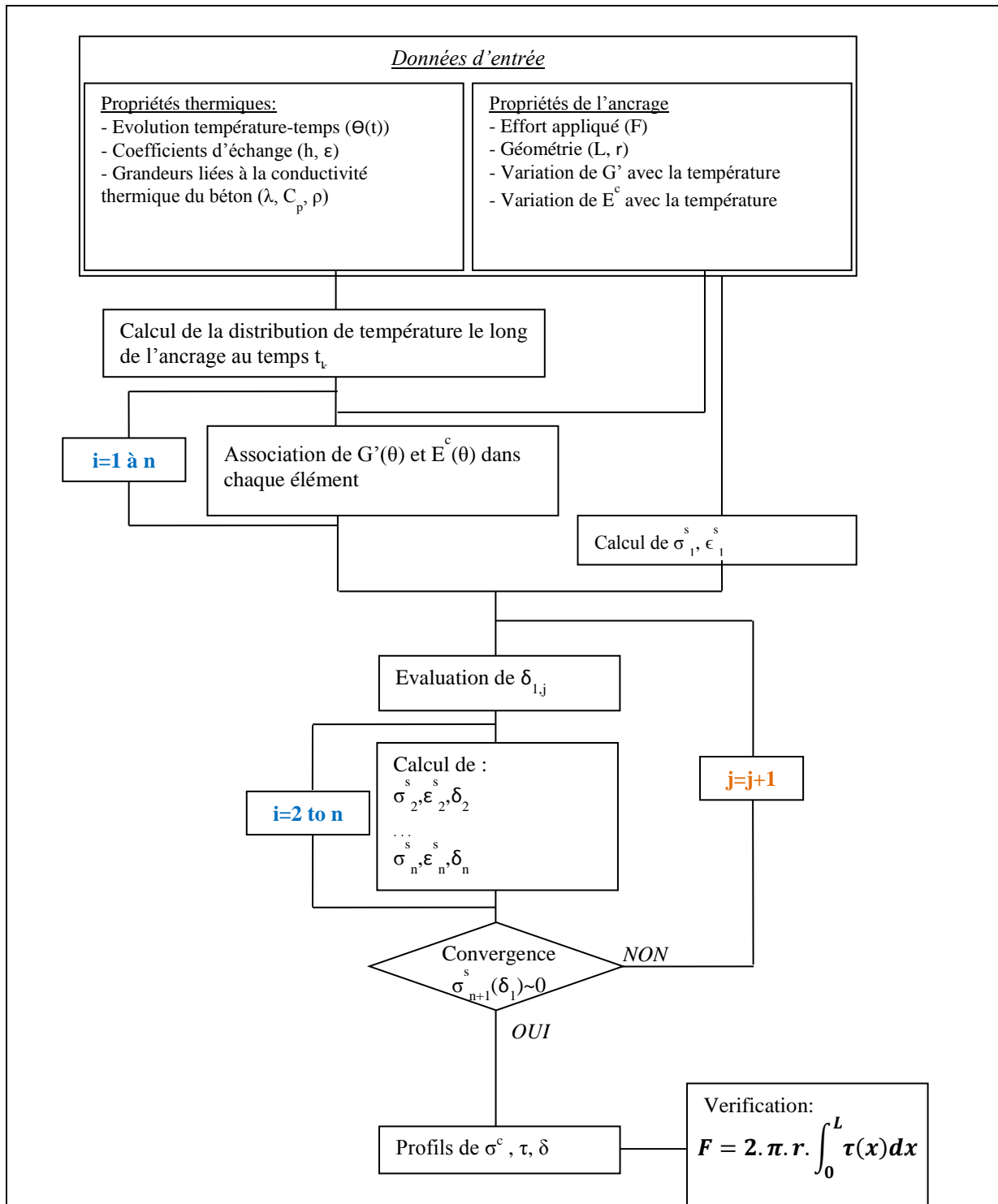


Figure 147: Etapes de la méthode de résolution du modèle du shear lag par différences finies

Dans le cas d'une température uniforme, les profils de contraintes obtenues avec une résolution par différences finies sont identiques à ceux obtenus de manière analytique (présenté en partie 4.2).

5 Effet d'un gradient thermique sur la distribution de contraintes

Afin d'évaluer l'effet d'une distribution de température non uniforme sur les distributions de contraintes/déplacements relatifs, un calcul est réalisé en se servant du tableur Excel pour deux configurations de gradient thermique. Cette partie présente les distributions de contraintes pour deux champs de températures le long d'un ancrage. Le premier champ de températures correspond à une configuration dans laquelle l'ancrage est chauffé par le fond et est appelé 'gradient thermique inversé'. Le deuxième champ de températures correspond à un chauffage appliqué en début d'ancrage et est appelé 'gradient thermique non-inversé'.

5.1 Gradient thermique 'inversé' par rapport aux distributions de contrainte/déplacement relatif

Dans la première configuration, la température en début d'ancrage est plus faible que celle en fond d'ancrage. Nous étudions l'effet d'une distribution de température linéaire où le début de l'ancrage est à 75°C et le fond de l'ancrage est à 125°C (Figure 148). Ici, l'abscisse zéro correspond au début de l'ancrage (où l'effort est appliqué). Cette distribution de température est choisie car elle est proche de celle mesurée expérimentalement lors d'essais sur dalles présentés dans le chapitre 5. Notons également que le module de Coulomb G varie de manière significative (de 1,3 GPa à 0,2 GPa) dans cet intervalle de températures. Ceci accroît la différence de comportement mécanique entre le début et le fond de l'ancrage.

La Figure 149 présente les profils de σ , τ et δ obtenus pour cette distribution de température pour un effort appliqué de 20 kN et un ancrage de 120 mm. Les points sur les courbes correspondent aux 30 éléments ou 31 frontières modélisant l'ancrage.

Les conditions limites sur σ^s sont vérifiées. Le profil de contraintes axiales σ n'apparaît pas linéaire pour une température élevée en fond d'ancrage (125°C). Ceci indique que les zones les plus froides en début d'ancrage (à 75°C) conditionnent fortement la distribution de contraintes dans la partie la plus chaude. En effet, le profil de contraintes axiales d'un ancrage à température uniforme à 125°C est plus linéaire que celui observé en début d'ancrage (Figure 144). Ainsi, la zone froide s'oppose à l'uniformisation de la contrainte d'adhérence et empêche la redistribution des contraintes (ces dernières varient entre 17 MPa en début d'ancrage et 0 en fond d'ancrage). L'observation du profil de déplacement relatif δ met en évidence les deux sources de déplacement : i. le déplacement induit par les déformations différentielles entre l'acier et le béton et ii. le déplacement induit par le cisaillement de la résine en fond d'ancrage (V). Ce déplacement V a une valeur de 0.003 mm ici. Le module G en fond d'ancrage (à 125°C) est de 0,2 GPa.

A partir de la distribution de température (Figure 148) et de la variation du module de cisaillement de la résine avec la température (Chapitre 2), une raideur G/t est attribuée à chaque élément d'ancrage. La Figure 150 présente les droites $\tau_0(\delta)$ (en bleu) dont les pentes correspondent à la raideur des 30 éléments. Le premier élément ($i=1$) a la pente la plus importante car il est le plus froid et a donc le module G le plus élevé. Inversement, le dernier élément ($i=n$) a la pente la plus faible. La courbe rouge représente la variation des raideurs $\tau(\delta)$ sollicitée le long de l'ancrage. Cette courbe est composée de 30 segments reliant les modèles d'ancrage $\tau_0(\delta)$ associés aux différentes températures en prenant en compte le lien τ - δ exprimé dans l'Équation 45 et l'

Équation 46. Le déplacement relatif en début d'ancrage (δ_1) est supérieur à celui en fond d'ancrage (δ_{n+1}). Ceci est une condition physique nécessaire (par propagation des déformations). Les déplacements $U^s(x)$ - $U^c(x)$ et V sont également identifiables sur la Figure 150.

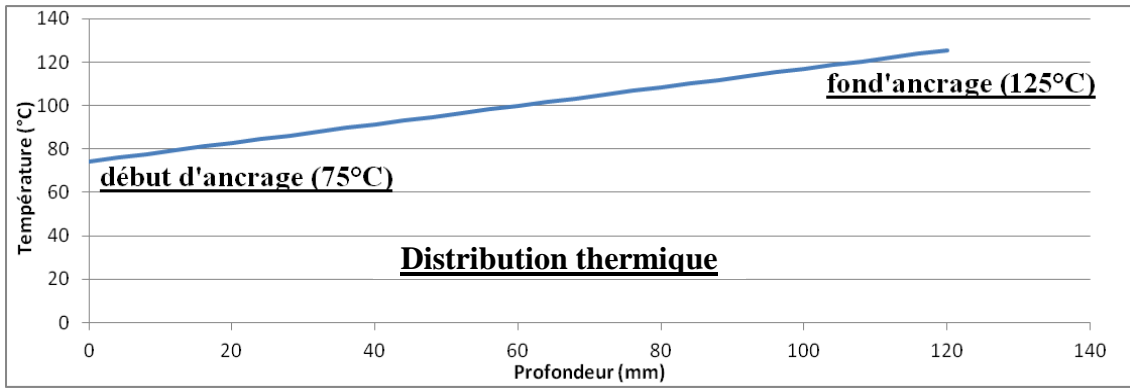


Figure 148: Distribution de température étudiée dans le cas d'un 'gradient inversé'

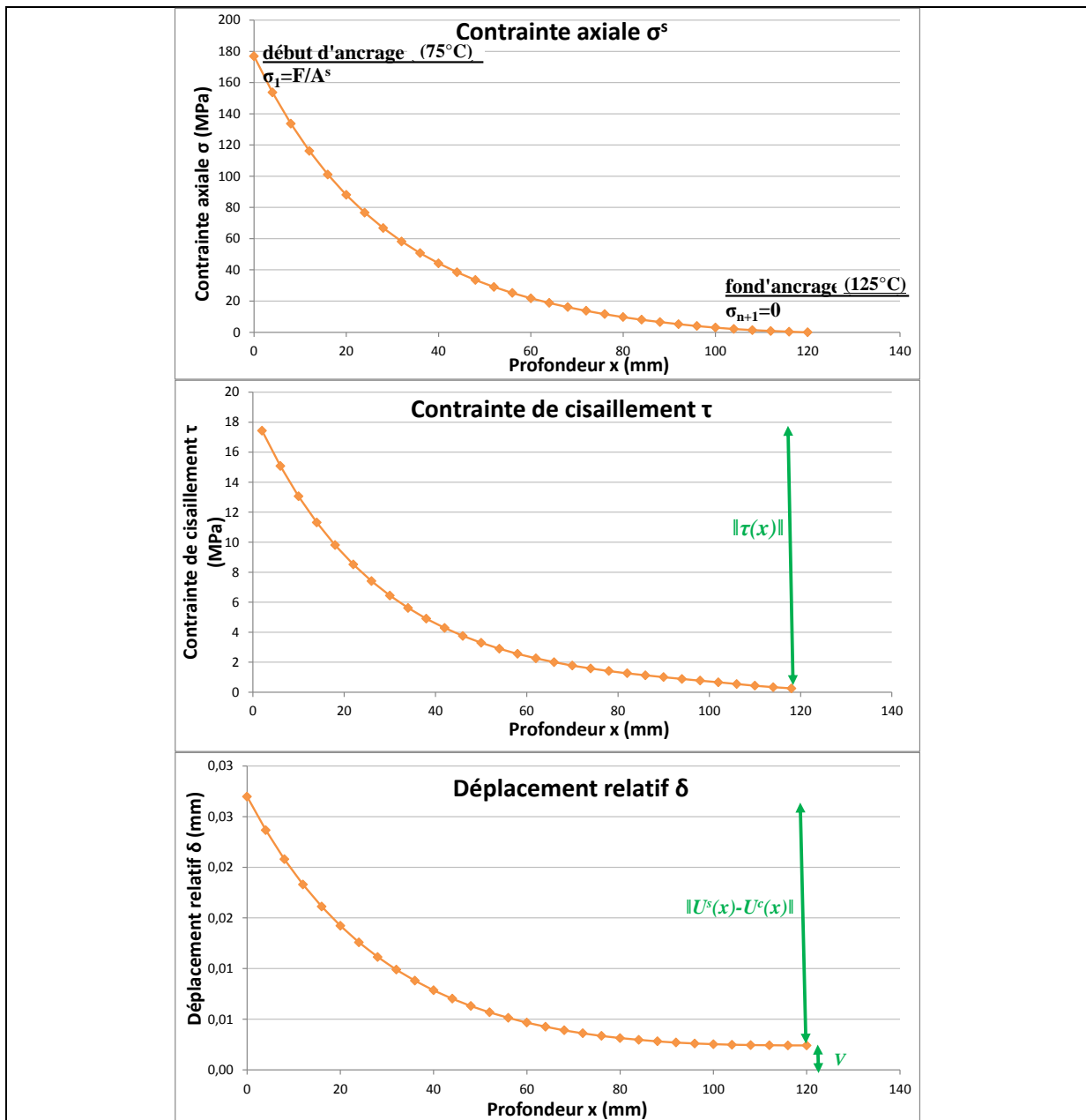


Figure 149: Profils de σ , τ et δ calculés pour un ancrage soumis à un gradient thermique 'inversé' (de 75 à 125 °C) pour un effort appliqué de 20 kN

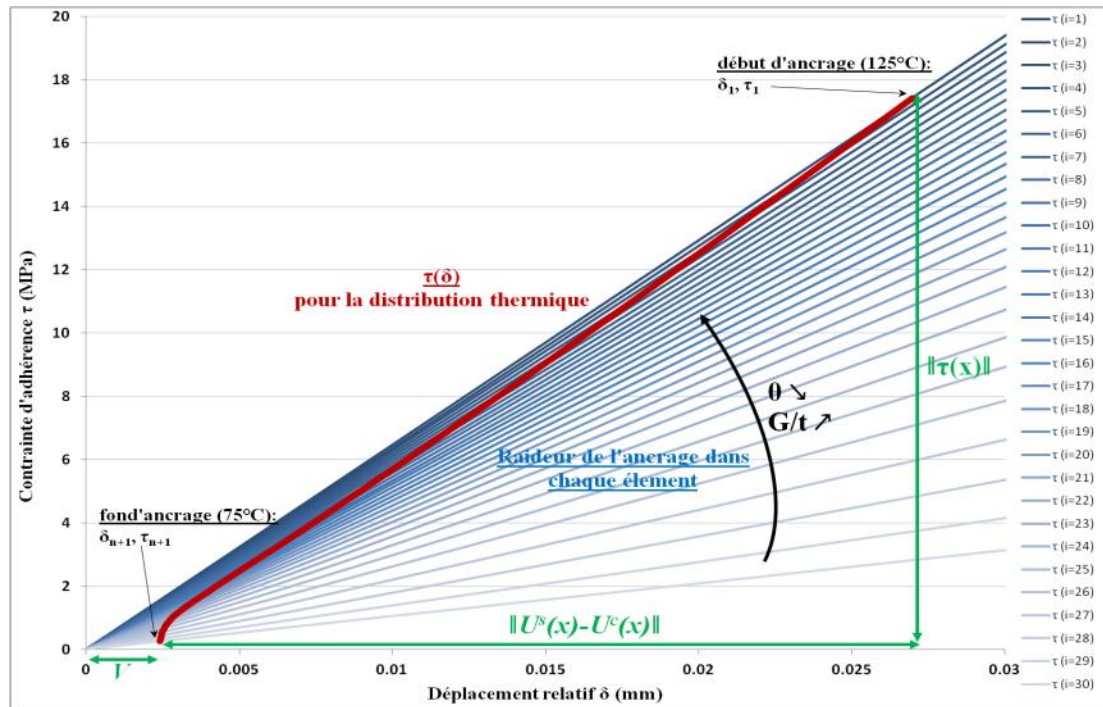


Figure 150: Zone sollicitée sur le modèle de comportement de l'ancrage soumis à un gradient thermique 'inversé' (de 75 à 125 °C) pour un effort appliqué de 20 kN

5.2 Gradient thermique 'non-inversé' par rapport aux distributions de contrainte/déplacement relatif

Cette partie s'intéresse maintenant au cas d'un ancrage ayant un gradient thermique orienté dans le sens opposé par rapport au cas précédent (Figure 151). Le début de l'ancrage est plus chaud (125°C) que le fond de l'ancrage (75°C). Cette configuration est habituellement rencontrée lors du chauffage d'une connexion structurale d'une poutre/dalle à un mur comme il sera présenté dans le chapitre 5.

La Figure 152 présente les profils de σ , τ et δ obtenus pour cette distribution de température. Une uniformisation des contraintes d'adhérence (qui varient entre 2 et 8 MPa) est observable contrairement au cas précédent. Cette uniformisation s'explique par la linéarisation des contraintes axiales. Une augmentation des contraintes de d'adhérence jusqu'à 25 mm de profondeur est observable, puis une diminution jusqu'au fond de l'ancrage. Ce changement de tendance peut s'interpréter par une compétition entre : d'une part l'effet de la température, prédominant en début d'ancrage (dans les zones chaudes) et d'autre part l'effet du 'shear lag' en fond d'ancrage dans les zones plus froides. Notons que la faible contrainte d'adhérence en début d'ancrage peut faire penser à une perte d'adhérence dans cette zone (décrite dans la chapitre 3, partie 7.4). Cependant, l'analyse s'effectue ici dans le domaine élastique et suppose une adhérence parfaite aux interfaces. La chute de contrainte d'adhérence en début d'ancrage s'explique donc uniquement par la chute de la raideur de l'ancrage en partie chaude.

Comme pour le cas précédent, la Figure 153 présente les raideurs des éléments d'ancrages et la partie sollicitée pour la distribution thermique de la Figure 151. Ici, le premier élément ($i=1$) a la pente la moins importante car il est le plus chaud et a donc le module G le plus faible. Inversement, le dernier élément ($i=n$) a la pente la plus élevée. Une diminution de contrainte d'adhérence se produit au début de l'ancrage (jusqu'au 8^{ème} élément) à cause de la perte de raideur des premiers éléments à haute température. Ce constat est en accord avec le changement de variation à 25 mm observé sur le profil de contraintes d'adhérences (Figure 152).

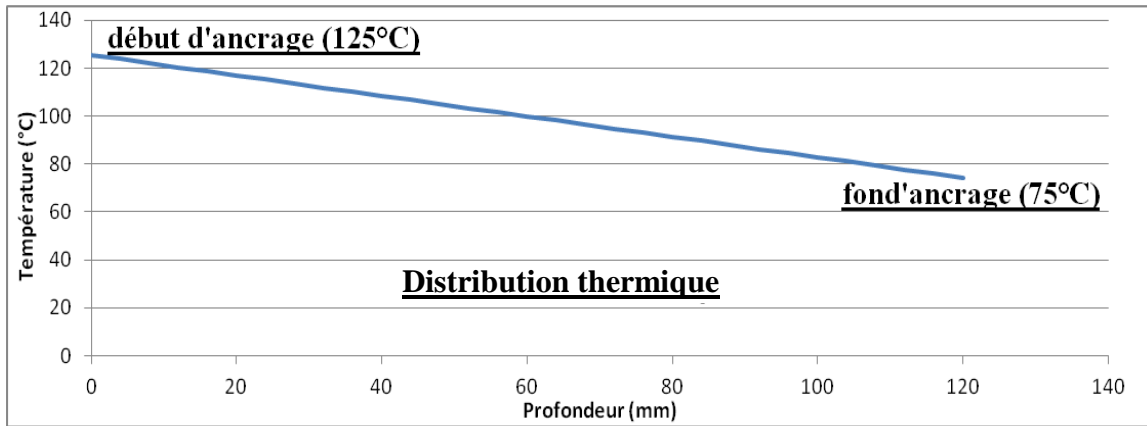


Figure 151: Distribution de température étudiée dans le cas d'un 'gradient non-inversé'

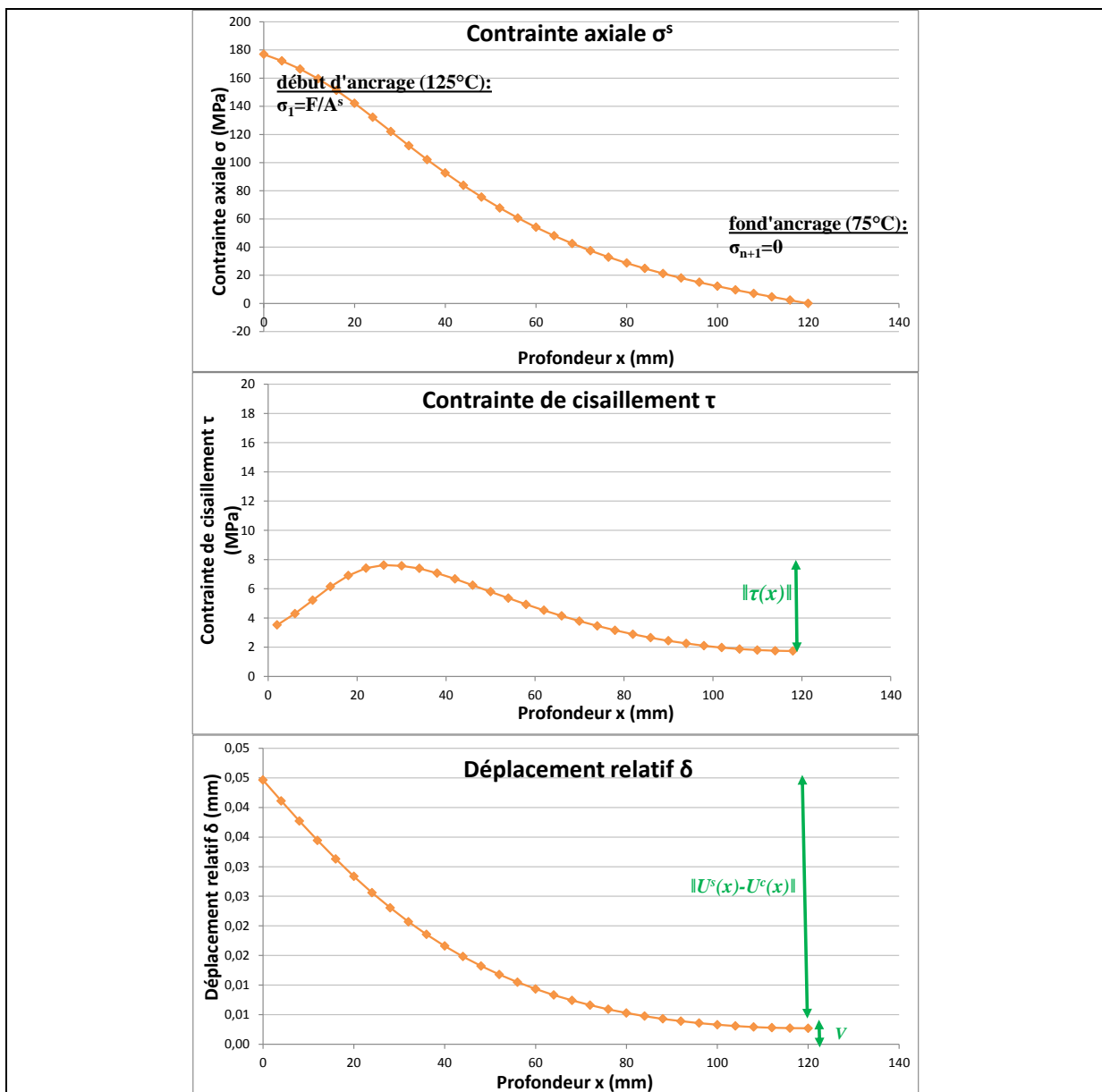


Figure 152: Profils de σ , τ et δ calculés pour un ancrage soumis à un gradient thermique inversé (de 75 à 125 °C) pour un effort appliqué de 20 kN

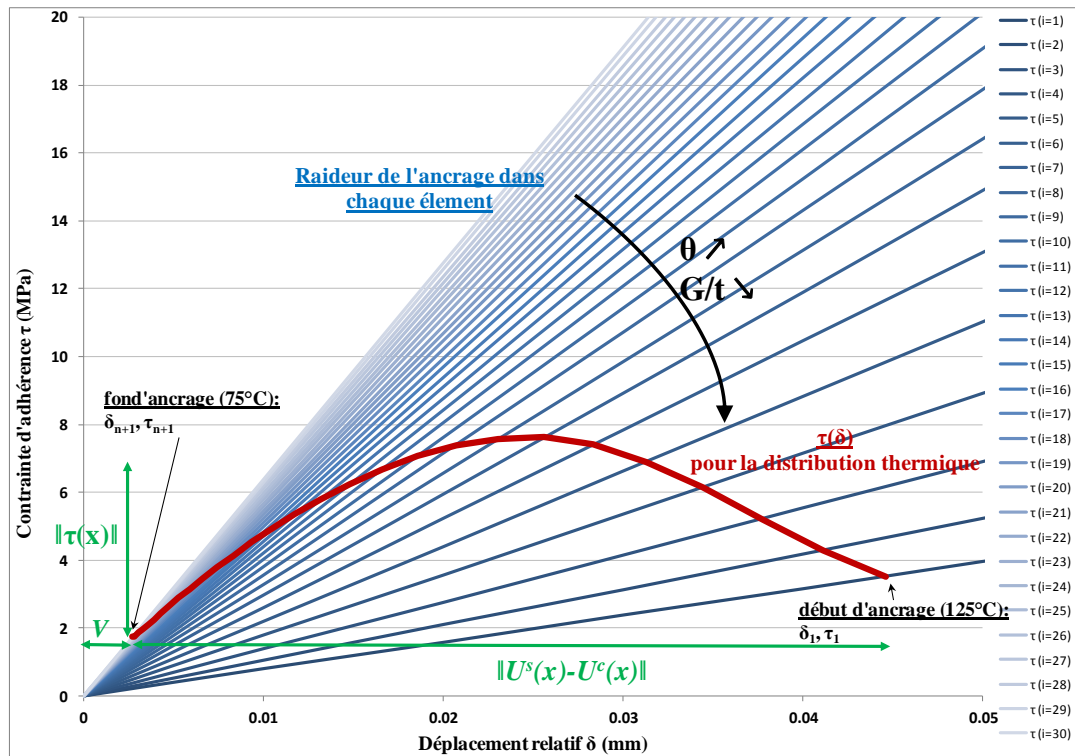


Figure 153: Zone sollicitée sur le modèle de comportement de l'ancrage soumis à un gradient thermique inversé (de 75 à 125 °C) pour un effort appliqué de 20 kN

Le déplacement relatif en début d'ancrage est plus élevé qu'en fond d'ancrage. Malgré, une diminution de contrainte d'adhérence en début d'ancrage, le déplacement relatif en début d'ancrage (0,045 mm) est plus élevé que dans le cas précédant (0,035 mm). Ceci s'explique par une linéarisation des contraintes axiales dans l'armature. L'intégration par rapport à x de l'Équation 27 montre que $U^s(x)-U^c(x)$ est plus élevé lorsque la contrainte σ^s est linéaire que pour un profil à décroissance exponentielle. Ainsi, l'uniformisation de la contrainte d'adhérence dans ce cas augmente le déplacement différentiel entre l'armature et le béton ($U_s(x)-U_c(x)$).

En revanche, le déplacement V reste proche de la valeur du cas précédent (0,003 mm). Ceci s'explique par deux effets. D'une part, l'uniformisation de la contrainte de cisaillement conduit à une contrainte d'adhérence plus élevée en fond de l'ancrage par rapport au premier cas. D'autre part, l'élément d'ancrage en fond d'ancrage est le plus froid et a donc le module G le plus élevé (1,3 GPa). Pour cette étude, l'augmentation de la rigidité semble donc compenser l'élévation de τ en fond d'ancrage limitant ainsi la variation du déplacement V par rapport au cas précédent.

5.3 Prise en considération de la dilatation thermique de l'acier et du béton

Le chapitre 1 met en évidence que les coefficients de dilatation thermique de l'acier et du béton sont proches de $1.10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ au voisinage de la température ambiante. A partir de 100°C, ce coefficient diminue pour le béton. Le chapitre 2 montre que le coefficient de dilatation thermique d'une résine époxy est proche de $1.10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ au voisinage de la température ambiante. Après la transition vitreuse, ce coefficient est multiplié par 2 ou 3 pour la résine. Pour les températures proches de 20°C, la dilatation de l'acier et du béton sont donc dix fois inférieures à celle de la résine.

Les déformations axiales de l'acier et du béton induites par ces dilatations peuvent être calculées à partir de l'Équation 64.

$$\varepsilon_{th}(x) = \alpha \cdot (\theta(x) - \theta_{initiale})$$

Équation 64

Avec :

 ε^{th} : la déformation thermique de l'acier ou du béton à la profondeur x α : le coefficient de dilatation thermique $\theta(x)$: la température à la profondeur x $\theta_{initiale}$: la température initiale le long de l'ancrage (20°C)

En prenant en compte la dilatation thermique de l'acier et du béton, l'Équation 43 peut s'écrire en différenciant les termes de déplacement dus aux effets mécaniques et aux effets thermiques.

$$\delta(x) = U^s(x) - U^c(x) + V$$

Équation 65

Soit :

$$\delta(x) = (U_{méca}^s(x) + U_{th}^s(x)) - (U_{méca}^c(x) + U_{th}^c(x)) + V$$

L'Équation 65 peut être écrite en fonction des déformations mécaniques et thermiques en dérivant par rapport à x .

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \varepsilon_{méca}^s(x) - \varepsilon_{méca}^c(x) + \varepsilon_{th}^s(x) - \varepsilon_{th}^c(x)$$

Équation 66

Soit :

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \frac{\sigma^s(x)}{E^s} - \frac{\sigma^c(x)}{E^c(\theta(x))} + \alpha_s \cdot (\theta(x) - \theta_{initiale}) - \alpha_c \cdot (\theta(x) - \theta_{initiale})$$

En utilisant le lien entre les contraintes axiales dans l'armature et dans le béton exprimé dans l'Équation 41, l'Équation 66 devient :

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot \sigma^s(x) + (\alpha_s - \alpha_c) \cdot (\theta(x) - \theta_{initiale})$$

Équation 67

Le lien σ^s - τ (Équation 42) et le lien τ - δ (Équation 45) permettent d'obtenir l'équation différentielle prenant en compte l'effet du shear lag et de la dilatation thermique de l'acier et du béton.

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \frac{2}{r} \cdot \left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot \frac{G(\theta(x))}{t} \cdot \delta(x) + (\alpha_s - \alpha_c) \cdot \frac{d\theta(x)}{dx}$$

Équation 68

La résolution peut être effectuée avec la méthode décrite dans la partie 4.3. Pour se faire, l'Équation 68 est exprimée en différences finies. Ici, la température θ_i à la frontière i est estimée par la moyenne des températures dans les éléments encadrant cette frontière. L'Équation 69 remplace l'Équation 51 dans la résolution.

$$\delta_{i+1,j} = \delta_{i,j} + \Delta x \cdot \left[\frac{1}{E_i^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E_i^c} \right] \cdot \left[\frac{\sigma_{i,j}^s + \sigma_{i+1,j}^s}{2} \right] + (\alpha_s - \alpha_c) \cdot \left(\frac{\theta_i + \theta_{i+1}}{2} - \theta_{initiale} \right)$$

Équation 69

La dérivée du déplacement relatif (Équation 65) est la somme d'un terme d'origine mécanique $\left(\left[\frac{1}{E^s} + \frac{A^s}{A^c} \cdot \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right] \cdot \sigma^s(x) \right)$ et d'un terme d'origine thermique $((\alpha_s - \alpha_c) \cdot (\theta(x) - \theta_{initiale}))$. En considérant une contrainte σ^s entre 1 et 100 MPa, le terme mécanique varie entre 10^{-12} et $4,8 \cdot 10^{-4}$. En considérant que la température varie entre 20 et 160°C et que la différence de coefficient de dilatation thermique entre l'acier et le béton est de $1 \cdot 10^{-6}$, le terme thermique varie entre 0 et $1,4 \cdot 10^{-4}$. L'influence de la dilatation thermique est plus faible que celle du

shear lag mais peut être non-négligeable pour des températures élevées face à des efforts appliqués faibles.

Afin d'évaluer plus précisément l'effet de la dilatation thermique, les calculs de profils de contraintes/déplacement sont effectués pour le cas d'un gradient thermique inversé (Figure 148). Ce cas est étudié car la température est élevée en fond d'ancrage (125°C) où les contraintes σ^s sont faibles. L'effet de la dilatation thermique par rapport à l'effet mécanique est donc maximal.

La Figure 154 présente les profils de contraintes axiales σ^s et de déplacement relatif δ avec et sans la prise en compte de la dilatation thermique. L'effet de la dilatation thermique est très peu remarquable sur le profil de contraintes axiales σ^s et influence donc peu la distribution de contraintes de d'adhérence τ par dérivation. Pour le profil de δ , la dilatation thermique augmente (0,001 mm) le déplacement relatif en fond d'ancrage (égal à 0,003 mm sans prendre en compte la dilatation thermique). Cette zone est la plus influencée par la dilatation thermique à cause des températures élevées. L'augmentation du déplacement relatif en fond d'ancrage causé par la dilatation thermique a peu d'influence sur le déplacement en début d'ancrage de 0,027 mm (et qui diminue de 0.0003 mm).

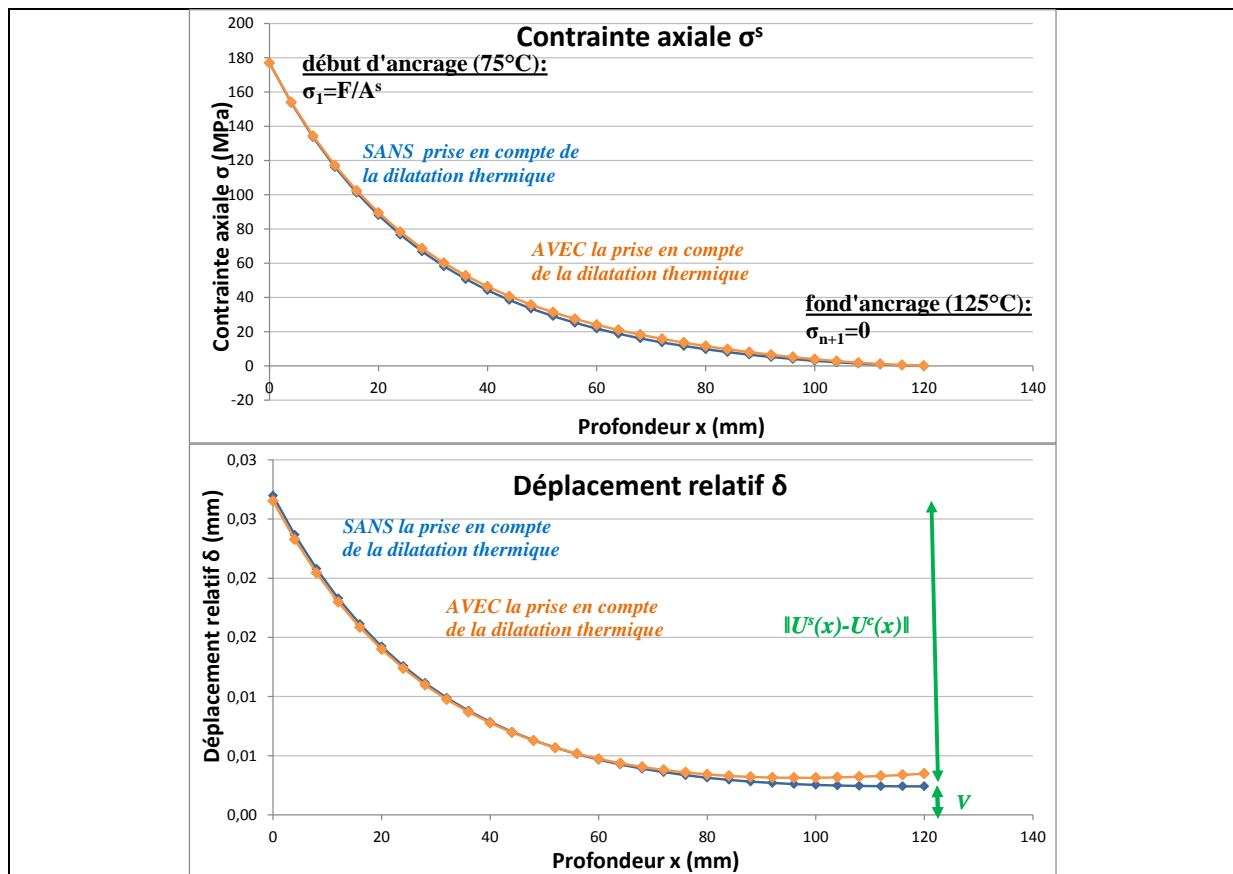


Figure 154: Influence de la dilatation thermique sur les profils de σ^s et de δ pour un effort appliqué de 20 kN

Au final, l'effet de la dilatation thermique sur les distributions de contraintes/déplacements reste modéré par rapport à celui du shear lag pour le cas étudié.

6 Limites du modèle

Cette partie expose les principales limitations du modèle en évoquant les phénomènes physiques qui ne sont pas pris en compte. Pour l'analyse à température ambiante, la modélisation de l'ancrage ne prend pas en compte l'effet des cannelures le long de l'armature ainsi que la non-axialité parfaite de l'armature dans l'ancrage. Ces deux effets induisent des contraintes de traction/compression dans la résine. Pour l'analyse à haute température, les données matériaux peuvent ne pas être représentatives du comportement de l'ancrage. En effet, le chapitre 2 met en évidence que le module de Coulomb de la résine à une température donnée dépend de l'histoire thermique et de l'environnement à cause du phénomène de postcure et de la présence d'eau. Cependant ces phénomènes sont difficilement quantifiables et généralisables d'un adhésif à l'autre. Nous nous intéressons maintenant à trois autres phénomènes intervenant à haute température qui ne sont actuellement pas pris en compte dans le modèle.

6.1 Comportement à la rupture

La méthode présentée dans la partie 4.3 ne permet d'effectuer une analyse que dans le domaine élastique. Le comportement à la rupture n'est pas pris en compte. La raison de cette limitation est que le lien τ - δ est effectué par le modèle de Hooke et non à partir de la courbe d'arrachement. Ce choix est motivé par les arguments décrits dans la partie 3.5. La courbe d'arrachement de l'ancrage est utilisée dans plusieurs études (*Yasojima et al., 2012*), (*Yuan et al., 2001*), (*Bamonte and Valente, 2012*) afin de prendre en compte le comportement à la ruine. L'utilisation de ces courbes nécessite néanmoins certaines approximations (notamment sur la représentativité du comportement pré et post-ruine à l'échelle locale).

Afin de s'affranchir de ces approximations, une méthode pour prendre en compte la ruine serait d'effectuer une caractérisation de la rupture de la résine et des deux interfaces à l'échelle locale en cisaillement. Le critère de plasticité de Von Mises ne permet pas un passage du comportement en traction à un comportement en cisaillement (partie 3.5). Cette caractérisation à l'échelle matériau peut par exemple être effectuée avec le 'butt-joint test' utilisé par (*Öchsner and Grácio, 2007*), (*Öchsner et al., 2007*) et (*Fischer and Pasquier, 1989*). L'avantage de cet essai est qu'il permet d'obtenir une résistance en cisaillement déduite d'un champ de contraintes en cisaillement uniforme.

Notons qu'à partir d'un modèle de comportement de l'ancrage prenant en compte la ruine, la méthode de résolution algorithmique par différences finies reste applicable pour déterminer les profils de contraintes/déplacement relatif. Compte tenu du fait que la résistance varie avec la température, il conviendra éventuellement de s'interroger sur l'unicité de la solution dans un tel cas. L'existence de la solution est directement liée à la valeur de l'effort appliqué sur l'armature et la distribution thermique le long de l'ancrage. En effet, la solution n'existe que si la capacité de l'ancrage est suffisante pour supporter l'effort appliqué.

6.2 Effets de dilatation thermique

La différence de dilatation thermique des trois matériaux a deux effets sur le comportement mécanique de l'ancrage.

- Premièrement, la différence de dilatation entre l'acier et le béton (de l'ordre de 10^{-6}°C^{-1}) provoque une augmentation du déplacement relatif δ comme le montre l'Équation 65. L'augmentation du déplacement relatif augmente la contrainte d'adhérence. L'effet de cette dilatation différentielle entre l'acier et le béton est déjà pris en compte dans le modèle, partie 5.3 mais semble avoir peu d'influence sur les profils de contrainte/déplacement relatif.
- Deuxièmement, le modèle s'appuie sur une description uni-axiale de l'ancrage. Toutefois, lors d'un chauffage, la dilatation radiale du béton génère des contraintes

radiales sur l'armature et l'adhésif. Ces contraintes ont pour effet de comprimer l'ancrage en exerçant des pressions orientées vers l'axe de l'armature. Il convient d'exprimer l'influence de ces contraintes radiales sur la tenue locale d'un élément d'ancrage pour prendre en compte ce phénomène dans le modèle existant.

6.3 Comportement visqueux

Les chapitres 2 et 3 mettent en évidence l'existence d'un comportement visqueux de ces ancrages par des essais de fluage sur la résine ou sur l'ancrage. Toutefois, dans le modèle du shear lag proposé, la résine est considérée comme un matériau élastique. Afin de prendre en compte le comportement visqueux, la résine peut être décrite par un modèle rhéologique (tel que Burgers, Kelvin, Maxwell). Ce modèle doit permettre une description aussi bien du comportement en fluage qu'en relaxation. D'après l'explication fournie dans le chapitre 3, partie 7.5, les deux phénomènes interviennent dans la redistribution de contraintes. Deux difficultés sont liées à cette méthode. La première difficulté est que certains modèles rhéologiques nécessitent de connaître plusieurs paramètres liés aux ressorts ou amortisseurs. Le modèle de Burgers nécessite 4 paramètres par exemple. Il convient donc de déterminer l'ensemble des paramètres et leur évolution avec la température pour chaque adhésif. La deuxième difficulté est qu'il est nécessaire d'introduire une dépendance de la contrainte/déplacement avec le temps. Or, en situation d'incendie, la température évolue également avec le temps et modifie le comportement visqueux. Ainsi, il est nécessaire d'introduire un bouclage supplémentaire dans le modèle sur chaque incrément de temps pour prendre en compte à la fois l'évolution des contraintes/déplacements et celle de la température avec le temps.

Finalement, le modèle ne prend pas en compte la distribution des contraintes σ_{zz} dans la section de béton (comme décrit dans la partie 3.2). La Figure 136 montre néanmoins que l'influence de l'hypothèse d'uniformité radiale des contraintes σ_{zz} a peu d'influence sur le profil de contraintes σ_{zz} le long de l'ancrage. La difficulté de prendre en compte dans le modèle cette distribution radiale dans le béton réside dans le fait que cette distribution radiale dépend elle-même de la contrainte axiale dans l'armature (c'est-à-dire de la solution obtenue après résolution du modèle). Or, le profil de contraintes axiales le long de l'armature dépend de la contrainte σ_{zz} à l'interface résine/béton. Il est donc nécessaire d'avoir recours à une méthode algorithmique d'estimation-correction pour déterminer à la fois les profils axiaux de σ_{zz} dans l'armature et les profils radiaux de σ_{zz} dans le béton. Les travaux de (Tepfers, 1973) sur l'adhérence acier-béton introduisent une dépendance de la contrainte axiale avec la contrainte radiale. Plus récemment, (Pothisiri et Panedpojaman, 2012) ont repris le modèle de Tepfers en prenant compte de la dilatation thermique radiale.

7 Synthèse des prédictions et limites du modèle

L'étude théorique sur la mécanique des scellements d'armature permet dans un premier temps de définir les paramètres les plus pertinentes pour le modèle. Puis dans un deuxième temps, elle permet d'adapter le modèle du shear lag afin de prendre en compte l'effet de la température pour décrire les profils de contraintes/déplacements relatifs.

i. Limites du modèle simplifié par intégration

La méthode reposant sur l'additivité des résistances en adhérence surestime la capacité

résistante d'un ancrage à un temps donné. Cette méthode ne prend pas en compte la diminution de contrainte avant et après le pic sur les courbes d'arrachement à différentes températures. Afin d'évaluer la représentativité du modèle simplifié par intégration, un essai de validation est décrit dans le chapitre 4. Pour la modélisation, il convient de prendre en compte le déplacement relatif à travers le lien δ - τ .

ii. Comparaison du comportement du matériau et du comportement de l'ancrage

L'analyse par éléments finis d'un cas représentatif montre que les hypothèses d'uniformité de la contrainte de cisaillement dans l'épaisseur de la résine semblent vérifiées. En revanche, la contrainte axiale n'est pas uniforme dans la section de béton. La raideur de l'ancrage déterminée à partir des données matériaux (G') est deux fois inférieure à celle déterminée par des essais d'arrachement sur un ancrage. Une analyse des déplacements axiaux montre que le déplacement mesuré en sortie d'ancrage est induit par la somme de : l'élongation élastique de l'armature, la mise en cisaillement de la résine en fond d'ancrage et la compression du béton sous l'ancrage. Le comportement de l'ancrage est le résultat du comportement des trois matériaux in-situ et prend en compte l'effet des cannelures. Cependant, il donne le comportement global du système et non local. Le comportement du matériau, en revanche, permet une description locale de l'ancrage (à travers le modèle de Hooke) mais nécessite des hypothèses fortes pour être utilisé (tel que la sollicitation en cisaillement de la résine).

iii. Implications du modèle du 'Shear Lag' à haute température

A température uniforme, l'expression analytique du 'shear lag' dans le domaine élastique montre que plus la température est élevée, plus le rapport du module G de la résine sur les modules des adhérents est faible, plus la contrainte d'adhérence est uniforme. Ceci est en accord avec les mesures de contraintes présentées dans le Chapitre 2.

A température non-uniforme, l'orientation du gradient thermique influence fortement la distribution des contraintes/déplacements relatifs. Cette redistribution est uniquement due à la variation de la raideur de l'ancrage avec l'abscisse (sans qu'il n'y ait d'endommagement de l'ancrage ou de perte d'adhérence). Afin de vérifier cet effet de redistribution de contraintes, des essais de validation avec des mesures extensométriques sont décrits dans le chapitre 4.

La dilatation thermique axiale de l'acier et du béton semble avoir peu d'influence sur les profils de contraintes/déplacements relatifs.

iv. Limites du modèle du 'Shear Lag'

L'absence de données d'entrée sur le comportement à la rupture de la résine et des interfaces ne permet pas actuellement d'utiliser le modèle du 'shear lag' pour décrire le comportement de l'ancrage au voisinage de la ruine. Les efforts radiaux induits par la dilatation thermique du béton ne sont pas pris en compte ainsi que la distribution non uniforme des contraintes axiales dans la section de béton. Finalement, le modèle ne décrit pas le comportement visqueux de la résine qui peut générer des déplacements différés ou des redistributions de contraintes/déplacements pendant la durée d'un incendie.

CHAPITRE 5: COMPARAISON DES MODELES THEORIQUES A DES ESSAIS DE VALIDATION

1 Introduction

Le chapitre 1 présente une méthode de dimensionnement à haute température basée sur l'intégration de résistances en adhérence. Le chapitre 3 présente un modèle qui prend en compte le champ de déplacements grâce au 'shear lag'. Ce chapitre présente une étude expérimentale avec deux objectifs. i. Le premier objectif est de **vérifier la validité du modèle d'intégration des résistances en adhérence**. Pour cela, un essai grandeur est réalisé sur un élément structurel sollicité au feu. ii. Le deuxième objectif est **d'observer le phénomène de redistribution des contraintes** décrit par le 'shear lag' lorsqu'un ancrage est soumis à un gradient de températures. Pour cela, des mesures extensométriques sont réalisées le long d'ancrages scellés dans des dalles chauffées.

A. Essai sur une structure à taille réelle

1 Objectifs et principe de l'essai grandeur sur une connexion mur/console

L'essai est effectué sur deux connexions mur/console à grandeur réelle. L'objectif est de vérifier la méthode de dimensionnement par intégration présentée dans le chapitre 1, partie 5. Les deux consoles du corps d'épreuve sont connectées au mur grâce à des scellements chimiques de manière à évaluer la répétabilité de l'essai. Les consoles et le mur sont alors sollicités thermiquement avec le chauffage ISO 834-1 (*NF EN 1992-1-1, 2005*) jusqu'à l'effondrement d'une des consoles par glissement des armatures. Les observations du temps de ruine ainsi que des mesures de températures et de déplacements permettent d'effectuer la comparaison avec les prédictions du modèle.

2 Description de l'essai

2.1 Corps d'épreuve

Une ceinture rectangulaire en béton armé, de dimensions hors tout 3690 x 3640 mm est réalisée de manière à être positionnée au-dessus d'un four à gaz horizontal. L'un des murs de cette ceinture est plus haut que les trois autres et sert de support aux deux consoles connectées au mur grâce à des armatures scellées avec la résine époxy R1.

Les deux consoles sont positionnées symétriquement à environ 670 mm de chaque extrémité du mur. Ces deux consoles sont nommées 'console (a)' et 'console (b)' dans la description qui suit. Le béton des consoles a une résistance en compression de 33 MPa (après 90 jours de cure). Les murs de la ceinture sont réalisés avec un béton de classe C30/37. Chaque console est connectée au mur grâce à 4 armatures haute adhérence (HA) avec la résine époxy R1. En partie haute de la console, deux armatures de diamètre 16 mm (HA16) sont ancrées dans des trous de diamètre 20 mm sur une profondeur de 250 mm. En partie basse, deux armatures de diamètre 10 mm sont ancrées dans des trous de diamètre 12 mm sur une profondeur de 100 mm.

La Figure 156 et la Figure 157 présentent la position des quatre armatures. Une autre barre en acier est utilisée pour positionner les thermocouples dans le béton. Cette barre de référence est placée 80 mm en dessous d'une des armatures HA16 de manière à mesurer les températures

dans l'épaisseur du mur, à proximité de l'ancrage. Les thermocouples ne sont pas placés directement dans l'ancrage afin de ne pas perturber l'adhérence. La barre de référence est ancrée chimiquement dans le mur mais la partie située dans la console est enduite de graisse de décoffrage avant le coulage du béton afin de ne pas participer structurellement à la connexion console/mur.

Finalement, trois barres d'invar sont placées à travers l'interface mur/console. Ces barres sont solidaires du béton de la console mais peuvent glisser librement dans l'épaisseur du mur (Figure 157). Chaque barre dépasse de la face extérieure du mur afin d'effectuer des mesures du déplacement horizontal. Les barres d'invar ont un diamètre de 8 mm et traversent un trou de 10 mm dans le mur. Elles sont positionnées le long de l'axe vertical au centre de chaque section de console à des hauteurs de 65 mm, 190 mm et 310 mm. Leur déplacement horizontal permet d'évaluer la rotation progressive de l'interface mur/console (initialement verticale) lors de l'effondrement de la console. Les capteurs de déplacement ont une course de 25 mm et mesurent le déplacement relatif de la barre d'invar par rapport au mur. La température des capteurs est de 20°C pendant la durée de l'essai. Le matériau invar (un alliage nickel-fer) permet de réduire la dilatation thermique des barres.

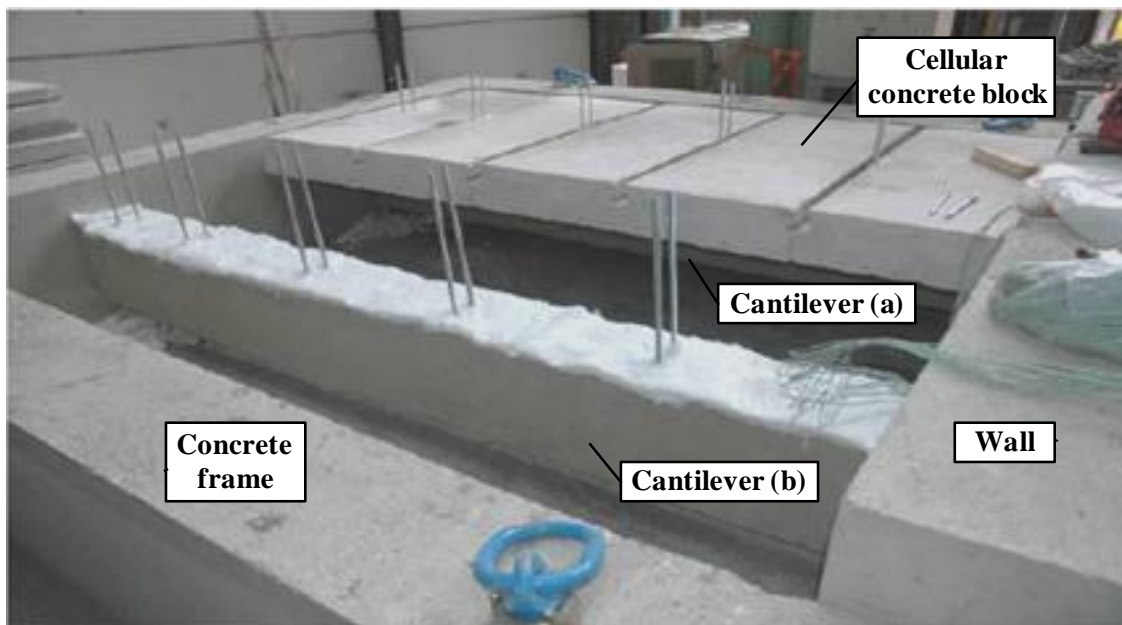


Figure 155: Photo du corps d'épreuve pendant l'installation des blocs d'AAC

Après une cure complète de l'adhésif autour des armatures dans le mur, la partie sortante des armatures est soudée au ferrailage des consoles, ces dernières sont ensuite coulées en place. Une fois la cure du béton des deux consoles terminée, des blocs de béton cellulaire autoclavé (AAC) sont placés au-dessus de chaque console de manière à recouvrir la face supérieure du corps d'épreuve afin de refermer le four. Ces blocs d'AAC ajoutent une masse de 600 kg sur chaque console. Il n'y a aucun contact entre les blocs d'AAC et la ceinture en béton ou entre les blocs d'AAC des deux consoles de manière à laisser un déplacement libre aux consoles pendant l'effondrement. Les espaces entre les blocs d'AAC sur la face supérieure sont confinés avec une laine isolant thermique (Isofrax). La Figure 155 présente la position des blocs d'AAC sur l'une des deux consoles. De plus, des éléments en acier sont placés au-dessus des blocs pour en assurer le maintien et ajoutent une masse de 150 kg sur chacune des consoles. Ce poids supplémentaire est réparti uniformément le long des consoles.

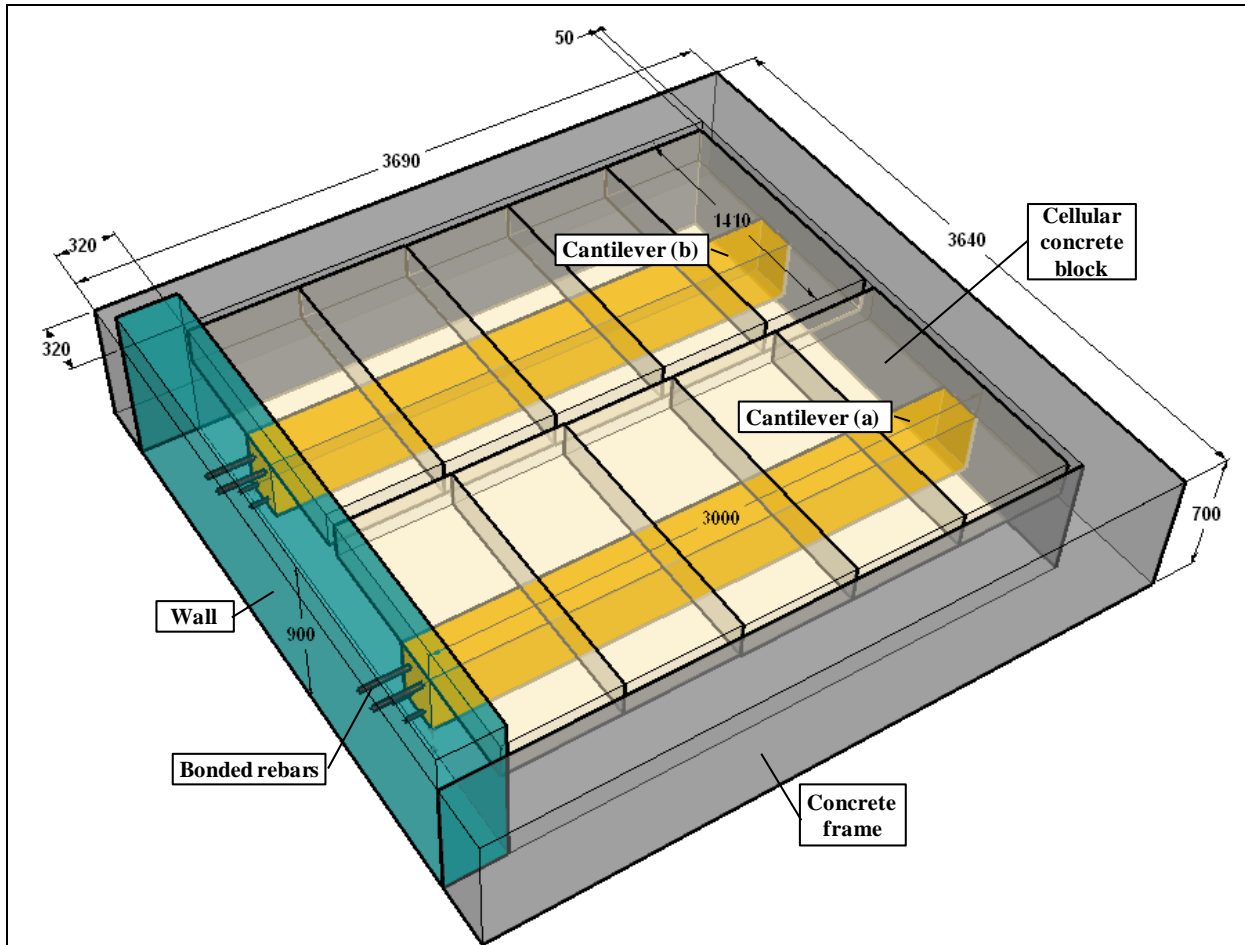


Figure 156: Dimensions du corps d'épreuve

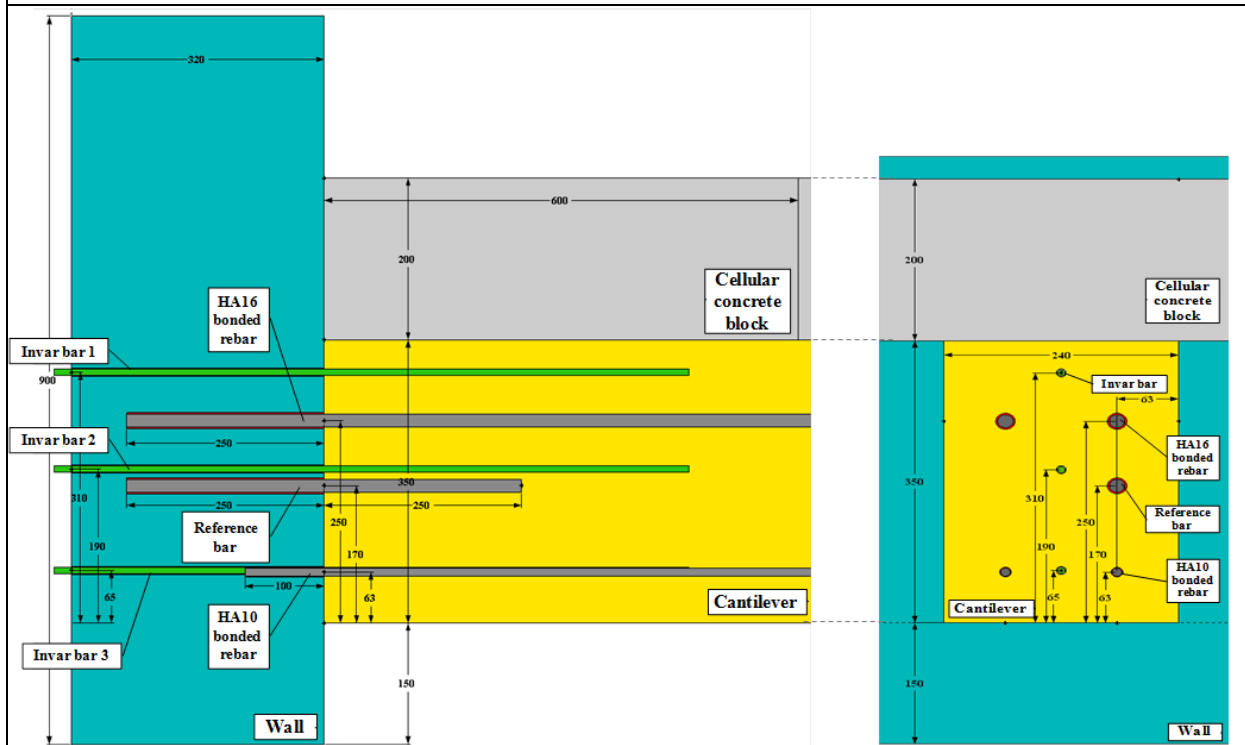


Figure 157: Vues de côté et de face de la connexion mur/console

2.2 Chargement thermique

Le chauffage est réalisé dans le four à gaz en suivant la courbe température-temps ISO 834-1 (*CEN, EN 1991-1-2, 2002*) en contrôlant 8 brûleurs (4 sur deux côtés opposés du four).

2.3 Mesures de températures

Le corps d'épreuve est équipé de 3 lignes de thermocouples placées dans le béton afin de comparer les températures mesurées aux températures calculées.

- i) 5 thermocouples sont placés dans le mur sous les consoles le long d'une ligne horizontale à 5, 25, 55, 85 et 185 mm de la surface du mur exposée au feu.
- ii) 12 thermocouples sont placés le long de la barre de référence. Ces thermocouples sont répartis symétriquement dans le mur et dans la console à 5, 25, 55, 85, 135 et 185 mm de chaque côté de l'interface mur/console.
- iii) 5 thermocouples sont placés verticalement à environ 1190 mm de l'interface mur/console à 20, 30, 50, 70 et 120 mm de la surface inférieure exposée au feu de la console.

La Figure 158 présente la position de ces trois lignes de thermocouples. Les barres d'invar ne sont pas représentées dans cette figure. Les mesures de température sont effectuées toutes les 30 secondes pendant la durée de l'essai.

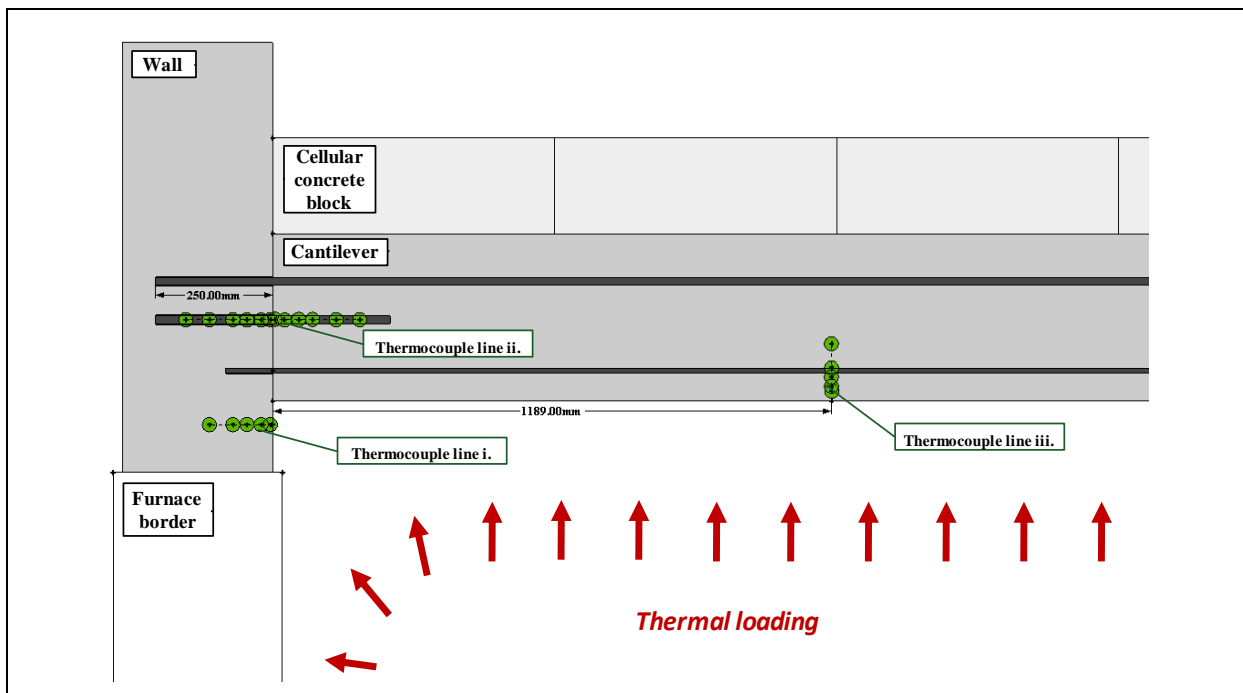


Figure 158 : Représentation schématique des positions des thermocouples

3 Résultats et discussion

3.1 Observation de la ruine

La console (a) chute après 178 min de chauffage lorsque la température moyenne dans le four est de 1110°C. Après l'effondrement de la première console, les brûleurs sont arrêtés pour initier le refroidissement du four. La deuxième console chute 16 min après la première ce qui suggère une bonne répétabilité du comportement des scellements chimiques des deux consoles. Pendant le chauffage, aucun écaillage n'est observé et la masse de béton est

considérée comme constante pendant l'essai pour l'analyse mécanique. Pendant le refroidissement, une perte de béton en partie basse de chaque console jusqu'au renforcement inférieur est observée. Pour chaque console, l'effondrement est causé par le glissement de l'armature dans le béton comme le montre la Figure 159. Le glissement des armatures a lieu dans la partie scellée chimiquement dans le mur à cause de la perte d'adhérence dans la résine ou aux interfaces. Aucune formation de cône béton n'est observée.

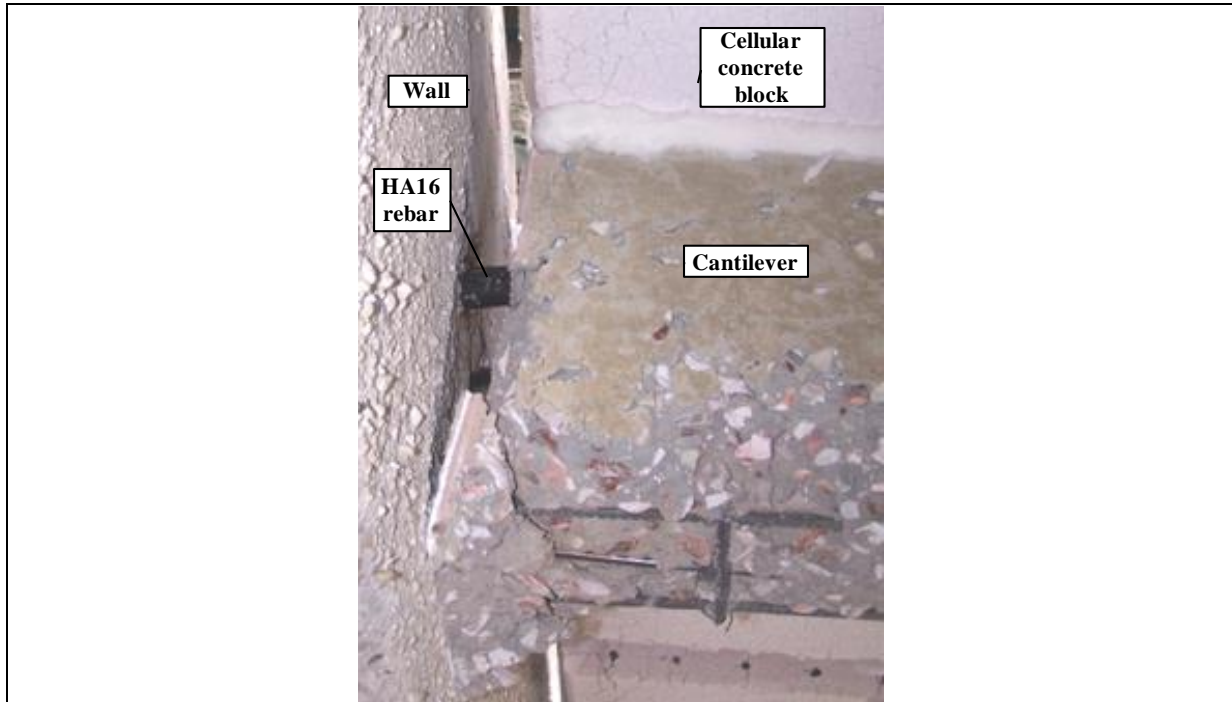


Figure 159 : Photo de la connexion mur/console après effondrement

3.2 Distribution de température

Les températures sont calculées par la méthode aux éléments finies avec le logiciel MARC (*MARC*) en utilisant les données d'entrée issues de l'Eurocode (*CEN. EN 1991-1-2, 2002*) décrits dans le chapitre 1 partie 5. Afin de réduire les temps de calcul, le maillage 3D employé représente uniquement la moitié d'une connexion mur/console (Figure 160) car la sollicitation thermique est considérée comme symétrique par rapport à l'axe de la console. La géométrie est composée de l'épaisseur du mur de manière à prendre en compte la face chauffée et la face à l'air ambiant et de 260 mm de console. Une vérification est effectuée sur les isothermes dans la console pour s'assurer que ceux-ci restent parallèles à la surface exposée à 260 mm de l'interface mur/console. Ce contrôle permet de vérifier que cette longueur de 260 mm est suffisante pour décrire la distribution thermique verticale sur toute la longueur de la console.

La température initiale du corps d'épreuve est considérée uniforme, égale à 20°C. Deux types de conditions aux limites sont appliqués sur les faces de béton (Figure 160). Premièrement, la température de l'air autour des surfaces de béton non-exposées au feu (représentées en bleu) est considérée constante égale à 20°C. Deuxièmement, la température du gaz autour des surfaces de béton exposées au feu (représentées en rouge) suit la courbe temps-température ISO 834-1.

$$T_{gaz} = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1)$$

Équation 70

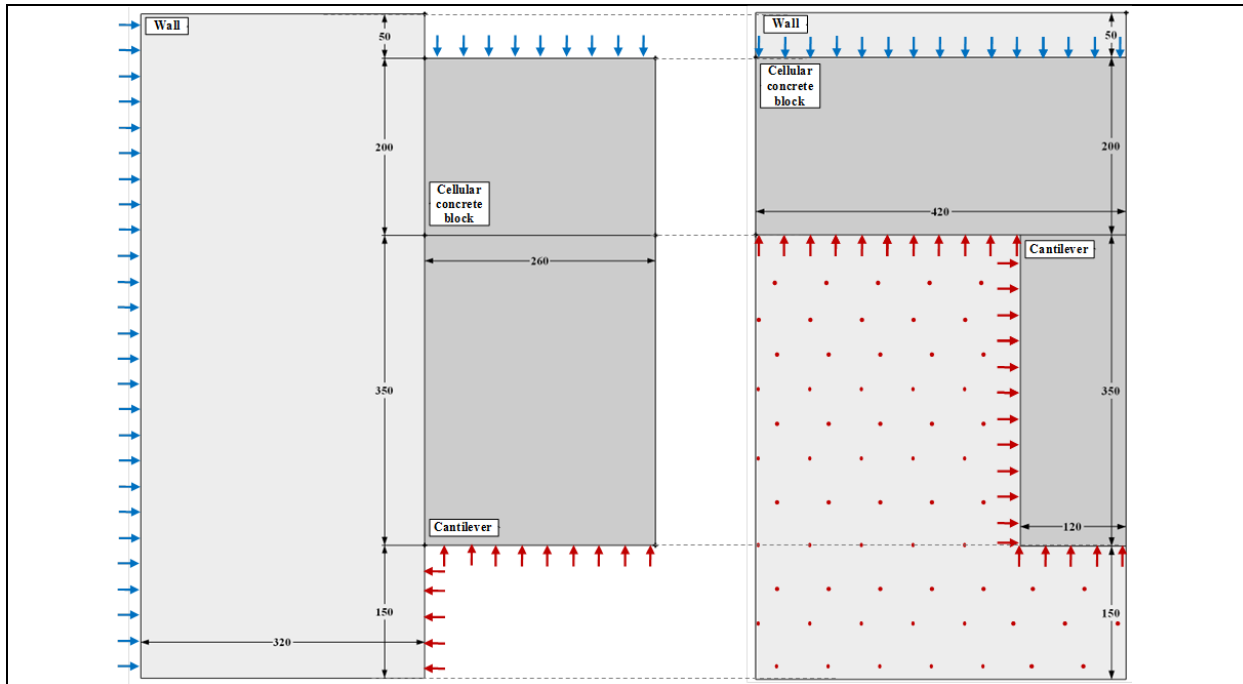


Figure 160 : Coupes verticales (longitudinale et transversale) de la connexion mur/console présentant les conditions limites utilisées pour le calcul thermique

Les densités de flux de chaleur entrant par les faces de béton exposées et non-exposées au feu ont deux composantes.

- Une densité de flux par convection :

$$q_{conv} = h \cdot (T_{exterieur} - T_{surface})$$

Équation 71

- Une densité de flux par rayonnement :

$$q_{ray} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{exterieur}^4 - T_{surface}^4)$$

Équation 72

Avec

h : le coefficient d'échange par convection (en $W \cdot m^{-2} \cdot K$)

ε : l'émissivité du béton

σ : la constant de Stephen-Boltzmann égale à $5,67 \cdot 10^{-8} W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$

Le coefficient d'échange par convection et l'émissivité du béton sont donnés par l'Eurocode 2, partie 1-2 (CEN. EN 1991-1-2, 2002) pour un chauffage ISO 834-1 et sont présentés dans le Tableau 22.

Tableau 22: Coefficients d'échange pour les surfaces exposées et non exposées

	Coefficient d'échange par convection h	Emissivité du béton ε
Surface exposée	25 W/m ² /K	0.7
Surface non exposée	4 W/m ² /K	0.7

Les variations des propriétés thermo-physiques du béton avec la température sont données dans l'Eurocode 2, partie 1-2 (CEN. EN 1991-1-2, 2002). Les variations de la conductivité thermique, de la densité et de la chaleur spécifique sont présentées Figure 161. Le pic de la chaleur spécifique massique correspond à un béton comportant un pourcentage d'eau de 1,5%. Des calculs thermiques réalisés avec des pourcentages d'eau de 1% et 3% montrent que le changement de chaleur spécifique massique a peu d'influence sur l'évolution des

températures calculées. Les conductivités thermiques des armatures et de la résine ne sont pas prises en compte dans le calcul thermique.

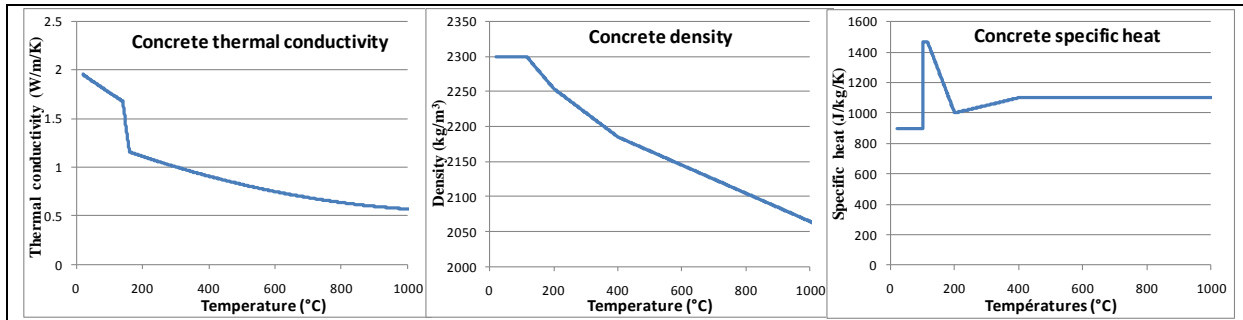


Figure 161 : Variations de la conductivité thermique, densité et chaleur spécifique d'après NF EN 1992-1-2

La Figure 162 présente les évolutions des températures mesurées horizontalement dans le mur (à partir de la ligne i.) et la Figure 163 présente les évolutions des températures mesurées verticalement dans les consoles (à partir de la ligne iii, Figure 158).

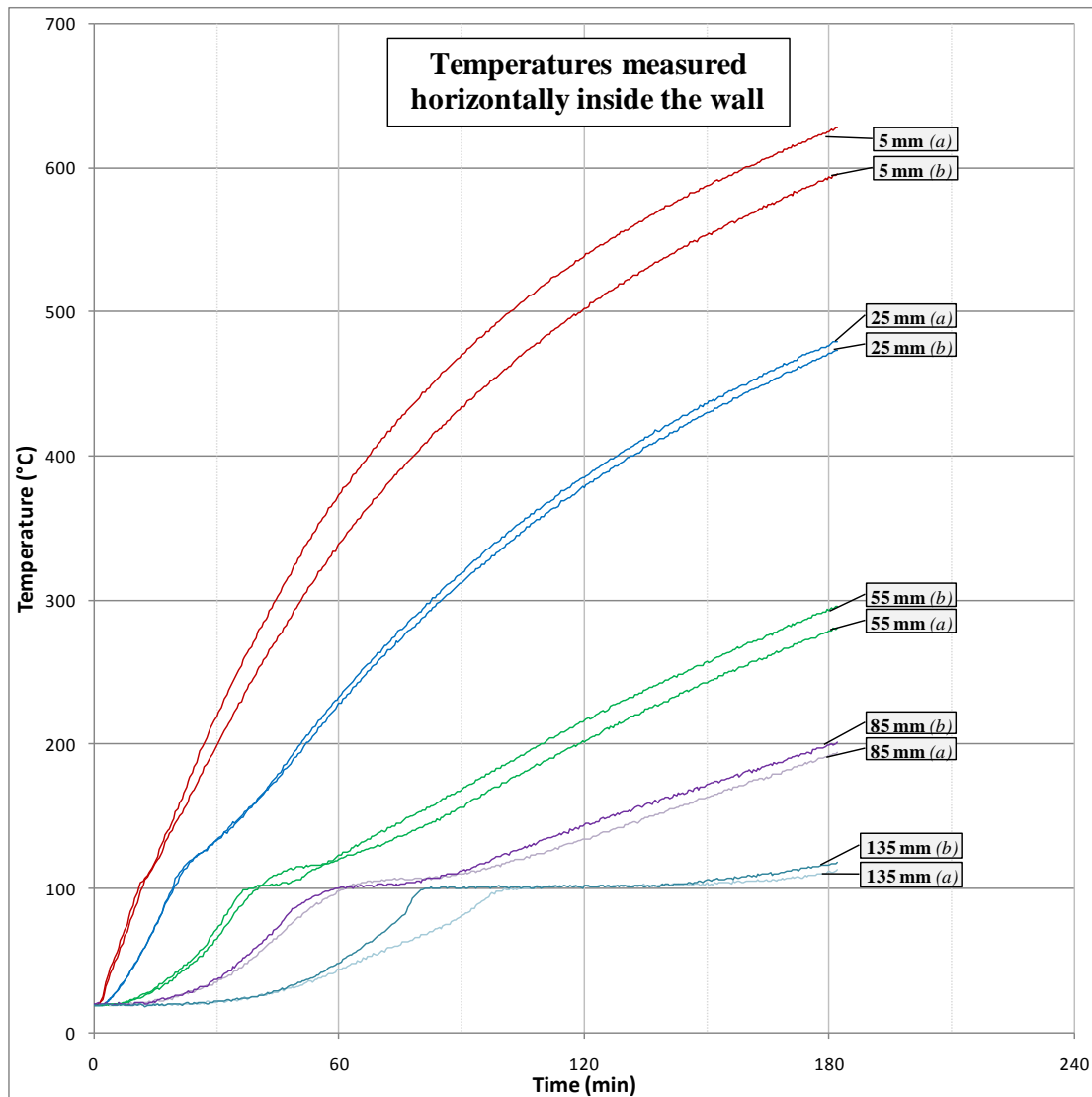


Figure 162 : Evolution des températures mesurées le long d'une ligne horizontale dans le mur sous les consoles (a) et (b)

Les évolutions de température des premiers thermocouples à 5 mm de la surface de béton du mur exposée au feu suggèrent une forte répétabilité de la sollicitation thermique sur les deux consoles avec une différence inférieure à 40°C à 600°C. Les températures dans l'épaisseur du mur sont également proches pour les deux consoles. En revanche, la distribution de température verticale est moins répétable avec des différences supérieures à 100°C à 720°C entre les thermocouples placés à 25 mm des surfaces exposées. Cette différence diminue avec la profondeur dans les consoles et les évolutions de température à 120 mm sont identiques pour les deux consoles. Dans la mesure où les températures relevées dans le four montrent que la sollicitation thermique est uniformément répartie, les différences de températures mesurées proche de la surface peuvent être attribuées en partie à l'incertitude sur la position du thermocouple. En effet, à proximité de la surface exposée, la température varie fortement avec la position des thermocouples à cause des gradients thermiques importants. L'incertitude sur la position d'un thermocouple est estimée à ± 10 mm ce qui entraîne une incertitude d'environ $\pm 40^\circ\text{C}$ pour la température mesurée à 5 mm de la surface exposée et de $\pm 10^\circ\text{C}$ pour la température mesurée à 135 mm de profondeur dans le mur. Les différences de températures entre les deux consoles peuvent également être dues à une sollicitation thermique non uniforme du corps d'épreuve à cause de l'influence de la géométrie des consoles dans le four.

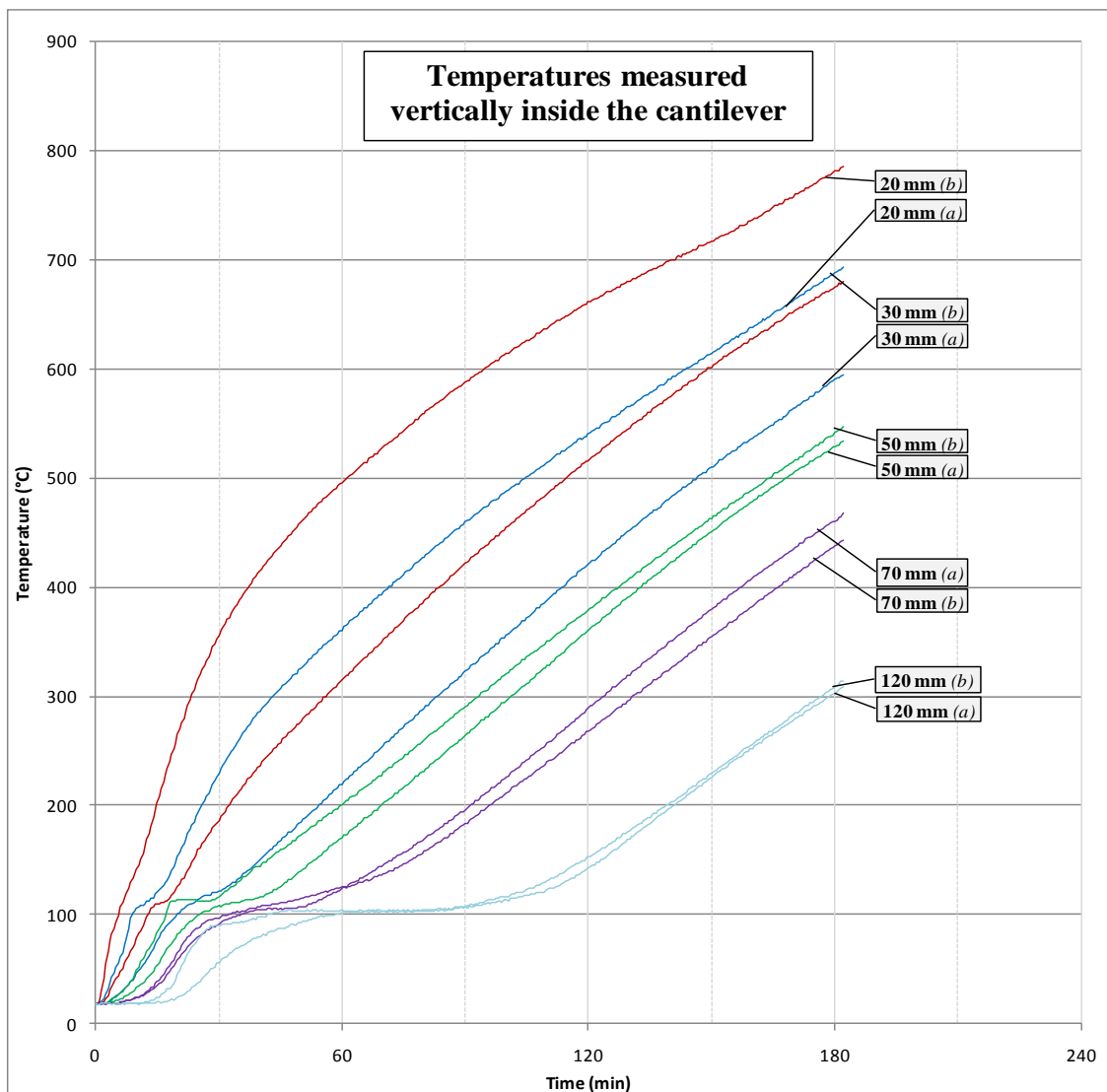


Figure 163 : Evolutions des températures mesurées le long d'une ligne vertical dans les consoles (a) et (b)

Les évolutions de températures dans le mur et dans la console font apparaître un plateau au voisinage de 100°C. Ce plateau peut être attribué à la vaporisation d'eau dans le béton qui retarde la montée en température par la consommation d'énergie thermique. Ce plateau de vaporisation s'étend pour des durées plus longues en profondeur (Han et al., 2010). Les observations pendant l'essai mettent en évidence un faible écoulement d'eau liquide le long des surfaces de béton non exposées au feu.

La Figure 164 présente les évolutions des températures calculées et mesurées dans le mur près de la console (b) pendant 3 heures de sollicitation thermique. Les lignes en pointillés représentent les températures calculées et celles en traits pleins représentent les températures mesurées. La comparaison des températures calculées et des températures mesurées révèle des écarts importants. Par exemple, à 5 mm dans le mur, la température calculée après 180 min est supérieure à 1000°C alors que celle mesurée est proche de 600°C. La méthode de calcul thermique donnée par l'Eurocode semble surestimer la température. Ceci peut être attribué à deux causes. Premièrement, la variation de la chaleur spécifique avec la température ne permet pas de représenter intégralement l'effet de la vaporisation d'eau. Deuxièmement, les coefficients d'échange par convection et par rayonnement entre le gaz et la surface du béton surestiment le transfert de chaleur pour cet essai (surtout au niveau de la surface du mur).

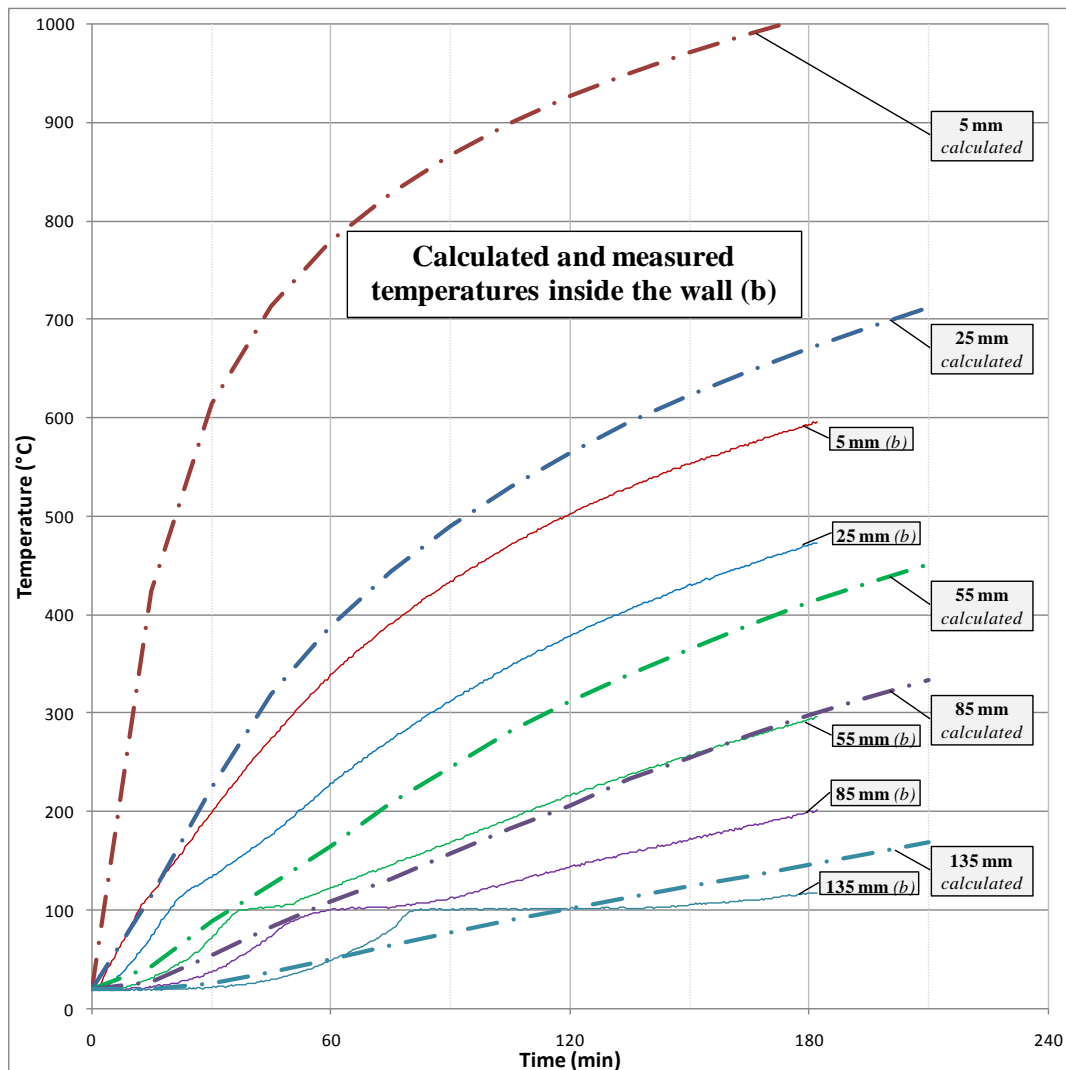


Figure 164 : Evolution des températures calculées et mesurées le long d'une ligne horizontale sous la console (b)

Un calcul thermique est réalisé sur la section de la console en prenant comme conditions limites les températures sur les bords de la console (par extrapolation des profils de températures mesurées) et en conservant les mêmes propriétés de conduction du béton. L'Annexe 8 présente la comparaison entre les températures mesurées et calculées par cette méthode.

La Figure 165 présente les profils de température qui sont mesurés le long des barres de référence (en traits pleins) et les températures calculées avec les coefficients d'échange (en traits pointillés) à chaque heure pendant l'essai. Les abscisses négatives représentent la partie de l'armature dans la console et les abscisses positives représentent la partie de l'armature scellée chimiquement dans le mur. En l'absence d'un thermocouple en fond d'ancrage, les températures en fond d'ancrage à (250 mm) sont déterminées par extrapolation linéaire. Les évolutions de température le long de l'ancrage sont répétables pour les deux consoles avec des différences inférieures à 30°C. Un plateau de vaporisation est observable sur une partie de la longueur de l'ancrage après 90 minutes ce qui retarde la montée en température.

Ici encore, les températures sont surestimées dans la console et proche de l'interface mur/console avec des températures calculées atteignant 340°C à l'interface après 180 minutes alors que les températures mesurées sont de 200°C. Cependant, en fond d'ancrage, les températures mesurées sont plus élevées que les températures calculées. Ceci suggère que les conditions limites sur la surface du mur non exposée au feu sous-estiment la température.

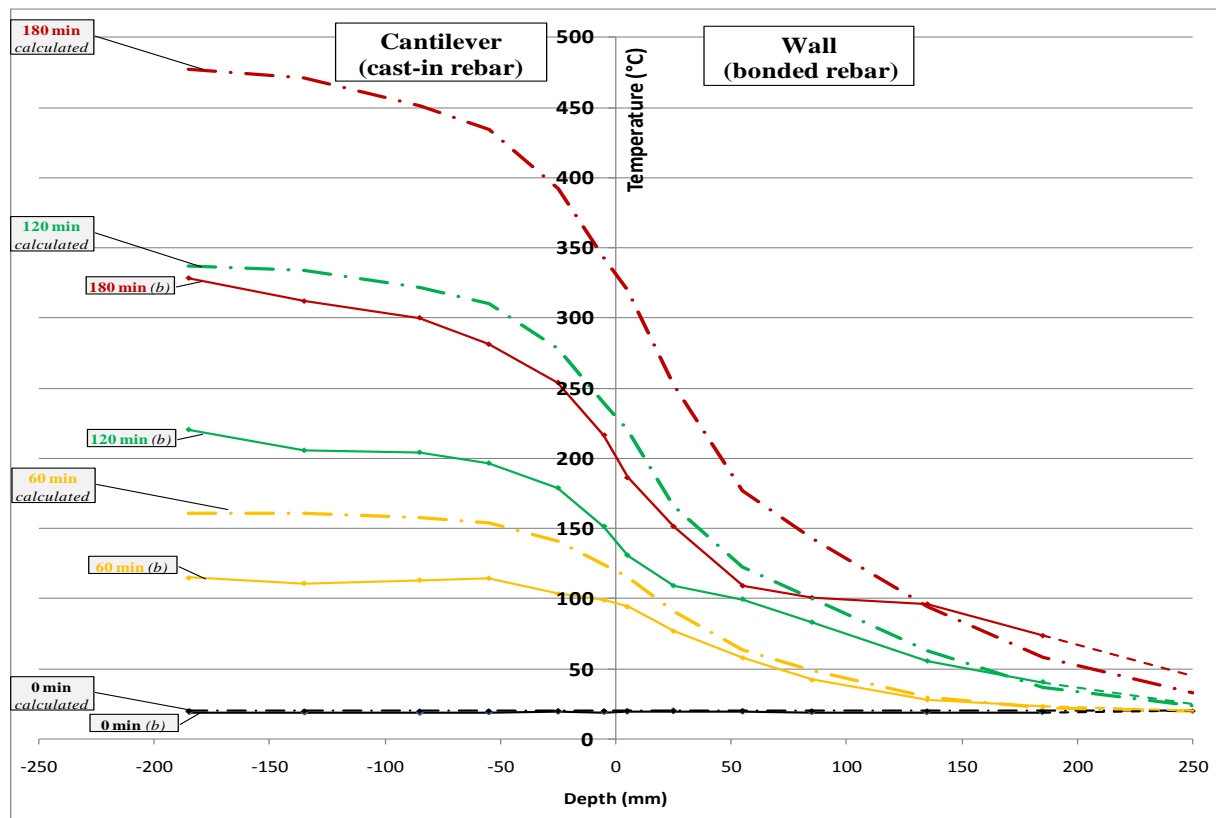


Figure 165 : Distributions de températures calculées et mesurées chaque heure le long de la barre de référence dans la console (b)

La Figure 165 met en évidence l'élévation de température avec le temps le long de l'ancrage mais aussi une augmentation du gradient thermique le long de l'ancrage. A la fin de l'essai, la température en début d'ancrage est proche de 200°C alors qu'à une profondeur de 185 mm elle est de 70°C. L'évolution de la distribution thermique est utilisée afin de déterminer les profils de résistance en adhérence avec la méthode décrite dans le chapitre 1, partie 5.

3.3 Distribution des résistances en adhérence

La Figure 166 présente les profils de résistance le long de l'ancrage à chaque heure de l'essai en utilisant la relation résistance-température (issu des essais d'arrachement) qui est présentée dans le chapitre 1, partie 5.

Au début de l'essai, lorsque le corps d'épreuve est à 20°C, le profil de résistance est uniforme avec une valeur proche de 24 MPa. Lorsque la température augmente le long de l'ancrage, les résistances diminuent. A 120 minutes, la température calculée en début d'ancrage est de 230°C et celle mesurée est proche de 141°C. A cet instant, les résistances sont inférieures à 5 MPa le long des 100 premiers millimètres de l'ancrage.

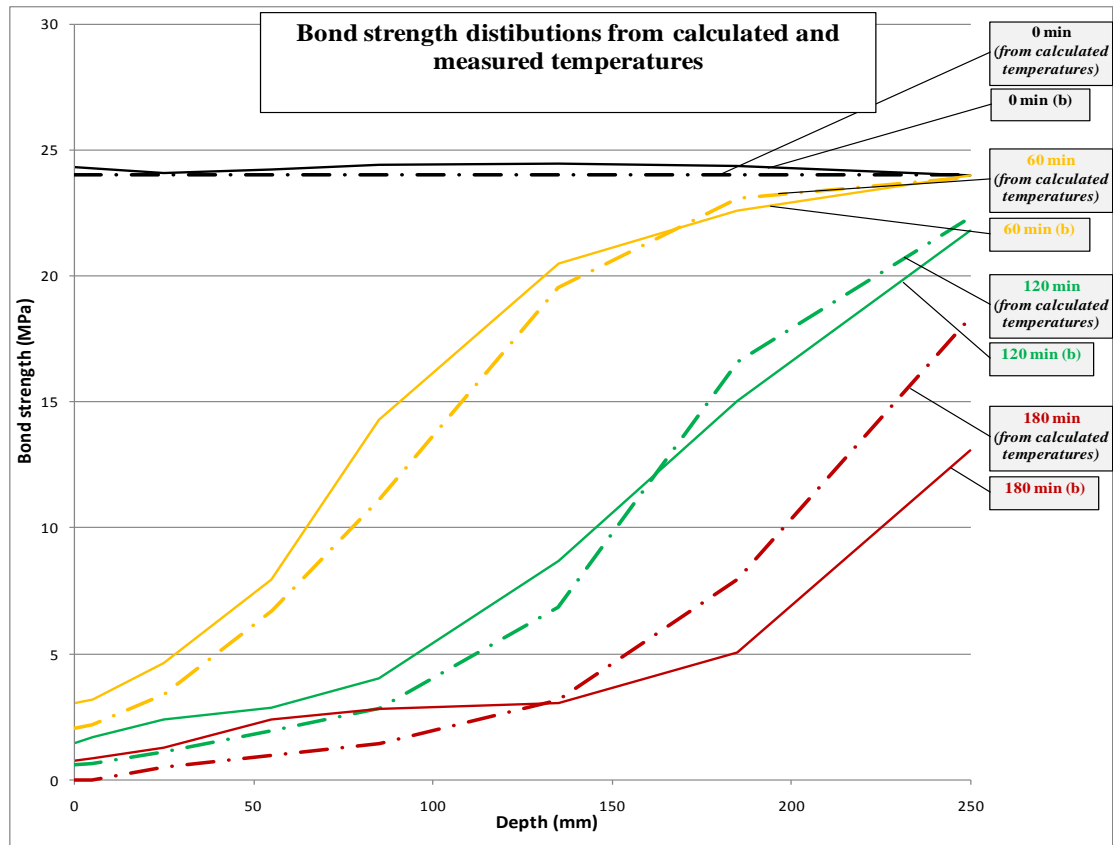


Figure 166 : Profils de résistance chaque heure déterminés à partir des températures calculées et mesurées dans la console (b)

3.4 Capacité résistante et effort appliqué sur l'ancrage

En intégrant les résistances en adhérence sur la longueur du scellement (Équation 8), les capacités résistantes de l'ancrage sont déterminées à différents instants à la fois à partir des températures calculées et pour les températures mesurées dans les deux consoles. Le Tableau 23 présente ces capacités résistantes ainsi que l'effort appliqué à différents instants. Malgré des écarts importants entre les températures calculées et celles mesurées en début d'ancrage, les capacités résistantes sont proches. Ceci est dû au fait qu'en partie profonde de l'ancrage les températures calculées et mesurées sont proches après 60 min. A 60 min, l'intervalle de températures se situe entre 100°C en début d'ancrage et 20°C en fond d'ancrage, à cet endroit, les résistances en adhérence sont donc beaucoup plus élevées qu'en début d'ancrage. C'est donc cette partie qui contribue le plus significativement à la capacité résistante. Pour les températures supérieures à 100°C, les résistances sont faibles par rapport à celles dans la partie froide. Ceci implique que les températures importantes pour la caractérisation de la résine R1 se situent entre 20 et 100°C afin déterminer la capacité résistante.

Chaque console est sollicitée mécaniquement avec une charge linéique de 4,3 kN/m. Le moment fléchissant évolue quadratiquement le long des consoles et atteint une valeur maximale à l'interface mur/console). Connaissant le moment fléchissant à l'interface, l'effort appliqué sur les armatures est déterminé à partir de la méthode de l'Eurocode 2, partie 1-2, paragraphe 3 (en prenant en compte les variations des propriétés mécaniques du béton et de l'acier). Ce calcul est réalisé avec le logiciel CIM'Feu (*CIM'Feu EC2 Version 1.0.1, 2011*).

Cependant, cette méthode repose sur l'hypothèse que le béton en compression (en partie basse de la console) reste en contact avec le mur à tout instant. Or, après 2h de chauffage, un faible décollement est observable entre la partie supérieure de la console et le mur à cause du glissement du scellement chimique. Le calcul précédent surestime l'effort appliqué sur l'ancrage puisqu'il considère que l'ensemble de la couche de béton en compression travaille (et sous-estime donc le bras de levier à l'appui).

La rotation de l'interface mur/console est déterminée par les mesures de déplacements horizontaux des trois barres d'invar, en supposant que l'interface reste linéaire tout au long de l'essai. La Figure 167 présente la position de cette interface à différents instants pour la console (b). Au début de l'essai, l'interface est considérée comme verticale. A chaque instant, une courbe tendance linéaire est donc tracée à partir des 3 points de mesure représentant les déplacements des barres d'invar.

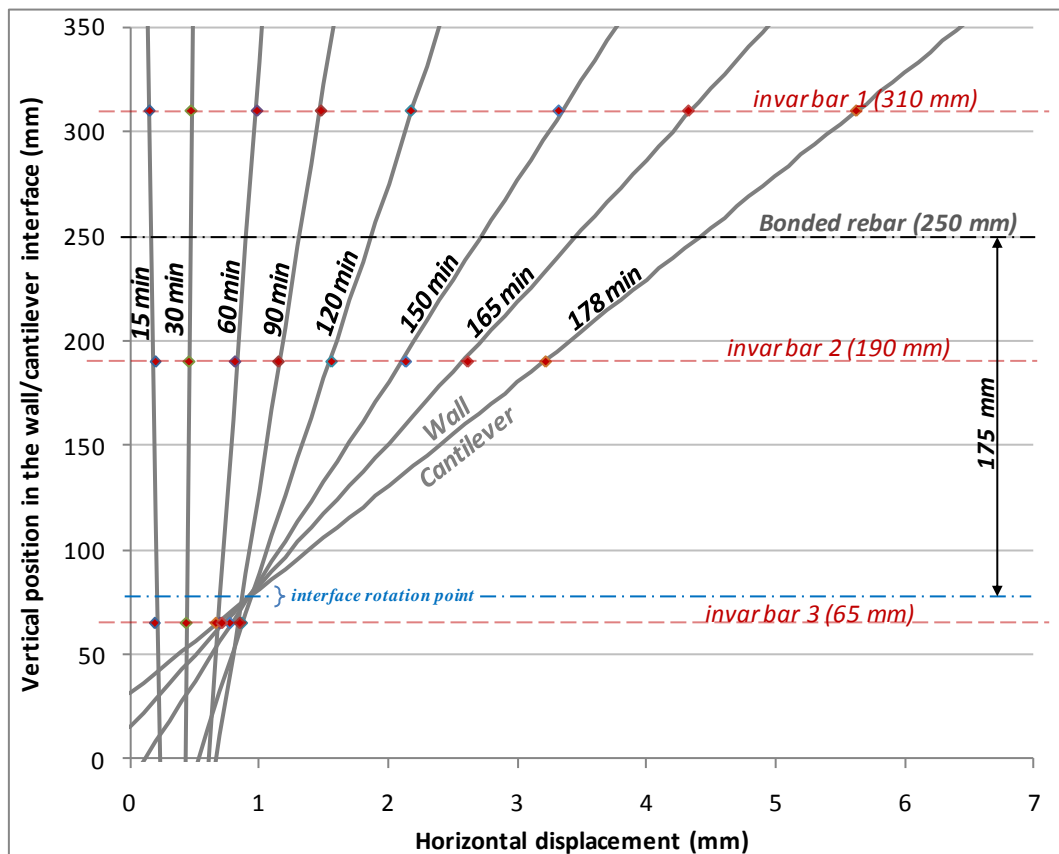


Figure 167: Rotation de l'interface mur/console mesurée grâce aux déplacements horizontaux des invars

Pendant la première heure de chauffage, l'interface semble ne pas pivoter mais se translate de plus de 0,5 mm. Cette translation est également visible pour la console (a) avec la même amplitude. Le calcul de la dilatation thermique du mur donne un épaissement du mur de 0,1 à 0,2 mm après une heure de chauffage et ne suffit donc pas pour expliquer la translation de l'interface. Pendant le chauffage, la température du bord latéral (exposé au feu) des consoles est plus élevée que la température au cœur des consoles. La dilatation thermique des bords est donc plus élevée qu'au centre des consoles. La différence de déformations thermique entre le

bord et le centre peut conduire à un bombement de la section de console en contact avec le mur. Ce bombement pourrait créer un détachement entre la partie centrale de la console et du mur. Une analyse 2D par éléments finis montre que ce bombement peut entraîner un déplacement de 0,3 à 0,4 mm en partie centrale après une heure de chauffage. La dilatation du mur et la déformation thermique des consoles permettent donc d'expliquer la translation de l'interface au cours de la première heure de chauffage.

Entre 60 et 178 min, l'interface pivote avec l'effondrement progressif de la console. La Figure 167 semble mettre en évidence un point de rotation situé à 75 mm de la surface inférieure de la console (b) après 120 minutes. Un point de rotation est également identifiable sur la console (a) (proche de 65 mm). En considérant la hauteur de ce point de rotation comme la position de la résultante des efforts de compression dans le béton, l'effort appliqué sur l'armature est déterminé par équilibre des moments. Les deux armatures HA16 sont à une hauteur de 250 mm ce qui donne un bras de levier de 175 mm. Le moment d'encastrement à l'interface mur/console est de 19,3 kN.m conduisant à un effort de traction appliqué sur chaque armature de 55,3 kN (Tableau 23).

Tableau 23: Valeurs de l'effort appliqué et de la capacité résistante de l'ancrage chaque 30 minutes

Time (min)	Applied load (kN)		Bond Capacity (kN)		
	Determined with calculated temperatures	Determined from measured rotation on cantilever (b)	Determined from calculated bond temperatures	Determined from measured bond temperatures of cantilever (a)	Determined from measured bond temperatures of cantilever (b)
0	42,9	-	251,2	253,1	253,9
30	82,3	-	220,8	238,0	239,4
60	82,8	-	168,0	183,5	177,6
90	75,7	-	129,6	135,5	140,5
120	69,3	55,3	100,6	92,1	107,9
150	65,6	55,3	79,4	63,5	72,9
180	62,5	55,3	62,0	49,2	53,6

3.5 Comparaison entre le temps d'effondrement et la prédiction du modèle

La Figure 168 présente l'évolution de la capacité résistante et de l'effort appliqué en fonction du temps. La capacité résistante diminue avec le temps lorsque le scellement est chauffé. La ruine se produit lorsque la capacité résistante devient inférieure à l'effort appliqué. Après 120 min, l'effort réel appliqué sur une armature se situe entre les valeurs des deux premières colonnes du Tableau 23. L'évolution de la capacité résistante de l'ancrage suggère que la ruine intervient entre 150 et 180 min en utilisant les températures mesurées et après 180 min en utilisant les températures calculées. Ces prédictions sont proches de l'observation expérimentale (avec un effondrement de la console (a) à 178 min). A la fin de l'essai, les températures du scellement dans la console (a) sont plus élevées que celles dans la console (b). Ceci est en accord avec l'ordre d'effondrement.

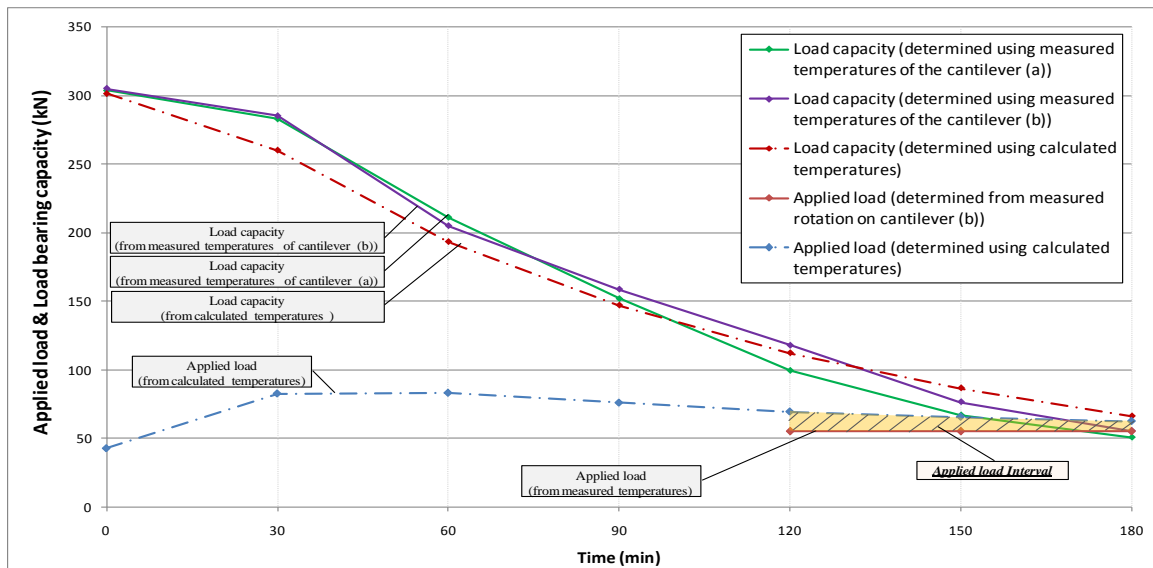


Figure 168 : Evolutions de l'effort appliqué et de la capacité résistante de l'ancrage déterminées à partir des températures calculées et mesurées

Afin d'évaluer l'influence du type de données d'entrée, l'analyse précédente est également effectuée en utilisant la relation résistance en adhérence-température ($\tau_m-\theta$) obtenue avec des essais d'arrachement à température stabilisée. La Figure 169 présente la comparaison des efforts résistants calculés avec les deux relations $\tau_m-\theta$ à partir d'essais à températures stabilisées ② (en orange) et des efforts constants ① (en vert). La capacité résistante de l'armature calculée en utilisant les essais ② est supérieure à celle calculée en utilisant les essais ①. Ceci s'explique par les valeurs de résistances plus élevées obtenues avec les essais ② (Figure 106). Le temps de ruine obtenu en utilisant les valeurs des essais ② est supérieur à 180 min (210 min et 240 min par extrapolation sur la Figure 169). Les essais ① semblent ici plus représentatifs du comportement réel de l'ancrage en situation d'incendie (pendant 3 h).

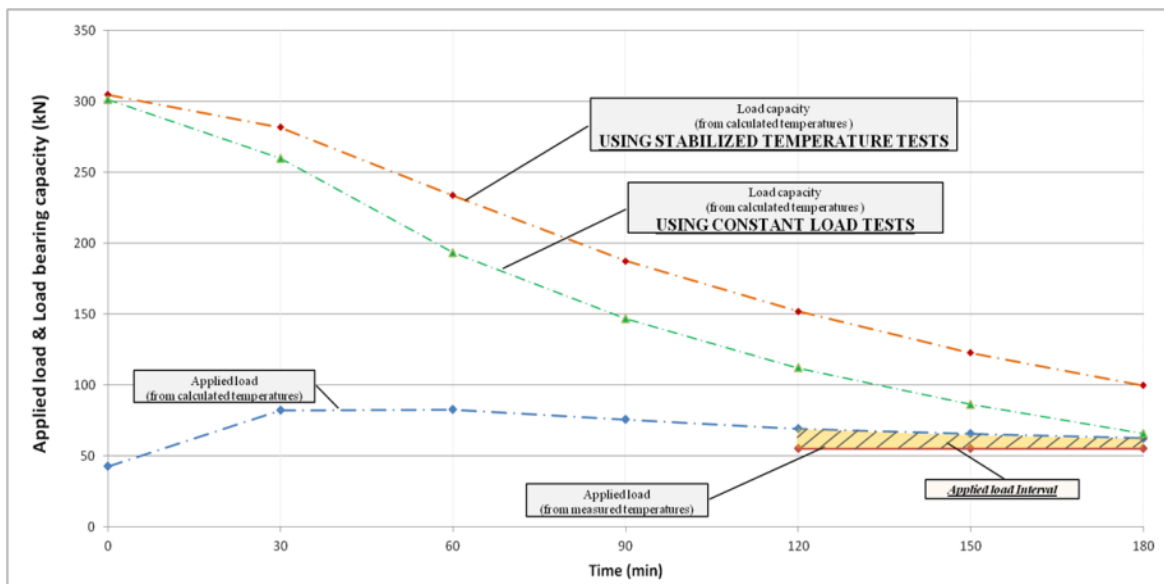


Figure 169: Evolutions de l'effort appliqué et de la capacité résistante de l'ancrage obtenus par les essais d'arrachements à température stabilisée et avec une montée en température

4 Synthèse et discussion sur la représentativité du modèle

Le modèle par intégration des résistances permet d'obtenir une prédiction du temps de ruine proche de celle observée pour cet essai (avec un écart inférieur à 30 min pour un temps d'essai de 180 min). L'analyse met en évidence deux sources d'écart possibles.

- i. Le modèle pourrait présenter dans certaines situations un manque de robustesse dans la mesure où une faible incertitude sur le calcul de la température peut engendrer des écarts importants sur la détermination des résistances en adhérence et donc sur le calcul de capacité résistante. Dans le cas de cet essai, l'effet de ces écarts est atténué car les températures calculées dans la zone la plus froide de l'ancrage sont proches de celles mesurées.
- ii. Le calcul de l'effort appliqué dépend de la relation $\tau_m-\theta$ utilisée en données d'entrée. Les essais d'arrachement ① réalisés à effort constant avec une montée en température donnent une prédiction du temps de ruine plus proche de celle observée pour cet essai.

B. Mesures de contraintes le long d'ancrages soumis à des gradients thermiques

1 Objectifs et principe des essais sur dalles

Ayant évalué la validité du modèle d'intégration des résistances à la ruine sur l'essai grandeur, cette partie s'intéresse maintenant au comportement de l'ancrage dans le domaine élastique. L'objectif de l'essai est double : i) évaluer l'influence de la montée en température sur la redistribution de contraintes et la comparer avec le modèle du shear lag ; ii) évaluer l'influence du sens dans lequel est orienté le gradient thermique le long de l'ancrage. D'après l'étude utilisant le modèle du 'shear lag' présentée dans le Chapitre 4, partie 5, l'orientation de la distribution de températures a une influence importante sur la redistribution de contraintes. Pour cela, une dalle en béton est chauffée sur une face de manière à solliciter thermiquement un ancrage. Des jauges de déformation sur l'acier permettent de mesurer la redistribution de contraintes lors du chauffage. La dalle est chauffée sur sa face supérieure ou sa face inférieure selon les essais de manière à orienter le gradient thermique afin d'en évaluer l'influence.

2 Matériel et procédure d'essai

2.1 Corps d'épreuves et instrumentation

Les dalles sont coulées en béton de classe C20/25 et les essais sont réalisés après plus de 3 mois de cure dans les conditions du laboratoire. Deux dimensions de dalles sont utilisées.

Les essais pour lesquels la face supérieure du béton est chauffée sont effectués sur des dalles d'une épaisseur de 200 mm, (600 x 900 x 200 mm). La largeur et la longueur des dalles sont choisies en fonction des dimensions du tissu chauffant qui sert de source de chaleur. L'épaisseur de la dalle est déterminée de manière à pouvoir ancrer une barre sur 180 mm de profondeur. Les 20 mm de béton en fond d'ancrage sont nécessaires de manière à ne pas

traverser la dalle lors de l'opération de perçage. La longueur de l'ancrage (180 mm) est plus longue que les essais habituellement effectués (Chapitre 3) de manière à maximiser la différence de température entre le début et le fond de l'ancrage pour observer des comportements mécaniques de la résine différents. La Figure 170 présente la géométrie de la dalle de 200 mm d'épaisseur.

Les essais pour lesquels la face inférieure du béton est chauffée sont effectués sur des dalles d'une épaisseur de 140 mm (600 x 900 x 140 mm). L'ancrage a une longueur de 120 mm ce qui réduit la différence de températures entre les extrémités de l'ancrage par rapport à l'essai précédent. Les 20 mm de béton sous l'ancrage protègent l'ancrage thermiquement de la source de chaleur. La Figure 171 présente la géométrie de la dalle de 140 mm d'épaisseur.

Pour les deux types d'essai, l'ancrage se situe au centre de la dalle. Une armature HA12 est ancrée dans un trou de 16 mm de diamètre avec la résine R1. La procédure d'installation est identique à celle présentée dans le Chapitre 3, partie 2.4. Chaque ancrage est équipé de 5 thermocouples (noyés dans la résine). De plus, 2 autres thermocouples sont placés sur les surfaces supérieure et inférieure du béton.

7 et 6 jauges de déformation sont placées sur la surface de l'armature respectivement pour les essais réalisés sur des dalles de 200 mm d'épaisseur et de 140 mm d'épaisseur. 2 autres jauges sont positionnées de manière diamétralement opposées sur l'armature à l'extérieur de l'ancrage. Ces deux jauges permettent de s'assurer que la contrainte axiale est bien égale à la contrainte théorique (calculée à partir de l'effort de traction) et que la barre n'est pas sollicitée en flexion. La Figure 170 et la Figure 171 présentent les positions des thermocouples et des jauges de déformation pour les deux types de dalle.

Les jauges utilisées sont des jauges de surface de type QFLK-1-11 (fournies par Tokyo Sokki Kenkujo Co., Ltd.) qui fonctionnent jusqu'à 200°C. Les barres équipées de jauges sont calibrées avant de les ancrer et la méthode de détermination de la contrainte pour chaque jauge est la même que celle décrite dans le Chapitre 3, partie 7.2.

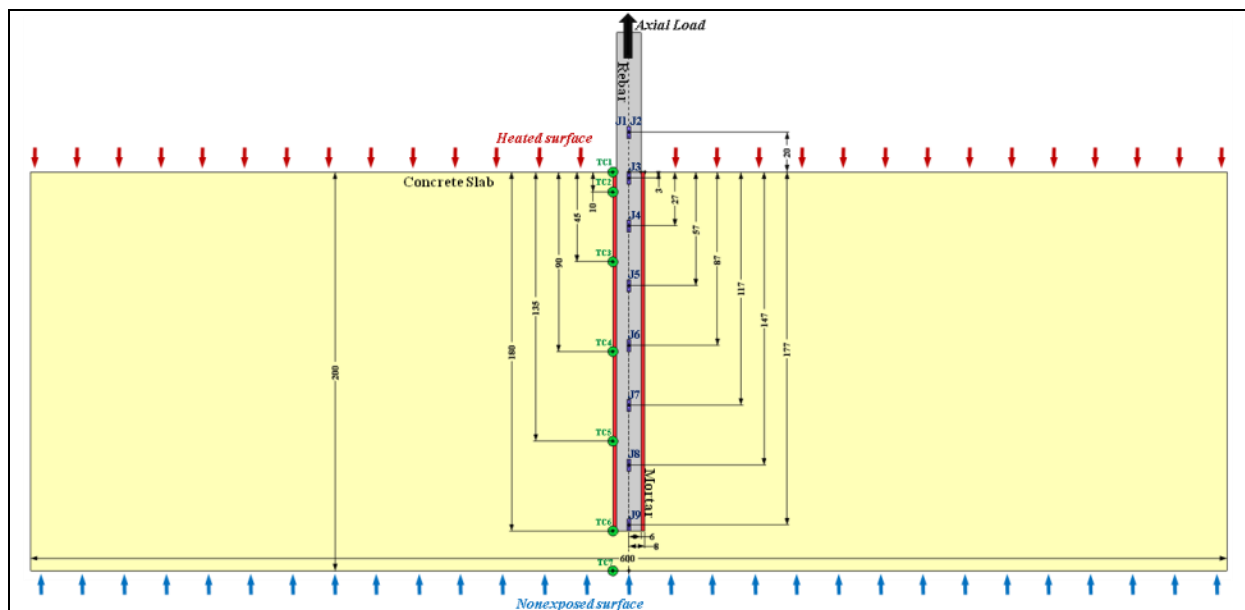


Figure 170: Géométrie et instrumentation d'une dalle de 200 mm d'épaisseur

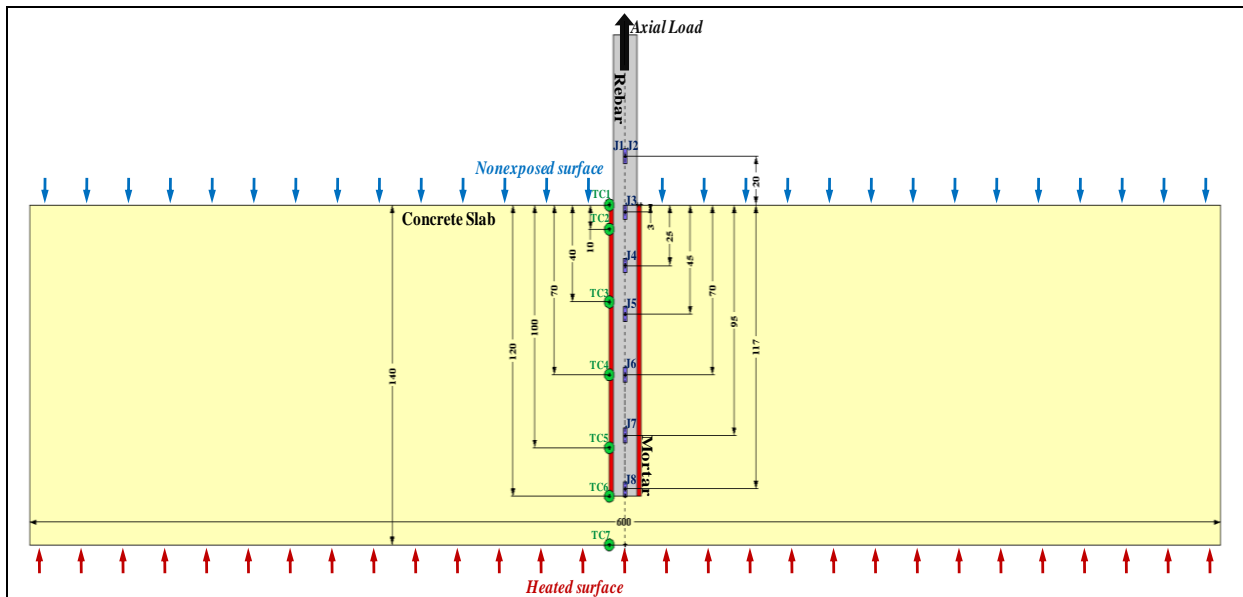


Figure 171: Géométrie et instrumentation d'une dalle de 140 mm d'épaisseur

La Figure 172 présente la photographie d'une dalle de 200 mm d'épaisseur dans laquelle est ancrée une armature équipée de jauges et de thermocouples ainsi qu'une photo présentant l'installation des jauges sur la barre.

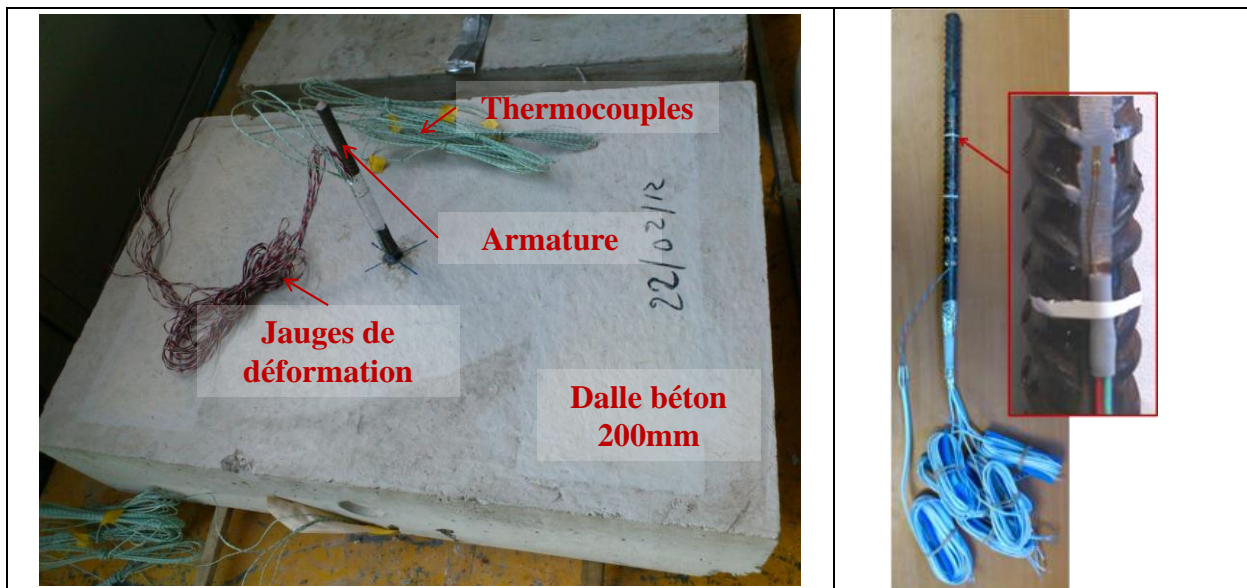


Figure 172: Photos de l'instrumentation de l'ancrage et des jauges de déformation sur l'acier

2.2 Dispositif et procédure d'essai

La sollicitation thermique est appliquée sur l'une des faces du béton grâce à un tissu siliconé chauffant Vulcanic de taille 600 x 600 mm alimenté par 230 V et ayant une puissance surfacique de 0,55 W/cm² et une capacité de 200°C. Le tissu est percé en son centre par un trou de diamètre 20 mm de manière à laisser passer l'armature. Le tissu chauffant est positionné en contact avec la surface du béton. Le pilotage en température s'effectue avec un système de régulation Vulcanic grâce à un thermocouple de pilotage placé entre le tissu et le béton. La montée en température de ce thermocouple suit une rampe de 5°C/min jusqu'à 200°C, puis maintient 200°C jusqu'à l'arrêt de l'essai. Le confinement thermique des faces latérales de la dalle est assuré par de la laine de roche. Une surface de laine de roche est

également placée au-dessus ou sous le tissu chauffant selon les essais. La face de béton opposée à celle chauffée, est laissée à l'air libre ou repose sur des lamelles en bois (de manière à maximiser le gradient thermique).

La sollicitation mécanique est assurée par un vérin placé au-dessus de la dalle. L'armature ressort vers le haut. La connexion de l'armature à la tige du vérin est assurée par un mors conique. La Figure 173 présente schématiquement les éléments des dispositifs pour les essais réalisés avec un chauffage sur la face supérieure et ceux réalisés avec un chauffage sur la face inférieure. Pour les essais où le chauffage s'effectue sur la face inférieure, le socle conique du vérin repose directement sur la surface du béton. Pour les essais où le chauffage s'effectue sur la face supérieure, le socle du vérin repose sur des poutres en acier de manière à assurer qu'aucun effort mécanique ne sollicite le tissu chauffant.

Pour les deux types d'essais, la face du béton en sortie d'ancrage n'est pas confinée car il n'est pas techniquement possible de placer à la fois le tissu chauffant et d'appliquer l'effort de confinement pour les essais où le chauffage s'effectue sur la face supérieure. Compte tenu de l'absence de confinement, une attention particulière sera prêtée à la formation de cône béton lors de l'arrachement.

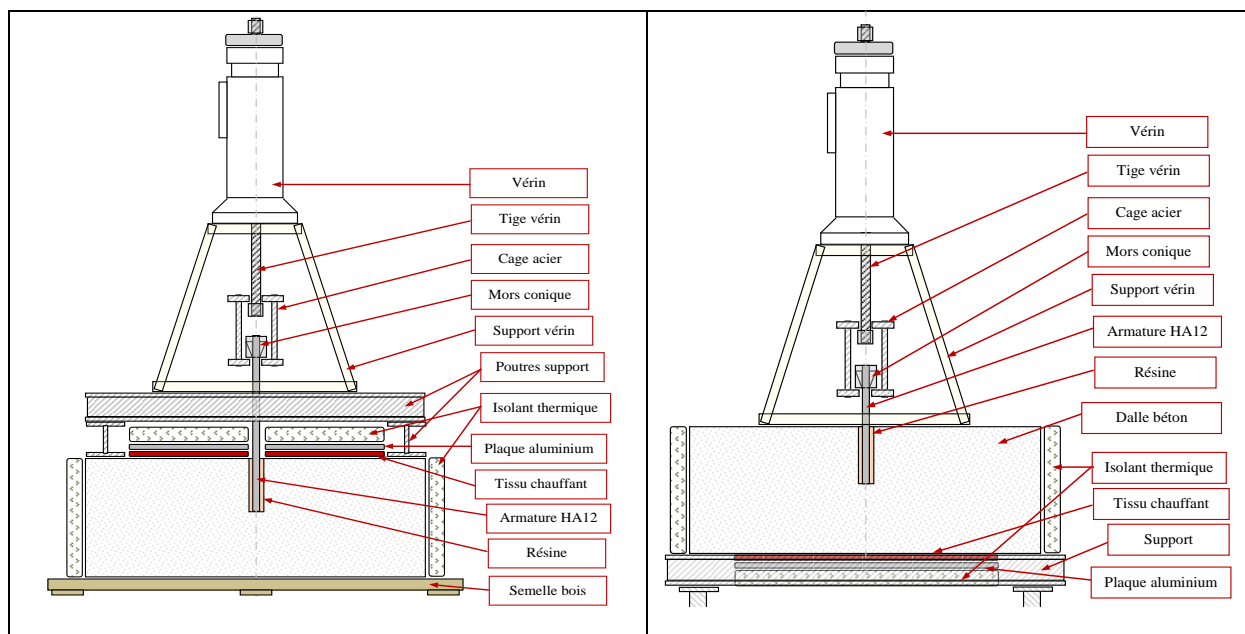


Figure 173: Schéma du dispositif d'essai pour un chauffage sur la face supérieure et pour un chauffage sur la face inférieure

Le chauffage s'effectue sur une durée comprise entre 15 et 16 h. Pendant le chauffage, le vérin est piloté en force afin d'appliquer des paliers d'efforts de manière périodique toutes les 35 min. La Figure 174 présente une photo du dispositif et les paliers d'efforts appliqués par le vérin pendant les 45 premières minutes d'un essai où le chauffage s'effectue sur la face supérieure. Pour ces essais, les paliers d'efforts sont de 5 et 10 kN (maintenus pendant 2 minutes de manière à obtenir plusieurs points de mesure des contraintes). Pour les essais où le chauffage s'effectue sur la face inférieure les paliers d'effort sont de 2,5 et 5 kN. Ces faibles valeurs d'effort sont choisies pour le deuxième type d'essai car la longueur d'ancrage (140 mm) est plus courte et les contraintes d'adhérence auront tendance à se redistribuer vers la partie la plus froide en début de l'ancrage ce qui accroît sa vulnérabilité. Entre les paliers

d'effort, l'effort est maintenu à 0,2 kN (car le vérin est réglé en force et ne peut pas être piloté avec un effort nul).

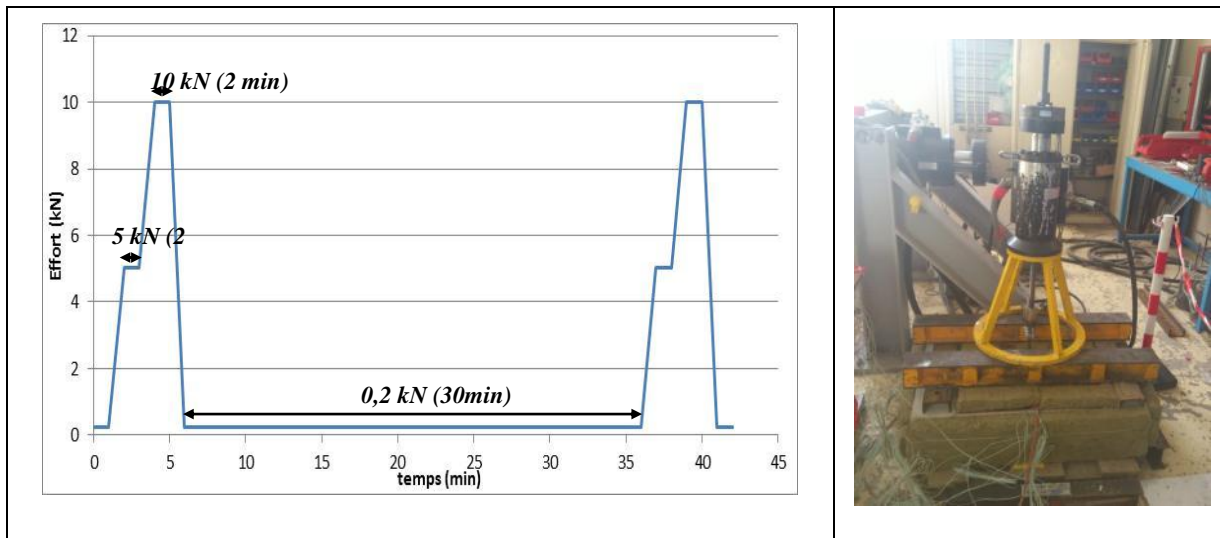


Figure 174: Sollicitation mécanique par paliers d'efforts (0,2 kN, 5 kN, 10 kN) pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face supérieure

L'objectif de ces paliers en force est de mesurer les contraintes dans l'ancrage toutes les 35 minutes. Le retour à un effort de 0,2 kN (considéré comme nul) entre les paliers est nécessaire car il permet de tarer les jauges pendant l'essai. En effet, malgré la connexion en température des fils de jauges (assurée par un branchement 3 fils), des essais préliminaires montrent que la valeur des résistances des jauges varie avec la température malgré une calibration en température effectuée préalablement. Il est donc choisi d'effectuer la remise à zéro des valeurs de résistance des jauges pendant l'essai lorsque l'effort mécanique est nul. Ceci permet de s'affranchir de l'effet de la température et de mesurer uniquement la variation de résistance d'une jauge induite par la sollicitation mécanique pendant un palier d'effort. Ce choix repose sur deux hypothèses :

- i. Il est supposé que sous une sollicitation thermique nulle (0,2 kN), le profil de contraintes dans l'armature est nul. Ceci n'est vrai que si la dilatation thermique différentielle entre les matériaux n'engendre pas de contraintes thermiques. L'analyse dans le chapitre 4, partie 5.3 montre que des contraintes d'origine thermique peuvent exister mais sont très faibles par rapport aux contraintes mécaniques (déterminées par l'effet du shear lag).
- ii. Il est également supposé que lors des paliers d'efforts, la variation de résistance électrique d'une jauge due à l'augmentation de température pendant 5 minutes reste faible. Des essais préliminaires permettent d'estimer que l'erreur commise sur la contrainte due à la dérive de résistance électrique pendant 5 min (lorsque le chauffage est le plus rapide) est inférieure à 1 MPa. Notons que la compensation en température de la résistance électrique des fils de jauges est déjà assurée par le branchement trois fils. La dérive de résistance causée par l'évolution de la température est donc faible (uniquement due aux soudures et à la jauge elle-même).

La Figure 175 présente la réponse des jauges lors d'un palier d'effort à 5 et 10 kN (en tarant les résistances électriques à partir des valeurs de résistance juste avant le chargement). La valeur de la contrainte axiale théorique (calculée à partir de l'effort appliqué) est également représentée en rouge pointillé. Il est vérifié que les deux jauges à l'extérieur de l'ancrage sont proches de cette contrainte théorique. Plus la profondeur augmente, plus la contrainte axiale diminue. La contrainte mesurée sur la dernière jauge (située à 3 mm du fond de l'ancrage) est proche de zéro.

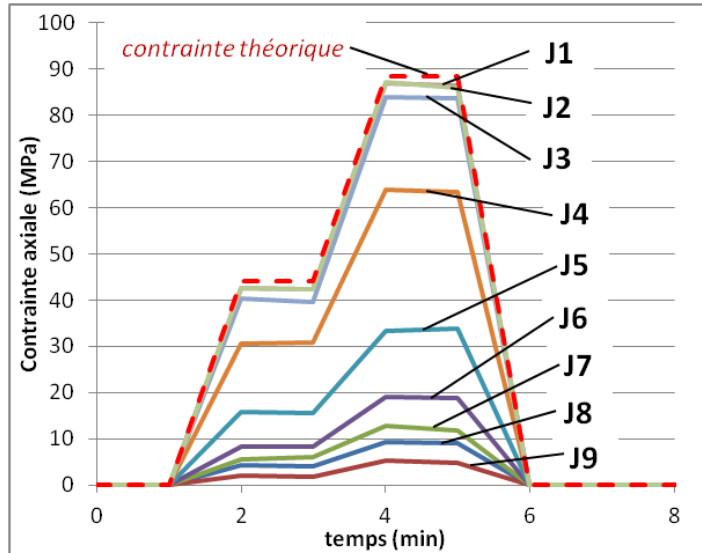


Figure 175: Valeurs des jauges lors de paliers d'efforts à 0,2, 5, 10 kN en utilisant la méthode de calibration

2.3 Programme expérimental

Le Tableau 24 présente le programme expérimental. Trois essais sont réalisés avec un chauffage sur la face supérieure du béton et trois essais sont réalisés avec un chauffage sur la face inférieure. Pour chacune des séries d'essais, un essai est réalisé avec une éprouvette instrumentée de jauges afin de mesurer les contraintes. Les 3 éprouvettes de chaque série sont équipées de thermocouples. La mesure des températures sur les 3 éprouvettes permet d'évaluer la répétabilité de l'évolution thermique.

Tableau 24: Programme expérimental pour les essais de mesures de contraintes le long des ancrages dans des dalles de béton

	Chauffage supérieur (sur une dalle de 200 mm)	Chauffage inférieur (sur une dalle de 140 mm)
Sollicitation mécanique par paliers 0,2 kN, 5 kN, 10 kN	3 essais Non confiné	3 essais Non confiné

3 Analyse des distributions de températures

3.1 Dalles chauffées sur la face supérieure

La Figure 176 présente les profils de température le long de l'ancrage à différents instants pendant un essai pour lequel le chauffage s'effectue sur la face supérieure. L'abscisse zéro correspond au début de l'ancrage et l'abscisse 180 mm correspond au fond de l'ancrage. La température à l'abscisse zéro correspond à celle mesurée par le thermocouple placé sur la surface de béton (entre le tissu chauffant et le béton). Cette température semble élevée par rapport à la tendance définie par les distributions de température dans l'ancrage. La position de ce thermocouple (sur la surface de la dalle plutôt que sur la barre en sortie d'ancrage) nous amène donc probablement à surestimer la température en début d'ancrage.

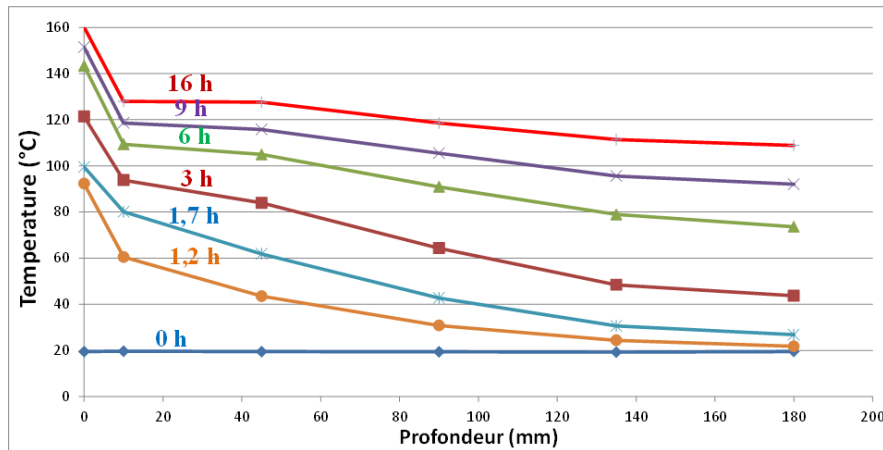


Figure 176: Profils de température le long de l'ancrage à différents instants pour une dalle chauffée sur la face supérieure

Au début de l'essai, l'ensemble de l'ancrage est à 20°C. Lors du chauffage, la température augmente plus rapidement en début d'ancrage dans la zone proche du tissu chauffant. Le gradient thermique le plus élevé est obtenu entre 1 et 3 h lors du chauffage (avec des températures d'environ 120°C et 42°C entre le début et le fond de l'ancrage à 3 h). Le maintien de la consigne à 200°C provoque une diminution de ce gradient thermique après 3 h. Entre 9 h et 16 h, la température en début d'ancrage évolue peu (augmentation de moins de 152°C à 160°C). Malgré une consigne à 200°C du tissu chauffant, la température en début d'ancrage ne dépasse pas 160°C. Ceci est dû aux pertes liées au transfert thermique entre le tissu et la surface du béton. Les évolutions de température dans l'ancrage sont répétables d'un essai à l'autre pour la série des 3 essais avec des écarts maximaux de 7°C.

3.2 Dalles chauffées sur la face inférieure

La Figure 177 présente les profils de températures mesurées dans l'ancrage à différents instants. L'abscisse zéro correspond au début de l'ancrage (au niveau de la face supérieure de la dalle). Pour cet essai, les températures les plus élevées se situent en fond d'ancrage car la sollicitation thermique est appliquée sur la face inférieure de la dalle. La même discontinuité provoquée par la mesure de température du thermocouple sur la surface supérieure du béton est observable et sous-estime cette fois-ci la température réelle.

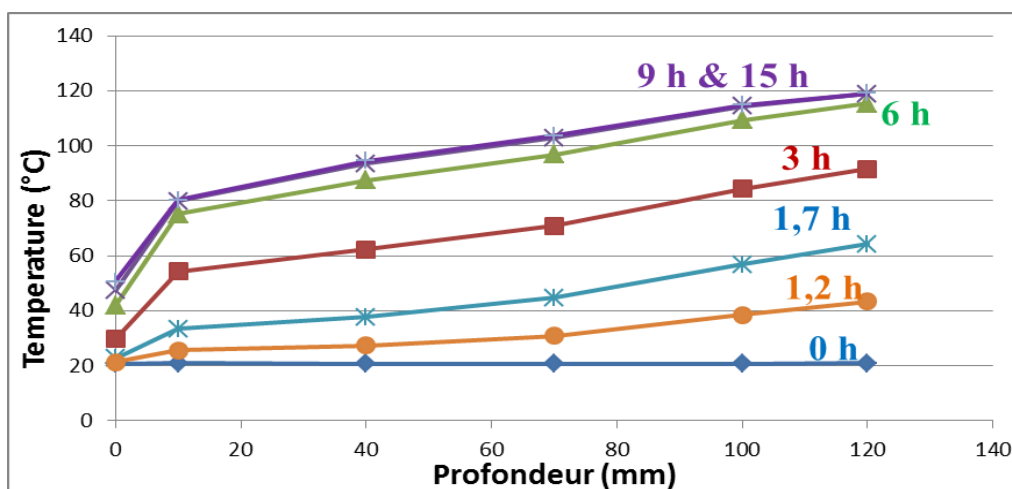


Figure 177: Profils de température le long de l'ancrage à différents instants pour une dalle chauffée sur la face inférieure

Le gradient thermique le plus élevé semble être obtenu vers 3 h avec des températures autour de 30°C en début d'ancrage et de 90°C en fond d'ancrage. Pour des temps supérieurs à 6 h de chauffage, l'évolution de température dans l'ancrage est faible et aucune évolution de température n'est visible entre 9h et 15h. Comme pour les essais avec un chauffage sur la face supérieure, les évolutions de températures dans l'ancrage sont répétables d'un essai à l'autre pour la série des 3 essais.

4 Analyse des redistributions de contraintes lors de la montée en température

4.1 Dalles chauffées sur la face supérieure

La Figure 178 présente les profils de contraintes axiales dans l'armature mesurées à 5 et 10 kN avant de débuter le chauffage. L'abscisse zéro correspond au début de l'ancrage. La contrainte à -20 mm correspond à la moyenne des contraintes mesurées par les deux jauges à l'extérieur de l'ancrage. Cette contrainte au début de l'ancrage est proche de la valeur théorique (de 44 MPa à 5 kN et 88 MPa à 10 kN). En revanche, la contrainte mesurée par la dernière jauge en fond d'ancrage augmente par rapport à la contrainte mesurée sur la jauge précédente et ne satisfait pas la condition à la limite en fond d'ancrage d'une contrainte nulle. Ceci peut être dû à un dysfonctionnement de la dernière jauge ou à une erreur de calibration.

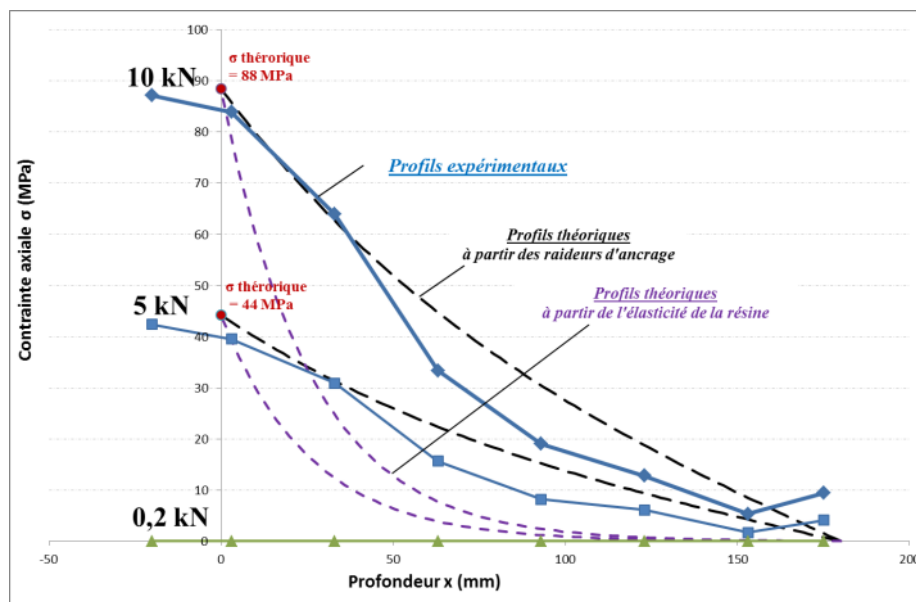


Figure 178: Profils de contraintes axiales mesurées et théoriques à 0,2 kN, 5 kN et 10 kN à 20°C pour une dalle chauffée sur la face supérieure

La Figure 178 présente également les profils de contraintes théoriques (en pointillés) obtenus avec le modèle du shear lag présenté dans le chapitre 4. Deux calculs sont réalisés. Les données d'entrées employées pour le premier calcul sont issues de la caractérisation de la résine (chapitre 2) et conduisent au profil de contraintes en violet. Les données d'entrées employées pour le deuxième calcul sont issues de la caractérisation de l'ancrage (chapitre 3) et conduisent au profil de contraintes en noir.

Les contraintes calculées avec les données de la résine sont inférieures aux contraintes mesurées sur toute la longueur de l'ancrage. A l'inverse, les contraintes calculées avec la raideur de l'ancrage sont supérieures ou égales aux contraintes mesurées. Cette observation est identique à celle faite lors de la comparaison théorique-expérimentale dans le chapitre 4, partie 4.2. La prise en compte de l'élasticité de la résine semble surestimer la raideur dans

chaque élément d'ancrage (ici à 20°C). Ceci a pour effet de surestimer le paramètre d'ancrage λ et produit une décroissance exponentielle de contraintes trop rapide. La prise en compte de la raideur de l'ancrage semble donner un profil plus proche de celui mesuré.

La Figure 179 présente les contraintes mesurées par des jauges dans l'ancrage à différents instants (0 h, 1,2 h, 3 h et 9 h) du chauffage pour un chargement de 10 kN. Aucune évolution du profil de contraintes après 9 h n'est observable. Ceci qui peut être expliqué par la faible évolution de la température au-delà de 9 h en début d'ancrage. Compte tenu des valeurs peu fiables mesurées par la jauge en fond d'ancrage, les contraintes mesurées par cette jauge ne sont pas représentées. Les profils de contraintes sont représentés par des courbes de la forme : $y=a.e^b+c.e^d$ avec a, b, d et c des paramètres choisis pour obtenir une tendance la plus proche possible des points expérimentaux. La fonction en somme d'exponentielles est choisie car le profil des contraintes est la solution d'une équation différentielle du second degré (par parties). La contrainte en fond d'ancrage est choisie égale à zéro. Le choix d'utiliser ces courbes tendance à la place de segments de droites pour représenter les profils de contraintes est effectué de manière à obtenir des courbes continues lors du calcul de la contrainte d'adhérence (proportionnelle à la dérivée) qui est décrit dans le paragraphe suivant.

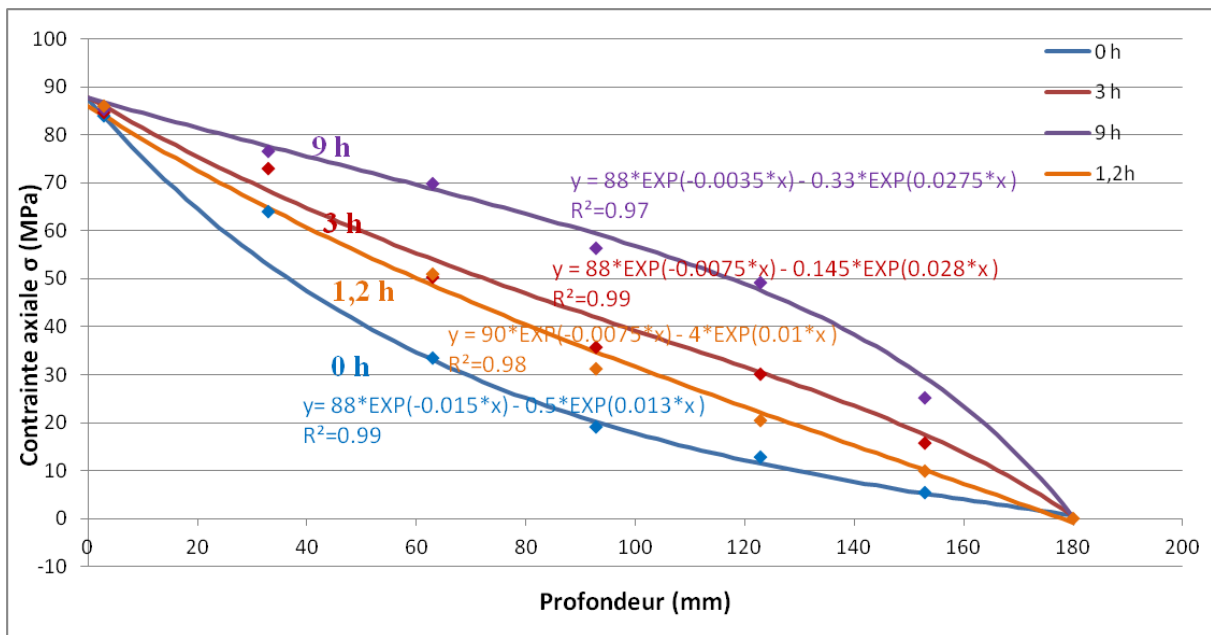


Figure 179: Variation des profils de contraintes axiales à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face supérieure

Une augmentation des contraintes axiales est observable au fur et à mesure du chauffage. Cette augmentation est particulièrement marquée en partie centrale de l'ancrage car les deux conditions aux extrémités sont imposées. Cette redistribution de contraintes peut être attribuée à l'évolution de la distribution thermique le long de l'ancrage présentée sur la Figure 184.

Connaissant les contraintes axiales dans l'armature, il est possible de calculer les contraintes d'adhérence dans la résine grâce à l'Équation 42 présentée dans le chapitre 4 et réécrite ci-dessous.

$$\tau(x) = \frac{r}{2} \cdot \frac{d\sigma^s(x)}{dx} \quad \text{Équation 73}$$

La Figure 180 présente les profils de contrainte d'adhérence à 0 h, 1,2 h, 3 h et 9 h. Le calcul de l'effort repris par intégration de chacune de ces distributions de contraintes donne une valeur comprise entre 9,8 et 10,1 kN très proche de l'effort appliqué (10kN).

Une redistribution de contraintes avec le temps est observable. En début d'ancrage, la contrainte d'adhérence (initialement à 4 MPa) diminue (jusqu'à 1 MPa) lorsque la température augmente de 20°C (à 0 h) jusqu'à 150°C (à 9 h). Au fond de l'ancrage, la contrainte d'adhérence augmente (de 0,5 MPa à 4 MPa). Ceci s'interprète par une redistribution de contraintes d'adhérence de la zone la plus chaude (en début d'ancrage) vers la zone la plus froide (en fond d'ancrage). Cette redistribution vers le fond ne semble cependant pas s'effectuer de manière progressive sur la longueur de l'ancrage après 1,2 h. Entre 0 h et 1,2 h une diminution de la contrainte en début d'ancrage accompagnée d'une augmentation en milieu et fond d'ancrage est observable. En revanche, après 1,2 h, les contraintes semblent augmenter principalement au fond de l'ancrage sans apport en partie centrale.

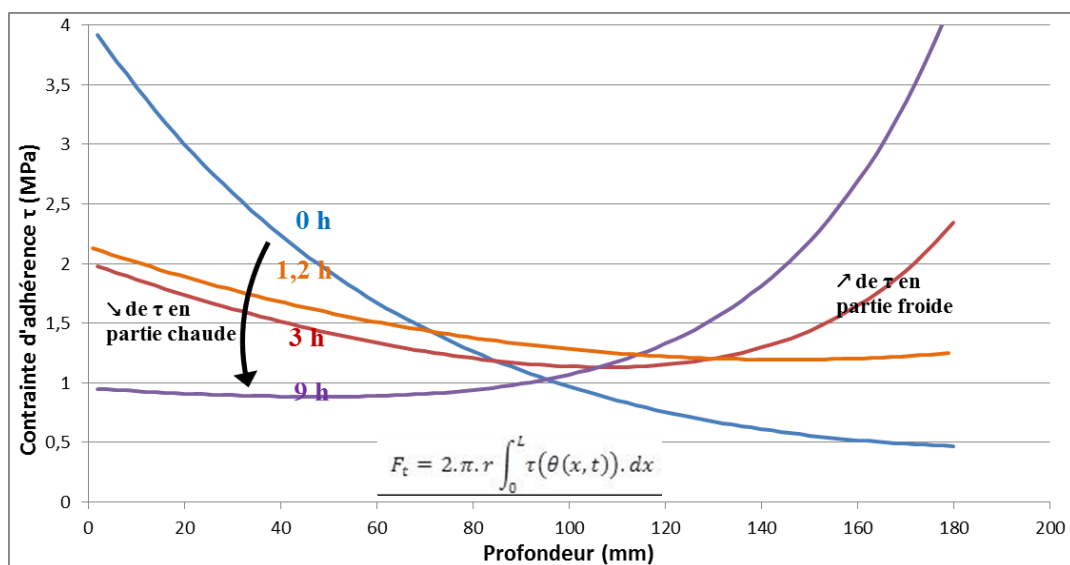


Figure 180: Variation des contraintes d'adhérence à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face supérieure

D'après le chapitre 4, cette redistribution peut être due à deux causes.

- i. La saturation à la valeur de la résistance en adhérence entraîne un endommagement dans les parties les plus chaudes de l'ancrage.
- ii. La chute de la raideur de l'ancrage dans les parties les plus chaudes entraîne une redistribution de contraintes décrite par le modèle du shear lag en domaine élastique.

La valeur de l'effort choisi conduit à des contraintes d'adhérence très faibles (inférieures à 3,5 MPa). La Figure 181 présente les profils des contraintes d'adhérence ainsi que les profils de résistance en adhérence. Ces profils de résistance en adhérence sont calculés à partir des distributions thermiques (Figure 184) et de la même relation entre la température et la résistance en adhérence utilisée pour l'essai grandeur présenté en partie A de ce chapitre.

Les profils de contraintes mesurées sont sous les profils de résistance jusqu'à 9h de chauffage. En début de l'ancrage, les contraintes sont néanmoins très proches des valeurs de résistance. Cette dernière observation peut être pondérée par le fait que la température en début d'ancrage est surestimée par le thermocouple à la surface ce qui conduit à sous-estimer la résistance en début d'ancrage.

Aucune saturation des contraintes par diminution de la résistance n'est observable. Ceci indique que la redistribution de contraintes d'adhérence est provoquée par la variation de raideur de l'ancrage.

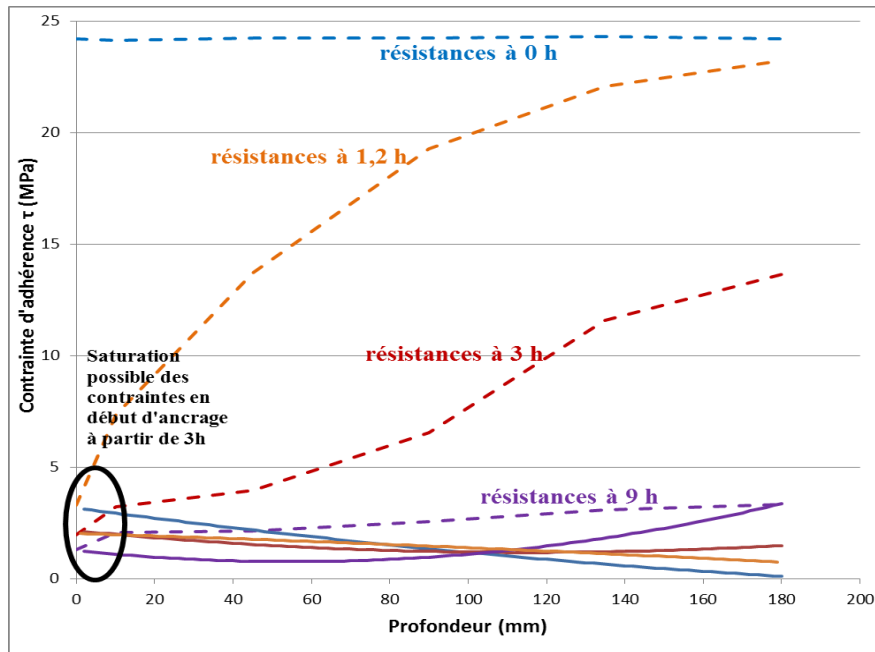


Figure 181: Profils de résistance et de contraintes d'adhérence à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face supérieure

Afin d'évaluer l'influence de cette variation de raideur, les profils de contraintes d'adhérence sont calculés avec le modèle du shear lag à partir des profils de températures. Une raideur est associée à chaque élément d'ancrage en utilisant la variation du module de Coulomb de la résine avec la température. La Figure 182 présente ces profils de contraintes d'adhérence calculés. A 20°C, la contrainte d'adhérence théorique (variant de 9,5 MPa à 0 MPa) est moins uniforme que la contrainte mesurée (Figure 180). Ceci rejoint l'observation émise à la Figure 178 : le modèle surestime la raideur de l'ancrage. L'augmentation de température en début d'ancrage provoque une diminution de la contrainte d'adhérence due à la chute de la raideur. Ici, la contrainte d'adhérence est redistribuée de proche en proche le long de l'ancrage. Son augmentation en fond d'ancrage n'est visible qu'entre 3 h et 9 h de chauffage.

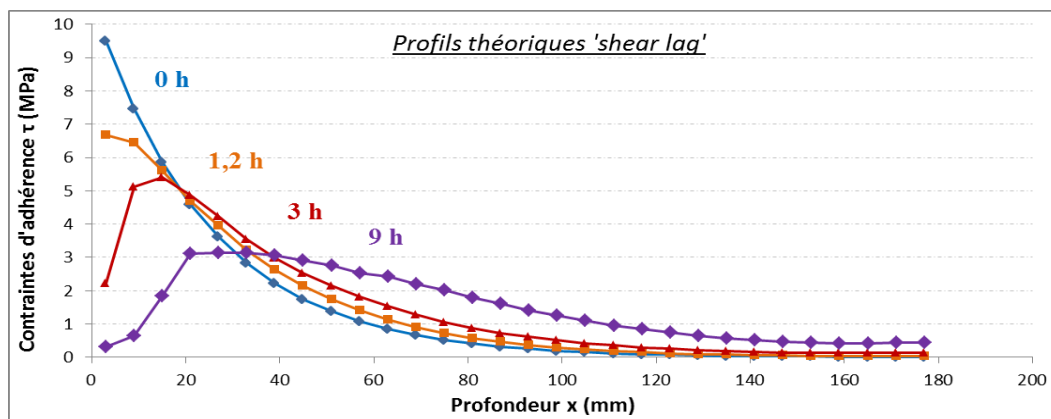


Figure 182: Redistribution théorique des contraintes d'adhérence à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face supérieure

4.2 Dalles chauffées sur la face inférieure

Cette partie décrit l'évolution des contraintes dans l'armature lors d'un essai réalisé avec un chauffage sur la face inférieure de la dalle de béton (de 140 mm d'épaisseur). Ici, les paliers d'efforts sont appliqués à la même fréquence (toutes les 35 min) à 2,5 kN et 5 kN.

La Figure 183 présente les profils de contraintes σ_{zz} mesurées dans l'armature à 20°C pour 2,5 et 5 kN. Les profils de contraintes obtenus à partir du modèle du shear lag sont également présentés.

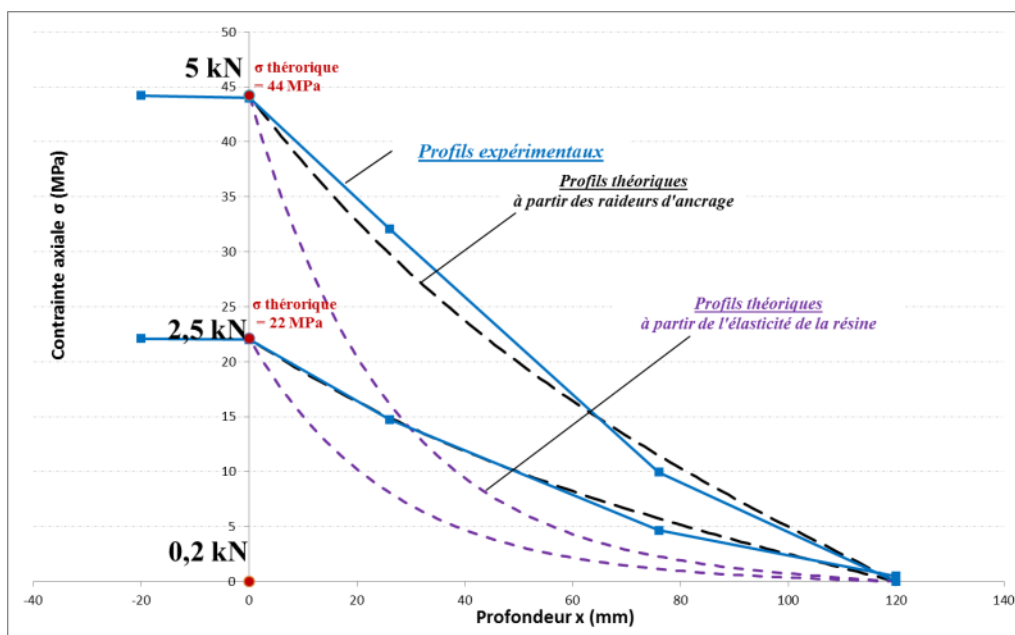


Figure 183: Profils de contraintes axiales mesurées et théoriques à 0,2, 5 et 10 kN à 20°C pour une dalle chauffée sur la face inférieure

Pour l'essai sur la dalle de 140 mm d'épaisseur, seules des valeurs des jauges à 26 mm et 76 mm dans l'ancrage sont exploitables. Les profils de contraintes présentés sur la Figure 183 sont tracés à partir des valeurs de ces jauges et des deux conditions aux limites.

Comme dans la partie 4.1, sur la Figure 183 les profils de contraintes calculées à partir des propriétés de la résine sont inférieures aux contraintes mesurées sur la majeure partie de l'ancrage. Les contraintes calculées à partir des propriétés de l'ancrage sont plus proches de celles mesurées.

La Figure 184 présente les profils de contraintes axiales dans l'armature à 0h, 1,7h, 3h et 6h de chauffage. Comme pour le premier type d'essai, les profils de contraintes axiales sont décrits par une somme de fonctions exponentielles de la forme ($y=a.e^b+d.e^c$). La condition à la limite en début d'ancrage n'est pas vérifiée : les contraintes mesurées sont inférieures à la contrainte théorique.

Lors du chauffage, les contraintes axiales dans l'armature semblent diminuer entre 0h et 6h. La variation des contraintes avec la température s'effectue dans le sens opposé de celui observé dans le premier type d'essai (pour lequel les contraintes augmentent).

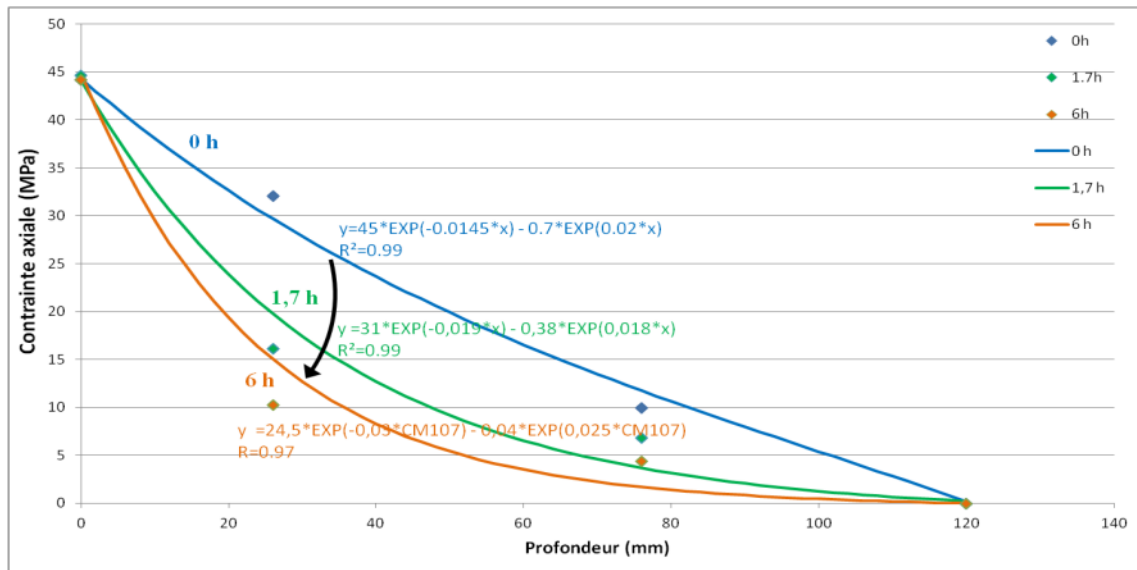


Figure 184: Variation des profils de contraintes axiales à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face inférieure

Les profils de contraintes d'adhérence sont déterminés à partir des contraintes axiales grâce à l'Équation 42. La Figure 185 présente ces profils de contraintes d'adhérence à 0 h, 1,7 h, 3 h et 6h de chauffage. L'intégration de ces profils de contraintes d'adhérence permet de vérifier que l'effort repris à chaque instant est proche de 5 kN.

Dans la zone la plus froide, en début d'ancrage, la contrainte d'adhérence augmente avec le temps. En milieu d'ancrage, dans les zones plus chaudes, la contrainte d'adhérence diminue avec le temps. Cette diminution est de moins en moins marquée vers le fond de l'ancrage, dans la zone la plus chaude.

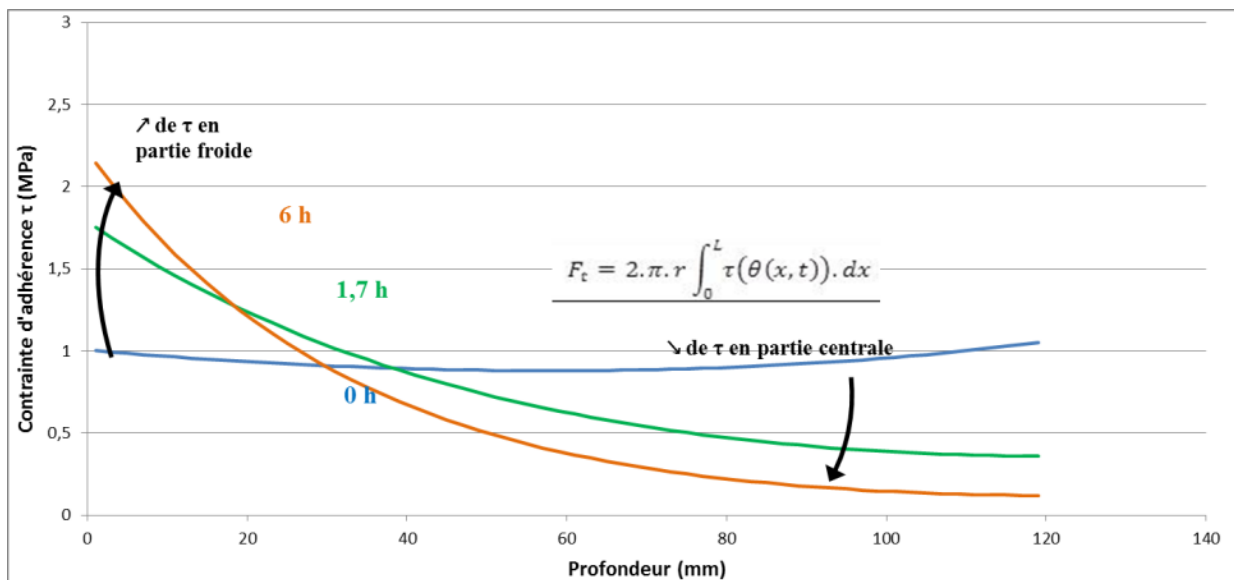


Figure 185: Variation des contraintes d'adhérence à différents instants pendant le chauffage pour une dalle chauffée sur la face inférieure

L'augmentation rapide de température en fond d'ancrage conduit à une diminution du module de Coulomb et donc à la diminution de la raideur de l'ancrage dans cette zone. Cette perte de raideur avec la température redistribue les contraintes d'adhérence progressivement vers les zones les plus froides, en début d'ancrage. Les contraintes d'adhérence en début d'ancrage augmentent jusqu'à des valeurs pouvant être majorées par 2,5 MPa. Une analyse semblable à celle effectuée pour le premier type d'essai, à partir des profils de résistances (Figure 181) montre qu'aucune contrainte d'adhérence ne sature par endommagement de l'ancrage. La faible valeur des contraintes d'adhérence peut être attribuée au faible effort de traction (5 kN) appliqué sur l'ancrage, de manière à solliciter les matériaux dans le domaine élastique uniquement. L'endommagement est plus susceptible de se produire en début d'ancrage car les concentrations de contraintes y sont les plus importantes. La concentration de contraintes d'adhérence dans cette zone est produite d'une part par l'effet mécanique du shear lag; et d'autre part par l'effet thermique provoquant une redistribution de contraintes vers le début de l'ancrage pour cet essai.

5 Etude à la ruine

Après un chauffage entre 15 h et 16 h un essai d'arrachement est effectué sur trois dalles pour chaque type de chauffage. L'arrachement est effectué en pilotant le vérin en déplacement à une vitesse de 0,05 mm/s. Pour le premier type d'essai, (avec un chauffage sur la face supérieure), la ruine est produite par l'arrachement de l'armature sans rupture significative du béton pour les 3 essais. Pour le deuxième type d'essai, (avec un chauffage sur la face inférieure), certaines ruines sont provoquées par des arrachements avec la formation d'un cône de béton. Cette observation est en accord avec les conclusions déduites des profils de contraintes d'adhérence. Pour le premier type d'essai, les contraintes d'adhérence se redistribuent vers le fond de l'ancrage alors que pour le deuxième type d'essai, les contraintes d'adhérence s'accumulent vers le début de l'ancrage. La concentration des contraintes d'adhérence en début d'ancrage entraîne une concentration de contraintes de traction dans le béton en début d'ancrage ce qui provoque la fissuration du béton lors du chargement. L'arrachement par la formation d'un cône de béton est rendu possible par l'absence de confinement mécanique sur la surface de béton en début d'ancrage. La Figure 186 présente un exemple des deux modes de ruine observés.



Figure 186: Photos de ruine par arrachement et par formation d'un cône de béton

La Figure 187 et la Figure 188 présentent respectivement les courbes d'arrachement du premier et du second type d'essai.

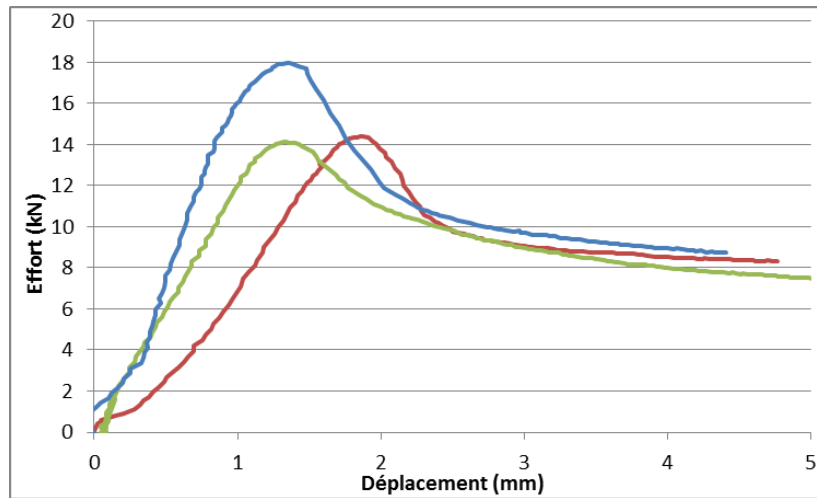


Figure 187: Courbes d'arrachements pour les 3 essais réalisés sur les dalles de 200 mm chauffées sur la face supérieure

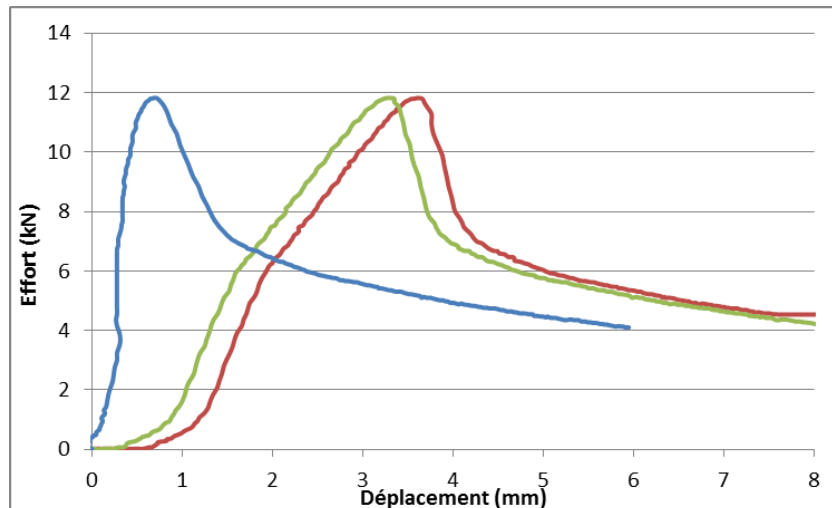


Figure 188: Courbes d'arrachements pour les 3 essais réalisés sur les dalles de 140 mm chauffées sur la face inférieure

Les pentes des courbes d'arrachement restent quasi linéaires pour des efforts inférieurs à 10 kN pour le premier type d'essai et inférieurs à 5kN pour le deuxième type d'essai. Cette observation confirme que les sollicitations mécaniques appliquées pendant le chauffage pour les deux types d'essai n'entraînent pas d'endommagement de l'ancrage. En effet cet endommagement se manifesterait par la perte de linéarité sur la courbe d'arrachement). Ceci est en accord avec l'analyse des profils de résistance en adhérence (Figure 181) qui montrent qu'aucune saturation de contrainte d'adhérence n'a lieu le long de l'ancrage lors ces chargements pendant le chauffage.

Etant donné que la ruine se produit par l'arrachement d'un cône de béton pour certains essais de type 2, l'analyse sur l'effort de ruine n'est effectuée que pour le premier type d'essai. Cette analyse est menée avec la même méthode que pour l'essai grandeur (présenté en partie A de ce chapitre). La Figure 189 présente les profils de résistance en adhérence pour le premier type d'essai après 16h de chauffage. Ces profils sont déduits du profil de température à 16h, et de deux relations de température-résistance en adhérence (identiques à celles utilisés pour l'analyse de l'essai grandeur).

La première relation est obtenue par des essais d'arrachement ① réalisés sous une charge constante avec une augmentation de température dans un four à gaz (Figure 41). La deuxième relation est obtenue par des essais d'arrachement ② réalisés à des températures stabilisées (Figure 106).

Comme décrit dans le chapitre 3, partie 5, les essais ② donnent des résistances supérieures à celles des essais ①. L'intégration des résistances en adhérence donnent des efforts résistants de 17 kN en utilisant des essais ② et de 10 kN en utilisant des essais ①. Les valeurs d'effort de ruine expérimentales (Figure 187) varient entre 14 kN et 18 kN. L'utilisation des essais ② fournit dans ce cas une meilleure prédiction de la capacité de l'ancrage. Pour ces essais sur dalles le temps de chauffage est très long (de 15 h à 16 h) et se rapproche ainsi de la durée des essais d'arrachement à température stabilisée. En revanche, pour l'essai grandeur, la durée de l'essai (3 h) est plus proche de celle d'un incendie. Les essais d'arrachement réalisés avec une montée en température semblent dans ce cas plus représentatifs du comportement mécanique de l'ancrage. Ceci renforce l'idée selon laquelle l'histoire thermique du scellement a un effet sur la tenue mécanique de celui-ci. Le chapitre 2 met en évidence que les phénomènes de postcure et de migration d'eau (liés au temps de chauffage) peuvent influencer la résistance de l'adhésif.

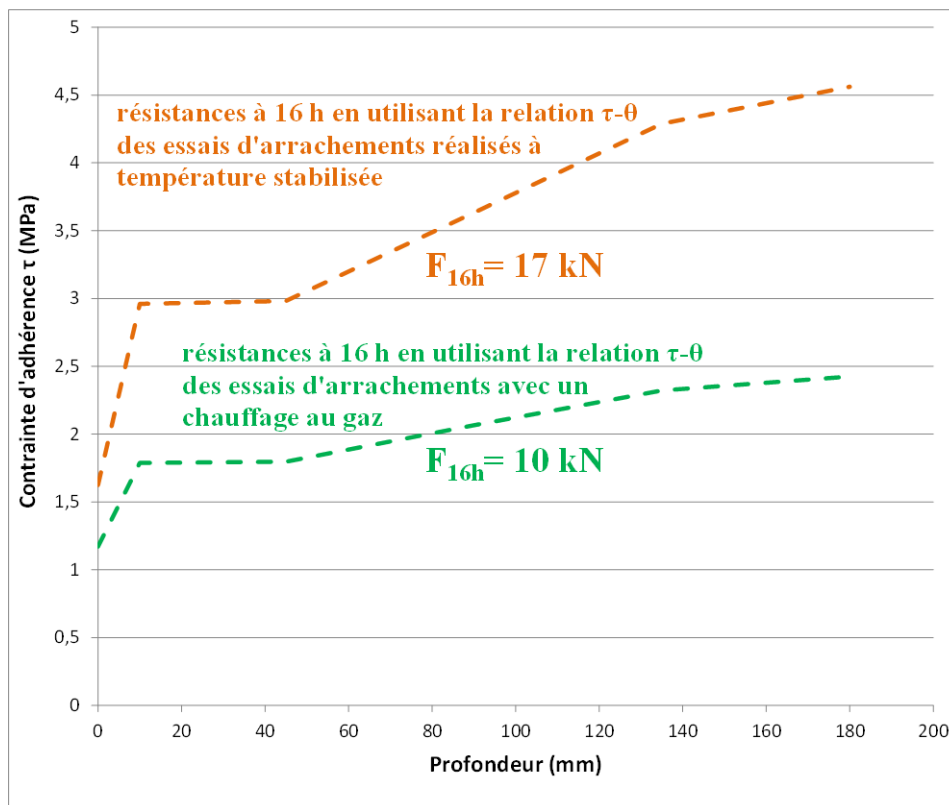


Figure 189: profils de résistances en adhérence à 16h pour les essais réalisés avec un chauffage sur la face supérieure

6 Synthèse et validité des modèles

Les essais de validation de la méthode par intégration des résistances en adhérence et du shear lag mettent en évidence la sensibilité de ces modèles en fonction des données d'entrée utilisées.

i. Validité de la méthode par intégration des résistances

La méthode d'intégration des résistances le long d'un ancrage donne des prédictions théoriques proches de celles observées expérimentalement lors de l'essai grandeur réalisé sur l'effondrement d'une connexion mur/console. Cependant, l'analyse met en évidence deux sources d'écart possibles :

- *La méthode peut présenter dans certaines situations une **faible robustesse dans la mesure où une faible incertitude sur la température engendre des écarts élevés sur la détermination de la résistance d'adhérence et le calcul de la capacité résistante.***
- *Le calcul de la **capacité résistante dépend de la relation contrainte d'adhérence – température utilisée.** Les essais d'arrachement réalisés avec une montée en température semblent plus représentatifs du comportement de l'ancrage en situation d'incendie.*

ii. Redistribution des contraintes dans le domaine élastique

*Dans le domaine élastique, les mesures de contraintes axiales réalisées sur des ancrages sollicités avec une distribution thermique non uniforme mettent en évidence une **redistribution des contraintes d'adhérence vers les zones les plus froides du fait de la diminution de la raideur de l'ancrage avec la température.** Cette variation du profil de contraintes s'inverse lorsque l'orientation du gradient thermique s'inverse.*

iii. Influence de la relation résistance en adhérence-température

*L'analyse de l'effort à la ruine mesuré pendant l'arrachement des ancrages (après un chauffage pendant 15h à 16h) montre que la méthode d'intégration des résistances est plus proche des observations expérimentales en utilisant comme données d'entrée la relation $\tau_m-\theta$ obtenue par des essais stabilisés en température. Dans le cas d'un chauffage rapide (tel que pour l'essai grandeur) la capacité résistante d'un ancrage semble pouvoir être calculée à partir d'essais d'arrachement ① (réalisés rapidement). Dans le cas d'un chauffage lent (tel que pour les essais sur dalles) la capacité résistante d'un ancrage semble pouvoir être calculée à partir d'essais d'arrachement ② (stabilisés en température). **La résistance de l'ancrage dépend donc de l'histoire thermique du matériau.** Cette observation avait déjà été émise dans le chapitre 2 (Figure 106).*

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES D'ETUDE

1 Apports scientifiques

Cette étude met en évidence certaines caractéristiques du comportement des scellements chimiques sous sollicitation thermique à trois échelles.

A l'échelle du matériau polymère, le module de Coulomb des trois produits industriels caractérisés est de l'ordre de 1 à 2 GPa à température ambiante et diminue progressivement avec la température. La tendance de cette diminution diffère d'un produit à l'autre. Les transitions vitreuses pour ces produits se situent entre 80°C et 130°C. Les résistances en traction diminuent également avec la température et atteignent des valeurs inférieures à 2,5 MPa pour des températures supérieures à 140°C. Ceci met en évidence la vulnérabilité mécanique de ces résines à des températures bien inférieures à celles que peut atteindre une structure en situation d'incendie. Dès 30°C, les déformations de fluage des trois résines deviennent mesurables. Pour une charge donnée, les déformations instantanées augmentent avec la température à cause de la diminution du module d'élasticité.

L'eau peut avoir une influence significative sur le comportement mécanique en divisant la résistance en traction par deux à température ambiante. Cependant, cette influence est très variable d'un produit à l'autre. Ceci met en évidence que, lors d'un incendie, les mouvements d'eau dans le béton et l'ancrage pourraient avoir un effet important sur la tenue de l'ancrage.

Le phénomène de postcure est observable pour chacun des produits. L'augmentation du degré d'avancement de la réaction entre la résine et le durcisseur causée par l'élévation de la température a pour effet d'accroître le module de Coulomb et d'augmenter la température de transition vitreuse. La Figure 190 présente les effets de l'eau, de la postcure, du fluage et de la variation de G' à partir des observations des chapitres 1 et 2.

A l'échelle de l'ancrage, les résistances en adhérence dépendent de la procédure d'arrachement utilisée. Les essais ① (réalisés avec une augmentation en température) présentent des résistances en adhérence inférieures aux essais ② (réalisés à température stabilisée). Cette différence peut être attribuée au fait que le temps de l'essai ② est plus long. La durée de l'essai peut augmenter le degré de la réaction par postcure et par conséquent accroître la résistance de l'ancrage. De plus, l'essai ① étant réalisé à charge constante, du fluage se produit pendant le chauffage ce qui pourrait favoriser l'arrachement. Pour finir, la vaporisation de l'eau dans le béton lors des essais ① participe à la présence d'un gradient thermique le long de l'ancrage qui peut atteindre 30°C sur 11 cm. Les essais ② présentent une distribution de température uniforme le long de l'ancrage au moment de l'arrachement ce qui permet d'attribuer une température unique à une résistance en adhérence. Pour cette raison, la caractérisation d'un ancrage avec un essai ② permet de fournir des données d'entrée (relation résistance-température). Toutefois, l'essai ① est plus représentatif d'un cas réel lors d'un incendie.

Les distributions de contraintes d'adhérence mesurées le long d'ancrages chimiques présentent des profils linéaires (dans le domaine élastique et à la ruine). Ceci peut être attribué à la faible valeur du module de Coulomb par rapport aux modules d'élasticité de l'acier et du béton.

Sous chargement constant, les déplacements de l'armature avec le temps augmentent lorsque la température augmente. De plus, le fluage semble contribuer à l'uniformisation des contraintes d'adhérence le long de la barre. Cette observation expérimentale est

qualitativement en accord avec l'analyse théorique (en décrivant la résine par le modèle rhéologique de Maxwell).

Une étude théorique basée sur le phénomène du 'shear lag' permet de décrire les distributions de contraintes le long de l'ancrage dans le domaine élastique. Les données d'entrée utilisées pour ce modèle proviennent soit des propriétés du matériau adhésif (module de Coulomb) soit de l'ancrage (pente de la courbe d'arrachement). Cette étude met en évidence la dépendance du profil de contraintes théorique avec les données d'entrée utilisées. L'utilisation du module de Coulomb semble surestimer la raideur d'un élément d'ancrage. Le 'shear lag' implique que la variation de raideur de l'ancrage dans le domaine élastique suffit pour induire une redistribution de contraintes.

La prise en compte de la dilatation thermique dans la direction axiale entre les adhérents montre que les différences de déformations thermiques entre les matériaux affectent peu le profil de contraintes.

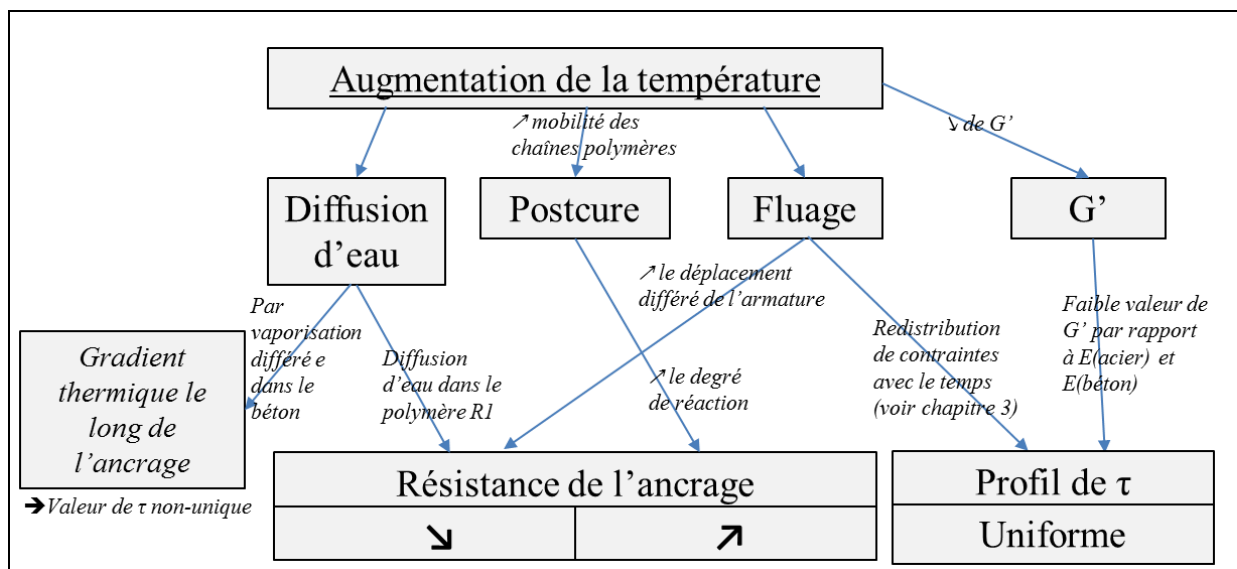


Figure 190: Synthèse sur l'effet possible de l'eau, la postcure, le fluage et la variation du module de cisaillement

A l'échelle de la structure, l'essai grandeur sur la connexion mur/console montre l'influence de la relation résistance en adhérence-température (déterminée avec les essais d'arrachement ① ou ②) sur la prédiction du temps de ruine. La relation obtenue avec les essais de type ①, plus représentative de la réalité, donne une prédiction du temps de ruine en accord avec l'observation de l'effondrement avec une tolérance de 30 min pour 3 h de chauffage. Cet essai met en évidence la présence d'un gradient thermique élevé le long de l'ancrage à la ruine (avec des températures comprises entre 200°C et 70°C sur une longueur de 250 mm).

Les essais réalisés sur des dalles avec des gradients de température le long de l'ancrage mettent en évidence une redistribution de contraintes avec l'augmentation de la température. Cette redistribution est due à la variation de raideur et est qualitativement en accord avec la description de 'shear lag'. Les contraintes d'adhérence se redistribuent dans les zones les plus froides (qui présentent des raideurs élevées) à la fois pour les essais chauffés au-dessus de l'ancrage et pour les essais chauffés en-dessous de l'ancrage.

L'étude à l'arrachement montre que, contrairement à l'essai grandeur, l'utilisation de la relation résistance-température obtenue avec les essais ② donne une prédiction de la capacité résistante plus proche de celle mesurée. Ceci pourrait s'expliquer par le fait que le chauffage de ces dalles est réalisé dans des conditions proches de celles des essais ②, avec

une stabilisation en température pendant plusieurs heures. Cette observation souligne l'influence des données d'entrée (relation résistance en adhérence-température) sur la prédiction du modèle par intégration des résistances. La Figure 191 présente une synthèse des modèles et données d'entrée.

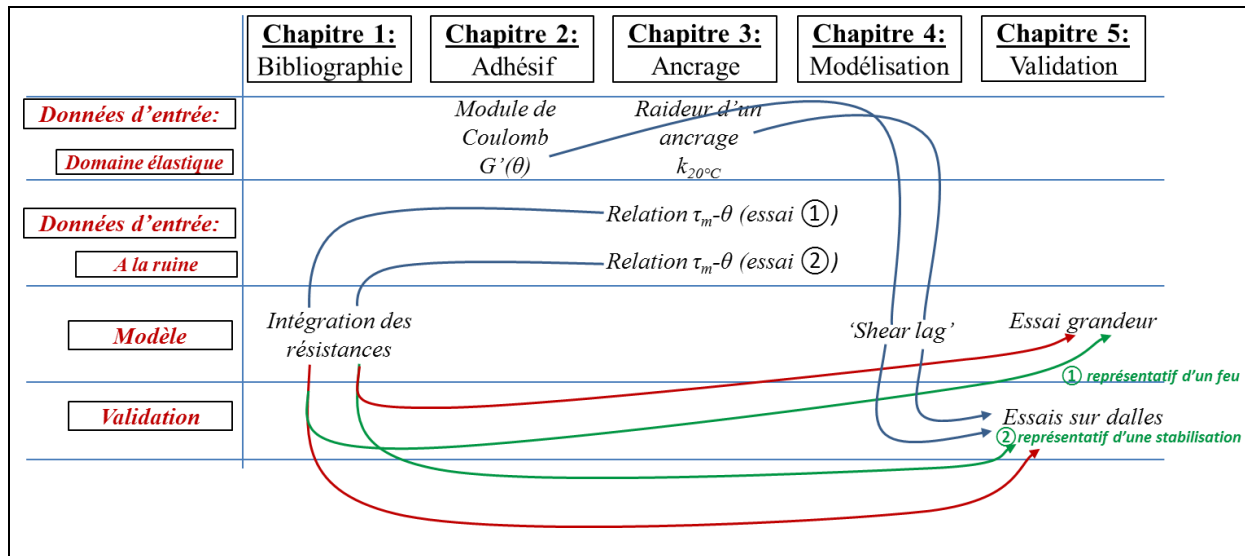


Figure 191: Schéma des liens entre les données d'entrée, modèles et validations

2 Perspectives

2.1 Etude expérimentale

A température ambiante, l'utilisation du module de Coulomb de l'adhésif dans le modèle du 'shear lag' engendre des contraintes axiales théoriques inférieures aux contraintes mesurées. A l'inverse, l'utilisation de la raideur de l'ancrage donne des contraintes théoriques supérieures ou égales aux contraintes mesurées (Figure 143 et Figure 178). Cette différence souligne l'importance de déterminer des données d'entrée adaptées pour décrire localement la raideur de l'ancrage. Pour se faire, l'essai *twist-off butt-joint* présenté dans le chapitre 1, partie 4 (Figure 37) permet de caractériser l'adhérence d'un collage avec une contrainte de cisaillement quasiment uniforme sur la surface de collage. Le béton et l'acier peuvent être utilisés comme substrats. Cet essai permet de caractériser la ruine cohésive ou interfaciale par cisaillement.

Si la ruine se produit de manière cohésive dans l'épaisseur d'adhésif, cet essai permettrait d'évaluer l'effet de la température sur la résistance en cisaillement de la résine. Cette variation pourrait alors être comparée à celle obtenue sur les ancrages afin d'évaluer si le matériau a les mêmes propriétés mécaniques lorsque la cure se produit dans un volume de béton. L'environnement chimique, hydrique et thermique pendant la cure de la résine dans le béton sont susceptibles d'induire des différences avec un matériau résine étudié seul.

L'effet de la postcure de la résine sur la résistance des ancrages peut également faire l'objet d'une étude supplémentaire afin d'interpréter les différences de résistances mesurées entre les essais d'arrachement de type ① et de type ②. Cette étude pourrait être effectuée en faisant varier les temps de stabilisation en température avant d'appliquer un arrachement (avec la procédure ②). Il est possible que les temps de stabilisation en température longs permettent d'atteindre un degré de réaction plus élevé ce qui augmente les performances de la résine.

2.2 Etude théorique

Actuellement, l'adaptation du modèle du 'shear lag' proposée dans le chapitre 4 ne permet pas de décrire les profils de contraintes à la ruine. Cette description pourra être effectuée en alimentant le modèle avec un modèle d'adhérence localement représentatif de l'ancrage. Ce modèle d'adhérence pourrait être déterminé avec l'essai twist-off butt-joint et devra décrire le comportement avant et après le pic de contrainte d'adhérence en fonction du déplacement relatif.

L'étude des contraintes thermiques dans le béton ainsi que les champs de contraintes axiales dans la direction radiale dans le béton pourra être effectuée. La prise en compte de ces deux paramètres pourrait se substituer aux hypothèses émises dans le chapitre 4.

Finalement, le comportement visqueux de la résine n'est pas pris en compte dans le modèle du 'shear lag'. Une modélisation semblable à celle effectuée dans le chapitre 3, partie 7.6 (s'appuyant sur un modèle rhéologique de l'adhésif) pourrait être réalisée. L'objectif de cette modélisation serait de décrire la redistribution de contraintes avec le temps et l'évolution de la température.

Pour finir, le modèle et les essais développés pendant ce travail de recherche pourraient être appliqués à d'autres types de collages utilisant des adhésifs structuraux. Cette recherche pourrait par exemple être poursuivie par l'étude en situation d'incendie d'éléments lamellé-collés en bois ou d'ancrages de goujons collés dans le bois grâce à des résines époxy.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ACI Commitee 318, 2011. Building Code Requierments for Structural Concrete (ACI 318-11) and Commentary.
- ACI Commitee 355, 2011. Qualification of Post-Installed Adhesive Anchors in Concrete (ACI 355.4-11).
- ACI Commitee 503, 1973. Use of epoxy compounds with concrete.
- Adams, R.D., Coppendale, J., Mallick, V., Al-Hamdan, H., 1992. The effect of temperature on the strength of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 12, 185–190.
- Adams, R.D., Peppiatt, N.A., 1973. Effect of poisson's ratio strains in adherends on stresses of an idealized lap joint.
- Adderley, C.S., 1988. Adhesive Bonding. *Materials & Design* 9, 287–293.
- Anderberg, Y., Thelandersson, S., 1976. Stress and deformation characteristics of concrete at high temperature.
- Apicella, A., Nicolais, L., Cataldis, C., 1985. *Adv. Polymers* 66: 189-207.
- ASTM E1640-04, 2009. ASTM E1640-04, Standard Test Method for Assignment of the Glass Transition Temperature by Dynamic Mechanical Analysis. ASTM International, West Conshocken, PA, 2009.
- Auer, M., Stempniewski, A., 2012. The influence of the damage state of the surrounding concrete on the bond stress-slip relationship, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 47–54.
- Bamonte, P., Valente, M., 2012. Application of a closed-form solution for simulating bond between concrete and steel in service conditions, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 153–160.
- BARDONNET, P., 1992. Résines époxydes (EP) - Composants et propriétés.
- Bazant, Z., Kaplan, M., 1996. *Concrete at high Temperatures: Material Properties and Mechanical Models*.
- Bingöl, A.F., Gül, R., 2009. Residual bond strength between steel bars and concrete after elevated temperatures. *Fire Safety Journal* 44, 854–859.
- Bouazaoui L., Li A., i, 2008. Analysis of steel/concrete interfacial shear stress by means of pull out test. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 28, 101–108.
- Brice, M.L.P., 1951. Adhérence des barres d'acier dans le béton.
- Canopy Failure Investigation, 2011. 17th street Bridge, Atlanta, Georgia.
- Cast3M, 2000.
- CEN, EN 1991-1-2, 2002. Eurocode 1, partie 1-2: Actions on structures: general actions - actions on structures exposed to fire, Bruxelles, Belgique.
- CEN. EN 1991-1-2, 2002. Eurocode 2, Part 1-2: Design of concrete structures - General rules - Structural fire design, CEN, Bruxelles, Belgique.

- CEN. EN 1992-1-2, 2005. Eurocode 2, Part 1-2: Design of concrete structures - General rules - Structural fire design, CEN, Bruxelles, Belgique.
- Chan, T.-W., Chen, Y.-G., Liu, Y.-S., 2003. Effect of consolidation on bond of reinforcement in concrete of different workabilities 294–301.
- Charney, F., Pal, K., Silva, J., 2007. Recommended design procedures for post-installed reinforcing bars in concrete structures, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 513–519.
- Chataigner, S., 2008. Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites (Mécanique des Matériaux et des Structures).
- CHATAIN, M., 1993. Comportements physique et thermomécanique des plastiques.
- Chiang, C.-H., Tsai, C.-L., 2003. Time–temperature analysis of bond strength of a rebar after fire exposure. *Cement and Concrete Research* 33, 1651–1654.
- Chin, J., Forster, A., Cyril, C., Hunston, D., 2010a. Characterization of Ambient Temperature Cure Epoxies Used in Adhesive Anchor Applications. *Journal of Adhesion* 86, 1041–1067.
- Chin, J., Forster, A., Ocel, J., Hartmann, J., Fuchs, P., Hunston, D., 2010d. Thermoviscoelastic Analysis and Creep Testing of Ambient Temperature Cure Epoxies Used in Adhesive Anchor Applications. *Journal of Materials in Civil Engineering* 22, 1039–1046.
- CIM'Feu EC2 Version 1.0.1, 2011. Préviation par le calcul de la résistance au feu des structures béton : Fascicule d'utilisation du logiciel.
- Çolak, A., 2001. Parametric study of factors affecting the pull-out strength of steel rods bonded into precast concrete panels. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 21, 487–493.
- Çolak, A., 2007. Estimation of ultimate tension load of methylmethacrylate bonded steel rods into concrete. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 27, 653–660.
- Çolak, A., Çoşgun, T., Bakırcı, A.E., 2009. Effects of environmental factors on the adhesion and durability characteristics of epoxy-bonded concrete prisms. *Construction and Building Materials* 23, 758–767.
- Design Guide, 2010. Design of Fastenings in Concrete.
- Diderichs, U., 1981. Dissertation, TU, Braunschweig.
- Diederichs, U., Jumppanen, U.M., Pentalla, V., 1992. Behavior of high strength concrete at high temperature.
- DSI, D.-S.I., 2008. GEWI - Barres et accessoires.
- DTU 13.2, 1992. Fondations profondes pour le bâtiment, Partie 1 : cahier des clauses techniques.
- E. Gambarova, 2012. Bond in reinforced concrete: where do we stand today?, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 1–13.

- Eckfeldt, L., 2005. Crack Control - Performance of Current Calculation Models Compared to Theoretical Studies on Long Embedment Lengths.
- El-Hawary, M.M., Hamoush, S.A., 1996. Bond Shear Modulus of Reinforced Concrete at High Temperatures 991–999.
- Eligehausen, R., Fuchs, W., 2007. Recent development and open problems in fastening technique, in: 2nd Symposium, fib. Presented at the Connections between Steel and Concrete, pp. 43–62.
- Eligehausen, R., Popov, E.P., Bertero, V.V., 1983. Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations.
- EOTA, TR23, 2009. ETAG N° 001, Part 5 -GUIDELINE FOR EUROPEAN TECHNICAL APPROVAL OF METAL ANCHORS FOR USE IN CONCRETE Part 5: Bonded Anchors, Technical Report for Post-Installed Rebar Connections.
- ETAG 001, 1997. GUIDELINE FOR EUROPEAN TECHNICAL APPROVAL OF METAL ANCHORS FOR USE IN CONCRETE.
- ETAG 001-Annexe A, 1997. GUIDELINE FOR EUROPEAN TECHNICAL APPROVAL OF METAL ANCHORS FOR USE IN CONCRETE - Annex A: DETAILS OF TESTS.
- ETAG 001-Part 5, 2002. GUIDELINE FOR EUROPEAN TECHNICAL APPROVAL OF METAL ANCHORS FOR USE IN CONCRETE - Part five: BONDED ANCHORS.
- Felicetti, R., Gambarova, P.G., Meda, A., 2009. Residual behavior of steel rebars and R/C sections after a fire. *Construction and Building Materials* 23, 3546–3555.
- Feng, C.-W., Keong, C.-W., Hsueh, Y.-P., Wang, Y.-Y., Sue, H.-J., 2005. Modeling of long-term creep behavior of structural epoxy adhesives. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 25, 427–436.
- Fischer, M., Pasquier, M., 1989. Shear behaviour of structural adhesives in the bondline. *Construction and Building Materials* 3, 31–34.
- Fouchal, F., Knight, J.A.G., Dickens, P.M., 2004. Monitoring the polymerization of a diglycid ether bisphenol-A/2,2'-dimethyl-4,4'-methylenebis (cyclohexylamine) matrix with a Fourier transform infrared optical fibre sensor.
- Fraga, F., Burgo, S., Rodriguez Nunez, E., 2001. Curing kinetic of Epoxy System BADGE n=0/1,2 DCH by Fourier Transform Infrared Spectrometry (FTIR).
- Gambarova, P.G., 2003. Special issues in materials testing. Course on effect of heat on concrete.
- Genesio, G., Perislic, G., Schmid, K., Appl, J., Eligehausen, R., 2007. Requirements of Technical Approvals versus Practice (Bonded Anchors and Post-Installed Rebars), in: 2nd Symposium, fib. Presented at the Connections between Steel and Concrete.
- Goland, M., Buffalo, N.Y., Reissner, E., 1944. The stresses in cemented joints.
- Haddad, R.H., Al-Saleh, R.J., Al-Akhras, N.M., 2008. Effect of Elevated Temperature on Bond between Steel Reinforcement and Fiber-Reinforced Concrete.
- Haddad, R.H., Shannis, L.G., 2004. Post-Fire Behavior of Bond between High-Strength Concrete and Reinforcing Steel.

- Hager, I.G., 2004. Comportement à haute température des bétons à haute performance - évolution des principales propriétés mécaniques (Structures et Matériaux).
- Hamouaine, A., 1996. Contribution à l'étude de l'adhérence acier-béton des hautes performances.
- Hamouine, A., Lorrain, M., 1995. Etude de la résistance à l'arrachement de barres enrobées dans un béton de hautes performances 569–574.
- Han, L.-H., Wang, W.-H., Yu, H.-X., 2010. Experimental behavior of reinforced concrete (RC) beam to concrete-filled steel tubular (CFST) column frames subjected to ISO-834 standard fire.
- Hart-Smith, L.J., 1972. Design and analysis of adhesive-bonded joints. Air Force Conference on Fibrous Composites in Flight Vehicle Design, Dayton, Ohio, USA,.
- Huang, Z., 2010. Modelling the Bond between Concrete and Reinforcing Steel in Fire.
- Hunston, D.L., Carter, W.T., Rushford, J.L., 1981. Linear Viscoelastic Properties of Solid Polymers as Modelled by a Simple Epoxy.
- Jeandrou, J.P., 1991. Analysis and design data for adhesively bonded joints. International Journal of Adhesion and Adhesives 11, 71–79.
- Kanema, T.M., 2007. Influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des bétons.
- Katz, A., Berman, N., 2000. Modeling the effect of high temperature on the bond of FRP reinforcing bars to concrete. Cement and Concrete Composites 22, 433–443.
- Houry, G.A., 1992. Compressive strength of concrete at high temperatures: a reassessment.
- Kobarg, J., 1999. Verankerung axialbeanspruchter Bewehrungsstäbe im Beton unter Querbeanspruchung.
- Kunz, J., Münger, F., 2002. Splitting and bond failure of post-installed rebar splices and anchoring. Bond in Concrete, from Research to Standards, Budapest.
- Lankard, D.R., Birkimer, D.L., Fondriest, F.F., Snyder, M.J., 1971. Effects of moisture content on the structural properties of Portland cement concrete exposed to temperatures up to 500 F.
- Leone, M., Matthys, S., Aiello, M.A., 2009. Effect of elevated service temperature on bond between FRP EBR systems and concrete. Composites Part B: Engineering 40, 85–93.
- Lubloy, E., Balazs, G.L., 2012. Influence of High Temperatures on Bond, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy.
- MARC, MSC Software: Product Datasheet.
- Martin, H., Noakowski, P., 1981. Verbundverhalten von Betonstählen. Untersuchung auf Grundlage von Ausziehversuchen.
- Mindeguia, J.-C., 2009. Contribution Expérimentale à la Compréhension des Risques d'Instabilité Thermique des Bétons (Génie Civil).
- Mindeguia, J.C., Carré, H., Pimienta, P., La Borderie, C., A new experimental device for assessing the radial strains of concrete at high temperatures.

- Mindeguia, J.-C., Pimienta, P., Noumowé, A., Kanema, M., 2010. Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature — Experimental and numerical discussion on spalling risk. *Cement and Concrete Research* 40, 477–487.
- Model Code, 2010. Model Code. Lausanne: fédération internationale du béton (fib).
- National Transportation Safety Board, 2007. Ceiling Collapse in the Interstate 90 Connector Tunnel, Boston Massachusetts.
- NF EN 1992-1-1, 2005. Eurocode 2 - Part 1-1: Design of concrete structures - General rules and rules for buildings.
- Nguyen, T., Byrd, E., Bentz, D., Lint, C., 1996. In situ measurement of water at the organic coating/substrate interface. *Progress in Organic Coatings* 27, 181–193.
- Nikolic, G., Zlatkovic, S., Cakic, M., Lacnjevac, C., Rajic, Z., 2010. Fast Fourier Transform IR Characterisation of Epoxy GY Systems Crosslinked with Aliphatic and Cycloaliphatic EH Polyamine Adducts.
- Noumowé, A., Siddique, R., Ranc, G., 2009. Thermo-mechanical characteristics of concrete at elevated temperatures up to 310 °C. *Nuclear Engineering and Design* 239, 470–476.
- Öchsner, A., Grácio, J., 2007. An evaluation of the elastic properties of an adhesive layer using the tensile-butt joint test: Procedures and error estimates. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 27, 129–135.
- Öchsner, A., Stasiek, M., Mishuris, G., Grácio, J., 2007. A new evaluation procedure for the butt-joint test of adhesive technology: Determination of the complete set of linear elastic constants. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 27, 703–711.
- Pandini, S., Pegoretti, A., 2008. Time, Temperature, and Strain Effects on Viscoelastic Poisson's Ratio of Epoxy Resins.
- Pineaud, A., 2007. Contribution à l'étude des caractéristiques mécaniques des Bétons Auto-Plaçants et application à l'industrie de la préfabrication (Génie Civil).
- Pinoteau, N., Pimienta, P., Rémond, S., Guillet, T., Rivillon, P., 2012. Effect of heat on the adhesion between post-installed bars and concrete using polymeric mortars, in: *Bond in New Materials and Under Severe Conditions*. Presented at the Bond in Concrete 2012: Bond, Anchorage, Detailing, John W. Cairns, Giovanni Metelli, Giovanni A. Plizzari, Brescia, Italie, p. 573.
- Post-installed rebar connections, 2010. HILTI.
- Pothisiri, T., Panedpojaman, P., 2012. Modeling of bonding between steel rebar and concrete at elevated temperatures. *Construction and Building Materials* 27, 130–140.
- Randl, N., Kunz, J., 2012. Concrete splitting for rebars post-installed with high bond adhesives. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, 4th International Symposium, Brescia, Italy, pp. 521–526.
- Rehm, G., 1961. Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton.
- Reinhardt, H., Van der Veen, C., 1992. Splitting failure of a strain-softening material due to bond stresses.
- RILEM, 1985. Properties of Materials at High Temperatures: Concrete.

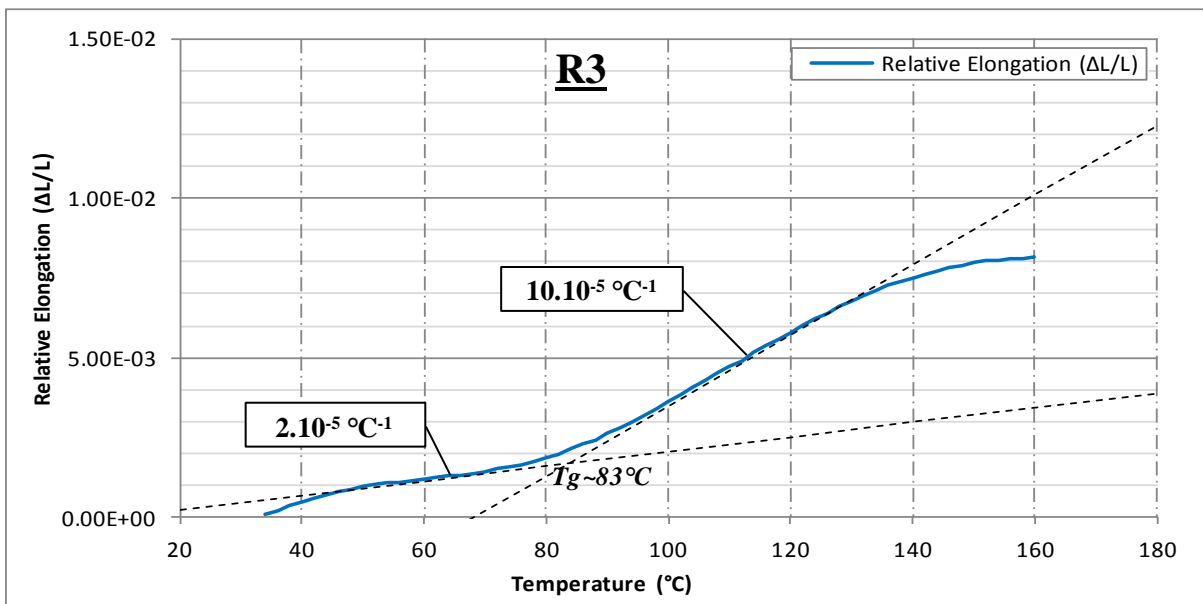
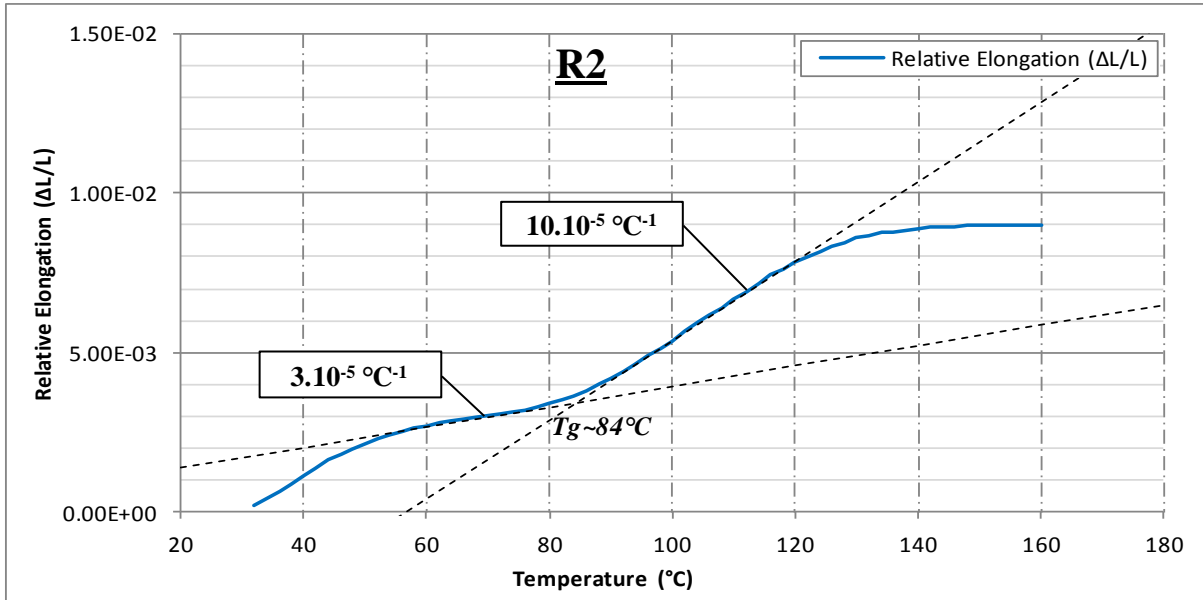
- RILEM RC6, 1973. Recommandations RILEM/CEB/FIP RC6 - Essais portant sur l'adhérence des armatures du béton; 2. Essai par traction.
- Rivillon, P., 1996. Comportement des ouvrages en béton de hautes performances armés d'aciers à haute limite élastique. Etude des lois d'adhérence en régime statique et endommagement en fatigue. Conservatoire National des Arts et Métiers, Paris.
- Rivillon, P., Pinoteau, N., 2008. Etude du comportement à chaud des scellements chimiques de fer à béton.
- Roşu, D., Caşcaval, C., Mustaţa, F., Ciobanu, C., 2002. Cure kinetics of epoxy resins studied by non-isothermal DSC data. *Thermochimica Acta* 383, 119–127.
- Russo, G., Zingone, G., Romano, F., 1989. Solutions of the Bond Problem on the Basis of Nonlinear Local Bond Stress-Slip Relationship, taking into account Concrete Strains.
- S. Chataigner, A. Flety, C. Aubagnac, L. Loulou, R. Le Roy, 2011. Transfert des efforts par collage structural entre bois et béton: Utilisation d'un essai push-out pour le choix de l'adhésif.
- Saafi, M., 2002. Effect of fire on FRP reinforced concrete members. *Composite Structures* 58, 11–20.
- Saillard, Y., 1959. Etude comparative des critères d'adhérence et de fissuration.
- Scheider, U., 1976. Behavior of concrete under thermal steady state and non-steady state conditions.
- Shaw, J.D.N., 1985. Resins in construction. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete* 7, 217–223.
- Shi, Y., Wang, M., Wang, Y., 2011. Experimental and constitutive model study of structural steel under cyclic loading. *Journal of Constructional Steel Research* 67, 1185–1197.
- Sinha, P.K., Reddy, M.N., 1976. Thermal analysis of composite bonded joints. *Fibre Science and Technology* 9, 153–159.
- Spieth, H., 2002. Structural Behavior and Design of Post-installed Reinforcing Bars.
- Spieth H.A., 2002. Tragverhalten und Bemessung von eingemörtelten Bewehrungsstäben.
- Tabor, L.J., 1982. Adhesives in construction: A contractor's viewpoint. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 2, 73–76.
- Tamulevich, T.W., Moore, V.E., 1980. The significance of Glass Transition Temperature on Epoxy Resins for Fiber Optic Applications.
- Tepfers, R., 1973. A theory of bond applied to overlapped tensile reinforcement splices for deformed bars.
- TEYSSÈDRE, G., LACABANNE, C., 1997. Caractérisation des polymères par analyse thermique.
- Theocaris, P.S., 1979. Influence of plasticizer on Poisson's ratio of epoxy polymers. *Polymer* 20, 1149–1154.
- Toth, M., Hlavicka, V., Lubloy, E., Balazs, G.L., 2012. Performance of expansion and bonded anchors installed into concrete in comparison to limestone and granite, in: 4th

International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 527–532.

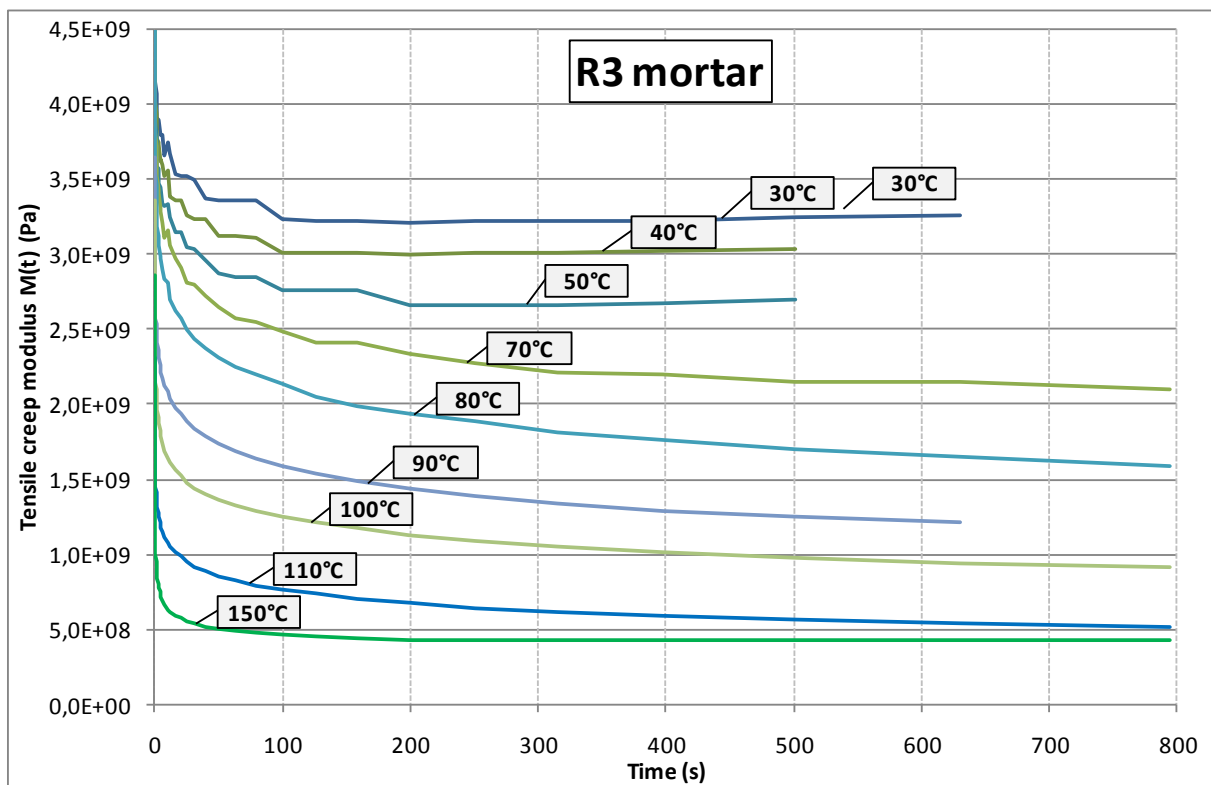
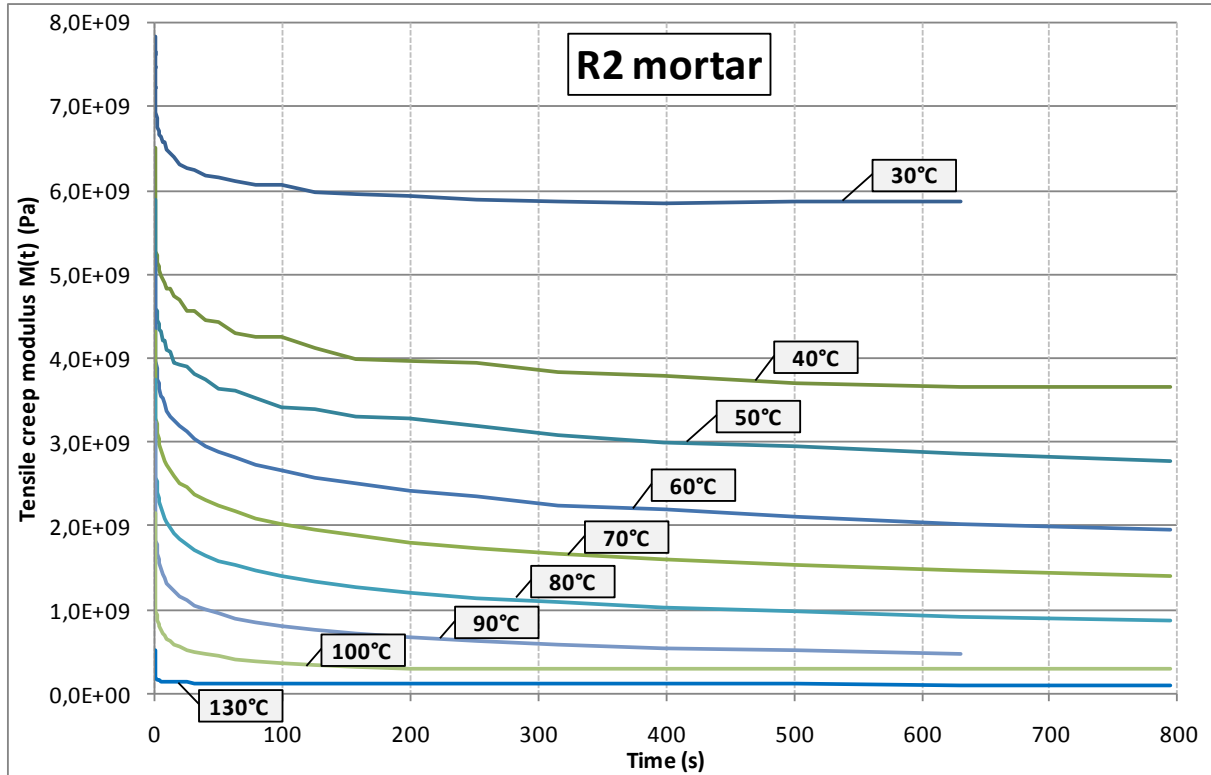
- Tsai, M.Y., Oplinger, D.W., Morton, J., 1998. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints.
- Van der Heijden, G.H.A., Van Bijnen, R.M.W., Pel, L., Huinink, H.P., 2007. Moisture transport in heated concrete, as studied by NMR, and its consequences for fire spalling. *Cement and Concrete Research* 37, 894–901.
- Van Gemert, D., 1980. Force transfer in epoxy bonded steel/concrete joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 1, 67–72.
- Verbovszky, S., Loretto, G., DeLuca, A., Nanni, A., Focacci, F., 2012. Experimental analysis of twist-off and pull-off testing methodologies to measure the bond strength between GFRP and concrete, in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete 2012: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 1007–1014.
- VERDU, J., 2000. Action de l'eau sur les plastiques.
- Volkersen, O., 1938. Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschriften.
- Wu, P., Siesler, H.W., 2003. Water diffusion into epoxy resin: a 2D correlation ATR-FTIR investigation. *Chemical Physics Letters* 374, 74–78.
- Yasojima, A., Kanakubo, T., Shima, H., 2012. Japan Concrete Institute TC activities on bond behavior and constitutive laws in RC (Part 2: theoretical behavior by bond laws), in: 4th International Symposium, Fib. Presented at the Bond in Concrete: Bond, Anchorage, Detailing, Brescia, Italy, pp. 97–112.
- Yeh, W., Huang, R., Chang, J.J., Yang, C.C., 1997. A pullout test for determining interface properties between rebar and concrete. *Advanced Cement Based Materials* 5, 57–65.
- Youssef, M.A., Moftah, M., 2007. General stress–strain relationship for concrete at elevated temperatures. *Engineering Structures* 29, 2618–2634.
- Yuan, H., Wu, Z., Yoshizawa, H., 2001. Theoretical Solutions on Interfacial Stress Transfer of Externally Bonded Steel/Composite Laminates. *Structural Eng./Earthquake Eng., JSCE Vol.18, No. 675* 27–39.
- Zanni-Deffarges, M.P., Shanahan, M.E.R., 1995. Diffusion of water into an epoxy adhesive: comparison between bulk behaviour and adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 15, 137–142.
- Zhou, J., Lucas, J.P., 1999a. Hygrothermal effects of epoxy resin. Part I: the nature of water in epoxy. *Polymer* 40, 5505–5512.
- Zhou, J., Lucas, J.P., 1999b. Hygrothermal effects of epoxy resin. Part II: variations of glass transition temperature. *Polymer* 40, 5513–5522.

ANNEXES

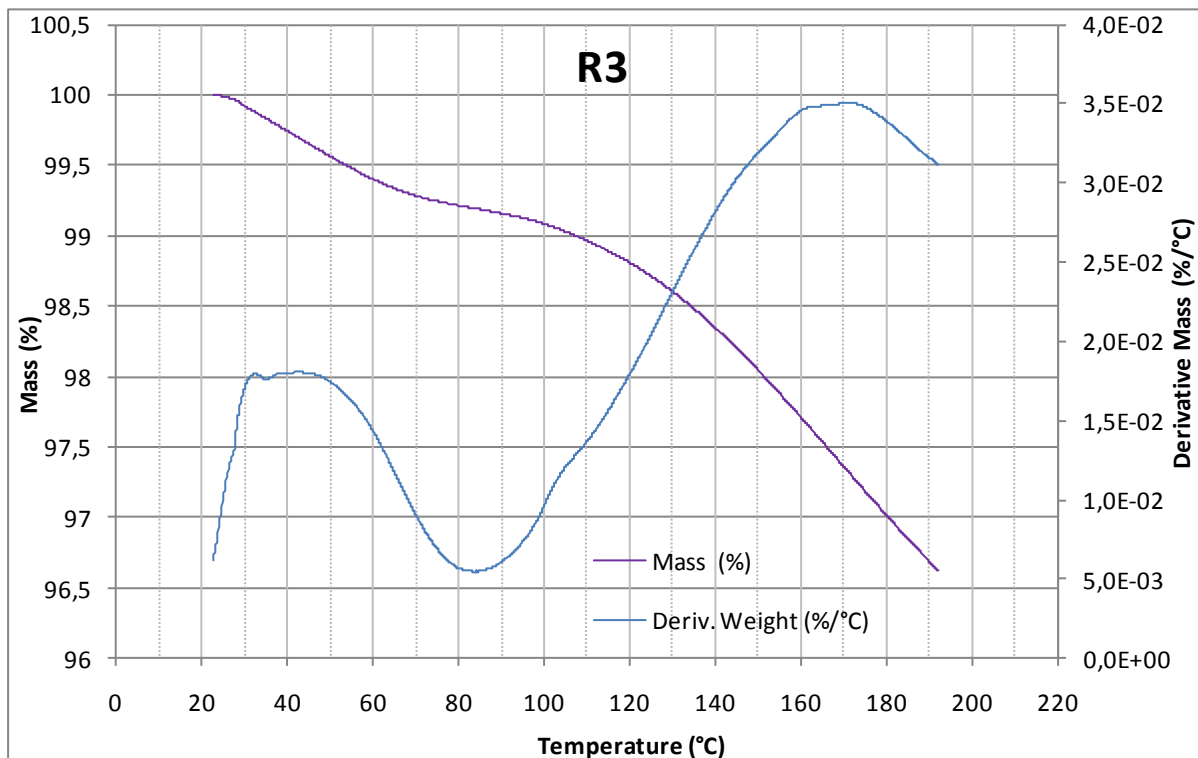
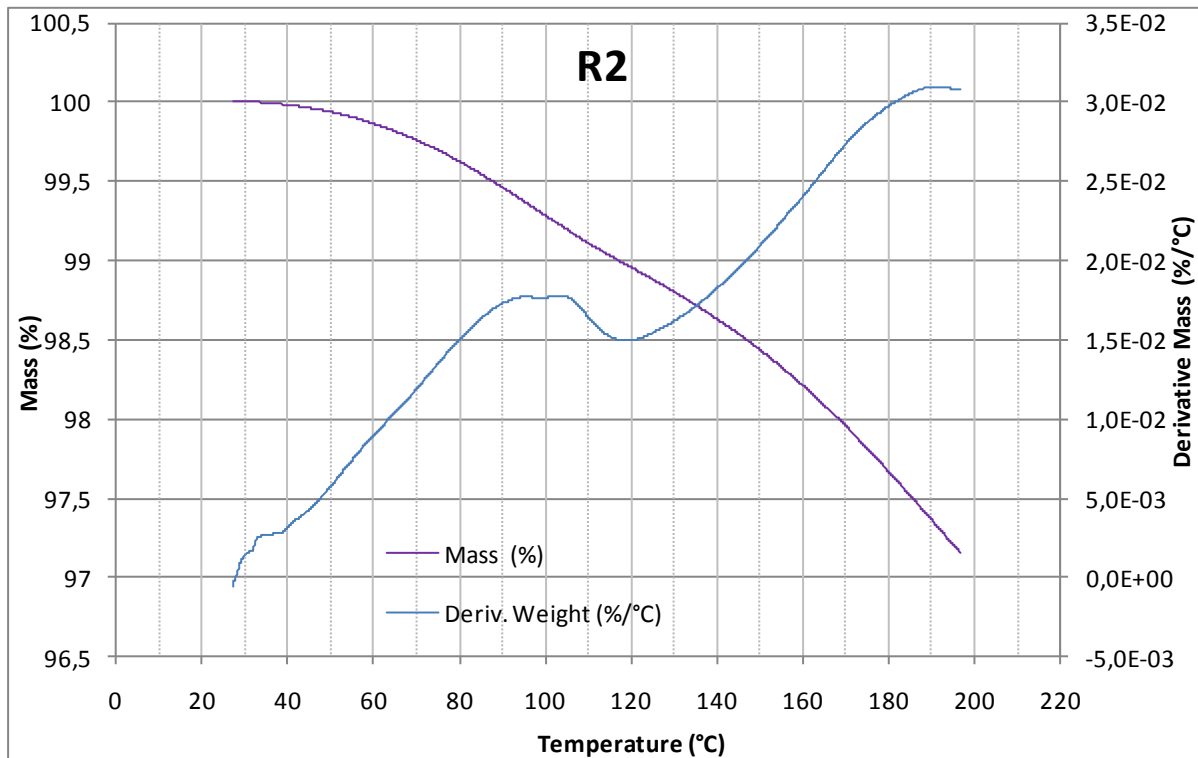
Annexe 1 : Elongation thermique en fonction de la température pour R2 et R3



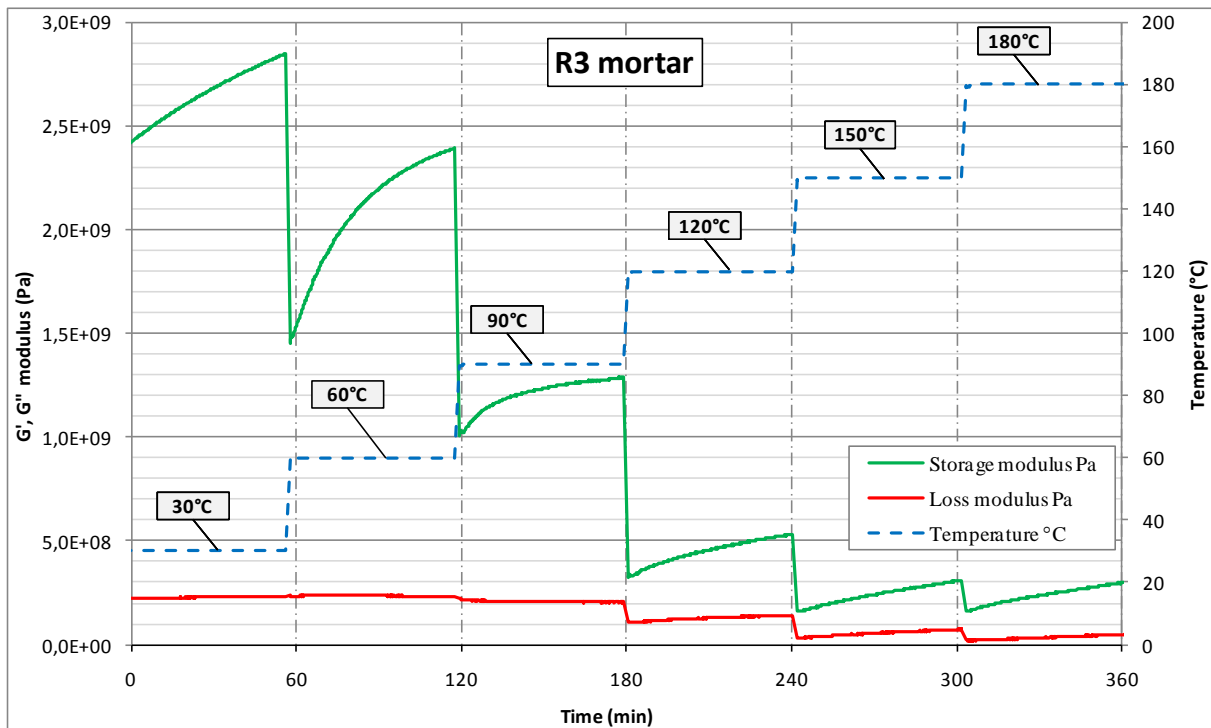
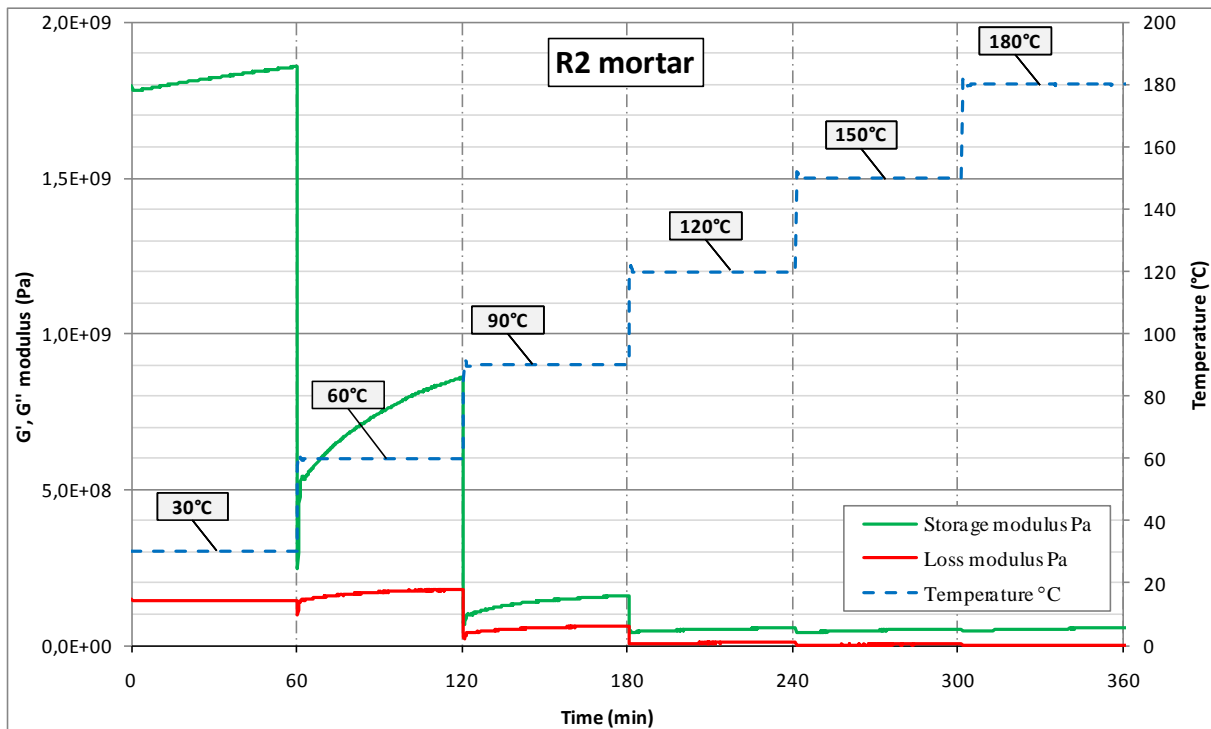
Annexe 2 : Evolution du module de fluage à différentes températures pour R2 et R3



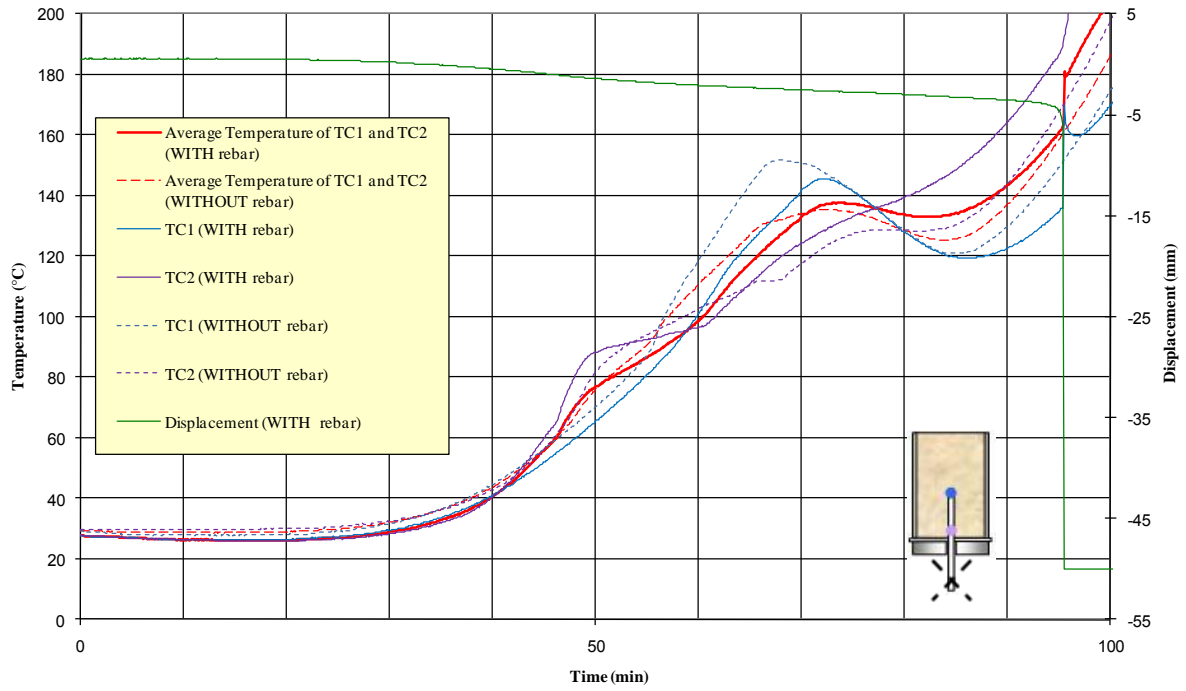
Annexe 3 : Perte de masse en fonction de la température pour R2 et R3



Annexe 4 : Evolution des modules de Coulomb par DMTA à différentes températures pour R2 et R3



Annexe 5 : Influence de l'armature sur la distribution de températures dans l'ancrage



Annexe 6 : Composition du ciment

Le Tableau 25 et le Tableau 26 présentent les compositions des ciments CEM II et CEM I respectivement utilisés pour la fabrication des bétons C20 et C50.

Tableau 25: Propriétés du ciment CEM II/B-LL 32,5R CE CP2

CEM II	B-LL	32.5R	CP2
Ciment Portland, clinker – 76%	Calcaire LL – 24%	Résistance à la compression : -2 jours : 24MPa -7 jours : 39MPa -28 jours : 46MPa	Teneur en sulfures limitée
Caractéristiques physiques		Composition élémentaire (%)	
Début de prise (min) :	160	Perte au feu	12.2
Masse Volumique (g/cm ³) :	2.97	SiO ₂	15.1
Chaleur d'hydratation à 41h (J/g) :	286	Al ₂ O ₃	3.9
		Fe ₂ O ₃	1.9
		TiO ₂	0.2
		MnO	0.0
		CaO	62.2
		MgO	0.9
		SO ₃	2.8
		K ₂ O	0.85
		Na ₂ O	0.05
		P ₂ O ₅	0.2
		S ⁻	0.02
		Cl ⁻	0.01

Tableau 26: Propriétés du ciment CEM I 52,5N CE PM-ES-CP2

CEM I	52.2N	PM-ES	CP2
Ciment Portland, clinker – 100%	Résistance à la compression : -2 jours : 28MPa -7 jours : 43MPa -28 jours : 61MPa	Ciment pour prise mer	Teneur en sulfures limitée
Caractéristiques physiques		Composition élémentaire (%)	
Début de prise (min) :	235-270	Perte au feu	0.8
Masse Volumique (g/cm ³) :	3.28	SiO ₂	21.4
Chaleur d'hydratation à 41h (J/g) :	302	Al ₂ O ₃	3.6
		Fe ₂ O ₃	4.3
		TiO ₂	0.4
		MnO	0.1
		CaO	63.8
		MgO	1.8
		SO ₃	2.6
		K ₂ O	0.55
		Na ₂ O	0.13
		P ₂ O ₅	0.3
		S ⁻	0.01
		Cl ⁻	0.03

Annexe 7 : Méthode de la Sécante 'Regula Falsi'

Cette méthode permet d'estimer la valeur de déplacement relatif en début d'ancrage de $\delta_{1,j}$ à partir des valeurs des deux itérations précédentes ($\delta_{1,j-1}$ et $\delta_{1,j-2}$) de manière à converger plus rapidement vers la condition limite de la contrainte nulle en fond d'ancrage ($\sigma_{n+1}=0$ MPa). La Figure 192 présente la variation de la contrainte axiale en fond d'ancrage (σ_{n+1}) en fonction du déplacement relatif estimé en début d'ancrage (δ_1) aux itérations $j-2$, $j-1$ et j .

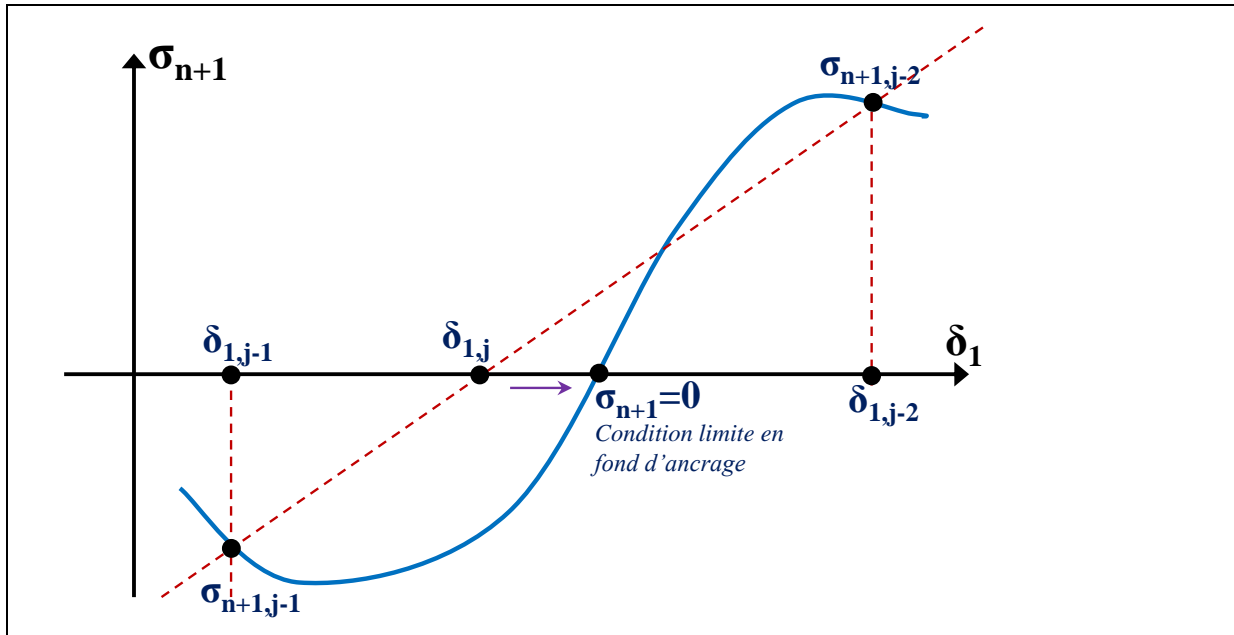


Figure 192: Schéma de la méthode de la sécante dans le cas où $\delta_{1,j} \in [\delta_{1,j-1}; \delta_{1,j-2}]$

L'estimation s'effectue grâce à l'Équation 74 :

$\delta_{1,j} = \delta_{1,j-1} - \sigma_{n+1,j-1} \cdot \left(\frac{\delta_{1,j-2} - \delta_{1,j-1}}{\sigma_{n+1,j-2} - \sigma_{n+1,j-1}} \right)$	Équation 74
---	-------------

Cette relation se démontre en utilisant le théorème de Thalès à partir de la Figure 192 et reste valable pour le cas où $\delta_{1,j} \notin [\delta_{1,j-1}; \delta_{1,j-2}]$.

Initiation :

Cette méthode de convergence nécessite d'être initiée aux deux premières itérations en estimant $\delta_{1,1}$ et $\delta_{1,2}$.

- La première estimation peut être effectuée en considérant une barre libre de même longueur qui s'allonge sous l'effort de la contrainte axiale appliqué, $\delta_{1,1} = \frac{F.L}{E^s \cdot \pi \cdot r^2}$.
- La deuxième valeur peut être estimée en prenant la moitié de $\delta_{1,1}$, ($\delta_{1,2} = \frac{\delta_{1,1}}{2}$). Ceci permet d'attribuer les deux premières valeurs de δ_1 avec un ordre de grandeur proche du déplacement relatif réel.

Annexe 8 : Comparaison des températures mesurées et calculées dans une section de console

La Figure 193 présente les évolutions des températures mesurées et calculées le long d'une ligne verticale dans la section de console. Les températures calculées ont été déterminées à partir de la conductivité thermique, la chaleur spécifique, la masse volumique du béton issues de l'Eurocode 2 et des conditions limites sur les bords de la console déterminées par extrapolation des profils de températures mesurées à différents instants. Ce calcul thermique ne prend pas en compte les échanges par convection ou rayonnement sur la face exposée de la structure. Les températures mesurées et calculées dans les 5 premiers centimètres de la face exposée inférieure de la console sont proches avec des écarts inférieurs à 100°C (à 500°C).

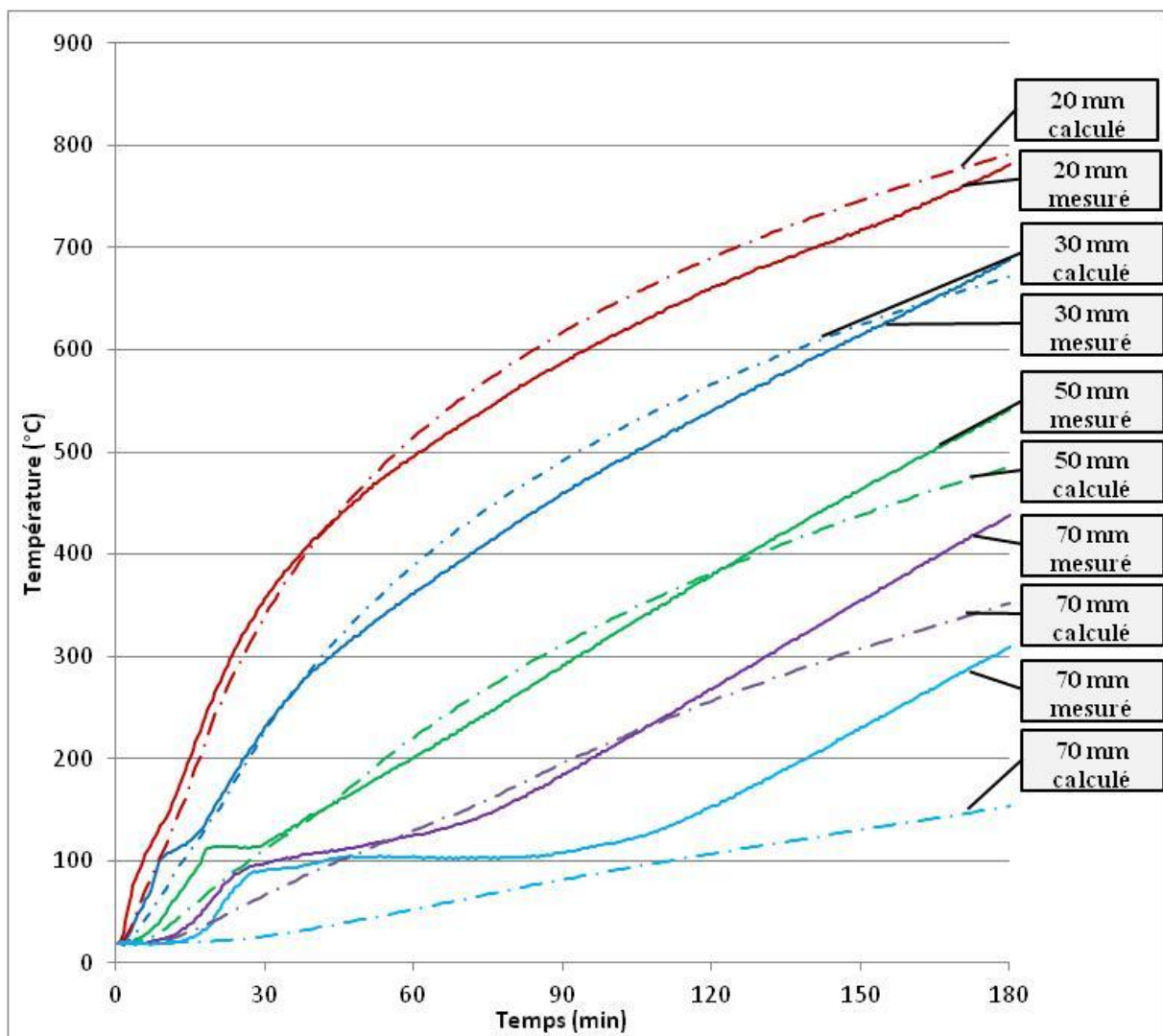


Figure 193: Comparaison des températures mesurées et calculées (par conduction thermique dans une section de console)