



HAL
open science

Résistance en adhérence post-incendie des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton

Naghm Abdelrahman Alhajj Chehade

► **To cite this version:**

Naghm Abdelrahman Alhajj Chehade. Résistance en adhérence post-incendie des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton. Génie civil. Université d'Orléans, 2022. Français. NNT : 2022ORLE1067 . tel-04499728

HAL Id: tel-04499728

<https://theses.hal.science/tel-04499728v1>

Submitted on 11 Mar 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

UNIVERSITÉ D'ORLÉANS

*ÉCOLE DOCTORALE « Énergie, Matériaux, Sciences de la
Terre et de l'Univers »*

Laboratoire de Mécanique Gabriel Lamé

THÈSE présentée par :

**Naghm ABDELRAHMAN ALHAJJ
CHEHADE**

Soutenue le : 07 Décembre 2022

Pour obtenir le grade de : Docteur de l'Université d'Orléans

Discipline/ Spécialité : Génie civil

Résistance en adhérence post-incendie des scellements
chimiques d'armatures rapportées pour béton

THÈSE dirigée par :

M. Sébastien REMOND

Professeur des Universités, Université d'Orléans

M. Dashnor HOXHA

Professeur des Universités, Université d'Orléans

RAPPORTEURS :

Mme. Hélène CARRÉ

Professeur des Universités, Université de Pau

M. Emmanuel FERRIER

Professeur des Universités, Université Lyon 1

JURY :

M. Jean-François CARON

Directeur de recherche, Ecole des Ponts ParisTech,

Président du jury

M. Nicolas PINOTEAU

Docteur, CSTB, Examineur

M. Roberto PICCININ

Docteur, HILTI, Invité

M. Omar AL-MANSOURI

Docteur, CSTB, Invité

Remerciements

Ces remerciements viennent conclure trois années de thèse, riches d'expériences et de rencontres.

Je tiens d'abord à remercier les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux de thèse et pour les perspectives qu'ils ont apportées. Merci Pr. Hélène CARRÉ et Pr. Emmanuel FERRIER d'avoir accepté de rapporter ce travail de recherche. Je remercie également Pr. Jean-François CARON de m'avoir fait l'honneur de présider le jury. Je remercie aussi messieurs Sébastien RÉMOND, Dashnor HOXHA, Nicolas PINOTEAU, Omar AL-MANSOURI et Roberto PICCININ pour avoir accepté de participer au jury de thèse.

Le bon déroulement de ma thèse a reposé sur une équipe encadrante d'une qualité remarquable, composée de membres du CSTB au sein de la direction Sécurité Structures Feu dans la division Recherche et Ingénierie pour la Sécurité des Constructions (RISC) anciennement appelée Expertise Avis réglementaires et Recherche (EA2R), du laboratoire Gabriel Lamé de l'université d'Orléans et de Hilti. Je tiens à adresser mes plus sincères remerciements à Sébastien pour avoir dirigé cette thèse, pour sa disponibilité exceptionnelle, sa patience, sa pédagogie et sa rigueur qui en ont fait un directeur de thèse idéal. Je tiens aussi à remercier Dashnor, mon codirecteur de thèse, pour les échanges scientifiques de haut niveau et pour m'avoir beaucoup apporté, notamment sur le plan de la programmation où je n'aurai pas pu avancer sans son aide précieuse. Merci à Nicolas d'avoir su instauré un climat de confiance dès le début de cette thèse, sa bienveillance et ses précieux conseils. Merci à Omar pour sa bonne humeur, son attention et son suivi, et d'avoir largement contribué à la valorisation de mes travaux de thèse sur le plan international notamment via les réunions avec fib. Merci également à Amine pour son soutien, ses conseils de qualité et son investissement dans ma thèse, même après son changement de poste. J'exprime aussi ma gratitude à Romain Mège pour les échanges d'idées que nous avons eus pendant la thèse ainsi que pour ses encouragements.

Le travail expérimental de ma thèse a été réalisé dans les laboratoires du CSTB. Je tiens ainsi à remercier l'ensemble des divisions Etudes et Essais Mécaniques (EEM) et Etudes et Essais Feu (EEF) commençant par les responsables Philippe Rivillon et Martial Bonhome. Je remercie les laboratoires Feu et Fixations, commençant par leurs responsables Stéphane Charuel et Killian Regnier, ainsi que tous les membres de leurs équipes : Francis Diafuanana Luntala, Paulo Pangia Ngani, Florian Demoulin, Léo Gontier, Miguel Cruz, Jean-François Moller, Tyan Lamboley et Anthony Malara du laboratoire Feu, ainsi que Julie Skorupka, Aurore Lenjalley, Louna Briand, Richard Lenoir et Fabien Perrault du laboratoire fixations. Merci aussi à Etienne Bruchet pour son aide afin de bien mener les essais et en particulier à Pierre-Jean Degiovanni pour sa disponibilité, sa bonne humeur, sa serviabilité et ses compétences précieuses apportées pendant la campagne expérimentale. J'ai eu aussi le plaisir de travailler avec de nombreuses personnes au CSTB pendant la réalisation des campagnes expérimentales : Pierre-Yves Mertz, Rémi Mercier, Souhaib Remich, Éric Degiovanni, Fabrice Maurice, Jean-Clotaire Akue Ondo, Jean Cristophe Caillot, Pierre Rutowski, Faustin Mundele Nsingi, Hubert Auster...

Une partie de la thèse a été cofinancée par Hilti. I therefore thank Roberto Piccinin, Kenton McBrdie, Marco Abate and Kresimir Nincevic for their guidance, expertise and scientific and technical support. Thank you for the permanent exchanges we had, having worked with you will remain a great rich experience for me.

Je souhaite remercier chaleureusement toute l'équipe RISC du CSTB pour ces trois belles années : Alan, Anca, Axelle, Ayman, Benoît-Louis, Catherine, Dhionis, El Mehdi, Emilie, Érich, Gabriel, Karine, Laura, Laure, Manuel, Mara, Maria, Olivier, Paul, Pauline, Philippe, Quentin, Réda, Renato, Toan, Véronique, Yahia, Youness... Merci aussi à toutes les personnes que j'ai rencontrées au CSTB durant la thèse : Abdessamad, Alexandre, Armand, Élodie, Étienne, Loic, Milia, Samer, Thierry... Je tiens en particulier à remercier les chercheurs de l'équipe pour leur support scientifique et en modélisation (Pierre Pimienta, Manuel Manthey, Paul Lardet et Yahia Msaad) et Quentin Julien pour le partage culturel où je n'oublierai pas notre partie d'échecs sous un cèdre et pour son aide dans les moments difficiles.

Je remercie Vinicius, François et Fernando de m'avoir donné le goût de la recherche que j'ai pu découvrir à travers mon stage de Master 2 et pour leur soutien et encouragements pendant ma thèse.

Je n'oublierai jamais 'l'open space' qui a formé une vraie famille internationale de doctorants: Merci à Miora, la meilleure des co-thèses, pour toutes ces barres de rire et pour nos discussions interminables, le chemin n'aura pas été pareil sans elle! Merci à Fatima pour sa grande gentillesse et son aide aussi pendant mes essais, Elodie pour son soutien et ses qualités humaines et professionnelles, Alma pour ses conseils et sa joie de vivre, Sabine pour son sourire contagieux et surtout pour la recette de brioche délicieuse partagée, Bunthan pour le partage culturel et son sens de l'humour, Bouaza pour sa bonne humeur et ses encouragements, Pierre pour son énergie et d'avoir partagé son affection pour l'écologie, Anastasiya, Antoinne, Hussein et Lucas pour tous ces moments agréables. Merci aussi aux stagiaires avec qui j'ai partagé de beaux souvenirs: Armand, Eve, Julia, Mahdi, Raphael, Samir. Je pense aussi aux anciennes doctorantes! Merci Aya pour son dynamisme contagieux et sa vraie amitié, Amal pour ses valeurs humaines de qualité, Nihal pour ses encouragements et Charlotte pour sa joie de vivre. Je n'oublierai jamais les moments faciles et difficiles partagés ensemble. Merci aussi aux doctorants de Polytech Orléans de m'avoir accueillie pendant mon court séjour à Orléans et pour les agréables moments partagés ensemble : Dalia, Chafic, Mohammad, Wassim, Raed.. Merci également à Brahim pour ses conseils et son énergie positive contagieuse. Je remercie également les enseignants du département Génie civil de Polytech pour m'avoir accordé leur confiance et l'opportunité de ma première expérience d'enseignement pendant ma deuxième année de thèse.

Ces remerciements restent incomplets sans une pensée à mes meilleures amies Karen et Pamela, et à mes amis: Ambroise, Bilal, Fleur, Elias, Elie, Ghayath, Herman, Guillaume, Jean, Joe, Joanne, Lamis, Nesrine, Ruta, Sandrine, Sarah, Manuela, Michel, Tatiana, Yuxiang...

Mes remerciements vont au-delà des frontières de la France vers mon pays natal le Liban, je souhaite ainsi remercier mes amis en particulier Dana, Dima, Sally, Mohammad et Roy, pour avoir été toujours à l'écoute malgré la distance. Merci aussi à mes professeurs à l'Ecole supérieure d'ingénierie de Beyrouth Joanna Nseir, Muhsin Elie Rahhal, Fouad Kaddah, Wassim Raphael.. Je suis très reconnaissante en particulier à Dr. Salim Salem et sa famille pour leur soutien inconditionnel et leurs encouragements pendant mon parcours universitaire au Liban comme en France.

Pour finir, je remercie ma famille et mes proches pour leur soutien inconditionnel tout au long de cette thèse, notamment ma mère Mirvate, ma sœur Nour, ma cousine Rime et ma confidente

Sahar. Grâce à votre soutien sans relâche et votre amour incessant, je suis enfin arrivée au bout. Maman, je porterai toujours dans mon cœur tes énormes sacrifices pour moi et ma sœur en espérant te rendre fière. Je conclus ces remerciements en adressant une pensée particulière à la mémoire de mon père.

Résumé:

Dans les structures en béton armé, les connexions entre les éléments structuraux ou non-structuraux peuvent être assurées par les scellements d'armatures à l'aide d'une résine chimique. Ces systèmes d'ancrage permettent une flexibilité et une rapidité d'installation dans les applications en génie civil : rénovation, extension et réparation. En outre, ils assurent des performances mécaniques similaires voire supérieures à celles des autres systèmes d'ancrages à température ambiante (mécaniques et coulées en place). Bien que ces scellements chimiques présentent des capacités mécaniques élevées à température ambiante, leur comportement est principalement gouverné par celui des résines, qui est sensible à la variation de la température. Par conséquent, leur exposition à haute température entraîne la dégradation de leur comportement. Sachant que le transfert de chaleur se poursuit pendant la phase post-incendie à cause de la diffusivité thermique relativement faible du béton, il est nécessaire de prendre en compte le comportement des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton pendant cette phase. La caractérisation du comportement en adhérence post-feu en fonction de la température maximale atteinte est nécessaire. L'objectif de cette thèse est ainsi d'étudier le comportement en adhérence post-feu de ces systèmes dans le but d'apporter une méthode d'évaluation post-feu de leur résistance. L'étude est répartie sur trois niveaux :

i. Détermination des propriétés thermo physiques du béton pendant la phase de refroidissement par analyse inverse à partir de données expérimentales (profils de température le long de l'ancrage au cours du chauffage/refroidissement) obtenues au CSTB. L'évolution de la diffusivité thermique obtenue par analyse inverse a été ensuite comparée à celle calculée par l'EN 1992-1-2 pour le béton pendant la phase de chauffage. Les profils de température étant une des données d'entrée pour la méthode d'évaluation post-feu, la pertinence d'utiliser pendant la phase de refroidissement les propriétés thermo-physiques du béton telles que stipulées par l'EN 1992-1-2 a été étudiée.

ii. Caractérisation du comportement en adhérence de l'ancrage pendant la phase post-feu par le biais d'essais d'arrachement à différentes températures post-feu en variant la température maximale atteinte dans l'ancrage. Ces essais ont été réalisés sur des scellements chimiques dans des cylindres en béton. Différentes températures maximales variant de 50°C à 300°C, sans atteindre la rupture pendant la phase de chauffage, ont été investiguées. Les résultats ont permis de décrire le comportement en adhérence post-feu des scellements chimiques en fonction de la température maximale atteinte et la température à laquelle l'essai d'arrachement post-feu a été réalisé. Les résultats ont montré que la résistance en adhérence post-feu a tendance à augmenter avec l'augmentation du temps de refroidissement, tant que la température de décomposition de la résine n'est pas atteinte pendant l'essai. Le chauffage de l'ancrage au-delà de cette température entraîne une dégradation irréversible de la résistance en adhérence. Ceci met en évidence l'influence de la température maximale atteinte sur la réversibilité du comportement de l'ancrage après son exposition à haute température.

iii. Étude du comportement mécanique des scellements chimiques d'armatures dans la phase post-feu à partir des essais d'arrachement post-feu réalisés sur des scellements chimiques rapportés dans des poutres en béton armé, après exposition à un scénario de feu standard ISO 834-1. Les résistances post-feu expérimentales obtenues ont été comparées à celles calculées avec la méthode d'intégration des résistances utilisée pour le dimensionnement au feu des ancrages. Les résultats ont permis de valider l'utilisation de la méthode d'intégration des résistances pour l'évaluation de l'évolution de la résistance en adhérence pendant la phase post-feu.

Mots clés : post-feu, scellements chimiques, béton, haute température, époxy, contrainte d'adhérence, résistance en adhérence post-feu.

Summary:

Post-installed rebars can be used to form connection between structural and non-structural elements in concrete structures using chemical mortars. These anchorage systems allow a fast and flexible installation process in civil engineering applications: renovation, extension and repair. In addition, they provide similar or even higher mechanical performances compared to other anchorage systems (mechanical and cast-in) at ambient temperature. Although post-installed rebars ensure high mechanical properties at ambient temperature, their behavior is mainly governed by that of the used mortar, which is sensitive to temperature variation. Consequently, their exposure to high temperature leads to the degradation of their behavior. Knowing that heat transfer continues in the concrete element during the post-fire phase, due to the relatively low diffusivity of concrete, it is necessary to take into account the behavior of post-installed rebars during this phase. The characterization of the post-fire bond behavior depending on the maximum reached temperature is therefore necessary. The objective of this thesis is to study the post-fire bond behavior of post-installed rebars in concrete in order to provide a post-fire assessment method. The study is divided into three levels:

i. Determination of thermo-physical properties of concrete during the cooling phase by inverse analysis realized on experimental temperature profiles obtained by fire tests carried out at CSTB. The evolution of thermal diffusivity obtained by inverse analysis was then compared with that calculated according to EN 1992-1-2 for concrete during the heating phase. The temperature profiles being one of the inputs for the post-fire assessment method, the relevance of using the thermo-physical properties of concrete as stipulated by EN 1992-1-2 during the cooling phase has been studied.

ii. Post-fire characterization of the bond behavior of PIRs through pull-out tests at different post-fire temperatures by varying the maximum reached temperature. These tests were carried out on post-installed rebars in concrete cylinders. Various heating temperatures between 50°C and 300°C, without reaching failure during the heating phase, were investigated. Results allowed to describe the post-fire bond behavior of PIRs according to the maximum reached temperature, and the temperature at which the post-fire pull-out test occurred. Results show that post-fire pull-out resistance increases with cooling time, as long as the decomposition temperature of the mortar is not reached during the test. Heating the samples beyond this temperature leads to irreversible degradation of the bond strength. This highlights the influence of the maximum reached temperature on the recovery of bond strength after high temperature exposure.

iii. Study of the mechanical behavior of PIRs in the post-fire phase through post-fire pull-out tests carried out on PIRs installed in reinforced concrete beams, after exposure to standard ISO 834-1 fire. The experimentally obtained post-fire bond strength values were compared to the calculated values using the Resistance Integration Method, which is usually used for design of PIRs under fire conditions. The results allowed the validation of the Resistance Integration Method to assess the evolution of the bond strength during the post-fire phase.

Keywords: post-fire, post-installed rebars, concrete, high temperature, epoxy, bond stress, post-fire bond resistance.

Table des matières

Introduction et contexte.....	1
Chapitre 1: Etude bibliographique	
1. Introduction	5
2. Type des ancrages	5
2.1. Description d'un ancrage chimique et avantages de ce système.....	6
2.2. Instructions de pose d'un ancrage chimique	6
2.3. Champs d'application des scellements chimiques	7
3. Propriétés à haute température des matériaux constituant l'ancrage.....	9
3.1. Béton	9
3.1.1. Microstructure du béton	9
3.1.2. Principales transformations physico-chimiques dans les bétons soumis à haute température.....	9
3.1.3. Dilatation thermique.....	11
3.1.4. Propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de chauffage	11
3.1.5. Ecaillage	12
3.1.6. Principales transformations physico-chimiques et propriétés des bétons pendant la phase de refroidissement	12
3.1.7. Effet de la température sur le comportement mécanique des bétons à haute température et pendant la phase de refroidissement	13
3.1.8. Influence de la vitesse de refroidissement	14
3.2. Acier	15
3.2.1. Types d'acier	15
3.2.2. Comportement mécanique à température ambiante	16
3.2.3. Comportement mécanique à haute température.....	16
3.2.4. Comportement mécanique résiduel.....	17
3.3. Résine	18
3.3.1. Généralités sur les résines	18
3.3.2. Résines époxy	19
3.3.3. Transition vitreuse.....	21
3.3.4. Comportement en fluage.....	21
3.3.5. Postcure de la résine	23
3.3.6. Comportement de la résine à haute température et pendant la phase de refroidissement.....	24
4. Principes de qualification des ancrages chimiques	25
4.1. Modes de rupture.....	25

4.2. Paramètres impactant le comportement en adhérence.....	26
5. Transfert des efforts le long de l’ancrage	27
5.1. Equilibre entre les efforts de traction et de cisaillement dans un élément d’ancrage	27
5.2. Différentes approches pour la distribution des contraintes	27
5.3. Modèles rhéologiques.....	29
5.3.1. Modèle élastique – ressort.....	29
5.3.2. Modèle visqueux – amortisseur	29
5.3.3. Modèles complexes.....	30
6. Codification des scellements chimiques	30
6.1. Réglementation sur les scellements chimiques	30
6.2. Evaluation des scellements chimiques à haute température.....	31
7. Modèles existants pour le dimensionnement des ancrages chimiques à haute température.....	34
7.1. Méthode d’intégration des résistances (Méthode Pinoteau).....	34
7.2. Modèle de cisaillement différé – Shear lag proposé par (Lahouar et al., 2018).....	35
8. Transfert thermique à haute température et pendant la phase de refroidissement ..	35
9. Synthèse de l’étude bibliographique et organisation du manuscrit	36
Chapitre 2: Propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de refroidissement	
1. Introduction	39
2. Considérations sur l’évolution des propriétés thermo-physiques du béton pendant le chauffage/refroidissement	40
2.1. Evolution des propriétés thermo-physiques du béton pendant la phase de chauffage selon l’(“EN 1992-1-2,” 2008).....	40
2.2. Modèle thermique alternatif pendant la phase de refroidissement : diffusivité thermique constante irréversible correspondant à la valeur à la température maximale atteinte	42
3. Estimation de l’évolution de la diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement par analyse inverse.....	44
3.1. Données expérimentales utilisées dans l’étude par analyse inverse	44
3.2. Problème de transfert thermique unidirectionnel.....	46
3.3. Analyse inverse et identification de la diffusivité thermique.....	48
3.3.1. Description de la méthode utilisée.....	48
3.3.2. Résultats de la diffusivité thermique calibrée.....	50
4. Comparaison des prédictions de température en utilisant la diffusivité calibrée et les approches alternatives	51
5. Synthèse de l’étude réalisée	56

Chapitre 3: Caractérisation du comportement des ancrages chimiques pendant la phase post-feu

1.	Introduction	58
2.	Matériaux et programme expérimental	58
2.1.	Matériaux utilisés	58
2.1.1.	Le béton	58
2.1.2.	La résine	59
2.1.3.	L'armature en acier	59
2.2.	Procédure de fabrication des éprouvettes	60
2.3.	Dispositif d'essai	60
2.4.	Procédure des essais d'arrachements	61
2.5.	Modalité des essais	62
2.5.1.	Dispositif de chauffage et distribution de température	62
2.5.2.	Résistance en adhérence	63
3.	Résultats des essais	64
3.1.	Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température pendant la phase de chauffage (série 1)	64
3.2.	Variation de la résistance post-feu en fonction de la température maximale atteinte (série 2)	64
3.3.	Modèle considéré pour la résistance en adhérence post-feu	66
3.4.	Effet de la température et du fluage sur le déplacement de l'ancrage	68
3.5.	Modes de ruine observés	70
4.	Synthèse des principales observations	71

Chapitre 4: Validation expérimentale et numérique de la méthode d'évaluation post-feu

1.	Introduction	72
2.	Matériaux et programme expérimental	72
2.1.	Matériaux utilisés	73
2.2.	Programme expérimental	73
2.3.	Configuration des essais	75
3.	Résultats expérimentaux et discussions	78
3.1.	Charges de rupture expérimentales à température ambiante	78
3.2.	Modes de ruine observés	79
3.3.	Charges de rupture post-feu expérimentales	80
3.4.	Profils de température mesurés	82
3.5.	Comportement mécanique des scellements chimiques en fonction du temps de refroidissement	85

4.	Evaluation de la validité du modèle d'intégration des résistances	88
5.	Analyse thermique transitoire via Ansys.....	91
5.1.	Description du modèle thermique transitoire 3D	92
5.2.	Comparaison du modèle avec les résultats expérimentaux.....	95
5.3.	Comparaison de la prédiction de la ruine avec l'observation expérimentale	96
6.	Conclusion.....	97
Chapitre 5: Comportement au fluage des scellements chimiques à haute température		
1.	Introduction	99
2.	Essais de fluage	99
3.	Modèles rhéologiques utilisées dans l'étude.....	100
3.1.	Modèle de Kelvin-Voigt	101
3.2.	Modèle de Burgers	101
3.3.	Choix du modèle rhéologique pour cette étude.....	103
4.	Modèle du shear lag.....	103
4.1.	Hypothèses du modèle.....	104
4.2.	Equations constitutives du shear lag	104
5.	Combinaison du shear lag avec Kelvin-Voigt.....	106
5.1.	Mise en place du modèle	106
5.2.	Résolution par différences finies	107
6.	Calibration des lois de comportement	109
7.	Résultats obtenus – cas d'une température uniforme.....	111
7.1.	Déplacement obtenu pendant la phase de fluage	111
7.2.	Distribution des contraintes axiales et de cisaillement.....	112
8.	Résultats obtenus – cas d'une température variable	112
9.	Conclusion.....	115
Conclusions et perspectives d'étude		116
Références		119
Annexe 1 : Position théorique des thermocouples.....		125
Annexe 2 : Profils de température mesurés expérimentalement pour tous les essais		126

Liste des figures

Figure 1 : Types d'ancrages (adaptée de Rolf Eligehausen et al., 2006).....	5
Figure 2 : Courbes de chargement en fonction du déplacement des scellements d'armatures post-installées et coulées en place lors d'un essais d'arrachement confiné (reproduite de Spieth et al., 2001)	6
Figure 3 : Etapes pour l'implémentation des ancrages.....	7
Figure 4 : Extension de structures en béton armé existantes en utilisant des scellements chimiques d'armatures (Genesio et al.,2017)	8
Figure 5 : Transformations principales dans le béton à haute température (HAGER, 2004)	10
Figure 6 : Evolution avec la température de la déformation thermique de la pâte de ciment (à gauche) (Diederichs et al., 1989), et de celle des granulats naturels (à droite) (Bažant and Kaplan, 1996)	11
Figure 7 : Variation de la conductivité thermique en fonction de la température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (Ödeen, 1968)	13
Figure 8 : Evolution de la résistance en compression en fonction de la température pour des éprouvettes en béton testées à chaud et à froid, chargées et non chargées (Abrams, 1971) ...	14
Figure 9 : Types d'armatures HA (Pinoteau, 2013a)	15
Figure 10 : Diagramme charge - déformation de l'acier (Landowski and Lemoine, 2008)..	16
Figure 11 : Comportement des barres de précontrainte à haute température (Hou et al., 2014)	16
Figure 12 : Courbes de contrainte – déformation des armatures en acier au carbone laminé à chaud (gauche) et à froid (droite)	17
Figure 13 : Motif de base de macromolécule époxydique	20
Figure 14 : Obtention des résines de type DGEBA (Barrere and Dal Maso, 1997)	20
Figure 15 : Différents stades de fluage successifs (Houhou, 2012)	22
Figure 16 : Méthode de construction de la courbe maitresse de fluage en se basant sur le principe de superposition temps-température (Houhou, 2012).....	23
Figure 17 : Schéma de l'évolution de la réticulation de la résine (Rekik Medhioub, 2009)	23
Figure 18: Résistance normalisée en fonction de la température maximale de chauffage... ..	24
Figure 19 : Modes de rupture sous traction (a) rupture par cône de béton, (b) rupture par extraction – glissement, (c) rupture combinée, (d) rupture de l'acier, (e) rupture par fendage	25
Figure 20 : Courbes de force – déplacement pour différents mode de ruine d'un ancrage mécanique (reproduite de R Eligehausen et al., 2006).....	26
Figure 21 : Bilan d'efforts sur un élément d'ancrage.....	27
Figure 22 : Joint à double recouvrement analysé par la théorie de Volkersen.....	28
Figure 23 : Observations des déformations par la technique de Moiré pour un joint à simple recouvrement : a) Adhérents quasiment isotropes, b) Adhérents anisotropes, c) Déformations théoriques selon (Volkersen, 1938) (Figure de Tsai et al., 1998).....	29
Figure 24 : Configuration de l'essai pour l'évaluation des scellements chimiques à haute température (“EAD 330087-01-0601,” 2020)	31
Figure 25 : Exemple de la détermination de la résistance en adhérence f_{bm} en fonction de la température θ (“EAD 330087-01-0601,” 2020)	32
Figure 26 : Facteur de réduction du béton k_{fi} de classe C20/25 (“EAD 330087-01-0601,” 2020)	33
Figure 27 : Schéma montrant les étapes de la méthode d'intégration des résistances (Pinoteau, 2013)	34

Figure 28 : Courbe temps-température ISO 834-1	36
Figure 29 : Organisation du manuscrit de thèse	38
Figure 30 : Propriétés thermo-physiques du béton durant la phase de chauffage selon l'("EN 1992-1-2," 2008)	41
Figure 31 : Diffusivité thermique en fonction de la température pendant la phase de chauffage (adaptée de Felicetti et al., 2013).....	42
Figure 32 : Variation de la chaleur spécifique en fonction de la température pendant le chauffage/refroidissement du béton (adaptée de Lyzwa and Zehfuss, 2017)	43
Figure 33 : Variation de la conductivité thermique en fonction de la température pendant le chauffage/refroidissement du béton (adaptée de (Lyzwa and Zehfuss, 2017))	44
Figure 34 : Configuration des voiles testés.....	45
Figure 35 : Evolution des températures enregistrées à différentes profondeurs dans l'épaisseur du voile 1 par les 3 échelles de thermocouples (6.a), la moyenne des thermocouples à différentes positions (6.b) et les deux thermocouples en profondeur intérieure du voile (6.c)	46
Figure 36 : Bilan thermique sur une tranche (nœud n°k).....	48
Figure 37 : Distribution des observations en fonction de la plage de température.....	50
Figure 38 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de la température	51
Figure 39 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « diffusivité calibrée » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1.....	53
Figure 40 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 constante irréversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1.....	53
Figure 41 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 réversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1.....	54
Figure 42 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « diffusivité calibrée sèche » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1.....	54
Figure 43 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 constante irréversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1.....	55
Figure 44 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 réversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1.....	55
Figure 45 : Thermocouple fixé sur une armature de type GEWI.....	60
Figure 46 : Eprouvettes testées	60
Figure 47 : Dispositif d'essai	61
Figure 48 : Présentation de la série 2 des essais d'arrachement	62
Figure 49 : Courbes montrant la variation de la température du four et le long de l'ancrage en fonction du temps	62
Figure 50 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température.....	64
Figure 51 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température maximale atteinte à différentes températures post-feu pour les essais d'arrachement post-feu, à charge constante (gauche) et sans charge appliquée (à droite) pendant la phase de chauffage	65
Figure 52 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température – exemple pour une température maximale atteinte de 125°C	66

Figure 53 : Représentation 3D du modèle considéré	67
Figure 54 : Ratio des contraintes en adhérence expérimentale et calculée pour différentes températures post-feu	67
Figure 55 : Ratio des contraintes en adhérence expérimentale et calculée pour une température post-feu de 26°C	68
Figure 56 : Schéma montrant la mesure du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton	69
Figure 57 : Variation du déplacement en fonction du temps à une température donnée ...	69
Figure 58 : Exemples de ruine par arrachement après chauffage à une température inférieure à 250°C (gauche) et après chauffage à 320°C (droite)	70
Figure 59: Exemples d'éprouvettes cubiques et cylindriques pour la caractérisation du béton pour la deuxième campagne d'essais	73
Figure 60: Four et système de chargement utilisé pendant la phase de chauffage (reproduite de Al-Mansouri, 2020)	77
Figure 61: Dispositif d'essai utilisé pendant la phase de chauffage.....	78
Figure 62: Dispositif d'essai utilisé pendant la phase de refroidissement	78
Figure 63 : Essai d'arrachement à 20°C pour un ancrage de 70 mm	79
Figure 64 : Photo montrant l'ancrage avant son arrachement (a) et sa rupture en adhérence à l'interface résine/acier ((b) et (c))	79
Figure 65 : Photos des différents modes de ruine à température ambiante (a), à haute température (b) et après exposition au feu (c)	80
Figure 66 : Résistance en adhérence post-feu à différents temps de refroidissement (pour G1)	80
Figure 67 : Résistance en adhérence normalisée en fonction du temps de refroidissement pour les différentes profondeurs d'ancrage (pour G1 et G2)	82
Figure 68 : Résistance en adhérence normalisée en fonction du temps de refroidissement (pour G1 et G2).....	82
Figure 69 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 160 mm	83
Figure 70 : Profils de température expérimentaux en fonction du temps le long de l'ancrage de 160 mm dans la poutre G1-5.....	83
Figure 71 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 120 mm	83
Figure 72 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 100 mm	84
Figure 73 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 70 mm.....	84
Figure 74 : Températures mesurées en fonction de la profondeur d'ancrage à la fin de la phase de chauffage.....	84
Figure 75 : Profils de températures expérimentaux en fonction du temps dans le béton dans la poutre G1-5	85
Figure 76 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 160 mm de profondeur d'ancrage	86
Figure 77 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 120 mm de profondeur d'ancrage	87
Figure 78 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 100 mm de profondeur d'ancrage	87

Figure 79 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 70 mm de profondeur d'ancrage	88
Figure 80 : Relation contrainte en adhérence - température utilisée	89
Figure 81 : Résistances en adhérence normalisées pour les essais à haute température	89
Figure 82 : Résistances post-feu normalisées calculées et expérimentales des scellements chimiques de profondeur d'ancrage 156 mm \pm 4 mm.....	90
Figure 83: Profils de température le long de l'ancrage dans la poutre G2-14	91
Figure 84 : Résistances en adhérence en fonction du temps pour la poutre G2-14 en utilisant la méthode d'intégration des résistances	91
Figure 85 : Application de la méthode d'intégration des résistances pour la poutre G2-1691	91
Figure 86 : Géométrie du modèle 3D considéré sur ansys	92
Figure 87 : Conditions aux limites appliquées lors des 3 étapes de l'analyse thermique transitoire.....	93
Figure 88 : Variation des propriétés thermiques du béton et de l'acier.....	94
Figure 89 : Variation des propriétés thermiques de l'isolant utilisé dans l'analyse thermique transitoire.....	95
Figure 90 : Comparaison entre les profils de température expérimentaux et numériques le long de la profondeur d'ancrage.....	96
Figure 91 : Résistances en adhérence calculées et expérimentales normalisées pour l'ancrage de profondeur d'ancrage de 155 mm \pm 3 mm	97
Figure 92 : Schéma montrant la mesure du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton (Pinoteau, 2013a).....	100
Figure 93 : Déplacements mesurés pendant les phases de fluage et de relaxation avec la température (Pinoteau, 2013a)	100
Figure 94: Description du modèle de Kelvin-Voigt	101
Figure 95 : Représentation graphique de l'essai de fluage pour un matériau dont le comportement peut être présenté par le modèle de Kelvin-Voigt (Liang, 2016)	101
Figure 96: Description du modèle de fluage de Burgers	102
Figure 97 : Représentation graphique d'un essai de fluage pour un matériau dont le comportement peut être présenté par le modèle de Burgers (Liang, 2016)	103
Figure 98: Configuration mécanique et géométrique de l'ancrage étudié.....	104
Figure 99: Représentation de l'équilibre des forces dans une section de l'ancrage étudié.....	105
Figure 100 : Schéma représentant la discrétisation de l'ancrage en n éléments.....	107
Figure 101 : Représentation des déplacements calculés et expérimentaux à différentes températures.....	110
Figure 102 : Variation de η du modèle de Kelvin-Voigt avec la température.....	111
Figure 103 : Variation du déplacement en fonction du temps à x=75 mm (à gauche) et avec la profondeur d'ancrage (à droite)	111
Figure 104 : Variation des contraintes de cisaillement le long de l'ancrage avec le temps en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt modifié	112
Figure 105 : Variation des contraintes axiales le long de l'ancrage avec le temps en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt modifié	112
Figure 106 : Profils de température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 1)	113
Figure 107 : Déplacement de fluage obtenu pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 1).....	114
Figure 108 : Profils de température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 2)	114

Figure 109 : Déplacement de fluage obtenu pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 2)	115
---	-----

Liste des tableaux

Tableau 1 : Démarche, objectifs et contenu de l'étude du comportement post-feu des scellements chimiques	4
Tableau 2 : Champs d'application des scellements chimiques dans les structures en béton ("EAD 330087-01-0601," 2020)	8
Tableau 3 : Valeurs de correspondance des résistances en adhérence entre les ancrages mécaniques classiques et les scellements chimiques	31
Tableau 4 : Valeurs de diffusivités constantes considérées à chaque nœud du modèle pour l'approche "EC2 constante irréversible"	52
Tableau 5 : Critères C_{NED} et $CUE - OE$ pour les différentes approches en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1	54
Tableau 6 : Critères C_{NED} et $CUE - OE$ pour les différentes approches en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1	55
Tableau 7 : Composition du béton C20/25	59
Tableau 8 : Caractéristiques des armatures GEWI utilisées	59
Tableau 9 : Composition du béton C20/25(G2)	73
Tableau 10 : Programme expérimental considéré dans l'étude	75
Tableau 11: Coefficients d'échange pour les surfaces exposées au feu et non exposées	93
Tableau 12 : Paramètres utilisés dans le calcul	110

Introduction et contexte

Les systèmes d’ancrage ont été développés pour la fixation des éléments structuraux ou non structuraux aux structures en béton. Les ancrages coulés en place sont utilisés depuis l’introduction du béton armé vers les années 1900. L’utilisation des ancrages post-installés a commencé dans les années 1960 avec le progrès de la technologie de perçage dans le béton. Plusieurs types d’ancrage post-installés existent : mécaniques ou chimiques. Ils diffèrent par leurs modes d’installation ainsi que le mode de transmission de la charge. Chaque année, les ancrages chimiques sont utilisés dans l’industrie de la construction. A température ambiante, les ancrages chimiques peuvent avoir des résistances en adhérence semblables à des ancrages classiques (acier-béton) sans résine (Bouazaoui and Li, 2008). En revanche, plusieurs études ont mis en évidence une dégradation de la résistance en adhérence avec la température ((Chiang and Tsai, 2003), (Pinoteau, 2011)). Malgré les solutions techniques apportées par ce système d’ancrage et ses performances mécaniques élevées, son comportement est gouverné par le comportement mécanique des résines le constituant. Ces dernières sont sensibles à la variation de la température, amplifiant ainsi la vulnérabilité des ancrages dans les situations d’incendie et post-incendie.

Au cours de ces dernières décennies, trois sinistres liés à l’utilisation des scellements chimiques ont eu lieu. En 2003, une partie du plafond suspendu du tunnel Big Dig de Boston s’est effondrée provoquant la mort de deux personnes. En 2011, la barrière du pont Canopy à Atlanta s’est effondrée à cause de la rupture des scellements chimiques. En 2012, un effondrement s’est produit dans le tunnel Sasago au Japon, provoquant la mort de 9 personnes. Les rapports des enquêteurs ont attribué les causes de l’effondrement à l’arrachement des chevilles scellées suite à une mauvaise implémentation ainsi qu’au fluage de la résine causant des déplacements différés considérables. Suite à ces sinistres, les études sur le comportement de ces systèmes d’ancrage dans des conditions accidentelles telle l’incendie se sont multipliées (Pinoteau, 2013; Lahouar, 2017; Al-Mansouri, 2020).

Récemment, il y a un intérêt croissant pour l’étude du comportement des structures pendant la phase post-incendie. En 2004, sept membres d’une brigade de pompiers en Suisse ont été tués suite à l’effondrement de la structure en béton d’un parking souterrain après l’incendie (Salah Dimia et al., 2011). Pendant la phase de refroidissement, la capacité portante des structures en béton armé est régie par l’évolution de la température dans la structure, la chaleur continuant à diffuser dans le béton après l’incendie, et par la variation des propriétés mécaniques des constituants de la structure avec la température.

Malgré la disponibilité des modèles théoriques et empiriques pour prédire les charges et mécanismes de rupture de ces ancrages à température ambiante et à haute température, très peu de travaux existent aujourd’hui permettant d’étudier le comportement post-feu des scellements chimiques. Afin d’évaluer la performance d’une structure en béton armé, les propriétés mécaniques résiduelles de ses matériaux constitutifs doivent être analysés. L’étude du comportement des scellements chimiques en situation post-incendie est ainsi nécessaire pour assurer la tenue structurelle après le feu.

Objectif de la recherche

Cette étude consiste à développer une méthode d'évaluation du comportement en adhérence des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton pendant la phase post-feu. Cette méthode doit pouvoir tenir compte de l'influence de la température maximale atteinte le long de l'ancrage et de son impact sur la détermination de la résistance en adhérence post-feu de ces systèmes d'ancrage.

Méthodologie de la recherche

Pour étudier le comportement post-feu des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton, la démarche décrite ci-après est établie. Ce manuscrit de thèse est à cet effet composé de cinq chapitres. Le Tableau 1 synthétise le contenu et les objectifs attendus de ces chapitres.

- i. Le chapitre 1 présente une étude bibliographique sur l'utilisation des scellements chimiques dans les structures en béton armé. L'objectif est de déterminer les méthodes permettant l'évaluation et le dimensionnement des scellements chimiques à haute température, et d'identifier les paramètres et les phénomènes physico-chimiques pour l'étude du comportement post-feu de ce système d'ancrage. A cet effet, une étude bibliographique a été réalisée pour décrire dans un premier temps les champs d'application des scellements chimiques, leur mise en œuvre et les caractéristiques des matériaux les constituants. Dans un deuxième temps sont présentées les méthodes d'évaluation et de dimensionnement des scellements chimiques à haute température, mettant l'accent sur l'absence d'une méthode d'évaluation pendant la phase post-feu.
- ii. Le chapitre 2 se focalise sur la détermination de la première donnée d'entrée pour la méthode d'évaluation post-feu qui est le profil de température pendant la phase de refroidissement. L'objectif de ce chapitre est, dans un premier temps, d'identifier la diffusivité thermique du béton pour le calcul thermique pendant la phase de refroidissement. Pour cela, une analyse inverse a été réalisée en utilisant des profils de température expérimentaux à différentes profondeurs d'un voile en béton pendant la phase de refroidissement pour déterminer la diffusivité thermique. Une approche numérique minimisant l'erreur entre les prédictions numériques et les mesures des essais a été réalisée à l'aide du logiciel Matlab. Dans un deuxième temps, la pertinence de l'utilisation des propriétés thermophysiques du béton telles que stipulées par l'EN 1992-1-2 à haute température est évaluée pour la phase de refroidissement.
- iii. Le chapitre 3 étudie le comportement des scellements chimiques après exposition à différentes températures de chauffage et de refroidissement à l'échelle de l'ancrage. L'objectif de cette étude est de déterminer une procédure d'essais de caractérisation du comportement post-feu des scellements chimiques. Pour cela, un ensemble d'essais de caractérisation est réalisé sur des scellements chimiques insérés dans des cylindres en béton. Ces essais permettent de proposer une méthode d'évaluation du comportement post-feu des scellements chimiques en fonction de la température maximale le long de l'ancrage et de la température post-feu à laquelle l'essai d'arrachement est réalisé.

- iv. Le chapitre 4 se concentre sur l'évolution du comportement des scellements chimiques à plus grande échelle pendant la phase post-feu. L'objectif de ce chapitre est de valider la méthode d'évaluation post-feu. Pour ce faire, des essais d'arrachement post-feu ont été réalisés sur des scellements chimiques insérés dans des poutres en béton armé. Ensuite les résultats d'essais ont été comparés aux résultats calculés avec la méthode d'intégration des résistances, en utilisant d'une part les profils de température expérimentaux et numériques, et d'autre part la relation contrainte en adhérence – température identifiée dans le chapitre 3. Les profils de température ont été calculés via une analyse thermique transitoire sur ansys en utilisant les propriétés thermiques décrites dans le chapitre 2.

- v. Le chapitre 5 porte sur l'étude du fluage des scellements chimiques soumis à une variation de température. L'objectif est d'étudier l'influence de la température et du fluage sur le déplacement différé de l'ancrage. Pour cela, le modèle non linéaire de cisaillement différé « shear-lag » a été utilisé en intégrant un modèle rhéologique représentatif du fluage comme loi de comportement. Les paramètres de ce modèle ont été alimentés par les essais de fluage réalisés dans les travaux de (Pinoteau, 2013a).

Tableau 1 : Démarche, objectifs et contenu de l'étude du comportement post-feu des scellements chimiques

Chapitre 1	Chapitre 2	Chapitre 3	Chapitre 4	Chapitre 5
Etude bibliographique	Propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de refroidissement	Caractérisation du comportement des ancrages chimiques pendant la phase post-feu	Validation expérimentale et numérique de la méthode d'évaluation post-feu	Comportement au fluage des scellements chimiques à haute température
Objectifs				
<p>i- Présentation des scellements chimiques</p> <p>ii- Etude des phénomènes se produisant à haute température et pendant la phase de refroidissement et des propriétés des matériaux constituant l'ancrage</p> <p>iii- Recensement des méthodes d'évaluation et de dimensionnement des ancrages chimiques existantes à haute température</p>	<p>i- Détermination de la diffusivité thermique du béton pendant la phase de refroidissement</p> <p>ii- Evaluation de la pertinence de l'utilisation des propriétés thermophysiques du béton telles que stipulées par l'EN1992-1-2 à haute température pour la phase de refroidissement</p>	<p>i- Détermination d'une procédure d'essais visant à caractériser le comportement post-feu des scellements chimiques</p> <p>ii- Mise en évidence des variations de résistance en adhérence en fonction de la température maximale atteinte le long de l'ancrage et de celle post-feu</p> <p>iii- Evaluation de l'effet de la température maximale sur le comportement post-feu des ancrages</p>	<p>i- Validation de la méthode de dimensionnement par intégration des résistances pendant la phase post-incendie (expérimentale et numérique)</p>	<p>i- Quantification du fluage des scellements chimiques à haute température</p>
Contenu				
<p>i- Scellements chimiques dans le béton (mise en œuvre, applications)</p> <p>ii- Etude bibliographique à haute température et pendant la phase de refroidissement sur l'acier, le béton et la résine</p> <p>iii- Présentation de la méthode d'intégration des résistances et des méthodes théoriques de transfert de charge le long de l'ancrage</p>	<p>i- Réalisation d'une analyse inverse pour estimer la diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement</p> <p>ii- Comparaison des profils expérimentaux de température et ceux calculés via la diffusivité calibrée, la diffusivité de l'EN1992-1-2 et la diffusivité considérée constante pendant la phase de refroidissement</p>	<p>i- Essais de caractérisation sur des scellements chimiques insérés dans des cylindres en béton en utilisant une résine à base d'époxy</p> <p>ii- Proposition d'une méthode d'évaluation des ancrages chimiques après exposition à haute température</p>	<p>i- Essais de validation sur des scellements chimiques insérés dans des poutres en béton armé</p> <p>ii- Proposition d'un modèle sur ansys pour la détermination des profils de température pendant la phase post-feu</p> <p>iii- Proposition d'une méthode d'évaluation post-feu des scellements chimiques et comparaison des résultats d'essais aux résistances calculées</p>	<p>i- Application du modèle du shear lag en intégrant une loi de comportement prenant en compte le fluage</p> <p>ii- Détermination des paramètres du modèle de fluage considéré à travers la calibration des essais de fluage</p> <p>iii- Présentation des prédictions théoriques du modèle</p>

CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1. Introduction

L'étude du comportement post-incendie des scellements chimiques nécessite d'une part la connaissance de l'évolution des profils de température pendant les phases de chauffage et de refroidissement et d'autre part la connaissance des variations des propriétés mécaniques associées à ces températures.

Ce chapitre synthétise l'état de l'art portant sur le comportement des scellements chimiques d'armatures rapportés pour béton. D'abord, une description générale de ces systèmes d'ancrage est présentée: installation, domaines d'emploi et modes de ruptures, ainsi que les paramètres influençant leur comportement. Ensuite, les propriétés des matériaux constituant ces ancrages (béton, armature et résine) sont décrites à haute température et après exposition au feu. En outre, les méthodes d'évaluation et de dimensionnement existantes à haute température sont présentées. Enfin, une synthèse des modèles décrivant la transmission des efforts le long de l'ancrage est présentée.

2. Type des ancrages

Les systèmes d'ancrage sont classés en deux catégories principales : les armatures coulées en place et rapportées (post-installées) dans le béton. Ces systèmes assurent la connexion entre les éléments structuraux ou non-structuraux. Plusieurs types d'ancrage existent. Ils diffèrent par leur mode d'installation et la façon dont la charge extérieure est transmise. La Figure 1 montre des exemples de types d'ancrage qui transmettent les charges au matériau support de diverses manières : verrouillage de forme (boulon à tête, cheville à expansion), tenue par frottement (cheville à expansion) et adhérence (cheville chimique). Parmi ces ancrages, les scellements chimiques nous intéressent particulièrement. C'est un système formé de 3 composants : une armature directement liée à l'élément à fixer, le béton qui va reprendre le chargement et la résine qui va transmettre l'effort de l'ancrage au béton.

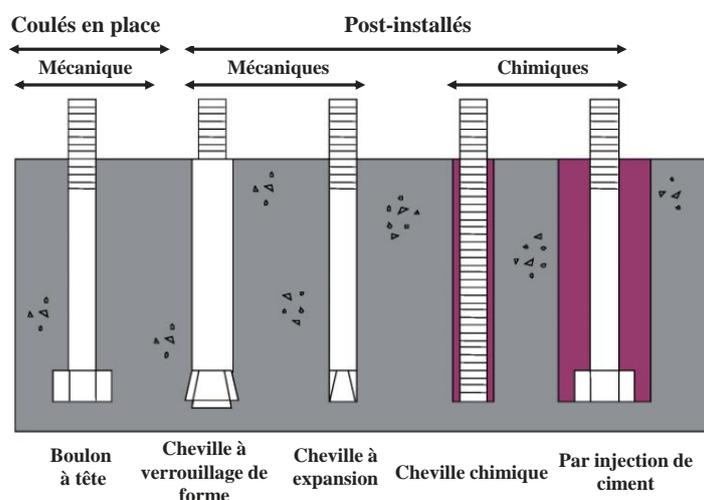


Figure 1 : Types d'ancrages (adaptée de Rolf Eligehausen et al., 2006)

2.1. Description d'un ancrage chimique et avantages de ce système

Les scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton sont insérés à l'aide d'une résine assurant l'adhérence entre l'acier et le béton. Ces systèmes d'ancrages sont utilisés dans de nombreuses applications en génie civil, notamment en rénovation pour l'extension et le renforcement des structures en béton armé. Ce système a été développé au Japon dans les années 1960 (Shaw, 1982). Les ancres chimiques sont un moyen fiable et économique pour renforcer ou étendre des structures en béton armé existantes avec des performances comparables aux barres d'armatures coulées en place (Fuchs and Hofmann, 2021). Ils présentent une facilité de mise en place et de réhabilitation par rapport aux armatures coulées en place. Ils transfèrent la charge via la résistance en adhérence et friction. Les scellements sont divisés en deux groupes (Needham and Juntunen, 1998) : les scellements où le liant est organique, et ceux où le liant est inorganique comme les mortiers à base de ciment. Dans le cas des liants organiques, différents adhésifs (époxydes, polyuréthanes, polyesters, méthacrylates de méthyle et vinylesters) peuvent être utilisés pour l'installation de ces types d'ancrages. Ils sont principalement à base de polymères et présentent ainsi un comportement dépendant du temps et de la température. Afin de comparer le comportement mécanique entre les différents systèmes d'ancrage existants, (Spieth et al., 2001) ont réalisé une série d'essais d'arrachement sur des armatures coulées en place et des scellements post-installés avec des résines organiques (à base d'époxy et polyester) et hybrides (vinylester et composé cimentaire). Les résultats ont montré que le système hybride a un comportement mécanique se rapprochant des armatures coulées en place. Alors que les scellements chimiques avec la résine à base d'époxy ont une rigidité plus élevée que ceux coulés en place, les scellements chimiques avec la résine polyester ont une adhérence significativement plus faible que les autres systèmes (Figure 2).

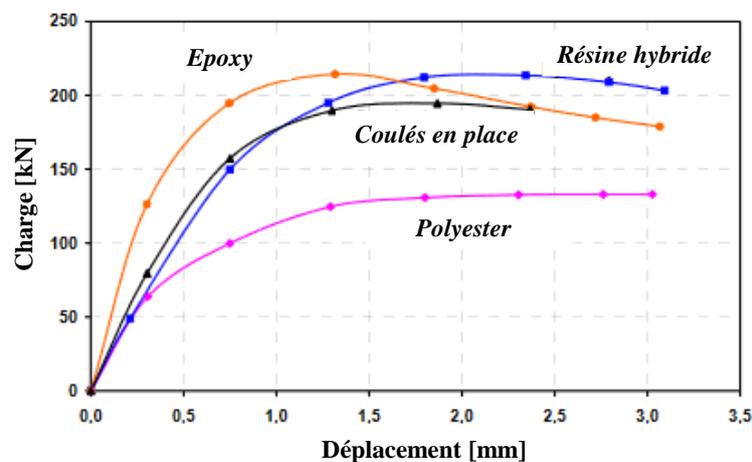


Figure 2 : Courbes de chargement en fonction du déplacement des scellements d'armatures post-installées et coulées en place lors d'un essai d'arrachement confiné (reproduite de Spieth et al., 2001)

2.2. Instructions de pose d'un ancrage chimique

La mise en place du système d'injection pour scellements d'armatures rapportées doit se faire conformément aux instructions de pose délivrées par le fabricant. Elle se fait en plusieurs étapes qui sont les suivantes (Figure 3) :

- Perçage du trou à la profondeur requise en utilisant un marteau perforateur et une mèche en rotation percussion (ou un autre type de perçage tel le carottage diamant selon les instructions du fabricant). Le trou se fait d'un diamètre légèrement supérieur

à celui de l'armature à ancrer (en général 4 mm de plus pour assurer 2 mm d'épaisseur de résine autour de l'armature).

- Nettoyage du trou de toute poussière ou débris avant d'installer l'armature via le nettoyage manuel ou le nettoyage à air comprimé avec une série de soufflages et de brossages. Le matériel de nettoyage est généralement fourni par le fournisseur de la résine.
- Injection de la résine à partir du fond du trou vers l'extrémité pour éviter la formation des bulles d'air et retrait progressif de la buse mélangeuse. En général, le trou est rempli jusqu'à peu près les 2/3 pour assurer que l'espace annuaire entre l'armature et le béton soit rempli sur toute la profondeur d'ancrage.
- Insertion de la barre dans le trou percé par un mouvement rotatif.

Le temps de cure dépend du type de résine ainsi que de la température.

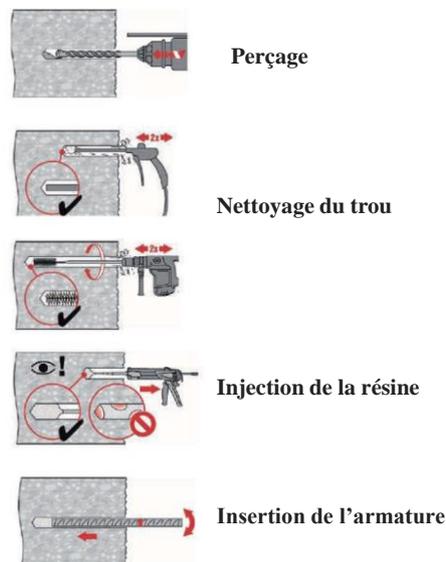


Figure 3 : Etapes pour l'implémentation des ancrages

2.3. Champs d'application des scellements chimiques

Les applications typiques des scellements chimiques d'armature sont illustrées dans des configurations horizontales ou verticales selon l'("EAD 330087-01-0601," 2020) (Tableau 2) pour connecter des dalles, des poutres, des murs, des escaliers, des fondations et des éléments sollicités en compression. Ils sont généralement utilisés pour construire et étendre des bâtiments existants en béton armé, ou pour les renforcer et les réhabiliter comme le montre la Figure 4.

Deux types de connexion sont fréquemment utilisés comme le montre le Tableau 2 (Pinoteau, 2013a):

- Configuration horizontale permettant la connexion des barres d'armatures de dalles et poutres pour constituer un plancher.
- Configuration verticale permettant la connexion d'un élément horizontal à un autre vertical.



(a) Extension d'un mur



(b) Connexion mur-plancher

Figure 4 : Extension de structures en béton armé existantes en utilisant des scellements chimiques d'armatures (Genesisio et al.,2017)

Configuration horizontale	Configuration verticale

Tableau 2 : Champs d'application des scellements chimiques dans les structures en béton ("EAD 330087-01-0601," 2020)

La technique des scellements chimiques permet d'accélérer les travaux de construction grâce à la prise rapide des résines à base d'époxy, surtout que leur comportement mécanique est équivalent ou parfois supérieur à celui des systèmes d'ancrages mécaniques classiques (Bouzaoui and Li, 2008).

3. Propriétés à haute température des matériaux constituant l'ancrage

Cette section présente les études réalisées sur les matériaux constituant les ancrages chimiques afin d'évaluer leur comportement mécanique à haute température et pendant la phase de refroidissement.

3.1. Béton

3.1.1. Microstructure du béton

Le béton est un matériau hétérogène. La large étendue granulométrique ainsi que la diversité des produits d'hydratation, sensible aux conditions de conservation (température, humidité relative) sont à l'origine de cette hétérogénéité (HAGER, 2004). De manière générale, le béton est un matériau composite dans lequel on trouve trois composants essentiels qui sont la matrice (pâte de ciment durcie), les granulats (gravillons et sables) et l'eau.

Le ciment: Le type de ciment le plus utilisé est le ciment Portland, dont les constituants présentent des réactions hydrauliques : en présence de l'eau, ils se transforment en hydrates et s'organisent en une structure mécaniquement résistante. Les principaux hydrates formés sont : silicate de calcium hydraté (CSH), portlandite $\text{Ca}(\text{OH})_2$, et l'ettringite ($3\text{CaO} \cdot \text{A}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$). Les quantités de CSH et $\text{Ca}(\text{OH})_2$ formés dépendent essentiellement de la composition du ciment, du rapport E/C et du temps de réaction. En moyenne, pour un ciment portland, la pâte de ciment durcie contient 70% de C-S-H et 25-27% de $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (Diamond, 1986).

L'eau: L'eau dans le béton se trouve sous trois formes: l'eau capillaire, l'eau adsorbée et celle chimiquement liée avec les hydrates du ciment. L'eau capillaire remplit le volume poreux au-delà de la couche adsorbée et elle est séparée de la phase gazeuse par des ménisques. L'eau libre est présente dans les gros pores et s'évacue facilement du béton lors du séchage (Choinska, 2006). L'eau adsorbée est soumise à des forces intermoléculaires de Van der Waals et des forces électrostatiques. Elle est présente sur la surface solide des pores, notamment sur les C-S-H. L'eau chimiquement liée représente l'eau consommée lors des réactions d'hydratation du ciment et combinée avec d'autres composants dans les hydrates. En outre, elle présente un rôle important dans le comportement mécanique du béton à haute température, et influe sur la déformation thermique transitoire du béton.

Les granulats: Les granulats les plus utilisés pour le béton sont naturels et proviennent de roches sédimentaires siliceuses ou calcaires, de roches métamorphiques telles que les quartz et quartzites ou de roches éruptives telles que les basaltes et les granites. Trois types de granulats sont distingués dans le béton : le sable (de diamètre inférieur à 4 mm), les gravillons (de diamètres entre 4 et 32 mm) et les graves de diamètre supérieur à 32 mm. Ils occupent 60 à 75% du volume du béton (Moranville-Regourd, 1990).

3.1.2. Principales transformations physico-chimiques dans les bétons soumis à haute température

Bien que la diffusivité thermique du béton est faible, l'augmentation de la température affecte ses propriétés mécaniques en générant des transformations physicochimiques au niveau de ses constituants. (HAGER, 2004) a étudié le comportement du béton à haute température. La

synthèse des observations réalisées a révélé que l'élévation de la température du béton entraîne des transformations physico-chimiques et microstructurales conduisant à un changement des propriétés mécaniques. (Mindeguia, 2009) a listé les principales transformations physico-chimiques se produisant dans le béton lorsqu'il est exposé à des températures élevées.

Dans la pâte de ciment, les principales réactions au cours de l'échauffement du béton sont présentés par (Pimienta, 2001) et (Khoury et al., 2002) commençant par l'évaporation de l'eau libre à 100°C. Ensuite, la première déshydratation des C-S-H a lieu à 180°C. Jusqu'à la température 300°C, la déshydratation est assez rapide. Notamment dans la gamme des températures 80°C – 200°C se produit la déshydratation de l'ettringite conduisant à la libération de 32 molécules d'eau. Lorsque la température de 300°C est dépassée, l'eau la plus fortement liée qui participe à la constitution des hydrates, commence à s'évaporer. Entre 450°C et 550°C a lieu la décomposition de la portlandite en chaux libre et en eau selon la réaction :



La deuxième décomposition des hydrates est observée à partir de 600°C, avec une vitesse plus lente et la formation de $\beta\text{-C}_2\text{S}$.

Le calcaire se décompose autour de 800°C avec un dégagement de chaleur (réaction exothermique) et la libération du gaz carbonique en :



La principale réaction dans les granulats est la transformation du quartz β en quartz α à 573°C (Pimienta, 2001).

La Figure 5 regroupe les principaux phénomènes liés aux changements des constituants du béton pendant la phase de chauffage.

20°	Début du départ de l'eau	éclatement	réactions hygrothermiques
100°C	Départ de l'eau libre 80°C-150°C déshydratation de l'ettringite 150-170°C décomposition du gypse $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ 171°C fusion des fibres polypropylène Début de la déshydratation du CSH		
200°C	Augmentation de la pression interne Petits pics endothermiques indiquant des effets de décomposition et d'oxydation d'éléments métalliques (ferriques) peuvent apparaître.		
300°C	Clivage des granulats silico-calcaires Température critique de l'eau (374°C)		
400°C	Décomposition de la portlandite $\text{Ca(OH)}_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$	fissuration	
500°C	Changement des phases du quartz $\beta\text{-}\alpha$ (573°C)		
600°C	Deuxième phase de la décomposition du gel CSH avec la formation de $\beta\text{-C}_2\text{S}$. C'est la seconde étape de la déshydratation des silicates de calcium hydratés qui produit une nouvelle forme de silicates bicalciques		
700°C	Décomposition du carbonate de calcium. Le calcaire se décompose autour de 700°C en $\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$, réaction fortement endothermique qui libère du gaz carbonique		
.....			
1200°C			
1300°C	Destruction complète du béton et apparition de la phase liquide		

Figure 5 : Transformations principales dans le béton à haute température (HAGER, 2004)

3.1.3. Dilatation thermique

Lors du chauffage, la pâte de ciment hydratée subit une expansion jusqu'à 150°C environ, puis une contraction lorsqu'elle subit un retrait de dessiccation menant à la perte d'eau (Figure 6) (Diederichs et al., 1989). Le retrait de la pâte de ciment est principalement dû à la déshydratation du CSH. Les déformations thermiques du béton sont non linéairement dépendantes de la température (Piasta, 1984). La Figure 6 montre que la dilatation thermique du béton dépend fortement de la nature des granulats utilisés, où celle des roches volcaniques telles que le basalte est la plus faible, suivie de celle des granulats calcaires, puis celle à base de grès et de quartzites. Au-delà de 570°C, l'augmentation de la dilatation thermique est brutale. Elle est due à la transformation du quartz β en quartz α (Pimienta, 2001).

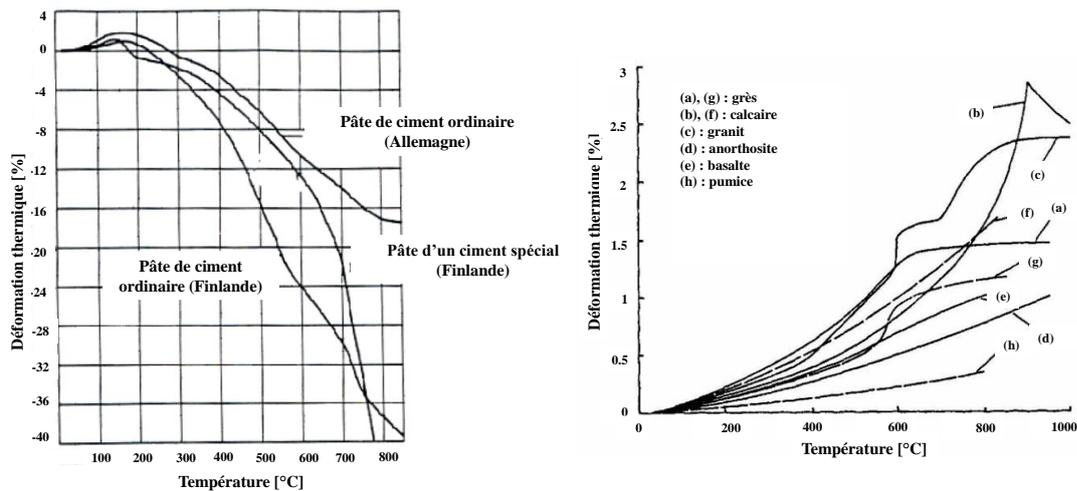


Figure 6 : Evolution avec la température de la déformation thermique de la pâte de ciment (à gauche) (Diederichs et al., 1989), et de celle des granulats naturels (à droite) (Bažant and Kaplan, 1996)

Par conséquent, la déformation thermique du béton résulte de la contribution des déformations thermiques de la pâte de ciment et des granulats qui n'ont pas les mêmes coefficients de dilatation thermique. La dilatation thermique des bétons est principalement liée à la dilatation des granulats, la pâte de ciment s'opposant à cette dilatation.

3.1.4. Propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de chauffage

Le béton étant un matériau hétérogène, composé de pâte de ciment, de granulats et d'eau, chaque composant contribue aux propriétés thermiques du béton. (Harmathy, 1970) a déterminé les propriétés thermo-physiques du béton (chaleur spécifique, conductivité thermique, densité) à différentes températures. Ensuite, des travaux ultérieurs ont été effectués pour évaluer la variation de ces propriétés pendant la phase de chauffage ((Pimienta, 2001), (Millard and Pimienta, 2019) et (Bažant and Kaplan, 1996)). La diminution de la teneur en eau due à l'évaporation et à la migration de l'eau et la formation des fissures pendant la phase du chauffage entraîne une diminution de la densité du béton (McNamee et al., 2019). Ces fissures sont générées dans le béton suite à la dilatation thermique inhomogène des composantes du béton et l'augmentation de la pression de vapeur d'eau dans les pores (Chiang and Tsai, 2003). Elles impactent également la conductivité thermique. La chaleur spécifique du béton dépend du type de granulats et de la proportion des composantes du béton (Schneider, 1988). Plus la proportion de la pâte de ciment est élevée, plus la chaleur spécifique sera élevée en raison de la chaleur latente qui correspond aux effets de déshydratation de la pâte de ciment.

Les propriétés thermophysiques (conductivité thermique, chaleur spécifique et masse volumique) pour le béton figurent dans l'annexe nationale française de l'("EN 1992-1-2" 2008). Une description plus détaillée sur ces propriétés sera apportée dans le chapitre 2 de ce manuscrit.

3.1.5. Ecaillage

Lorsque le béton est exposé à des hautes températures, le chargement thermique imposé conduit à des transferts thermiques et hydriques au sein de la structure en béton induisant une évaporation de l'eau, et une augmentation de la pression dans les pores. Ces mécanismes sont considérés comme les principales causes de la fissuration et de l'écaillage du béton soumis à des températures élevées. L'écaillage est principalement attribué à deux raisons : les effets du gradient thermique et la formation de vapeur d'eau dans le béton. En effet, le gradient thermique dans le béton entraîne des déformations différentes entre la surface et le cœur du béton, induisant des contraintes thermiques élevées. Lorsque la température augmente, l'eau sous forme libre ou liée s'évapore, ce qui augmente la pression dans les zones chaudes du béton. Une partie de cette eau migre vers les zones les plus froides du béton où elle se condense. Un front quasi-saturé d'eau liquide se forme progressivement au voisinage de la surface chauffée, constituant une barrière plus étanche « moisture clog » à tout transport de vapeur d'eau vers l'intérieur du béton (Harmathy, 1965).

L'écaillage du béton peut se produire sous 4 formes : l'écaillage des granulats, l'écaillage explosif, l'écaillage surfacique et l'écaillage des bords (Khoury, 2000). L'écaillage est surtout généré suite à une vitesse de chauffage élevée, une forte teneur en eau dans le béton, une faible perméabilité dans le béton et enfin le niveau de chargement appliqué à la structure (Khoury, 1992). Quant au chargement mécanique appliqué pendant la phase de chauffage, (Miah et al., 2017) ont montré que les contraintes de compression en face chauffée aggravent l'écaillage.

3.1.6. Principales transformations physico-chimiques et propriétés des bétons pendant la phase de refroidissement

Pendant la phase de refroidissement, la chaux libre CaO formée lors de la réaction de décarbonatation se combine avec l'humidité atmosphérique pour reformer de la Portlandite avec une augmentation de volume de 44% (MENOU, 2004). Ceci induit à la fissuration du béton et à l'endommagement des structures en béton.

(Choinska, 2006) a réalisé des essais résiduels après la phase de refroidissement après un cycle d'échauffement jusqu'à la température d'essai, puis refroidissement jusqu'à la température ambiante. Il a été montré que le refroidissement du béton peut entraîner l'apparition de fissures supplémentaires, et une ré-humidification provoquant la réhydratation du gel CSH, mais aussi la réaction de la CaO avec l'eau présente dans l'environnement endommageant d'avantage la structure du béton (Choinska, 2006).

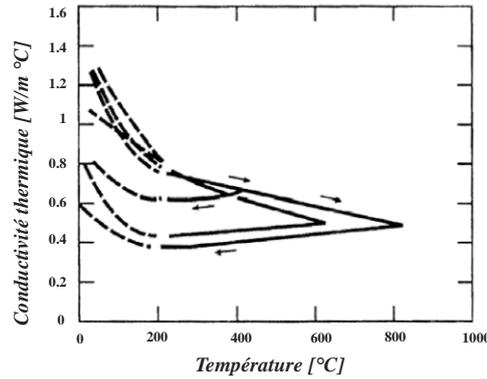


Figure 7 : Variation de la conductivité thermique en fonction de la température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (Ödeen, 1968)

Rares sont les études concernant la détermination des propriétés thermo physiques du béton après exposition à haute température pendant la phase de refroidissement. (Ödeen, 1968) et (Zehfuß et al., 2020) ont réalisé des essais pour mesurer la conductivité thermique (Figure 7) et la chaleur spécifique à haute température pendant la phase de refroidissement. Une description plus détaillée des transformations physico-chimiques pendant la phase de refroidissement figure dans la section 2.2 du chapitre 2, décrivant les modèles thermiques à considérer pendant cette phase. Le chapitre en jeu servira pour déterminer les propriétés du béton à utiliser pour le calcul thermique pendant la phase de refroidissement.

3.1.7. Effet de la température sur le comportement mécanique des bétons à haute température et pendant la phase de refroidissement

(Kameche et al., 2009) ont réalisé des essais d'écrasement à chaud et après refroidissement sur des éprouvettes cubiques en béton de haute résistance. Ils ont constaté une dégradation progressive de la résistance à la compression du béton en fonction de la température à chaud et après refroidissement, et ont remarqué un pic de résistance à 400°C dû à l'augmentation de la pression interne dans le béton jouant un rôle de précontrainte. Ils ont trouvé par analyse thermique différentielle (ATD) que la réaction de déshydratation concerne progressivement plusieurs produits hydratés comme la portlandite ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) et la calcite (CaCO_3). La décomposition de ces phases minérales suite à l'exposition à haute température, est une des causes principales qui est à l'origine de la chute de la résistance mécanique du béton.

La Figure 8 montre les résultats des essais de compression à chaud et à froid obtenus par (Abrams, 1971) réalisés avec des granulats calcaires. Les résultats montrent que les résistances en compression obtenues à froid sont inférieures à celles à chaud. En outre, l'influence de la présence de la charge mécanique durant l'échauffement sur le comportement mécanique des bétons est étudiée. 40% de la résistance en compression f_c à 20°C est appliquée comme charge en compression sur les échantillons à chaud. L'application de la charge mécanique de 0.4 f_c durant l'échauffement, affecte la variation de la résistance en compression testée à chaud. La résistance en compression du béton chargé ne varie pas jusqu'à 600°C, alors que la résistance du béton non chargé se dégrade progressivement (Abrams, 1971). Vers 300°C, une croissance de la résistance de 10% par rapport à la valeur de référence mesurée à la température ambiante est observée. En effet, l'eau absorbée est libérée aux températures supérieures à 100°C, ce qui conduit à une augmentation des forces de liaisons entre les hydrates. Plusieurs études ont confirmé que l'application d'une précharge entraîne une augmentation des résistances relatives

des bétons à haute température notamment (Abrams, 1971; Castillo and Durrani, 1990; Khoury, 1992). L'application de la charge entraîne une densification de la matrice cimentaire du béton et une limitation de la fissuration (HAGER, 2004).

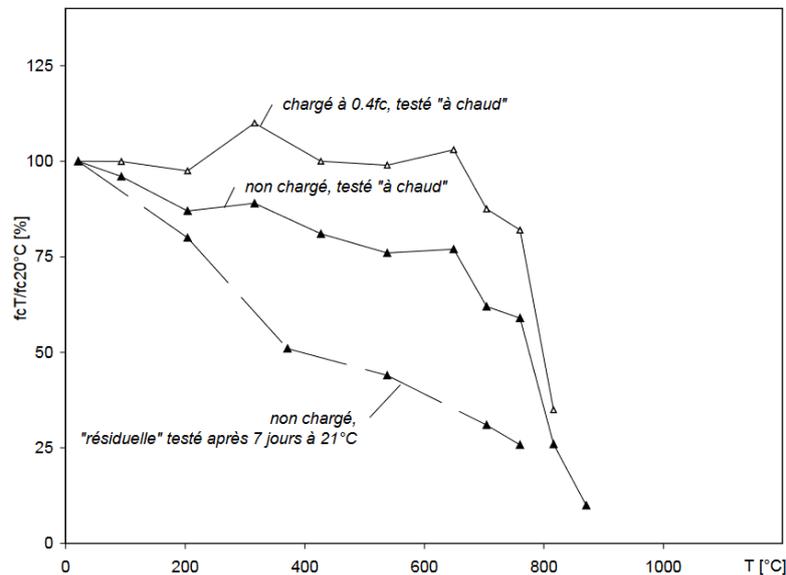


Figure 8 : Evolution de la résistance en compression en fonction de la température pour des éprouvettes en béton testées à chaud et à froid, chargées et non chargées (Abrams, 1971)

Il a été rapporté dans (Khoury, 1992) que le béton est capable de récupérer une partie de sa résistance après un chauffage à 300°C. Ce phénomène est attribué à la réhydratation des grains de ciment non hydratés existants dans les bétons caractérisés par un rapport E/C très faible. D'autres études ont montré que le béton est endommagé et subit une perte de résistance supplémentaire lors de la phase de refroidissement (Li Yi-Hai and Franssen Jean-Marc, 2011). Cela dépend des conditions de refroidissement dans lesquelles se produisent des transformations physico-chimiques dans le béton telles que la formation d'hydroxyde de calcium et la réhydratation du ciment (Torić et al., 2014). Durant la phase de refroidissement, l'absence de la déformation thermique transitoire entraîne une déformation résiduelle importante car les contraintes entre la pâte qui subit un retrait important et les granulats qui se dilatent ne sont pas relaxées, d'où l'augmentation de la déformation totale (Sabeur, 2014). En plus, le deuxième mécanisme intervenant dans le processus de la dégradation du béton est lié à la réaction de la chaux avec l'eau présente dans l'environnement suivant l'équation suivante : $\text{CaO} + \text{H}_2\text{O} = \text{Ca}(\text{OH})_2$ (Sabeur, 2014). Le produit résultant de cette réaction est la portlandite possédant un volume plus important que la CaO. Cette augmentation du volume conduit à une fissuration supplémentaire, générant une réduction de la résistance en compression du béton et de son module d'élasticité.

3.1.8. Influence de la vitesse de refroidissement

Lors des essais durant la phase de refroidissement, l'influence des conditions de refroidissement: vitesse de refroidissement (à l'air ou l'eau) ou l'effet d'un choc thermique ont une influence significative sur les propriétés mécaniques du béton. (Kim et al., 2014) ont réalisé une étude visant à évaluer les propriétés mécaniques du béton en fonction des méthodes de refroidissement utilisées (refroidissement lent à température ambiante et refroidissement à l'eau) et pour différents types de granulats. Les résultats ont montré que lorsque le refroidissement est plus rapide, le retrait des granulats et de la pâte de ciment s'accélère en conséquence. Etant donné que les vitesses de retrait des granulats et de la pâte de ciment sont différentes, la résistance

du béton se détériore en conséquence. En outre, ils ont aussi montré que la résistance obtenue du béton refroidi avec l'eau est plus faible. De même, (Botte and Caspee, 2017), (Abramowicz and Kowalski, 2005) et (Tanaçan et al., 2009) ont trouvé que la résistance à la compression résiduelle du béton est fortement influencée par la méthode de refroidissement. Selon la méthode de refroidissement, une réduction supplémentaire de 38% a été constatée pour les échantillons refroidis à l'eau dans (Botte and Caspee, 2017). La différence entre les 2 méthodes de refroidissement diminue lorsque le béton est exposé à des températures plus élevées ($>600^{\circ}\text{C}$) (Botte and Caspee, 2017).

(Bingöl and Gül, 2009) ont étudié les effets de la température et les régimes de refroidissement sur la résistance en adhérence résiduelle entre le béton et les armatures en acier. Pour cette étude, ils ont utilisé deux types de béton C20 et C35 avec différentes profondeurs d'ancrages de 6, 10 et 12 cm. Dans la plage de température $50^{\circ}\text{C} - 150^{\circ}\text{C}$, une augmentation de la résistance en adhérence résiduelle est observée, attribuée à l'augmentation de la résistance en compression du béton. Au-delà de 150°C , la résistance en adhérence diminue. Les résultats ont montré que l'effet du régime de refroidissement (à l'air ou à l'eau) n'est pas significatif pour la profondeur d'ancrage de 6 cm, mais pour celles de 10 et 16 cm, les échantillons refroidis à l'eau montrent une plus grande dégradation que les échantillons refroidis à l'air. L'effet est plus accentué pour le béton de type C20. Ceci a été justifié par le choc thermique avec le refroidissement à l'eau qui est dû à un refroidissement plus rapide et de brusques différences de température, ce qui cause une dégradation plus importante des propriétés mécaniques du béton.

3.2. Acier

L'acier est un alliage métallique constitué principalement de fer et de carbone. L'utilisation de l'acier dans la construction remonte à la fin du XIX^e siècle. On distingue les aciers au carbone des aciers inoxydables. En fonction des composants de l'acier, et des traitements thermiques subis par les alliages lors de leur élaboration, l'acier aura des résistances mécaniques variables.

3.2.1. Types d'acier

Les armatures servent à reprendre les efforts de traction dans les structures en béton armé. Elles peuvent se présenter sous forme de barres lisses, ou de barres HA (hautes adhérence). Les barres HA favorisent l'adhérence avec le béton grâce à la présence des empreintes (aspérités en creux) ou les verrous (aspérités en saillies inclinées par rapport à l'axe) (Pinoteau, 2013a) (Figure 9).

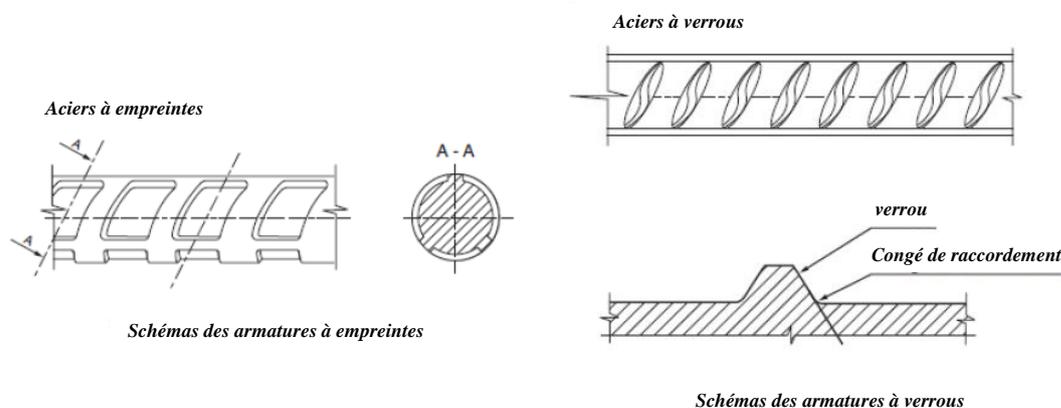


Figure 9 : Types d'armatures HA (Pinoteau, 2013a)

3.2.2. Comportement mécanique à température ambiante

Soumise à une traction, une barre en acier s'allonge uniformément jusqu'à une certaine limite appelée limite d'élasticité. C'est la phase dite élastique (phases I et II sur le diagramme de la Figure 10). Au-delà de la limite d'élasticité, l'allongement de la barre augmente même avec une légère évolution de la charge, puis atteint une phase de déformation plastique où une partie de l'allongement demeure permanente si la charge diminue. Ce phénomène est appelé l'écroutissage (phases III et IV). Après la phase d'allongement, la charge diminue car la section d'acier diminue. Ce phénomène est appelé : striction. Pendant cette phase, il y a rupture de la barre (phase V)(Landowski and Lemoine, 2008).

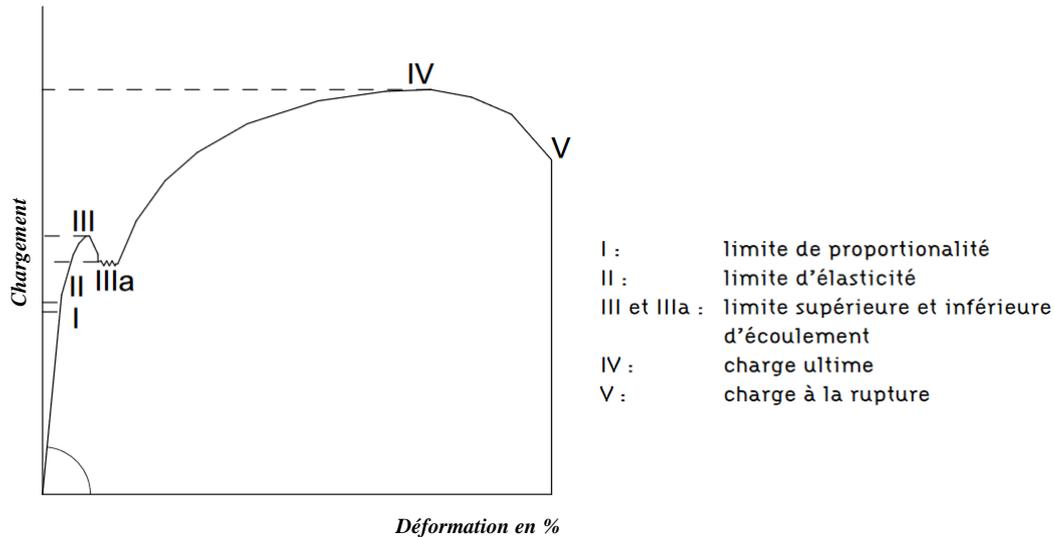


Figure 10 : Diagramme charge - déformation de l'acier (Landowski and Lemoine, 2008)

3.2.3. Comportement mécanique à haute température

(Hou et al., 2014) ont réalisé des essais de traction sur des armatures de précontrainte. Les résultats de la contrainte en fonction de la déformation des armatures à différentes températures est montré à la Figure 11. La limite élastique et la résistance en traction des armatures diminuent avec l'augmentation de la température.

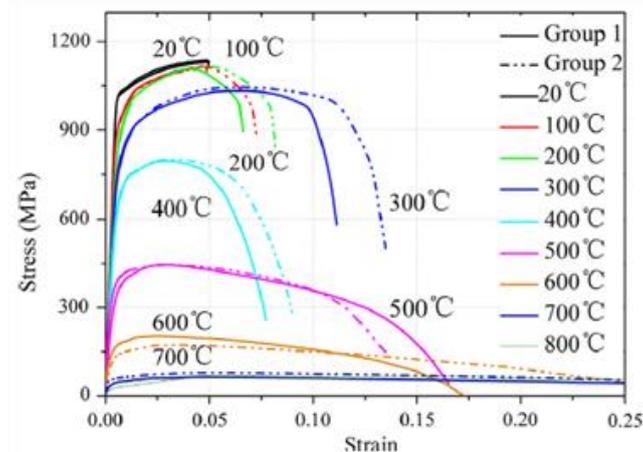


Figure 11 : Comportement des barres de précontrainte à haute température (Hou et al., 2014)

3.2.4. Comportement mécanique résiduel

(Lapuebla-Ferri et al., 2021) ont réalisé une étude expérimentale afin d'évaluer les propriétés mécaniques résiduelles des armatures en acier au carbone chargées après leur exposition au feu. Afin de reproduire les conditions réelles dans les structures en béton armé lors d'un incendie, les barres ont été soumises à une charge constante (correspondant à un pourcentage de la limite d'élasticité à température ambiante) et à un cycle thermique consistant à chauffer jusqu'à une température cible, puis un refroidissement à température ambiante. Leurs travaux ont montré que les valeurs résiduelles de la limite d'élasticité f_y , de la résistance ultime f_u et la déformation ultime ϵ_u dépendent non seulement de la température maximale atteinte lors d'un incendie mais aussi du niveau de chargement appliqué sur les armatures. Cependant, le module d'élasticité résiduel n'a été affecté par aucune combinaison de la température cible et du chargement. Les armatures chauffées jusqu'à 500°C puis refroidies ont présenté une perte négligeable de la limite d'élasticité et de la résistance ultime. Néanmoins, une perte de ductilité a été observée lorsque le niveau de charge augmente, en particulier pour les températures de chauffage cibles de 500°C et 600°C. (Elghazouli et al., 2009) ont réalisé des essais sur des armatures laminées à chaud et à froid après exposition à haute température puis refroidissement. Ils ont trouvé que les propriétés mécaniques des deux types d'acier ne changent pas jusqu'à 400°C, mais une fois la température de 600°C atteinte, la résistance à la traction résiduelle est réduite tandis que la déformation ultime résiduelle augmente.

(Ahmad, 2017) a réalisé une étude sur des barres de 20 mm chauffées à des températures de 200°C à 700°C et maintenues pendant 0,5, 1 et 2 heures. Les barres ont été refroidies à l'air libre jusqu'à la température ambiante, puis testées en traction. Les études ont montré que la limite d'élasticité et l'allongement ont été modifiés de manière significative, tandis que la résistance ultime ne change pas avec l'augmentation de la durée d'exposition à haute température.

(Felicetti et al., 2009) ont montré que la dégradation des propriétés mécaniques de l'acier dépend non seulement de la température mais aussi de son traitement thermique. En effet, ils ont réalisé des essais sur des aciers laminés à chaud et à froid, et ont trouvé que ceux laminés à froid ont une diminution plus importante de la limite élastique que ceux laminés à chaud comme le montre la Figure 12. En effet, lors d'une élévation de température, les aciers laminés à froid subissent d'importants phénomènes de restauration menant à la diminution de leur limite d'élasticité (réarrangement des dislocations et recristallisation).

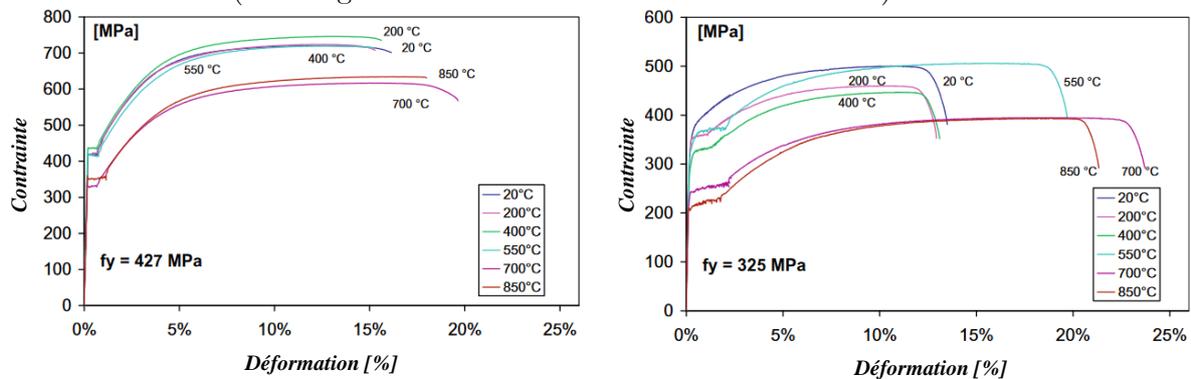


Figure 12 : Courbes de contrainte – déformation des armatures en acier au carbone laminé à chaud (gauche) et à froid (droite)

3.3. Résine

La résine désigne un produit polymère (naturel, artificiel ou synthétique) qui est une matière de base pour fabriquer par exemple des matières plastiques et des adhésifs. Les conditions de mise en œuvre des résines (humidité, rhéologie), et les performances finales des scellements chimiques sont notamment liées aux caractéristiques intrinsèques de la résine, mais aussi aux adjuvants de formulation (plastifiants, charges, tensioactifs), à la conception des scellements chimiques (géométrie, profondeur d’ancrage), et à la mise en œuvre.

3.3.1. Généralités sur les résines

Il existe un nombre important de résines (naturelles ou synthétiques) dans lesquelles l’ajout de charges organiques, métalliques ou minérales modifie leurs propriétés mécaniques. Dans les résines synthétiques, existent deux classes différentes (Sauvage, 2017) :

- Les résines nécessitant une réaction chimique, ce sont les thermodurcissables comme les époxydes, les polyuréthanes, les phénoliques ;
- Les résines dont le caractère adhésif correspond à un changement d’état physique (évaporation d’un solvant, solidification) ; ce sont les thermoplastiques comme le caoutchouc, les acryliques et les polyesters.

Les résines dites structurales, sont employées pour assembler plusieurs éléments dans la structure en génie civil. La famille de ces résines est composée de:

- Les méthacrylates sont basés sur des esters acryliques et méthacryliques. Le principal composant est le méthyle méthacrylate (MMA). En ajoutant un initiateur en poudre (peroxyde), la réaction de polymérisation a lieu. Elles ont une vitesse de prise très rapide.
- Les polyuréthanes sont constituées d’une molécule organique appelée polymère uréthane. Elles se forment en mélangeant des polyols avec un durcisseur isocyanate.
- Les vinylesters et les époxydes sont des résines bi-composantes thermodurcissables. Elles sont produites par l’estérification d’un pré-polymère époxyde avec un acide carboxylique insaturé comme l’acide acrylique ou l’acide méthacrylique pour les résines vinylesters, et avec une anhydride d’acide ou amine dans le cas des résines époxydes.

De manière à améliorer les propriétés physiques (mécaniques, thermiques), chimiques, et la mise en œuvre, des additifs et des adjuvants sont introduits à la base polymère. Principalement, ils sont les suivants :

- Les charges sont des composés solides, organiques ou inorganiques relativement inertes, ajoutés à la résine et servent à augmenter la vitesse de réticulation. Elles sont présentes dans les résines structurales avec un taux pouvant atteindre 65% de la masse finale du produit. Le talc par exemple est une charge minérale utilisée avec les résines polyuréthanes et époxy. La poudre de fonte est une charge métallique utilisée dans les résines polyester, polyuréthane et époxy.

- Les plastifiants sont des substances de faible volatilité ajoutées aux résines en vue de changer leurs propriétés plastiques et élastiques, sans changer leur nature chimique. Les molécules du plastifiant agissent en affaiblissant localement les forces de cohésion intermoléculaires, permettant le déplacement de segments de chaînes macromoléculaires, ce qui a pour effet de diminuer la rigidité de l'édifice moléculaire (Farhi et al., 1995).
- Les diluants réactifs sont utilisés pour diminuer la viscosité de la formulation ou apporter de la souplesse au matériau. Leur dosage est déterminé en tenant compte des propriétés à chaud recherchées, car ils baissent la température de transition vitreuse de la résine et altèrent sa résistance thermique (Lahouar, 2017).
- Les colorants peuvent être classés en deux catégories : les colorants solubles, de nature organique, qui se dissolvent dans la résine, et les pigments insolubles qui permettent de teinter les résines. Ils se trouvent sous forme de pâte de pigments ou sous forme liquide. En revanche, les bases époxy n'utilisent pas les mêmes types de colorants que les bases polyester comme la résine polyester ou le gelcoat.
- Les solvants permettent de retarder la réaction de réticulation entre la résine et le durcisseur avant leur évaporation. Ils peuvent être des acétones, alcools, composés aromatiques.

3.3.2. Résines époxy

La résine époxy est un polymère liquide thermodurcissable à deux composants. Elle s'obtient grâce au mélange d'une résine et d'un durcisseur selon un dosage précis. Le concept de l'utilisation d'une résine répartissant les contraintes dans une grande structure a été lancé en France par l'entreprise Campenon-Bernard lors de la construction du pont de Choisy-le-Roi sur la Seine près de Paris en 1962. Le pont a été construit en béton précontraint par encorbellement symétrique à l'aide de voussoirs préfabriqués à joints conjugués collés en place par une résine à base d'époxy au moment de la mise en tension des câbles de précontrainte. Depuis 1962, de nombreux ponts ont été construits à l'aide de techniques similaires utilisant des résines à base d'époxy, notamment d'autres en France, la jonction d'autoroute Kleinpolderplein, Rotterdam, Pays-Bas ; Pont Rio-Niteroi (Shaw, 1982). Le développement des résines, en particulier les résines à base d'époxy, permet la réparation et rénovation des structures (Van Gemert, 1980).

Les résines époxy sont aujourd'hui très répandues dans l'industrie. Il s'agit d'un polymère thermodurcissable, c'est-à-dire qu'il se forme par réaction entre monomères (la base et le durcisseur). La composition des résines à base d'époxy est essentielle dans la mesure où le système résine-durcisseur doit avoir le bon équilibre entre les propriétés hydrophiles et hydrophobes pour adhérer au béton humide, tandis que toute eau libre à l'interface béton/résine ne doit pas réduire l'adhérence (Shaw, 1982). Une fois mélangée, la réaction de polymérisation (réticulation) confère aux résines époxy leur résistance et adhérence. En effet, la synthèse d'un polymère époxyde est une réaction de réticulation, c'est-à-dire la formation d'une structure tridimensionnelle par réactions chimiques entre le pré-polymère époxyde et le(s) durcisseur(s) (Buch, 2004). Elle s'obtient à froid ou à chaud en présence de durcisseurs. Les résines peuvent réticuler avec différents durcisseurs tels : amine aliphatique, amine aromatique, anhydride. Elles ont un comportement viscoélastique. Leurs propriétés varient en

fonction de la température, des fréquences de sollicitations mécaniques, et même du cycle de polymérisation (Sauvage, 2017).

La formule des résines époxydiques est donnée à la Figure 13.

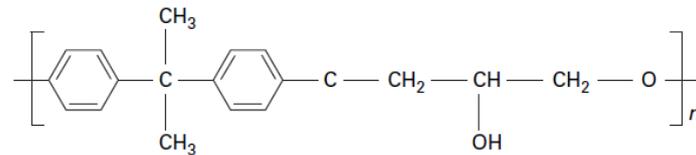


Figure 13 : Motif de base de macromolécule époxydique

Le mode de synthèse le plus usuel des prépolymères époxydiques est celui des résines à base de bisphénol A. Il correspond à la polycondensation, lorsque le bisphénol A (A pour acétone) réagit avec l'épichlorhydrine de glycol en présence de soude (NaOH) comme catalyseur pour obtenir des résines type DGEBA (diglycidyléther du bisphénol A) selon la réaction de la Figure 14 (Bretton and Villoutreix, 2005). La soude joue un double rôle. Elle est utilisée comme catalyseur pour l'ouverture du cycle époxy de l'épichlorhydrine par le groupe hydroxyle du diphenylpropane, et comme agent de déshydrohalogénéation pour la conversion de l'halohydrine en groupe époxy (Barrere and Dal Maso, 1997). Ces résines sont caractérisées par la présence de radicaux hydroxyles et de ponts époxy réactifs présentés en cyan sur la Figure 14, qui vont permettre la cohésion de la résine. Le motif de base du pont époxy est caractérisé par la présence d'un atome d'oxygène lié à deux atomes de carbone voisins.

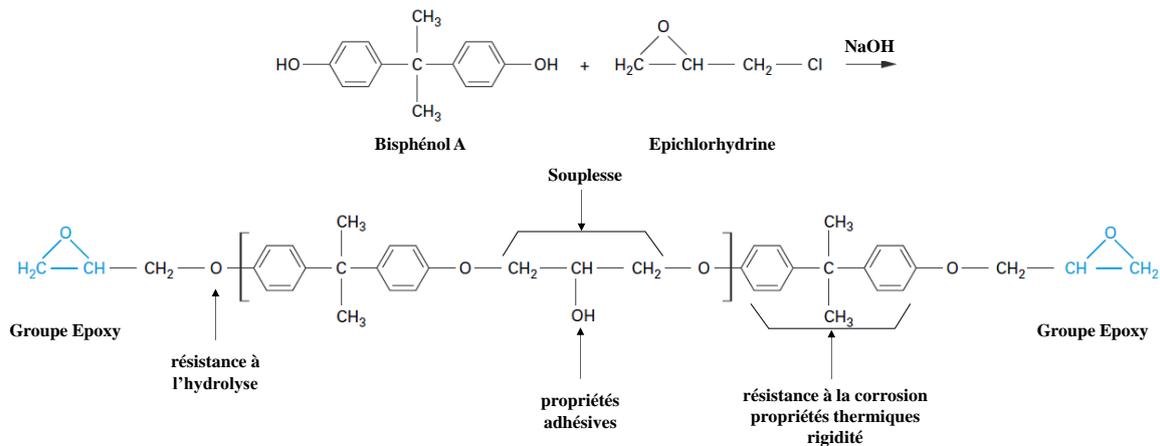


Figure 14 : Obtention des résines de type DGEBA (Barrere and Dal Maso, 1997)

Les prépolymères époxy présentent la particularité de pouvoir réagir avec de nombreux groupements fonctionnels tels les amines, les anhydrides, les mercaptans et les phénols (Barrere and Dal Maso, 1997). Le durcisseur est un agent de réticulation du prépolymère, qui permet l'ouverture du cycle époxydique et le pontage des chaînes polymères pour former un réseau tridimensionnel. Il agit par contact direct au moment de son incorporation à la résine et lors de la manipulation du mélange résine et durcisseur (Farhi et al., 1995). Il est généralement une base d'amine cycloaliphatique.

Les résines époxydiques présentent une bonne adhérence sur le support, notamment le béton, une bonne résistance mécanique et chimique, une bonne résistance à la fatigue et au vieillissement et une facilité de mise en œuvre. Les caractéristiques de ce polymère (réactivité, dureté, résistance à la chaleur) sont adaptées en modifiant les monomères ou les charges

minérales. L'inconvénient de ces résines est qu'elles sont peu adaptées à la pose à basse température et à forte humidité, ainsi qu'elles sont sensibles aux UV. En outre, elles présentent une faible résistance au feu et une sensibilité au fluage. La vitesse de réaction de l'époxy est fortement influencée par la température. Une forte humidité atmosphérique pendant la mise en place de la résine provoquera une perte de brillant et de résistance à la rayure.

3.3.3. Transition vitreuse

Le principal paramètre pilotant le comportement des polymères est la température de transition vitreuse notée T_g . Elle correspond à la température à laquelle les chaînes macromoléculaires commencent à se mouvoir au sein du réseau du polymère, c'est-à-dire lorsque les époxydes durcis passent du statut rigide et vitreux à celui caoutchouteux et flexible. Les relations entre la structure chimique et la température de transition vitreuse ont été abordées au moyen d'approches cinétiques, la plus connue étant la théorie WLF (WILLIAMS LANDEL et FERRY) ou théorie du volume libre (WILLIAMS et al., 1995).

(Lahouar et al., 2017) ont réalisé des essais à température stabilisée et à charge constante sur des scellements chimiques d'armatures insérés dans des cylindres en béton. Ces essais ont mis en évidence l'influence de la température atteinte le long de l'ancrage sur le mode de rupture obtenu. Un mode de rupture cohésif a été observé à des températures inférieures à la température de transition vitreuse. Un mode de rupture mixte a été observé proche de la température de transition vitreuse, et enfin un mode de rupture adhésif (à l'interface béton/résine) au-delà de la température de transition vitreuse engendré par l'affaiblissement des propriétés d'adhérence de la résine. (Lahouar et al., 2017) a montré que la transition vitreuse des résines polymères dépend de leur histoire thermique. En effet, les essais DSC réalisés sur des échantillons de résine polymérisé ont montré que la T_g de la résine augmente lorsque la température de conditionnement augmente jusqu'à atteindre une valeur maximale à partir de laquelle T_g ne varie plus.

Afin de déterminer T_g , les essais suivants peuvent être utilisés :

- L'analyse thermomécanique (TMA) : T_g est déterminée par le changement du coefficient de dilatation thermique lors du chauffage.
- L'analyse calorimétrique différentielle (DSC): T_g est déterminée par la mesure du flux de chaleur dégagé ou absorbé par la résine par rapport à un échantillon de référence lors du chauffage.
- L'analyse thermomécanique dynamique (DMTA) : T_g est déterminée par la variation des modules élastique et visqueux avec la température. Cette méthode est décrite en détail dans la thèse de (Pinoteau, 2013a).

3.3.4. Comportement en fluage

Les résines étant des matériaux viscoélastiques, elles se déforment lorsqu'elles sont soumises à une charge constante. Cette déformation est composée en deux parties : une déformation instantanée lors de la mise en charge, et une déformation visqueuse variant avec le temps et correspondant au phénomène du fluage. Pour caractériser mécaniquement la matrice organique époxy et mesurer ses propriétés dans des conditions proches des conditions d'usage, la technique de nano indentation peut être utilisée. Elle consiste à appliquer un indenteur ou pointe en

diamant de géométrie connue sur le matériau à caractériser et d'enregistrer simultanément la force appliquée en fonction du déplacement de l'indenteur (Passilly et al., 2017). Grâce à cette technique, les auteurs ont mis en évidence l'influence du temps de maintien en fluage sur les propriétés mécaniques d'une résine époxy. Les essais de nanoindentation ont été menés à température ambiante, puis à chaud sur un moyen de nanoindentation développé pour caractériser les polymères dans des conditions proches des conditions de service c'est-à-dire jusqu'à des températures pouvant avoisiner la transition vitreuse (Passilly et al., 2017). De même, (zhu and Konrad, 2022) ont réalisé une étude à l'échelle microscopique sur une résine à base d'époxy afin d'analyser le comportement à long terme des ancrages chimiques à l'échelle macroscopique. A l'échelle microscopique, la nano indentation a été utilisée pour étudier l'influence du taux de charge sur le comportement de la résine et la caractérisation des phases mécaniques des composants de la résine.

La Figure 15 présente une courbe de fluage typique sous chargement et température constants. La vitesse de fluage $\frac{d\varepsilon}{dt}$ correspond à la pente de la courbe de fluage. Au début du chargement, la vitesse de fluage augmente puis diminue progressivement avec le temps (stade de fluage primaire ou transitoire) jusqu'à atteindre une valeur constante (stage secondaire ou stationnaire). Ce stade peut être suivi par la phase de fluage tertiaire caractérisée par l'augmentation de la vitesse de fluage jusqu'à la rupture.

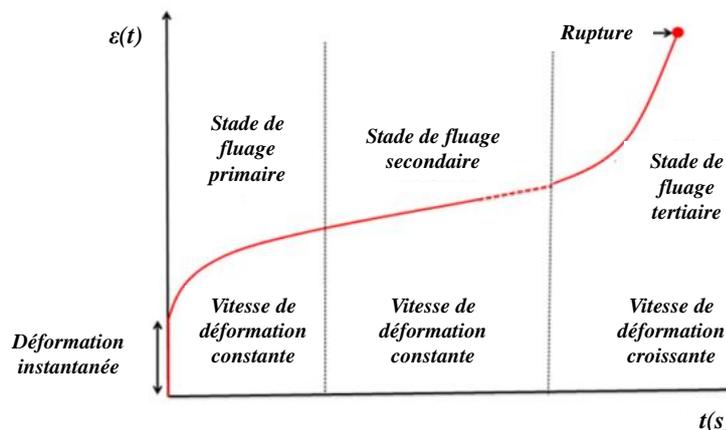


Figure 15 : Différents stades de fluage successifs (Houhou, 2012)

Le fluage de la résine est sensible à plusieurs conditions environnementales, telles que l'humidité, la température ou le niveau de contrainte appliquée. La méthode de superposition temps – température permet de prédire le comportement de fluage à long terme des polymères en se basant sur une augmentation de la température d'essais. Les courbes représentant la complaisance du fluage en fonction du logarithme du temps, obtenues à différentes températures ont la même allure, mais l'augmentation de la température fait contracter l'échelle du temps. Ensuite les courbes enregistrées pour chaque température sont superposées en les translatant dans le temps en utilisant un coefficient appelé « shift factor » pour constituer une courbe unique de référence nommée courbe maitresse. Le principe de la méthode est représenté par la Figure 16. (Chin et al., 2010) a étudié le comportement en fluage des polymères sur une longue durée en utilisant ce principe. (Lahouar, 2017) a mis en évidence la relation entre la température et le déplacement différé des résines polymères en utilisant cette méthode. Les résultats ont montré que le fluage augmente d'une façon non linéaire avec la température (Lahouar, 2017), ce qui prouve l'importance de l'étude de l'influence de la

température et du fluage sur la résistance mécanique des scellements chimiques. Ce phénomène fera l'objet des travaux du dernier chapitre de la thèse.

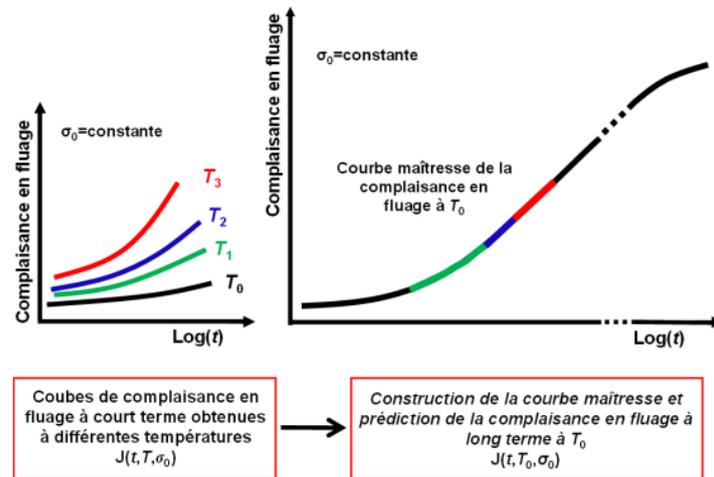


Figure 16 : Méthode de construction de la courbe maîtresse de fluage en se basant sur le principe de superposition temps-température (Houhou, 2012)

3.3.5. Postcure de la résine

La postcure est un phénomène chimique qui accroît le degré de réticulation d'une structure polymère lors d'un chauffage (Zombré, 2019). La réaction de réticulation diminue quand le nombre de groupements chimiques n'ayant pas encore réagi diminue. Une fois le point de gel atteint, la structure se fige et le degré d'avancement de la réaction de réticulation n'atteint pas son degré d'avancement maximal. Lorsque la température augmente a posteriori, les chaînes de polymères n'ayant pas encore réagies se mobilisent, ce qui accroît le degré d'avancement de la réaction, et conduit à une densification du réseau tridimensionnel. C'est le phénomène de postcure pouvant améliorer dans un premier temps les propriétés mécaniques de la résine. Sur la Figure 17 sont représentés de manière schématique, les différents stades qui conduisent à la formation de la résine (Rekik Medhioub, 2009).

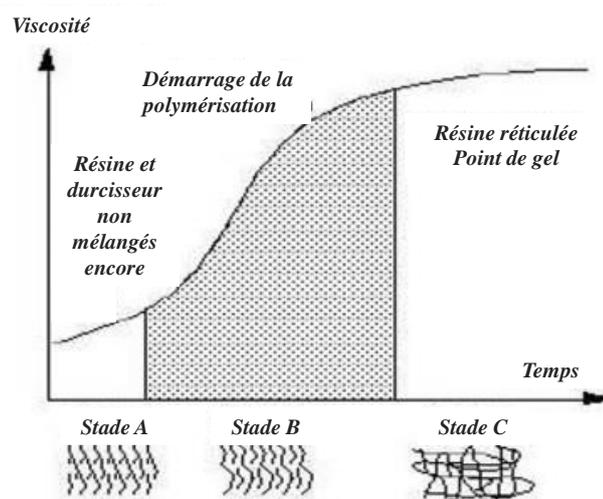


Figure 17 : Schéma de l'évolution de la réticulation de la résine (Rekik Medhioub, 2009)

Stade A : la résine et le durcisseur ne sont pas encore mélangés ou n'ont pas encore réagi, ils présentent une faible viscosité et une solubilité totale.

Stade B: le système résine et durcisseur subissent le début de la polymérisation.

Stade C: la résine est réticulée et se caractérise par une insolubilité et une infusibilité totale.

3.3.6. Comportement de la résine à haute température et pendant la phase de refroidissement

Hormis l'amélioration des propriétés mécaniques de la résine jusqu'à une certaine température lors du phénomène de postcure, l'augmentation de la température de la résine conduit à la dégradation de son module de Coulomb. Dès que la température dépasse la température de transition vitreuse, le module de coulomb de la résine chute plus rapidement jusqu'à une valeur sensiblement proche de zéro (Lahouar, 2017). Un ensemble d'essais de caractérisation a été réalisé par (Pinoteau, 2013a) sur des résines de types différents (époxy, vinylester et méthacrylate) afin de déterminer la variation du module de Coulomb de la résine. Il a montré que ce module diminue avec la température avec des tendances différentes selon les produits.

L'étude bibliographique montre l'absence des travaux réalisés sur la caractérisation du comportement de la résine pendant la phase de refroidissement. Cependant, (Pilakoutas et al., 1994) ont réalisé des essais pour caractériser la résistance en adhérence résiduelle d'armatures scellées avec des polymères après exposition à des températures élevées et refroidissement à température ambiante. Les résines utilisées dans l'étude étaient une résine polyester et à base d'époxy. Des essais d'arrachement ont été menés sur des cubes de 150 mm de côté dans lesquels sont ancrées des armatures de 12 mm de diamètre avec une profondeur d'ancrage égale à 3 fois leur diamètre. Deux types de ruptures ont été observés : par fendage et par glissement. Le fendage s'est produit dans des éprouvettes soumises à des températures inférieures à 220°C et 180°C respectivement pour le polyester et les résines à base d'époxy. Ils ont trouvé que l'adhérence résiduelle était meilleure quand les éprouvettes étaient exposées à ces températures. En outre, ils ont montré que le gain maximal de résistance a été obtenu pour les éprouvettes soumises à des températures proches de la température de transition vitreuse, ce qui peut s'expliquer par la prise rapide de la colle. Les ruptures par glissement ont été obtenues sur des éprouvettes soumises à des températures plus élevées que dans le cas de rupture par fendage. La Figure 18 montre que la résistance en adhérence est améliorée proche de 120°C (encadré en rouge) qui est 10°C supérieure à celle de la transition vitreuse. A partir de 230°C, la résistance normalisée est inférieure à 1 et la perte totale de l'adhérence est observée pour les échantillons chauffés jusqu'à 280°C.

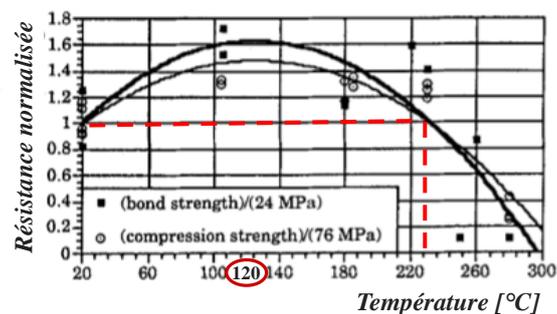


Figure 18: Résistance normalisée en fonction de la température maximale de chauffage

4. Principes de qualification des ancrages chimiques

4.1. Modes de rupture

Différents modes de rupture sont distingués selon le type de chargement, la résistance du béton de la dalle support, la longueur de l'ancrage, sa distance par rapport au bord du support.

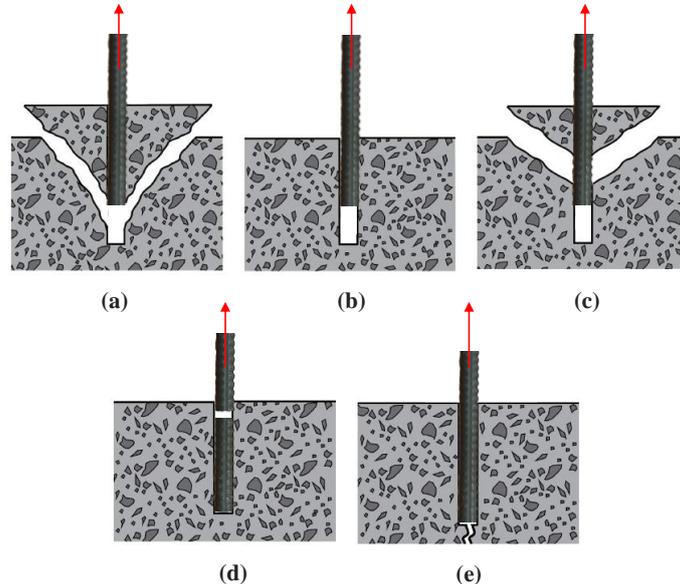


Figure 19 : Modes de rupture sous traction (a) rupture par cône de béton, (b) rupture par extraction – glissement, (c) rupture combinée, (d) rupture de l'acier, (e) rupture par fendage

Le mode de rupture des scellements chimiques est principalement déterminé par leur profondeur d'ancrage. Selon (R Eligehausen et al., 2006), la rupture par cône de béton est le mode de rupture dominant lorsque la profondeur d'ancrage est faible (c'est-à-dire $h_{\text{eff}} = 3d$ à $5d$ où d est le diamètre de l'ancrage dans le cas des essais d'arrachement non confinés). Ce mode de rupture se produit si la résistance en adhérence est suffisamment grande. Afin de prédire la charge de rupture par cône de béton, un modèle empirique connu sous le nom de méthode CC (concrete capacity method) est proposé par (Fuchs et al., 1995). La méthode CC a été intégrée dans l'Eurocode 2 EN 1992-4. Ce mode de rupture fait l'objet de l'étude à haute température par (Robson et al., 2022).

Pour les ancrages plus profondément scellés dans le béton, le mode de rupture combiné par extraction glissement et par cône de béton peut être obtenu. Dans ce mode de rupture, un cône de béton se forme près de la surface du béton, et l'adhérence se perd sur la longueur d'ancrage sous le cône.

Pour les ancrages avec des profondeurs d'ancrage plus grandes, la résistance en adhérence développée le long de la profondeur d'ancrage peut dépasser la résistance à la traction de l'acier, entraînant une rupture de l'acier. En effet, elle se produit lorsque l'ancrage est suffisamment profond pour éviter sa rupture en adhérence, et se passe lorsque l'ancrage est loin des bords de la dalle et atteint sa résistance ultime à la traction.

Concernant la rupture par extraction – glissement, elle a lieu dans le cas des essais d'arrachement confinés, si les forces de frottements entre l'ancrage et le béton (contrainte d'adhérence) ne sont pas suffisantes pour transmettre les efforts de traction par cisaillement

entre ces deux matériaux ; c'est-à-dire si la longueur de l'ancrage n'était pas suffisante pour assurer une résistance en adhérence entre l'armature et le béton supérieure au chargement appliqué.

Une rupture par fendage peut aussi se produire si l'ancrage est proche des bords du béton (épaisseur de la dalle en béton faible par rapport à la longueur d'ancrage de l'armature).

Ainsi, les facteurs principaux conditionnant la rupture des scellements chimiques sont leurs profondeurs d'ancrage, la résistance du béton, les propriétés de la résine les constituants et les dimensions du matériau support.

Un exemple des courbes charge – déplacement des ancrages chargés en traction et présentant différents modes de rupture est illustré à la Figure 20. Parmi les modes de rupture représentés sur cette figure, la rupture de l'acier et les ruptures par arrachement présentent les plus grandes déformations au pic et sont considérées comme modes de rupture ductile. Inversement, les ruptures par cône de béton et par fendage sont caractérisées comme modes de rupture quasi-fragiles car les courbes charges déplacement montrent une chute rapide de la résistance due à la fissuration rapide et instable du béton.

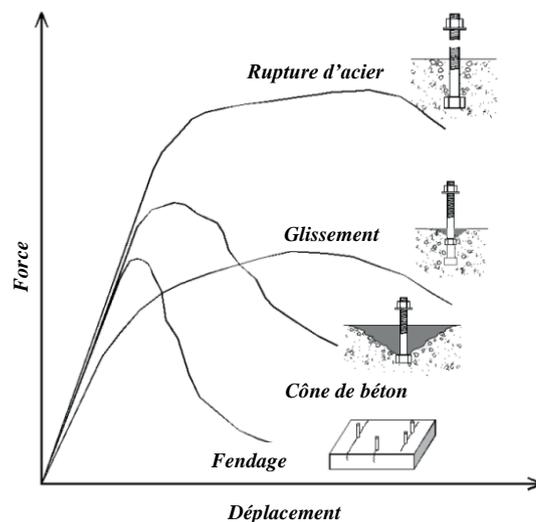


Figure 20 : Courbes de force – déplacement pour différents mode de ruine d'un ancrage mécanique (reproduite de R. Eligehausen et al., 2006)

4.2. Paramètres impactant le comportement en adhérence

La résistance en adhérence des scellements chimiques est régie par plusieurs paramètres tels les matériaux utilisés, la géométrie, les conditions géométriques et environnementales ainsi que la procédure d'installation (Çolak, 2001), (Çolak, 2007) et (Bingöl and Gül, 2009). Les paramètres d'influence concernant l'installation peuvent être par exemple : le système de forage et le nettoyage des trous. Les paramètres environnementaux sont par exemple la nature et la teneur en eau du béton (Spieth et al., 2001). D'autres paramètres géométriques tels que la résistance du béton et les fissures dans le béton influencent le comportement des scellements chimiques. Le comportement des scellements chimiques est fortement lié à la performance de la résine, ainsi qu'aux différentes conditions d'installation, telles que la température et l'humidité. De plus, leur performance est sensible aux conditions d'installation (perçage et nettoyage du trou de forage incorrect ou incomplet, pénétration d'eau dans le trou avant insertion des barres, ou

mise en place dans un environnement corrosif), aux conditions de chargement (gel/dégel, court/long terme, chargement cyclique sismique, haute température). Elle est en outre influencée par la méthode de perçage, la qualité et le type d'équipement utilisé pour l'installation (Genesisio et al., 2017).

5. Transfert des efforts le long de l'ancrage

5.1. 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 d'ancrage (Pinoteau, 2013a). Le transfert des charges entre l'armature et le béton est réalisé par cisaillement le long de la profondeur d'ancrage (Upadhyaya and Kumar, 2015). Le bilan de forces à l'équilibre liant la contrainte axiale dans la barre et la contrainte de cisaillement est présenté à la Figure 21.

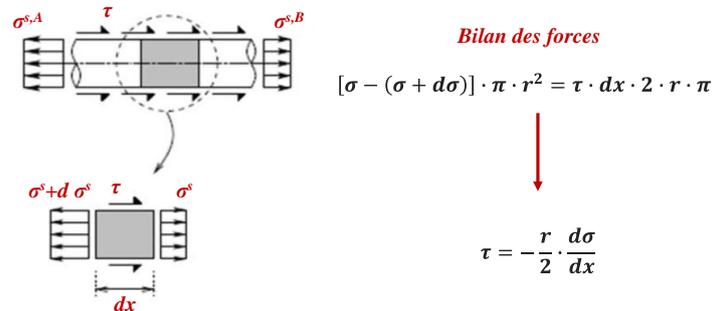


Figure 21 : Bilan d'efforts sur un élément d'ancrage

L'effort d'adhérence est déterminé par l'intégration des contraintes d'adhérence le long de la profondeur d'ancrage selon l'équation suivante :

$$F_{adhérence} = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \int_0^L \tau(x) \cdot dx \quad (1)$$

L'analyse la plus simple considère que la résine est sollicitée par une contrainte de cisaillement uniforme selon les deux hypothèses suivantes : les adhérents sont considérés infiniment rigides et ne sont pas susceptibles de se déformer, et la couche de résine ne se déforme qu'en cisaillement (Houhou, 2012). Par contre, (Çolak, 2001) a montré que l'hypothèse de la contrainte d'adhérence uniforme n'est valide que pour des petites longueurs d'ancrage, ayant trouvé que la relation entre la résistance en adhérence et la longueur d'ancrage n'est pas parfaitement linéaire à partir d'une certaine longueur.

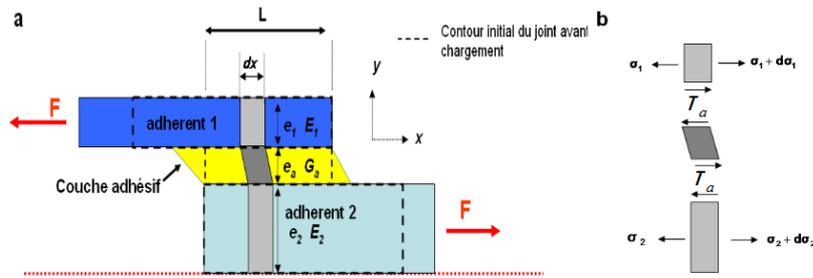
5.2. Différentes approches pour la distribution des contraintes

Afin de décrire les profils de contraintes d'adhérence, il est nécessaire de déterminer le modèle d'adhérence déterminant le mécanisme de transmission des efforts. Il existe deux approches différentes pour ces modèles (Pinoteau, 2013a) :

- Modèles généraux de collage : les propriétés mécaniques des 3 matériaux (l'adhésif et les 2 substrats) sont utilisées pour différentes géométries (planes, axisymétriques)
- Modèles propres à l'adhérence : le modèle définissant le comportement global de l'ancrage (obtenu grâce à un essai d'arrachement) est utilisé principalement dans une géométrie axisymétrique.

Dans cette section seront listées les principales théories utilisées aujourd’hui pour la détermination des profils de contrainte dans les joints collés. Une synthèse plus détaillée des modèles figure dans les travaux de (Chataigner, 2008) et (Pinoteau, 2013a). Les modèles sont basés sur le modèle du shear lag (cisaillement différé).

L’analyse de Volkersen (Volkersen, 1938) est la plus ancienne théorie prenant en compte le phénomène appelé « differential shear » consistant à modéliser l’évolution de la distorsion en cisaillement du joint de colle (Chataigner, 2008). Elle repose d’abord sur l’hypothèse d’une déformation longitudinale des adhérents uniforme à travers leur épaisseur, c’est-à-dire que les contraintes axiales sont uniformes. L’épaisseur du joint de colle est suffisamment faible pour que la contrainte de cisaillement soit considérée constante dans l’épaisseur (Houhou, 2012). En négligeant les moments de flexion (Volkersen, 1938) a démontré que la répartition des contraintes n’est pas uniforme en raison de l’élasticité des adhérents. A partir de ces hypothèses, Volkersen a établi l’équation descriptive du shear lag (Equation (2)). Les étapes pour obtenir l’équation représentative adaptée au comportement des ancrages chimiques figurent dans le chapitre 5.



Axe de symétrie dans le cas d'un joint à double recouvrement

Figure 22 : Joint à double recouvrement analysé par la théorie de Volkersen

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(\frac{\sigma_1(x)}{E_1} - \frac{\sigma_2(x)}{E_2} \right) - \frac{G_a}{e_a} \cdot \left(\frac{1}{E_1 \cdot e_1} + \frac{1}{E_2 \cdot e_2} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_1(x)}{E_1} - \frac{\sigma_2(x)}{E_2} \right) \quad (2)$$

L’équation (2) est résolue en prenant en compte les conditions limites des deux adhérents. Les contraintes de cisaillement maximales se situent au niveau de l’application des efforts sur les adhérents. Par exemple, dans le cas des scellements chimiques, la contrainte de cisaillement est maximale en début d’ancrage. D’autres modèles ont été considérés en prenant en compte l’excentricité de l’application des efforts (Goland and Reissner, 1944), et la déformation en cisaillement des adhérents (Tsai et al., 1998). L’analyse en prenant en compte la déformation en cisaillement est particulièrement justifiée dans le cas des matériaux anisotropes à faible module de cisaillement comme les matériaux composites. Cette analyse est portée par sous le nom de Volkersen modifié (Tsai et al., 1998) après avoir observé par interférométrie de Moiré les franges de déformations sur le côté du joint Figure 23. Ces modèles nécessitent la connaissance des propriétés des adhérents et du joint de colle, donc une caractérisation mécanique des matériaux. Parmi ces essais sont cités dans (Pinoteau, 2013a) le « pull-off butt-joint test » et le « twist-off butt-joint test ».

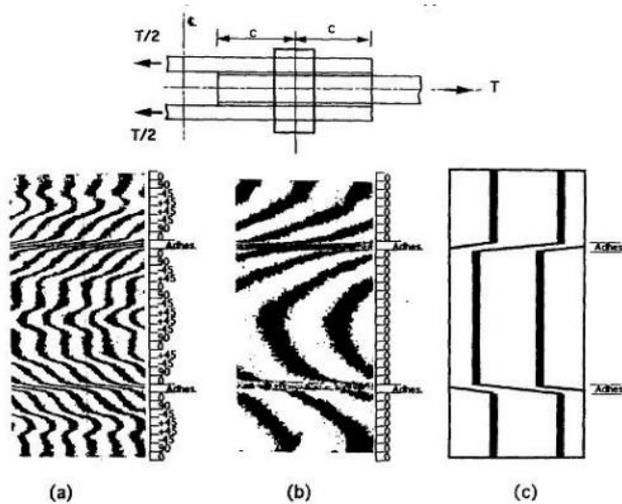


Figure 23 : Observations des déformations par la technique de Moiré pour un joint à simple recouvrement : a) Adhérents quasiment isotropes, b) Adhérents anisotropes, c) Déformations théoriques selon (Volkersen, 1938) (Figure de Tsai et al., 1998)

Dans la deuxième famille de modèles, la relation entre la contrainte d'adhérence et le déplacement relatif est établie par le modèle d'adhérence issu d'un essai d'arrachement. Le modèle d'adhérence (contrainte – déplacement) est ainsi décrit par une fonction analytique, et peut être présenté par des modèles d'adhérence rigide-plastique parfait, linéaire ou parabolique, selon l'étude dans une zone élastique ou/et endommagée. (Lahouar et al., 2018) a utilisé le modèle bilinéaire dans un premier temps comme modèle d'adhérence, puis le modèle d'adhérence Model Code 2010 pour décrire le comportement mécanique des ancrages chimiques à différentes températures.

5.3. Modèles rhéologiques

Les lois fondamentales de comportement rhéologique peuvent être schématisées à l'aide de modèles analogiques : ressort, amortisseur et patin frottant. Le comportement mécanique des matériaux peut être modélisé par des assemblages en série ou en parallèle de ces éléments. En outre, ces modèles analogiques permettent de déterminer les propriétés rhéologiques du matériau étudié. Les modèles simples tel le ressort et amortisseur sont présentés ci-dessous. Chacun simule un comportement rhéologique à la fois.

5.3.1. Modèle élastique – ressort

Le ressort simule le comportement élastique linéaire d'un matériau (la loi de Hooke). En faisant l'analogie entre la raideur du ressort et le module élastique E , le modèle rhéologique du comportement élastique s'écrit sous la forme :

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) \quad (3)$$

5.3.2. Modèle visqueux – amortisseur

L'amortisseur indique une réponse visqueuse représentée par η où la contrainte est linéairement proportionnelle à la vitesse de déformation comme illustré dans l'équation (4) :

$$\sigma(t) = \eta\dot{\varepsilon}(t) \quad (4)$$

5.3.3. Modèles complexes

Afin de simuler les comportements mécaniques observés pour les matériaux, les modèles simples peuvent être associés en série et en parallèle de la façon suivante :

- En série : les contraintes sur chaque élément sont égales alors que les déformations s'additionnent.
- En parallèle, les déformations sur chaque élément sont égales et les contraintes s'additionnent.

Deux des modèles complexes (Kelvin-Voigt et Burgers) associant les modèles simples seront détaillés et utilisés dans le chapitre 5 pour illustrer les lois de comportement utilisées pour le comportement en fluage des scellements chimiques. D'autres modèles tels Maxwell, et Zener sont présentés par (Liang, 2016) et (Bonelli, 2019).

6. Codification des scellements chimiques

6.1. Réglementation sur les scellements chimiques

Actuellement, il n'existe pas de code de construction, que ce soit aux Etats-Unis ou en Europe, propres à l'évaluation des scellements chimiques pendant la phase post-feu. Du côté européen, des groupes d'experts de l'EOTA sont parvenus à établir une méthode permettant d'évaluer le comportement au feu des scellements chimiques (Pinoteau et al., 2017), conformément aux guides existants tels que le TR23 ("EOTA TR23," 2009) et la section 8 de l'Eurocode 2 partie 1-1 ("CEN EN 1992-1-1," 2004). Aux états unis, l'ACI 318 (*ACI 318*, 2011) évalue les performances mécaniques des scellements chimiques par rapport à leurs résistances en adhérence sous un chargement permanent. Cependant, il n'existe pas actuellement un code lié au dimensionnement des scellements chimiques à haute température. La méthode d'évaluation des scellements chimiques à haute température est présentée dans la section 6.2, dont la base scientifique est utilisée dans le chapitre 3 pour la proposition d'une méthode d'évaluation post-feu. Le dimensionnement des scellements chimiques dans les structures en béton se fait en se basant sur des correspondances entre les valeurs seuils des résistances en adhérence des scellements chimiques déterminées expérimentalement, et les valeurs des résistances en adhérence relatives aux ancrages mécaniques fournies par l'Eurocode 2, partie 1-2 ("EN 1992-1-2," 2008) (présentées dans le Tableau 3).

Classe de résistance du béton	Valeurs de dimensionnement de la résistance en adhérence de l'EC2 pour des bonnes conditions de l'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

Tableau 3 : Valeurs de correspondance des résistances en adhérence entre les ancrages mécaniques classiques et les scellements chimiques

6.2. Evaluation des scellements chimiques à haute température

L'évaluation des scellements chimiques à haute température figure dans l'("EAD 330087-01-0601," 2020). La résistance des scellements chimiques diminue avec l'augmentation de la température en raison de la dégradation des propriétés mécaniques de la résine avec la température. Cet EAD donne un facteur de réduction de la résistance en fonction de la température. Cette réduction est obtenue à partir des essais d'arrachement sur les scellements chimiques à haute température. Ces essais sont réalisés sur des scellements chimiques installés dans des éprouvettes cylindriques en béton comme le montre la Figure 24.

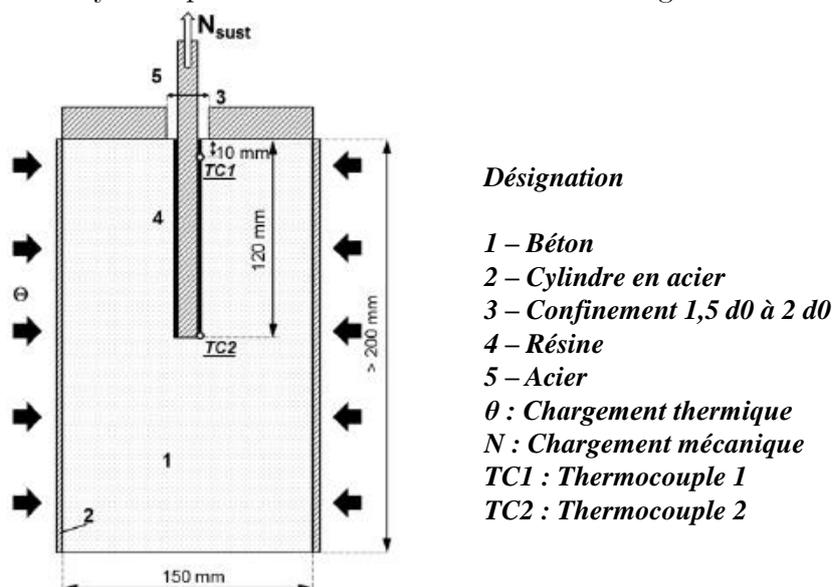


Figure 24 : Configuration de l'essai pour l'évaluation des scellements chimiques à haute température ("EAD 330087-01-0601," 2020)

Durant ces essais, l'armature est équipée de 2 thermocouples placés à 10 mm de la surface du béton, et au fond de l'ancrage. Elle est ensuite installée dans un cylindre en béton en utilisant une résine et en respectant les instructions du fabricant. Une plaque de confinement en acier

avec un trou légèrement plus grand que le diamètre de l'armature est utilisée, le diamètre de la plaque de confinement étant $1,5$ à $2 d_0$ avec d_0 le diamètre du trou de perçage. Les faces latérales du cylindre en béton sont chauffées par un flux de chaleur radial. Comme les scellements chimiques ne sont pas exposés directement à la chaleur, ce qui n'est pas le cas des ancrages mécaniques classiques, l'essai n'est représentatif que si l'armature n'est pas en contact direct avec le feu. Le transfert de chaleur se fait ainsi par conduction du béton vers l'armature. Les thermocouples placés le long de l'ancrage permettent de mesurer la température pendant l'essai. L'essai consiste à appliquer une charge constante jusqu'à la rupture pendant un chauffage progressif de l'ancrage. En effet, le choix de cette procédure se justifie par la représentativité de la configuration des scellements chimiques dans les structures en béton, outre le conservatisme des résultats de charges obtenues à la rupture par rapport aux essais à température stabilisée (Pinoteau, 2011), (Lahouar et al., 2017). La même procédure d'essais est utilisée par la suite dans le cadre de conception des essais d'évaluation post-feu, dans le chapitre 3 du manuscrit.

Pour les essais à haute température, un minimum de 20 essais avec différents niveaux de chargement est requis. En outre, les points suivants doivent être respectés :

- Un intervalle maximal de 1 MPa entre deux points d'essais voisins sur l'axe f_{bm}
- Un intervalle maximal de 50°C entre deux points d'essais sur l'axe des températures
- Une durée maximale de chauffage de 3 heures

Le schéma ci-dessous montre un exemple d'une série de résultats d'essais figurant dans l'("EAD 330087-01-0601," 2020) et la courbe de tendance associée. Suivant cette courbe de tendance, un facteur de réduction est alors déduit en fonction de la température.

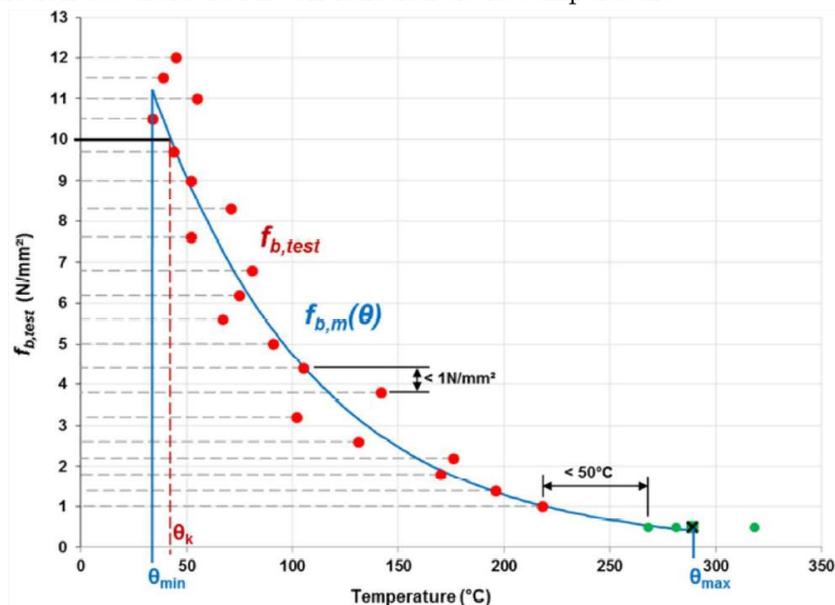


Figure 25 : Exemple de la détermination de la résistance en adhérence f_{bm} en fonction de la température θ ("EAD 330087-01-0601," 2020)

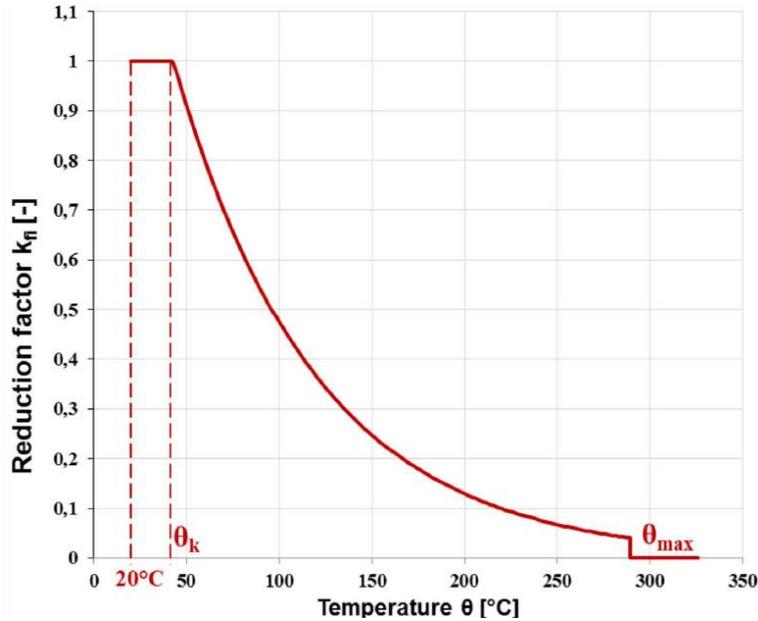


Figure 26 : Facteur de réduction du béton k_{fi} de classe C20/25 (“EAD 330087-01-0601,” 2020)

Le facteur de réduction k_{fi} est déterminé selon les équations suivantes :

$$k_{fi} = \frac{fbm(\theta)}{f_{bm,rqd,d}} \leq 1 \text{ pour } 21^\circ\text{C} \leq \theta \leq \theta_{max} \quad (5)$$

$$k_{fi} = 0 \text{ pour } \theta > \theta_{max} \quad (6)$$

Avec $fbm(\theta)$ la fonction mathématique décrivant la courbe de variation de la résistance en adhérence en fonction de la température, obtenue par les essais d’arrachement à effort constant (Figure 25), et $f_{bm,rqd,d}$ la valeur de dimensionnement de la résistance en adhérence de l’EC2 déterminé à partir du Tableau 3 en connaissant la classe de résistance du béton. Aucune extrapolation de la température d’essai n’est autorisée. Pour les températures supérieures à la température la plus élevée mesurée pendant les essais (θ_{max}), le facteur de réduction k_{fi} est nul. Dans les travaux de (Pinoteau, 2011), différents types de chauffage (au gaz et électrique) et différents taux de chauffage ont été étudiés. Les résultats ont montré que le chauffage électrique donne des résultats plus représentatifs, la variation des températures le long de l’ancrage étant répétable d’un essai à l’autre. En outre, le même type d’essai a été réalisé par (Lahouar et al., 2017) à température stabilisée et à charge constante pour étudier le comportement mécanique des ancrages chimiques pendant le feu. Les résultats ont montré que la résistance obtenue à température stabilisée est supérieure à celle à charge constante entre 36°C et 80°C. Cette différence pourrait être la conséquence de phénomènes thermiques, chimiques et mécaniques tels le fluage, les mouvements d’eau et la post-cure. En effet, lors des essais d’arrachement à température stabilisée, la température élevée de la résine pour une certaine durée selon la procédure de l’essai active le phénomène de postcure, offrant une flexibilité aux molécules d’époxy pour réagir avec le durcisseur et former un réseau moléculaire développé. De plus, l’exposition à des niveaux de températures élevés pendant une longue période permet l’évaporation de l’eau libre contenue dans la résine, ce qui accélère la réticulation entre les molécules époxy, augmentant ainsi la résistance en adhérence. D’autre part, l’écart obtenu est accentué par le phénomène de fluage pendant les essais à charge constante, diminuant ainsi la résistance en adhérence obtenue. La procédure d’essais proposée pour la phase de refroidissement dans le chapitre 3 sera ainsi basée sur celle à charge constante plutôt que sur celle à température stabilisée.

7. Modèles existants pour le dimensionnement des ancrages chimiques à haute température

7.1. Méthode d'intégration des résistances (Méthode Pinoteau)

La méthode d'intégration des résistances a été développée au CSTB par (Pinoteau, 2013a) pour la détermination des capacités portantes des ancrages en situation d'incendie. Cette méthode comporte trois étapes et nécessite deux données d'entrée. D'abord, le profil de température le long de l'ancrage est déterminé à un instant donné par un calcul thermique par éléments finis en utilisant la méthode définie dans l'Eurocode 2, partie 1-2. Ensuite, une relation de la variation de la contrainte en adhérence avec la température est déterminée à travers les essais de caractérisation décrits dans la section 6.2 selon l'("EAD 330087-01-0601," 2020). Ce qui permettra d'associer une valeur de contrainte en adhérence à chaque température le long de l'ancrage. Enfin, la résistance de l'ancrage F pendant le chauffage est obtenue en intégrant les contraintes en adhérences sur la profondeur d'ancrage selon l'équation (7). La Figure 27 illustre d'une manière schématique l'association d'une contrainte en adhérence à une profondeur x_i selon la température atteinte à un temps t_i .

$$F = 2 \cdot \pi \cdot r \int_0^L \tau_m(\theta(x, t)) \cdot dx \quad (7)$$

Avec τ_m est la contrainte en adhérence, θ la température, r le rayon de l'armature et L la profondeur de l'ancrage.

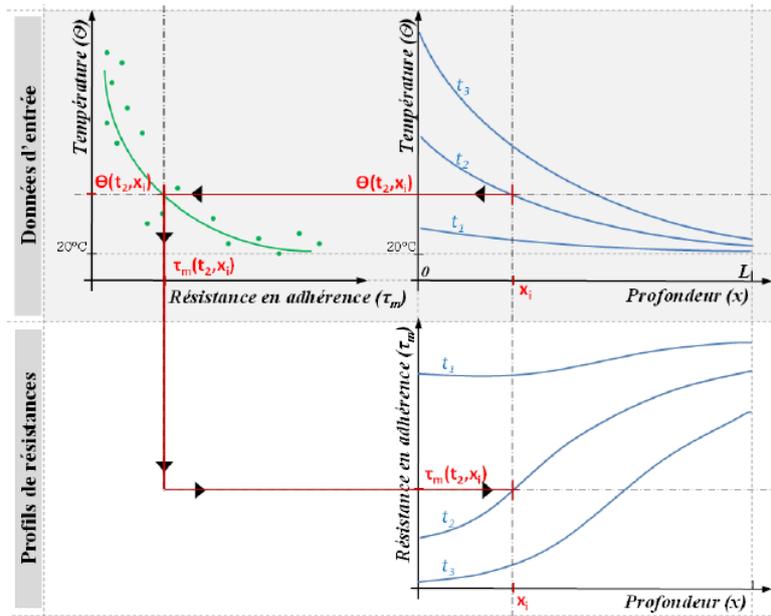


Figure 27 : Schéma montrant les étapes de la méthode d'intégration des résistances (Pinoteau, 2013)

Le modèle d'intégration des résistances permet d'obtenir une prédiction du temps de ruine connaissant la charge appliquée pendant le chauffage. Toutefois, ce modèle ne prend pas en compte la distribution de contraintes le long de l'ancrage induite par le phénomène de cisaillement différé (shear lag).

7.2. Modèle de cisaillement différé – Shear lag proposé par (Lahouar et al., 2018)

(Lahouar et al., 2018) a proposé le modèle de cisaillement différé connu sous le nom du Shear lag, permettant de décrire la répartition des contraintes le long des ancrages chimiques et l'effet de la température sur la distribution des contraintes, basé sur les équations de (Volkersen, 1938). La résolution de ce modèle nécessite la connaissance de la loi de comportement de l'ancrage à différentes températures. Cette loi de comportement représente la contrainte en adhérence générée dans le joint de colle en fonction du glissement de l'ancrage. (Lahouar et al., 2018) a considéré le modèle d'adhérence Model Code 2010 calé à des essais d'arrachement à différentes températures stabilisées.

Les résultats ont montré que pour une charge constante appliquée, en tête d'ancrage, le profil des contraintes axiales présente une tendance exponentielle à température ambiante et devient linéaire sous l'effet de la température. La linéarisation des contraintes axiales le long de l'ancrage conduit à une distribution uniforme des contraintes d'adhérence dans le joint de colle (Lahouar, 2017), (Pinoteau, 2013). Toutefois, l'augmentation de la température le long de l'ancrage conduit à la diminution de la résistance en adhérence. Cette diminution se manifeste par la chute des contraintes d'adhérences au début de l'ancrage et leur augmentation dans la zone la plus froide au fond de l'ancrage. L'augmentation de la température conduit à la diminution de la raideur de l'ancrage, et donc à l'augmentation du glissement des éléments constituant l'ancrage. En effet, lorsque la température de l'ancrage augmente sous une charge constante appliquée, le profil de résistance diminue jusqu'à atteindre une certaine valeur à une profondeur donnée. La surface sous le profil des contraintes devant rester constante pour assurer la valeur de la capacité portante de l'ancrage, ceci conduit à une redistribution des contraintes. Les travaux de (Lahouar, 2017) ont démontré qu'au moment de l'arrachement, tous les éléments de l'ancrage fournissent le maximum de leur performance, c'est-à-dire qu'au moment de l'arrachement, le niveau des contraintes en adhérence dans les éléments de l'ancrage atteint la valeur de la résistance en adhérence. Ceci valide la méthode d'intégration des résistances, qui considère que l'arrachement se produit lorsque les contraintes saturent dans tous les éléments de l'ancrage (Lahouar, 2017).

Le modèle du shear lag sera présenté dans le chapitre 5 du manuscrit, et sera utilisé avec une loi de comportement permettant d'intégrer au modèle le phénomène du fluage.

8. Transfert thermique à haute température et pendant la phase de refroidissement

Les exigences réglementaires de protection contre l'incendie sont établies en fonction des types de bâtiments et de leur taille, des matériaux utilisés, des conditions d'exposition au feu et de la durée du feu. La sécurité incendie repose aujourd'hui sur deux approches, l'une descriptive et l'autre performantielle. Dans la première, des exigences concernant la durée de résistance au feu sont fixées. Les méthodes de calcul, de dimensionnement et d'essai permettent de prouver et de justifier que les éléments utilisés satisfont aux exigences demandées. Dans l'approche performantielle, une approche globale du bâtiment est considérée. Pour calculer le niveau de sécurité dans le bâtiment, un certain nombre de paramètres sont pris en compte, tels que la probabilité de naissance d'un incendie, les conditions d'évacuation des occupants, le comportement des structures en fonction de la localisation du feu ou les conditions de la

propagation d'un feu (Landowski and Lemoine, 2008). Cette démarche d'ingénierie incendie est fondée sur des hypothèses de feu réel (et non pas conventionnel ISO) afin d'approcher le phénomène d'une façon réaliste et prend en compte le refroidissement.

En vue de déterminer la résistance au feu de divers éléments de construction quand ils sont soumis à des conditions normalisées d'exposition au feu, la courbe de température – temps de la norme ("ISO 834-1," 1999) est utilisée. La sollicitation thermique conforme à la norme ISO - 834 est définie par l'équation (8), et présentée à la Figure 28, avec T la température moyenne du four en °C, θ_a la température ambiante à l'instant initial en °C et t le temps en minutes. Les tolérances définissant l'écart acceptable de la courbe de température moyenne enregistrée par les thermocouples de fours en fonction du temps par rapport à l'intégrale de la courbe d'échauffement temps/température normalisée sont précisées dans la norme ("ISO 834-1," 1999).

$$T = \theta_a + 345 \cdot \log(8t + 1) \quad (8)$$

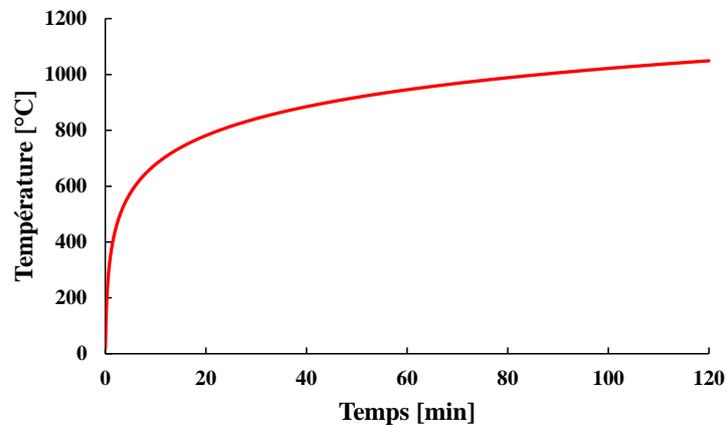


Figure 28 : Courbe temps-température ISO 834-1

Outre les courbes température/temps normalisées, il existe d'autres courbes nominales adoptées pour la classification ou la vérification de la résistance au feu, telle la courbe de feu d'hydrocarbures ("NF EN 1991-1-2",2003). Les courbes paramétrées sont déterminées à partir de modèles de feu et de paramètres physiques spécifiques définissant les conditions à l'intérieur du compartiment (telles que la surface totale des ouvertures qui est une source d'oxygène, et la densité de charge calorifique caractéristique rapportée à la surface qui est une source de fuel). Dans ce manuscrit, la courbe feu ISO 834-1 standard est uniquement utilisée.

Avec la courbe nominale température/temps, l'analyse thermique des éléments structuraux est effectuée sans la phase de refroidissement. Avec le modèle de feu, la phase de refroidissement est comprise. Les courbes température/temps en phase de refroidissement sont données par l'annexe A de ("NF EN 1991-1-2",2003).

9.Synthèse de l'étude bibliographique et organisation du manuscrit

Ce chapitre sur l'état de l'art vise à présenter les systèmes d'ancrage, principalement les scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton. Dans un premier temps, les caractéristiques des matériaux constituant l'ancrage : le béton, la résine et l'acier sont

présentées à haute température et pendant la phase de refroidissement. Les propriétés mécaniques de ces matériaux se dégradent avec l'augmentation de la température. Par contre, l'étude bibliographique met en évidence le manque d'informations sur les propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de refroidissement, et le comportement de la résine pendant cette phase.

Dans un deuxième temps, les modes de ruptures associés à la sollicitation en traction des scellements chimiques sont décrits. Dans les travaux de cette thèse, le mode de rupture par adhérence des scellements chimiques à base d'époxy est uniquement considéré.

Ensuite, les différentes méthodes d'évaluation et de dimensionnement des scellements chimiques existantes à haute température sont présentées. La caractérisation des scellements chimiques à haute température figure dans l'("EAD 330087-01-0601," 2020). Des essais d'arrachement permettent d'obtenir la variation de la résistance des scellements chimiques en fonction de la température. Il conviendra pour caractériser le comportement post-feu de déterminer l'influence de la température maximale atteinte le long de l'ancrage.

Principalement, la méthode de dimensionnement à haute température requiert la connaissance de deux données d'entrée : les profils thermiques le long de l'ancrage, et la variation de la contrainte en adhérence en fonction de la température. Une méthode d'évaluation des scellements chimiques pendant la phase de refroidissement n'étant pas établie, et en se basant sur la méthode de dimensionnement à chaud, le schéma ci-après (Figure 29) présente les étapes du travail et l'organisation du mémoire de thèse, afin d'étudier le comportement post-incendie des scellements chimiques. Ce diagramme repose sur trois volets principaux : numérique (chapitre 2), expérimental (chapitre 3 et chapitre 4) et théorique (chapitre 5).

Chapitre 1
Etude bibliographique

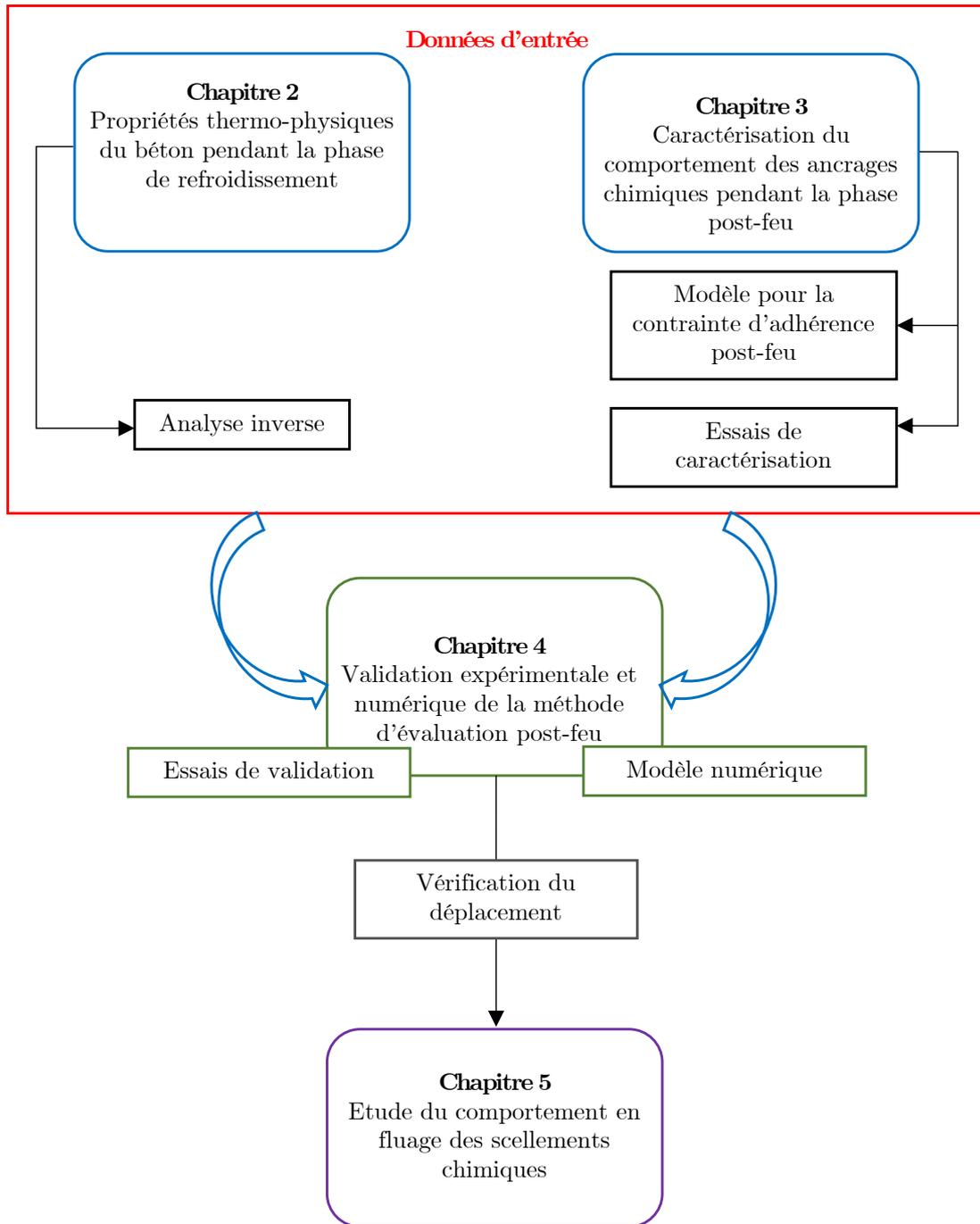


Figure 29 : Organisation du manuscrit de thèse

CHAPITRE 2 : PROPRIETES THERMO-PHYSIQUES DU BETON PENDANT LA PHASE DE REFROIDISSEMENT

1. Introduction

L'étude bibliographique met en évidence l'évolution des propriétés thermo-physiques du béton avec la température d'une part, et l'impact de la température sur le comportement mécanique du béton d'autre part. En effet, les propriétés thermo-physiques du béton conditionnent la distribution de la température. Pendant la phase de chauffage, ces propriétés utilisées pour le calcul des profils de température pendant le feu, figurent dans l'Eurocode 2 partie 1-2 ("EN 1992-1-2," 2008). Cependant, pour assurer le comportement post-incendie des structures, il est nécessaire de prédire les profils thermiques en phase de refroidissement, sachant que le transfert de chaleur se poursuit pendant la phase post-feu à cause de la diffusivité thermique relativement faible du béton, causant une augmentation de la température dans la structure après le feu. Plusieurs études présentées dans la bibliographie ont évalué les propriétés mécaniques résiduelles du béton après son exposition à haute température ((Torić et al., 2014), (Kim et al., 2014)). Cependant, rares sont les études évaluant les propriétés thermo-physiques du béton pendant la phase de refroidissement. Dans le cadre de la réhabilitation/réparation des structures après exposition au feu, il est important de déterminer i) comment les propriétés thermophysiques évoluent pendant la phase de refroidissement ; ii) les évolutions constatées pendant la phase de chauffage sont-elles réversibles ou pas ; iii) comment sont prédits les profils de températures dans le béton pendant le refroidissement ; iv) dans quelle mesure l'utilisation des propriétés thermo-physiques de la phase de chauffage est adéquate pour la phase post-feu.

L'objectif de ce chapitre est d'abord d'identifier les propriétés thermo-physiques du béton en phase de refroidissement, et ensuite d'évaluer la pertinence d'utilisation des propriétés thermo-physiques du béton telle que stipulées par l'("EN 1992-1-2," 2008) à haute température pour décrire le comportement thermique du béton pendant la phase de refroidissement après son exposition au feu, ou d'en proposer d'autres. La diffusivité thermique du béton pendant la phase de refroidissement est ainsi évaluée par analyse inverse en utilisant des données expérimentales de température issues des travaux expérimentaux réalisés au CSTB et détaillés dans (Pinoteau et al., 2016) et (Bamonte et al., 2016). Ces profils expérimentaux de température ont été mesurés à différentes profondeurs d'un voile en béton armé et utilisés comme données d'entrée pour l'analyse inverse. L'évolution de la température dans le voile pendant la phase de refroidissement est décrite par conduction dans l'épaisseur du béton en utilisant uniquement la diffusivité thermique. Le but de cette analyse inverse est de déterminer la diffusivité thermique du béton pendant la phase de refroidissement en fonction de la température. Dans ce but, une approche numérique, de minimisation d'erreur entre les prédictions numériques et les mesures des essais a été réalisée à l'aide du logiciel Matlab. Un algorithme de gradient descendant de type Levenberg-Marquardt a été utilisé. Les valeurs de la diffusivité en fonction de la température pendant la phase de refroidissement ont été identifiées ainsi que leurs intervalles de confiance. Enfin, une comparaison entre les profils de température calculés dans l'épaisseur du voile pendant la phase de refroidissement et les profils

expérimentaux de température est effectuée à l'aide de trois fonctions d'évolution de la diffusivité thermique :

1. Diffusivité calculée selon les propriétés thermo-physiques de l'EN1992-1-2 établies pour la phase de chauffage,
2. Diffusivité constante en supposant une diffusivité irréversible égale à sa valeur à la température la plus élevée pendant la phase de chauffage,
3. Diffusivité thermique calibrée via l'analyse inverse.

Ce chapitre décrit d'abord les principaux phénomènes physiques sur lesquels s'appuient deux approches de modélisation des problèmes de diffusion thermique lors du chauffage/refroidissement. Ensuite, l'évolution de la diffusivité thermique du béton est obtenue par analyse inverse pendant la phase de refroidissement et est comparée à celle de l'EN 1992-1-2 pendant la phase de chauffage.

2. Considérations sur l'évolution des propriétés thermo-physiques du béton pendant le chauffage/refroidissement

Pour modéliser le transfert diffusif de chaleur dans une structure en béton pendant la phase de refroidissement post-feu, les deux approches suivantes ont été suivies. La première consiste à la modélisation de la diffusion de la chaleur en utilisant les propriétés thermo-physiques fournies par l'Eurocode 2 partie 1-2 ("EN 1992-1-2," 2008) conçus uniquement pour l'étude thermique pendant la phase de chauffage. Ainsi, les mêmes propriétés thermo-physiques sont utilisées dans cette approche, que le béton soit en phase de chauffage ou de refroidissement. Alternativement, une diffusivité thermique nommée irréversible est considérée. Elle est basée sur l'irréversibilité des phénomènes expliquant l'évolution des propriétés thermo-physiques du béton au cours du chauffage suivant (Salah Dimia et al., 2011), outre certains mécanismes irréversibles qui se produisent avec la variation de température tels la fissuration du béton, et ayant un impact sur la diffusivité post-feu du béton. Elle est constante et égale à celle correspondant à la température la plus élevée atteinte par le matériau pendant la phase de chauffage. Une brève description des principaux arguments et idées de chaque approche utilisée pour le choix de la diffusivité thermique est présentée ci-après.

2.1. Evolution des propriétés thermo-physiques du béton pendant la phase de chauffage selon l'("EN 1992-1-2," 2008)

Le modèle des propriétés thermo-physiques du béton défini dans l'EN 1992-1-2 est basé sur des propriétés équivalentes du béton, afin de faciliter son utilisation par les ingénieurs (McNamee et al., 2019). Ce modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008) est alors un modèle calibré, c'est-à-dire que les propriétés thermiques ne sont pas mesurées expérimentalement mais sont choisies de telle sorte que l'ensemble de ces propriétés assure le meilleur calage des profils de température expérimentaux et calculés à haute température lors du processus de diffusion thermique dans le béton. Ce modèle suppose alors que la masse volumique, la conductivité thermique et la chaleur spécifique du béton peuvent être décrites par des fonctions qui dépendent uniquement de la température, sans prendre en compte les phénomènes physico-chimiques qui apparaissent dans le béton avec la variation de la température. La conductivité thermique et la chaleur spécifique du béton associées à une teneur en eau de 3% du poids du béton sont présentées à la Figure 30.

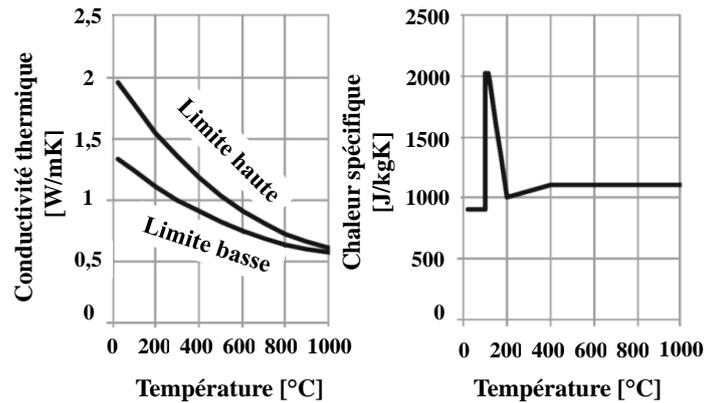


Figure 30 : Propriétés thermo-physiques du béton durant la phase de chauffage selon l'("EN 1992-1-2," 2008)

En effet, lors de la phase de chauffage, diverses transformations physico-chimiques subies par le béton à haute température et décrites dans l'étude bibliographique impactent l'évolution de la chaleur spécifique ((Pimienta, 2001), (Millard and Pimienta, 2019) et (Bažant and Kaplan, 1996)). Les transformations physico-chimiques endothermiques (principalement la vaporisation de l'eau qui commence à 100°C, la transformation du quartz α en quartz β à 573°C et la décomposition de l'hydroxyde de calcium) conduisent à une chaleur spécifique plus élevée donc à une diminution de la diffusivité thermique à des températures où ces transformations se produisent. Cependant, pour faciliter le calcul des propriétés thermique, l'("EN 1992-1-2," 2008) ne considère que l'effet de l'évaporation de l'eau, et propose donc un pic de chaleur spécifique entre 100°C et 200°C selon la teneur en eau du poids du béton, tout en négligeant les autres transformations physico-chimiques mentionnées ci-dessus. En conséquence, la conductivité thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008) est ajustée une fois la chaleur spécifique fixée afin de tenir compte de ces transformations négligées (McNamee et al., 2019). En adoptant cette procédure d'ajustement de courbe, (McNamee et al., 2019) ont observé que la conductivité thermique décrite par l'("EN 1992-1-2," 2008) représente des valeurs équivalentes incluant les effets du transfert de l'eau, compensant ainsi les erreurs dans la définition de la chaleur spécifique. Ainsi, les propriétés thermo-physiques du béton dans l'("EN 1992-1-2," 2008) dépendent de la teneur en eau du poids du béton. (Felicetti et al., 2013) ont mesuré expérimentalement la diffusivité thermique de cylindres en béton de diamètre 100 mm et de hauteur 250 mm (Figure 31). Leurs courbes ont montré que les transformations physico-chimiques endothermiques, (principalement la vaporisation de l'eau qui commence à 100°C, et la transformation du quartz α en quartz β à 573°C) conduisent à une diminution de la diffusivité thermique à des températures où ces transformations se produisent.

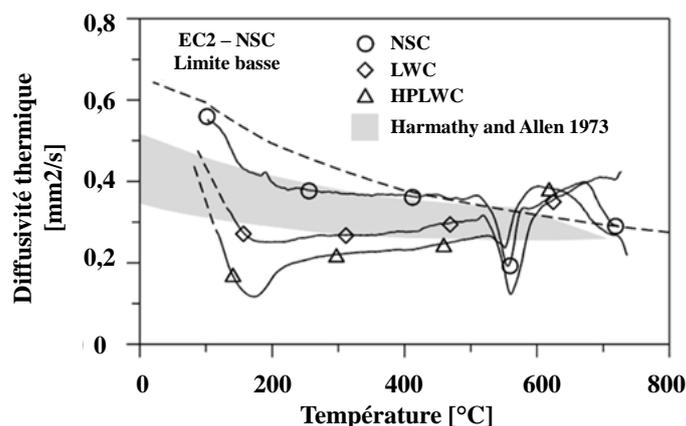


Figure 31 : Diffusivité thermique en fonction de la température pendant la phase de chauffage (adaptée de Felicetti et al., 2013)

La pertinence de ce modèle thermique, calibré pendant la phase de chauffage, pour décrire l'évolution de la température du béton pendant la phase de refroidissement est étudiée. L'utilisation de ce modèle pour le calcul thermique pendant la phase de refroidissement suppose que les phénomènes physiques à l'origine de l'évolution des propriétés thermo-physiques du béton avec la température sont intégrés dans les courbes de diffusivité. La diffusivité pourrait ainsi être peu impactée par les phénomènes irréversibles pendant la phase de refroidissement. Cette approche de modélisation sera ci-après désignée l'approche « EC2 réversible ».

2.2. Modèle thermique alternatif pendant la phase de refroidissement : diffusivité thermique constante irréversible correspondant à la valeur à la température maximale atteinte

Bien que la décomposition de la portlandite soit réversible (Alarcon-Ruiz et al., 2005), et celle de la transformation du quartz α en quartz β si le quartz subit une température inférieure à 800°C (Schelz, 1976), (Harmathy, 1968) a montré que la pâte de ciment subit des transformations irréversibles durant la phase de chauffage. La réversibilité/irréversibilité des transformations peut être principalement due au mécanisme du transfert de l'eau des parties chaudes vers les parties froides du béton, ainsi qu'à la température maximale atteinte. Ainsi, les propriétés thermo-physiques irréversibles du béton pourraient être utilisées pour déterminer les profils de température dans le béton exposé à haute température, en considérant celles-ci constantes et égales aux propriétés correspondant à la température maximale atteinte dans le béton. Pendant la phase de refroidissement, un des principaux mécanismes causant la dégradation mécanique du béton est dû à la formation d'une nouvelle portlandite à partir de la chaux (un produit de la déshydratation) et l'eau présente dans l'environnement, et à la fissuration du béton (Sabeur, 2014). En effet, la reformation de la portlandite pendant la phase de refroidissement est non seulement une réaction exothermique conduisant à une diffusivité thermique significativement plus faible, mais s'accompagne également d'une expansion volumique induisant des fissures supplémentaires dans le béton (Sabeur, 2014). (Alarcon-Ruiz et al., 2005) ont réalisé des études sur une pâte de ciment chauffée à différentes températures jusqu'à 800°C par paliers de 100°C pendant 24 heures. En utilisant l'analyse thermogravimétrique, ils ont montré que même si la réaction de décomposition de la portlandite est réversible, la portlandite qui se forme, lors du refroidissement, a une température inférieure à celle de la décomposition de la portlandite initiale. Ils ont également montré que la déshydratation du silicate de calcium hydraté CSH et les réactions de décarbonatation sont

irréversibles dans la pâte de ciment. Dans une autre étude, (Schelz, 1976) a montré que la transformation du quartz α en quartz β pouvait être irréversible si le quartz subissait des températures supérieures à 800°C .

Les propriétés thermo-physiques du béton pendant le chauffage et le refroidissement ont été étudiées par (Lyzwa and Zehfuss, 2017). Les Figure 32 et Figure 33 montrent respectivement la chaleur spécifique et la conductivité thermique du béton qu'ils ont obtenues pendant les phases de chauffage et de refroidissement. Pendant la phase de chauffage, les pics de C_p à 100°C et à 450°C sont dus respectivement au début de l'évaporation de l'eau libre et à la décomposition de la portlandite. En outre, le pic à 573°C montre la modification du réseau de quartz. Pendant la phase de refroidissement, le même pic à 573°C indique une transformation réversible du quartz. N'ayant pas de pic à 450°C et à 100°C , cela démontre l'absence de l'eau nécessaire à la reformation de la portlandite à 450°C . La conductivité thermique pendant la phase de refroidissement diminue avec la température. Cependant, pour une température maximale atteinte pendant la phase de chauffage, la conductivité thermique reste constante et égale à sa valeur à la température maximale atteinte pendant le chauffage. Au vu de ces résultats, une diffusivité thermique constante du béton égale à celle correspondant à la température maximale atteinte par le béton est utilisée pour modéliser le transfert de chaleur pendant la phase de refroidissement. Ceci traduit les transformations physico-chimiques du béton observées pendant la phase de chauffage et irréversibles pendant la phase de refroidissement. Pour modéliser cette alternative, la valeur de diffusivité calculée selon les propriétés thermo-physiques de l'("EN 1992-1-2," 2008) pour la température maximale atteinte à un niveau du béton sera considérée. Cette approche de modélisation sera nommée par la suite « EC2 constante irréversible ».

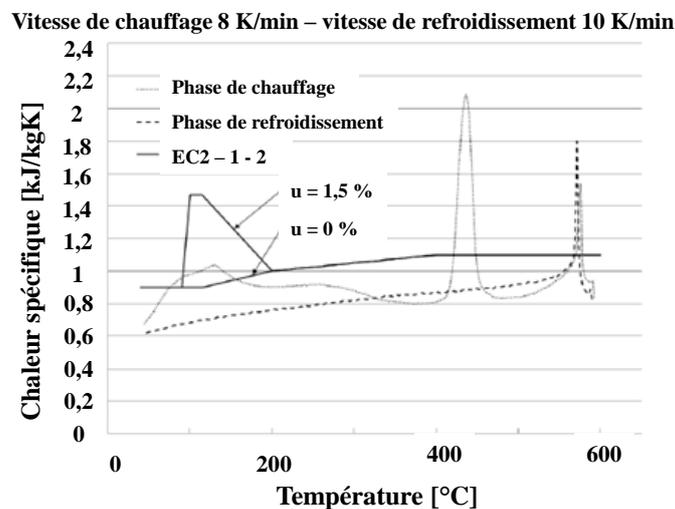


Figure 32 : Variation de la chaleur spécifique en fonction de la température pendant le chauffage/refroidissement du béton (adaptée de Lyzwa and Zehfuss, 2017)

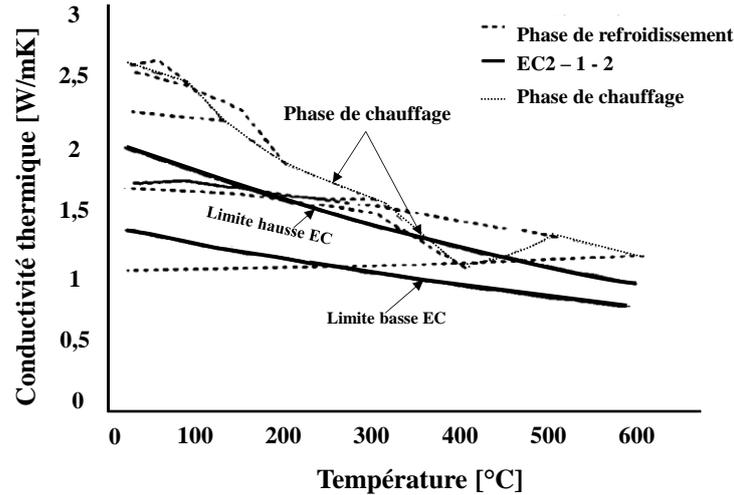


Figure 33 : Variation de la conductivité thermique en fonction de la température pendant le chauffage/refroidissement du béton (adaptée de (Lyzwa and Zehfuss, 2017))

3. Estimation de l'évolution de la diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement par analyse inverse

Alternativement aux deux approches de modélisation présentées dans la section 2 de ce chapitre, la phase de refroidissement a été modélisée à l'aide de la diffusivité thermique calibrée à partir des données expérimentales décrites dans la section 3.1. Comme pour le modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008) pour la phase de chauffage, l'approche de diffusivité calibrée incorpore les transformations thermo-physiques du béton sous l'effet de la température, dans le but de fournir un outil simple pour la modélisation thermique en ingénierie. Malgré la différence de l'état hydrique du béton dans la section du voile considérée pendant la phase de chauffage, les propriétés thermo-physiques ne sont considérées qu'en fonction de la température. Par conséquent, les valeurs de diffusivité thermique calculées tiennent implicitement compte de l'état hydrique et d'autres propriétés qui varient également avec la température. En effet, il est important de noter qu'il n'y a pas de diminution monotone de la température du béton à travers le voile après la fin de l'incendie.

3.1. Données expérimentales utilisées dans l'étude par analyse inverse

Cette section décrit les données expérimentales fournies par le CSTB à partir d'essais au feu réalisés sur trois voiles en béton armé ayant fait l'objet d'une analyse thermomécanique par (Pinoteau et al., 2016) et (Bamonte et al., 2016) et qui seront utilisés comme données d'entrée pour l'analyse inverse.

Les voiles ont pour dimensions $1,2 \text{ m} \times 0,2 \text{ m}$ avec une hauteur de 3 m. La variation des propriétés thermo-physiques (conductivité thermique, chaleur spécifique et diffusivité) avec la température pendant la phase de chauffage du béton testé est détaillée dans (Mindeguia, 2009). Pour chaque voile, trois échelles de thermocouples ont été placées à différentes positions comme illustré à la Figure 34. Sur chaque échelle, 8 thermocouples ont été respectivement placés à 10, 20, 30, 40, 50, 60, 100 et 150 mm de la surface exposée au feu du voile en béton. Les températures expérimentales ont été enregistrées à des intervalles de 30 secondes. Les voiles ont été exposés au feu ISO 834-1 pendant 2 heures sur un seul côté sur toute la largeur et la hauteur du voile, pour simuler un transfert de chaleur unidimensionnel. Les parois ont ensuite

été refroidies à température ambiante pendant les 18,5 heures suivantes. La Figure 35.a présente les évolutions des profils de température le long des trois échelles de thermocouples dans le voile 1. Une certaine dispersion des mesures de température, enregistrées par les 3 échelles de thermocouples à travers l'épaisseur du voile, ayant un coefficient de variation maximal de 30% est observée.

Les profils de température mesurés après exposition à haute température du voile, présentés à la Figure 35.b, ont été tracés en utilisant la moyenne des trois températures enregistrées à une profondeur donnée le long du voile 1 pendant la phase de refroidissement. Ils sont obtenus à partir des résultats expérimentaux pendant la phase de refroidissement des essais réalisés par (Pinoteau et al., 2016). Dans les parties intérieures du voile, le pic de température la plus élevée se produit après le début de la phase de refroidissement à cause du transfert de chaleur qui continue vers la surface moins chaude du béton, et l'inertie thermique du béton. Plus le thermocouple est situé proche de la face froide du voile, plus le pic de température la plus élevée sera tardif et bas à ce niveau comme illustré sur la Figure 35.c.

À toutes les profondeurs à travers l'épaisseur du voile, des plateaux de température sont observés à 100°C lorsque l'eau se vaporise et migre dans le béton. Ceci empêche l'augmentation de la température jusqu'à ce que l'eau soit complètement vaporisée, suivi par une augmentation de température dans le béton. Cet effet est particulièrement prononcé à la fin de la phase de chauffage et au début de la phase de refroidissement à la profondeur de 150 mm, indiquant qu'une condensation d'eau peut se produire à cet endroit.

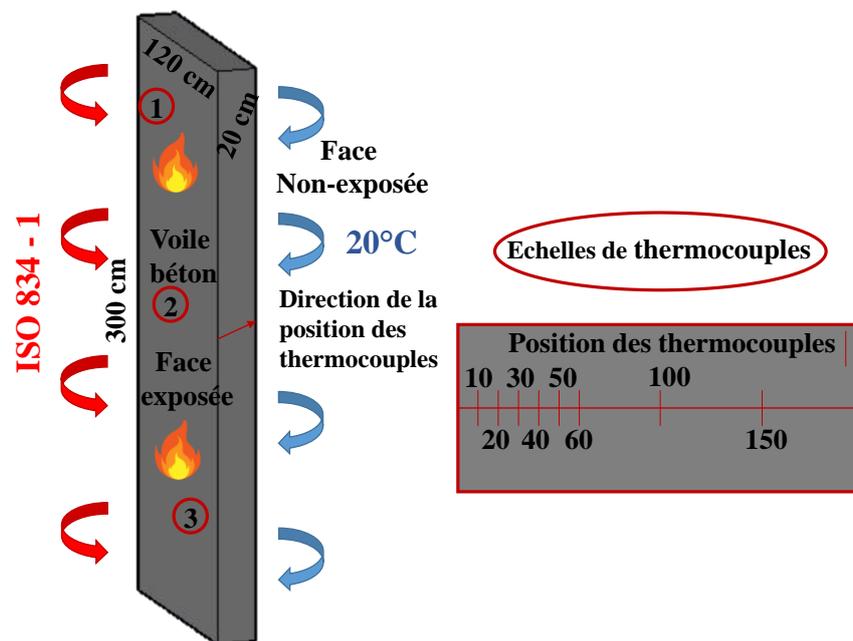


Figure 34 : Configuration des voiles testés

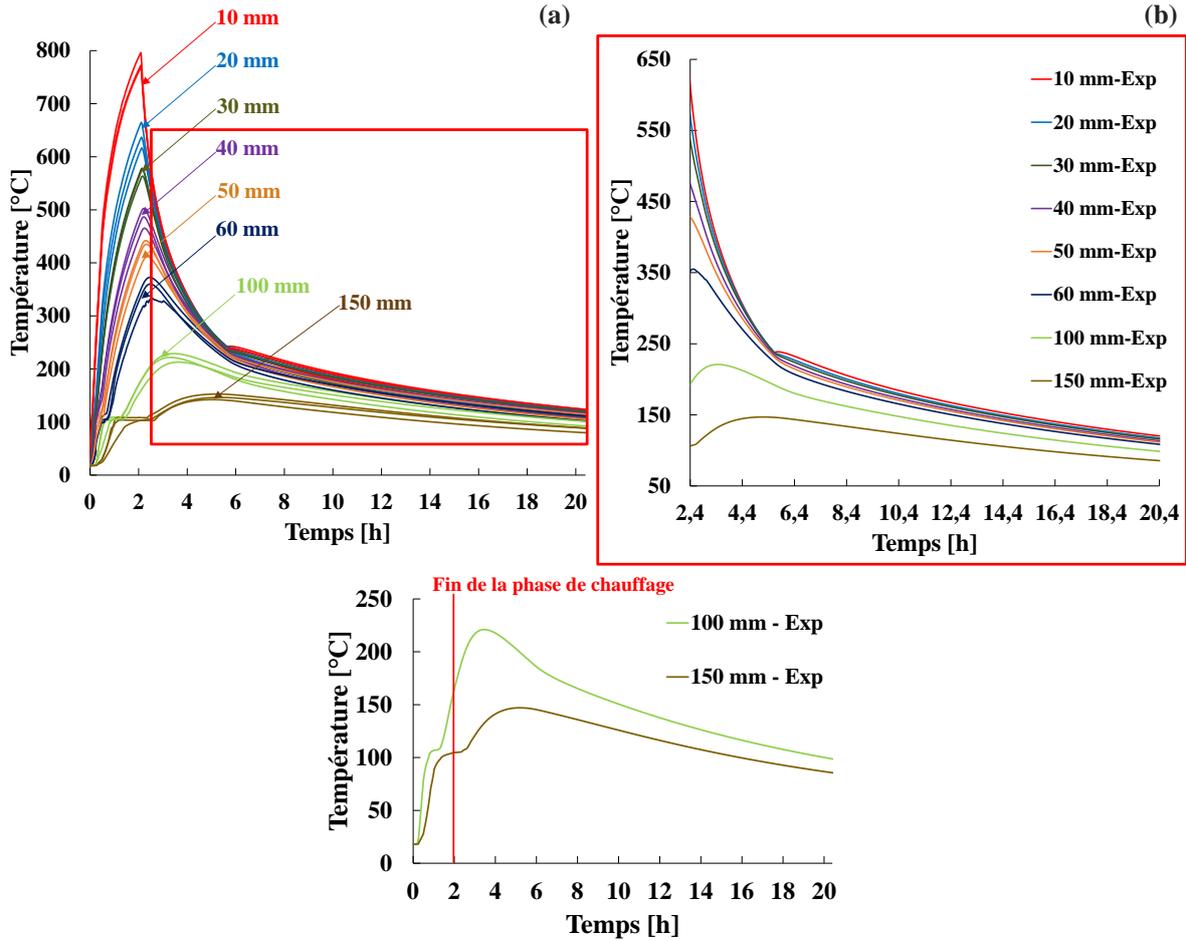


Figure 35 : Evolution des températures enregistrées à différentes profondeurs dans l'épaisseur du voile 1 par les 3 échelles de thermocouples (6.a), la moyenne des thermocouples à différentes positions (6.b) et les deux thermocouples en profondeur intérieure du voile (6.c)

3.2. Problème de transfert thermique unidirectionnel

Afin d'identifier la diffusivité thermique en fonction de la température pendant la phase de refroidissement, un problème de transfert de chaleur unidirectionnelle a été étudié en considérant le voile en béton exposé au feu puis refroidit. Lors des essais réalisés, les voiles en béton armé ont été exposés au feu d'un seul côté sur toute la largeur et la hauteur du voile, la surface non – exposée (Figure 34) étant à température ambiante. Dans cette étude, un problème de conduction pure dans l'épaisseur du béton entre les thermocouples placés à 10 et 150 mm (Figure 34) est considéré. Par conséquent, la convection et le rayonnement sur la face exposée au feu n'impactent pas l'étude. Ces flux ne sont pas des propriétés intrinsèques du matériau mais plutôt influencés par la surface et les conditions de l'environnement extérieur. Ainsi, seuls les profils de température enregistrés par ces thermocouples pendant la phase de refroidissement sont pris en compte comme conditions aux limites dans l'analyse inverse en considérant une conduction thermique unidirectionnelle. Par conséquent, le transfert de chaleur unidirectionnel dans le voile en béton est régi par l'équation suivante (Zehfuß et al., 2020) , (Künzel, 1994):

$$\frac{\partial H}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla[\lambda \cdot \nabla T + h_v \cdot \delta_p \cdot \nabla(\varphi \cdot p_s)] \quad (9)$$

Où H est l'enthalpie [J·m⁻³],

- λ est la conductivité thermique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$],
- φ est la teneur en eau [%],
- t est le temps [s],
- δ_p est la perméabilité à la vapeur d'eau [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{Pa}^{-1}$],
- p_s est la pression de vapeur saturante de l'eau [Pa],
- T est la température [K],
- h_v est la chaleur latente de vaporisation [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$].

Pendant la phase de refroidissement, le terme représentant la chaleur latente de vaporisation de l'eau dans l'équation (9) a été pris en compte via l'évolution/modification de la chaleur spécifique dans la modélisation du transfert de chaleur, en supposant la présence de faible quantité d'eau dans le voile après la fin du chauffage. Seule l'hypothèse de la chaleur sensible comme dans l'EN 1992-1-2 a été considérée, où toutes les transformations physico-chimiques citées dans la section 2 de ce chapitre impactant la chaleur latente (enthalpie) sont prises en compte en adoptant une évolution phénoménologique de la chaleur spécifique à une température donnée (Millard and Pimienta, 2019). Ainsi une réaction endothermique est représentée par une augmentation de la chaleur spécifique autour de la température lorsque cette réaction se produit, et une réaction exothermique par une diminution de la chaleur spécifique. Malgré les limites de de cette approximation pour décrire correctement la cinétique de transfert thermique lors des transformations physico-chimiques, cette hypothèse est jugée suffisante pour décrire le comportement thermique du béton pendant la phase de chauffage. Selon ces hypothèses, l'équation de transfert de la chaleur s'écrit sous la forme :

$$\rho(T(x, t)) \cdot C_p(T(x, t)) \cdot \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} - \nabla(\lambda(T(x, t)) \cdot \nabla T(x, t)) = 0 \quad (10)$$

Où T [K] est la température d'un élément à la position x et au temps t [min], ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$] est la masse volumique du matériau et C_p [$\text{J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$] est la chaleur spécifique à pression constante. En supposant que ρ et C_p sont des constantes et que λ est continue en morceaux variant avec la température, l'équation (10) s'écrit en fonction de la diffusivité thermique sous la forme :

$$\frac{\partial T(x, t)}{\partial t} - \nabla \left(\frac{\lambda(T(x, t))}{\rho(T(x, t)) \cdot C_p(T(x, t))} \cdot \nabla T(x, t) \right) = \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} - \nabla (D(T(x, t)) \cdot \nabla T(x, t)) = 0 \quad (11)$$

L'étude est limitée au transfert thermique par conduction entre les thermocouples, c'est-à-dire entre 10 mm ($x=0$) et 150 mm ($x=L=140$ mm) de la face chauffée. Les températures enregistrées par ces thermocouples constituent les conditions aux limites du problème pendant la phase de refroidissement (équation (12)).

$$T(x = 0, t) = T_{exp,10}(t) ; T(x = L, t) = T_{exp,150}(t) \quad (12)$$

De même, les températures enregistrées dans les thermocouples mis en place dans le béton à différentes distances de la face chauffée, au début de la phase de refroidissement, sont utilisées pour établir les conditions initiales ($t=0$ s) par interpolation linéaire en d'autres points de l'épaisseur du béton (équation (13)).

$$T(x, t = 0) = T_{interp}(x, t = 0) \quad (13)$$

La fonction $D(T)$ est connue, permettant la résolution de l'équation (11) en prenant les conditions initiales de l'équation (13) et les conditions aux limites de Dirichlet dans l'équation (12). La méthode des différences finies avec schéma explicite est utilisée, permettant une discrétisation spatio-temporelle en respectant la condition de stabilité de ce schéma d'intégration (Nombre de Fourier $F_0 = \frac{D\Delta t}{(\Delta x)^2} < 0,5$). La partie entre le thermocouple à 10 mm ($x=0$) et le thermocouple à 150 mm ($x=L=140$ mm) est discrétisée en 15 segments de longueurs uniformes de 10 mm. Considérant trois nœuds successifs du modèle : $k-1$, k , et $k+1$ (Figure 36), et deux instants successifs t_j et t_{j+1} , l'équation discrétisée pour le nœud k , à l'instant t_{j+1} s'écrit:

$$T(x_k, t_{j+1}) = T(x_k, t_j) + \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \cdot \left[\frac{D(x_{k+1}, t_j) + D(x_k, t_j)}{2} \cdot (T(x_{k+1}, t_j) - T(x_k, t_j)) - \frac{D(x_k, t_j) + D(x_{k-1}, t_j)}{2} \cdot (T(x_k, t_j) - T(x_{k-1}, t_j)) \right] \quad (14)$$

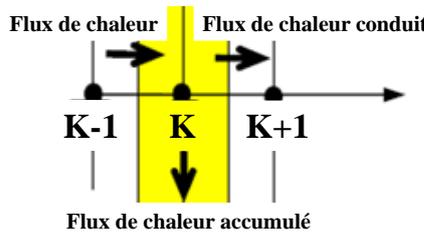


Figure 36 : Bilan thermique sur une tranche (nœud n°k)

3.3. Analyse inverse et identification de la diffusivité thermique

3.3.1. Description de la méthode utilisée

Le calcul de la diffusivité du béton en fonction de la température pendant la phase de refroidissement relève des problèmes connus d'identification des paramètres, qui sont une classe spécifique de problèmes inverses (Li and Ding, 2013). Pour ces problèmes, la réponse d'un système est connue, ce qui permet d'associer un ensemble de paramètres les mieux adaptés du modèle aux résultats observés. Ce problème d'identification des paramètres pourrait être vu comme un problème d'optimisation où la fonction coût à optimiser est la somme des carrés des distances mesurées entre les valeurs prédites et observées (Motulsky and Ransnas, 1987). Cette fonction coût comporte des paramètres et est généralement soumise à des contraintes.

Afin de résoudre les problèmes d'optimisation, nombreuses stratégies et algorithmes existent. Ils comprennent les méthodes traditionnelles basées sur le gradient, telles que l'algorithme de Gauss-Newton, l'algorithme du gradient et l'algorithme de Levenberg-Marquardt, ou des méthodes plus récentes telles que l'algorithme génétique et les réseaux de neurones.

Afin d'identifier la diffusivité en fonction de la température pendant la phase de refroidissement, le vecteur d'observations nommé $\{T_{\text{exp}}\}$ représente les températures mesurées expérimentalement par les thermocouples placés dans le béton lors des essais décrits dans la section 3.1. Les paramètres à identifier constituent le vecteur de diffusivité thermique à des températures choisies nommées $T_c\{D_i(T_c)\}$. En utilisant l'ensemble des valeurs de diffusivité thermique $\{D_i(T_c)\}$, les profils de températures $\{T_{\text{cal}}\}$ peuvent être calculés à l'aide du modèle aux différences finies de l'équation (14). A cet effet, le problème d'identification des diffusivités thermiques à des températures prédéfinies, établi comme problème d'optimisation non-linéaire, peut être exprimé mathématiquement selon l'équation (15). Il suffit de trouver le meilleur ensemble de valeurs pour le vecteur des diffusivités qui minimise la somme des carrés des

résidus SS entre les vecteurs de températures obtenues expérimentalement $\{T_{exp}\}$ et les températures calculées $\{T_{cal}\}$ selon l'équation (14) comme suit :

$$SS = \sum_i (T_{exp,i} - T_{cal,i})^2 \rightarrow minimum \quad (15)$$

La procédure d'optimisation a été effectuée par un code Matlab[®] personnalisé qui intègre la fonction 'fitlm' incluse dans Matlab[®], avec le solveur du problème direct compris dans la toolbox d'optimisation proposée par Matlab. En règle générale, la résolution du problème d'analyse inverse doit être précédée par une analyse de sensibilité afin d'éviter des données d'entrée insensibles au problème, pouvant conduire à des mauvais résultats d'identification de la solution. En particulier, lorsque certaines plages d'observations (température) sont sur/sous estimées, des poids dépendants de la fréquence des observations peuvent être appliqués. Dans ce cas, l'équation (15) s'écrit (16) :

$$SS = \sum_i w_i (T_{exp,i} - T_{cal,i})^2 \rightarrow minimum \quad (16)$$

Où w_i est le vecteur des poids défini par l'utilisateur, affecté à la $i^{ème}$ observation.

La Figure 37 représente la distribution des observations utilisées pour le problème d'analyse inverse avec une sous-représentation des températures supérieures à 550°C et une surreprésentation des températures inférieures à 150°C. N'ayant pas de données suffisantes dans le domaine des hautes températures (plus de 550°C), l'étude a été limitée au domaine des températures allant jusqu'à 550°C.

Les données dans le domaine des basses températures prises en compte au début du refroidissement n'ont pas été distinguées dans la procédure de l'analyse inverse entre les observations sur la face non-exposée où une condensation d'eau est attendue pendant la phase de refroidissement, et sur la face exposée où il y a peu ou pas de présence d'eau. Les résultats de l'analyse inverse seront donc des valeurs effectives moyennées sur tous les états hydriques en fonction de la température.

Deux stratégies distinctes ont été suivies pour résoudre le problème de l'analyse inverse : a) une diffusivité discrétisée à chaque température conduisant à un problème avec 23 paramètres (c'est-à-dire 23 diffusivités à identifier par analyse inverse correspondant respectivement à 23 températures choisies) ; et b) une fonction de diffusivité effective dans le domaine des températures testées, avec un nombre limité de paramètres à caler (deux ou trois paramètres).

Alors que la stratégie a) pourrait suivre la variation de la diffusivité autour d'une température donnée, la deuxième approche ignore la fluctuation locale de la diffusivité, reproduisant la tendance principale de la stratégie a) et conduisant à une courbe lissée de la diffusivité. La difficulté associée à la stratégie b) était la détermination de l'allure (équation) de la fonction décrivant l'évolution de la diffusivité effective en fonction de la température. Dans ce but, la stratégie a) (diffusivité discrétisée) a été réalisée en amont pour former une base pour la fonction de diffusivité dans laquelle les valeurs des paramètres des fonctions de diffusivité sont identifiées. En effet, elle constitue la base de données nécessaire pour conclure sur la tendance

de la courbe qui sera construite dans la stratégie b). Cette stratégie est plus pratique pour les applications d'ingénierie à cause du nombre limité des paramètres à caler (identifier).

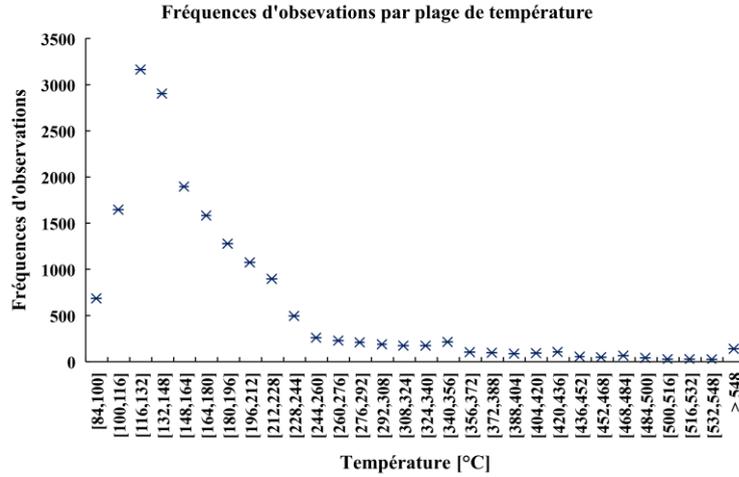


Figure 37 : Distribution des observations en fonction de la plage de température

3.3.2. Résultats de la diffusivité thermique calibrée

En utilisant l'approche de la diffusivité calibrée discrétisée, la fonction suivante est proposée pour la diffusivité :

$$D = \begin{cases} A + \frac{1}{C} & \text{pour } T < T_0 \\ A + \frac{1}{B(T - T_0)^2 + C} & \text{pour } T \geq T_0 \end{cases} \quad (17)$$

Avec $T_0 = 125^\circ\text{C}$

La Figure 38 montre la diffusivité calibrée et celle donnée par l'("EN 1992-1-2," 2008), y compris les intervalles de confiance à 95% pour la diffusivité calibrée identifiée par analyse inverse. Ce processus d'identification des paramètres a été évalué par le coefficient de corrélation $R^2=1,00$ et les significations statistiques $F= 1,99 \cdot 10^8$, et $p=0,00$.

La diffusivité calibrée dans la gamme de température considérée est au-dessus de la courbe de diffusivité de l'("EN 1992-1-2," 2008), et suit la même tendance que celle du modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008) en montrant une augmentation de la diffusivité lorsque la température diminue. Suivant ces résultats obtenus, deux facteurs sont à noter. L'état hydrique du béton à 150 mm décrit dans la section 3.1 de ce chapitre a montré une possible condensation de l'eau lors de la phase de refroidissement. En utilisant toutes les données expérimentales de température dans le processus d'inversion, le phénomène de condensation exothermique de l'eau conduit à une augmentation progressive de la diffusivité lorsque la température diminue. Un deuxième facteur important dans la description de l'évolution de la diffusivité effective pendant la phase de refroidissement est l'approche de modélisation utilisée elle-même. Comme pour le modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008), la diffusivité calibrée représente la meilleure calibration de la diffusivité à une température donnée, indépendamment de l'état hydrique du matériau et par conséquent de ses propriétés thermo-physiques. Le calcul considéré ne considère pas ainsi l'humidité du béton, seules les températures sont prises en compte. La modélisation des changements d'état tels la condensation de l'eau, en utilisant le modèle de transformation de température, (c'est-à-dire en utilisant une capacité thermique pour tenir compte de l'effet de la chaleur latente) (Cao and Faghri, 1990), au lieu de l'équation de

l'enthalpie, conduirait à un problème d'inversion vers un décalage de la température où ces transformations ont eu lieu, traduit par la cinétique de changement de phase.

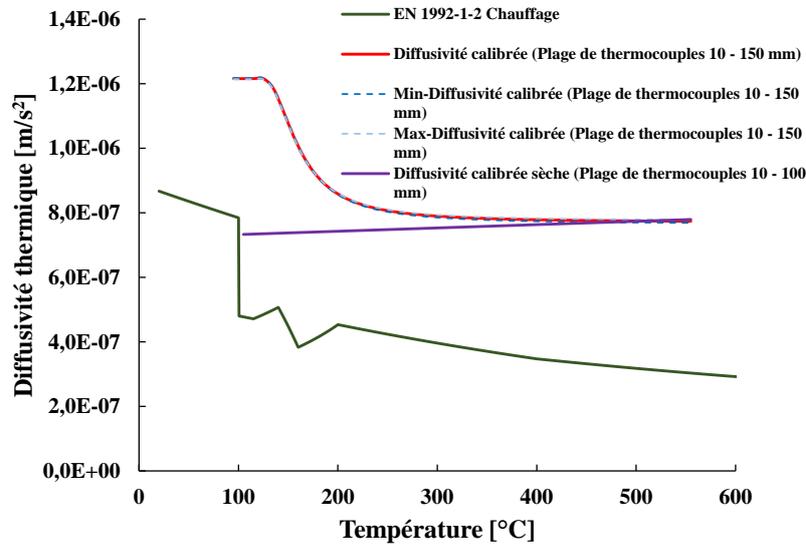


Figure 38 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de la température

Pour évaluer l'hypothèse d'évolution de la diffusivité effective calibrée liée à la condensation d'eau, un autre jeu de conditions aux limites a été utilisé en limitant la calibration de la diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement à l'état sec du béton, en considérant les thermocouples à 100 mm au lieu de ceux à 150 mm comme conditions aux limites. Une diffusivité presque constante avec une augmentation très modérée vers les températures plus élevées est obtenue, nommée « diffusivité calibrée sèche » sur la Figure 38. Cela confirme que les évolutions de la diffusivité effective observées lors de la procédure d'inversion sont principalement liées à la condensation d'eau sur les zones encore humides du voile. L'augmentation modérée de la diffusivité à haute température des zones asséchées pourrait indiquer un endommagement plus important du béton à des températures plus élevées, ou une plus faible capacité thermique montrant la transformation exothermique de l'eau.

4. Comparaison des prédictions de température en utilisant la diffusivité calibrée et les approches alternatives

Les approches de modélisation « EC2 réversible », « EC2 constante - irréversible », et « Diffusivité calibrée » de la section 2 ont été utilisées pour simuler les profils de température lors de la phase de refroidissement du voile 1 testé au laboratoire. Pour l'approche diffusivité calibrée, la fonction calibrée obtenue par inversion dans la zone quasi sèche a également été utilisée pour la comparaison des profils thermiques. Pour ce dernier cas, la comparaison de toutes les prédictions a été limitée aux données utilisées pour l'inversion dans la zone sèche. Les propriétés thermo-physiques du béton figurant dans l'EN 1992-1-2 à une teneur en eau de 0% du poids du béton sont utilisées pour la première approche. Pour l'approche « EC2 constante irréversible », les valeurs de diffusivité aux nœuds du modèle sont considérées constantes, en considérant la valeur constante associée à la température la plus élevée atteinte pendant la phase de chauffage, en utilisant les propriétés de l'EN 1992-1-2 avec une teneur en eau de 0% du poids du béton. Les températures les plus élevées aux différents nœuds du modèle,

ainsi que les diffusivités thermiques calculées correspondantes sont présentées dans le Tableau 4.

x [m]	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,1	0,11	0,12	0,13	0,14	0,15
Température maximale pendant la phase de chauffage à chaque nœud [°C]	771	628	558	467	405	323	293	252	217	165	161	139	119	103	105
Diffusivité correspondante à cette température [m/s2] × E-07	2,58	2,86	3,02	3,27	3,46	3,84	4,00	4,22	4,43	4,86	4,90	7,29	7,63	7,82	7,80

Tableau 4 : Valeurs de diffusivités constantes considérées à chaque nœud du modèle pour l'approche "EC2 constante irréversible"

Pour comparer les trois approches de modélisation des profils thermiques pendant la phase de refroidissement, deux indicateurs sont utilisés. D'abord, la pertinence de la courbe de température calculée est évaluée par l'indicateur de distance euclidienne normalisée C_{NED} comme décrit dans (Peacock et al., 1999) et l'équation (18) :

$$C_{NED} = \frac{\|T_{exp} - T_{num}\|}{\|T_{exp}\|} = \frac{\sqrt{(\sum_{i=1}^n (T_{exp,i} - T_{num,i})^2)}}{\sqrt{(\sum_{i=1}^n (T_{exp,i})^2)}} \quad (18)$$

Dans l'équation (18), T_{exp} est la température mesurée expérimentalement, et T_{num} est la température calculée. C_{NED} indique la cohérence entre les températures calculées et expérimentales; des valeurs plus élevées de C_{NED} représentent des différences plus grandes entre les résultats expérimentaux et numériques. Pour vérifier si les valeurs calculées sur/sous estiment la température, l'indicateur C_{UE-OE} est introduit selon l'équation (19) :

$$C_{UE-OE} = \frac{\sum_{i=1}^n (T_{num,i} - T_{exp,i})}{\sum_{i=1}^n \sqrt{(T_{num,i} - T_{exp,i})^2}} \quad (19)$$

L'indicateur C_{UE-OE} donne des valeurs comprises entre -1 et 1 ; si les valeurs calculées sont toutes inférieures aux valeurs expérimentales, l'indicateur est égal à -1, tandis que lorsque les valeurs calculées sont supérieures aux valeurs expérimentales, cet indicateur est égal à 1. Pour les valeurs entre ces deux limites, l'indicateur indique si le modèle sous-estime ($C_{UE-OE} < 0$) ou surestime ($C_{UE-OE} > 0$) les données expérimentales. L'indicateur n'indique pas l'amplitude de la différence entre les valeurs mesurées et calculées, mais les fréquences de ces différences. Notons que l'indicateur C_{UE-OE} est le même que C_{safety} défini dans (Peacock et al., 1999) et (Zehfuß et al., 2020) et utilisé pour évaluer la stabilité structurelle pendant le chauffage. Pour le dimensionnement au feu pendant la phase de chauffage, les prédictions de température sont considérées conservatives lorsqu'elles surestiment la température globale ($C_{UE-OE} = C_{safety} > 0$). Ce même raisonnement pourrait être considéré pour l'évaluation des prédictions de température pendant la phase de refroidissement. Cependant, étant donné que pendant la phase de refroidissement la stabilité structurelle pourrait être affectée de manière plus complexe à cause de l'influence de la vitesse de refroidissement ; à ce stade de l'analyse, des prédictions plus élevées de température (c'est-à-dire un refroidissement plus lent) ne permettent pas de conclure sur le conservatisme de la méthode, d'où C_{UE-OE} n'est utilisé que comme indicateur pour montrer la sur/sous-estimation de la température par l'approche choisie.

Les Figure 39, Figure 40 et Figure 41 montrent la comparaison entre les profils de températures calculés (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus) en tenant compte de l'ensemble des thermocouples de 10 à 150 mm. Les Figure 42, Figure 43 et Figure 44 montrent la comparaison entre les profils de température calculés (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus) dans les zones sèches du voile en béton, où le problème de conduction a été étudié entre les thermocouples placés de 10 à 100 mm. Pour une comparaison cohérente des trois approches, le temps de début des simulations considéré est 2,4h correspondant au temps initial de l'analyse inverse.

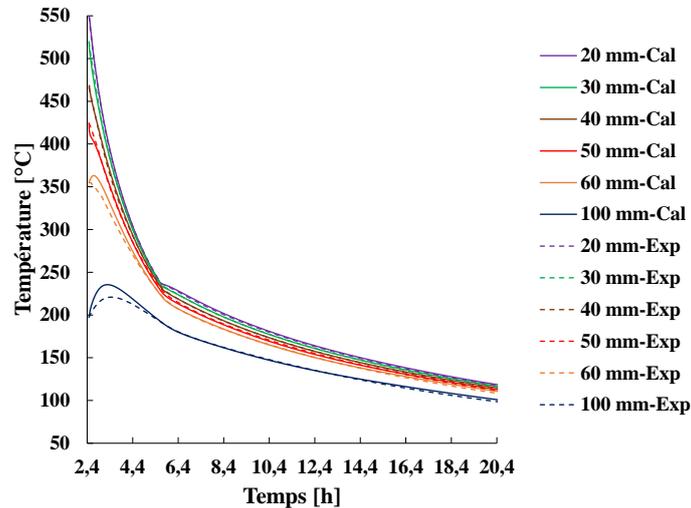


Figure 39 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « diffusivité calibrée » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1

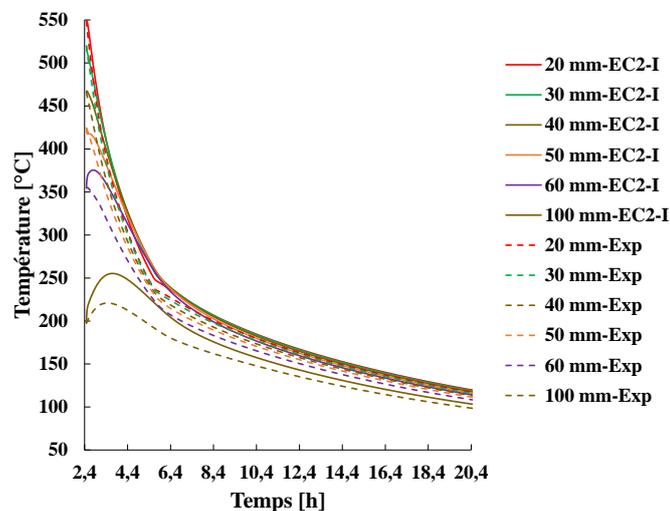


Figure 40 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 constante irréversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1

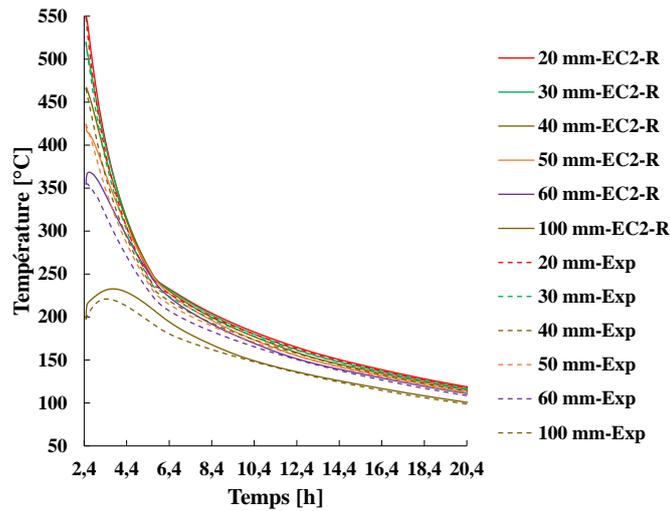


Figure 41 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 réversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1

Notation	C_{NED}			C_{UE-OE}		
	Diffusivité calibrée	Réversible EN 1992-1-2	Irréversible EN 1992-1-2	Diffusivité calibrée	Réversible EN 1992-1-2	Irréversible EN 1992-1-2
V1-20mm	0,006	0,024	0,038	0,937	1,000	1,000
V1-30mm	0,006	0,031	0,056	-0,278	0,999	1,000
V1-40mm	0,006	0,045	0,079	0,759	1,000	1,000
V1-50mm	0,008	0,043	0,084	-0,452	0,984	0,998
V1-60mm	0,019	0,059	0,107	0,913	1,000	1,000
V1-100mm	0,028	0,051	0,110	0,864	1,000	1,000

Tableau 5 : Critères C_{NED} et C_{UE-OE} pour les différentes approches en supposant une conduction thermique entre 10 et 150 mm dans le voile 1

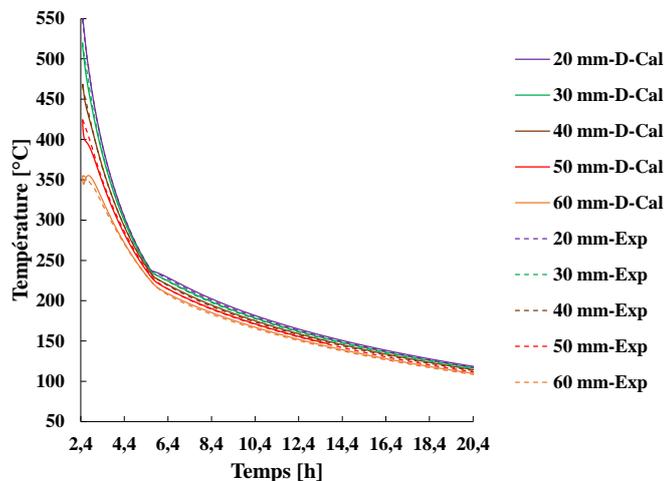


Figure 42 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « diffusivité calibrée sèche » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1

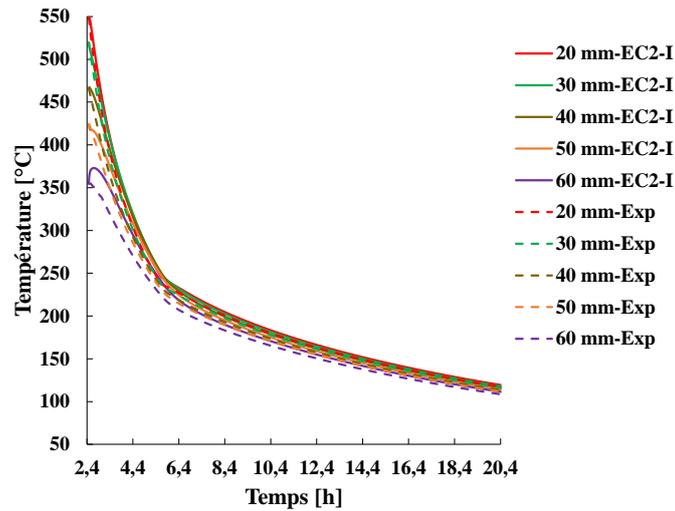


Figure 43 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 constante irréversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1

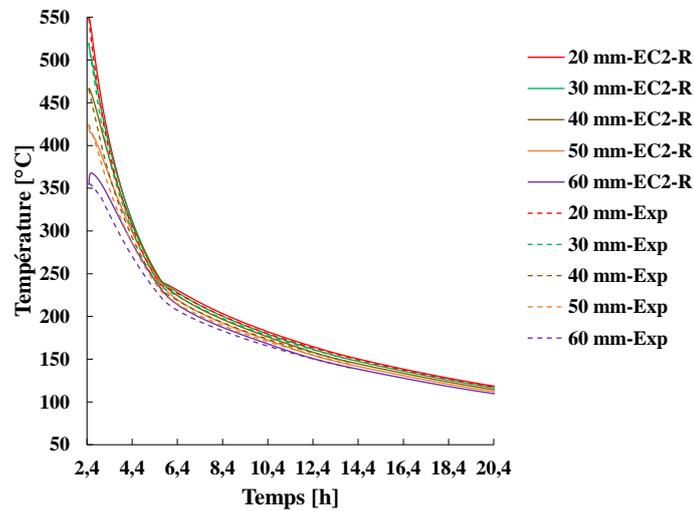


Figure 44 : Profils de température calculés et expérimentaux pendant la phase de refroidissement en utilisant l'approche « EC2 réversible » en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1

Notation	C_{NED}			C_{UE-OE}		
	Diffusivité calibrée	Réversible EN 1992-1-2	Irréversible EN 1992-1-2	Diffusivité calibrée	Réversible EN 1992-1-2	Irréversible EN 1992-1-2
V1-20mm	0,007	0,021	0,031	0,927	1,000	1,000
V1-30mm	0,009	0,024	0,041	0,159	0,997	1,000
V1-40mm	0,007	0,034	0,055	0,766	1,000	1,000
V1-50mm	0,012	0,027	0,050	-0,207	0,921	0,996
V1-60mm	0,012	0,038	0,062	0,942	1,000	1,000

Tableau 6 : Critères C_{NED} et C_{UE-OE} pour les différentes approches en supposant une conduction thermique entre 10 et 100 mm dans le voile 1

Les Tableau 5 et Tableau 6 montrent les résultats de C_{NED} et C_{UE-OE} obtenus à différentes positions de thermocouples dans le voile pour les différentes approches, pendant la phase de refroidissement après exposition au feu, en considérant l'ensemble des thermocouples entre 10 et 150 mm (Tableau 5) et entre 10 et 100 mm (Tableau 6).

Les valeurs de l'indicateur C_{NED} proches de zéro pour les résultats obtenus en utilisant la diffusivité calibrée, indiquent comme attendu que les températures calculées avec la diffusivité calibrée sont mieux ajustées aux températures expérimentales que les deux autres approches utilisées. Néanmoins, les résultats des deux autres approches sont acceptables compte tenu de la généralité des données sur laquelle se base l'approche EC2-réversible. Les écarts les plus importants de ces deux approches par rapport aux données expérimentales sont observés pour les températures les plus élevées.

Concernant le critère C_{UE-OE} , les résultats montrent que les deux approches liées à l'EC2 surestiment la température à plusieurs positions pour tous les pas de temps pendant la phase de refroidissement. Les prédictions de l'approche par diffusivité calibrée sous/sur estiment la température en fonction de la position des thermocouples. C'est un résultat qui est aussi attendu puisque la diffusivité calibrée est définie selon un critère des moindres carrés.

5. Synthèse de l'étude réalisée

Pour évaluer le comportement post-incendie d'une structure, la détermination des profils de température dans le béton après son exposition au feu est nécessaire. Dans ce chapitre, un problème de transfert de chaleur 1D est étudié sur un voile en béton armé exposé au feu en considérant un problème de conduction pure entre les thermocouples placés dans l'épaisseur du voile.

En utilisant la régression non-linéaire, la diffusivité thermique du béton a été déterminée en phase de refroidissement après exposition au feu d'un voile en béton, par analyse inverse appliquée à des résultats expérimentaux d'essais réalisés au CSTB. L'objectif de l'étude n'était pas de proposer un modèle thermique pendant la phase de refroidissement, mais d'évaluer la variation de la diffusivité thermique pendant cette phase. En utilisant toutes les données de température enregistrées expérimentalement pour l'inversion, la diffusivité calibrée effective a augmenté en allant vers la température correspondant à la condensation de vapeur d'eau. Comme la considération d'une zone non sèche dans le voile en béton dépend de la cinétique du feu, de la teneur en eau initiale du béton, de la perméabilité du voile ainsi que de son endommagement, cette diffusivité calibrée ne peut être qu'appliquée pour des conditions d'incendie standard et d'autres conditions similaires à ces conditions expérimentales. En effectuant l'analyse inverse uniquement sur la paroi supposée sèche du voile, la diffusivité effective (diffusivité calibrée sèche) est quasi constante lors du refroidissement avec une légère diminution lorsque la température diminue. Dans les deux cas, la diffusivité thermique calibrée pendant la phase de refroidissement est supérieure à celle de l'("EN 1992-1-2," 2008) pour la phase de chauffage. Par conséquent, si un ingénieur considère la diffusivité de l'("EN 1992-1-2," 2008) pendant la phase de refroidissement, la diffusivité est sous-estimée. Ainsi, le calcul thermique conduira à plus de chaleur stockée à l'intérieur de la structure. Par conséquent, des gradients thermiques plus élevés sont obtenus et les propriétés mécaniques sont sous-estimées. En outre, une évaluation des prédictions des profils de température à l'aide de diverses approches (EC2 réversible et irréversible) a été réalisée. Les résultats correspondant à ces deux approches ont montré que le modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008) pour la phase de

chauffage fonctionne de manière conservatrice pendant la phase de refroidissement, augmentant le gradient thermique ($C_{UE-OE} > 0$). En utilisant ce critère avec la même attribution que la phase de chauffage ($C_{UE-OE} = C_{Safety}$), les prédictions de l'EN 1992-1-2 peuvent être considérées conservatrices pour le calcul thermique pendant la phase de refroidissement.

Il est possible de s'interroger sur la pertinence de cette étude dans le cas d'un refroidissement plus lent, où la température sera plus élevée à la face non exposée au feu pour un temps plus grand. Néanmoins, la température critique considérée dans cette étude fut celle au début de la phase de refroidissement sur la face exposée au feu. Des études supplémentaires sont nécessaires pour étudier l'influence de la vitesse de refroidissement et l'effet de la teneur en eau sur les températures obtenues pendant la phase de refroidissement, et la diffusivité thermique qui en résulte. A cet effet, des essais de chauffage suivis par le refroidissement pourraient être réalisés sur des dalles en béton avec différentes teneurs en eau, et l'analyse inverse pourrait être utilisée pour identifier l'influence de la teneur en eau sur la diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement.

CHAPITRE 3 : CARACTERISATION DU COMPORTEMENT DES ANCRAGES CHIMIQUES PENDANT LA PHASE POST-FEU

1. Introduction

Ayant déterminé la première donnée d'entrée pour établir la tenue mécanique des scellements chimiques après leur exposition au feu (les profils thermiques pendant la phase post-feu), ce chapitre étudie la relation entre la résistance en adhérence post-feu et la température. Cette relation est considérée comme la deuxième donnée d'entrée pour la méthode d'évaluation post-feu. Pendant la phase post-feu, le transfert de chaleur se poursuit. La caractérisation de la résistance en adhérence des scellements chimiques après exposition au feu est nécessaire avec prise en compte de l'évolution de la température le long de l'ancrage. Une étude expérimentale a ainsi été menée en utilisant une résine à base d'époxy ayant trois objectifs : i) déterminer une relation entre la résistance en adhérence post-feu, la température maximale atteinte et la température post-feu (à laquelle l'essai d'arrachement est réalisé) ; ii) déterminer une procédure d'essai permettant de caractériser ces scellements chimiques après leur exposition au feu ; iii) établir un modèle pour décrire le comportement en adhérence post-feu.

Dans un premier temps, les éprouvettes testées et leurs caractéristiques sont décrites dans la section 2.1 de ce chapitre. Le dispositif des essais est ensuite présenté dans la section 2.3. Pour répondre à ces objectifs, un travail expérimental décrit dans la section 2.4 de ce chapitre est réalisé sur des scellements chimiques d'armatures insérés dans des éprouvettes cylindriques en béton. Diverses températures maximales atteintes entre 50°C et 320°C, sans atteindre la rupture pendant la phase de chauffage, sont étudiées.

La deuxième partie de ce chapitre (section 3) est consacrée à l'analyse des résultats des essais. Enfin, les résistances en adhérences expérimentales sont comparées à celles calculées via le modèle proposé. Les résultats de cette campagne constituent une base de données importante pour la quantification du comportement post-feu des scellements chimiques.

2. Matériaux et programme expérimental

2.1. Matériaux utilisés

2.1.1. Le béton

Le béton utilisé dans les essais est de type C20/25, sa composition est présentée dans le Tableau 7. En plus des cylindres en béton présentés plus loin (§ 2.2), utilisés pour la caractérisation des ancrages, deux types de corps d'épreuve sont fabriqués à chaque coulage :

- Six éprouvettes cubiques en béton (150 mm × 150 mm × 150 mm) conservées au laboratoire à température ambiante et testées en compression (3 à 28 jours et 3 au début des essais).

- Douze éprouvettes cylindriques de 160 mm de diamètre et de 320 mm de hauteur, dont 6 ont été testées en fendage (3 à 28 jours et 3 au début des essais) et 6 ont été testées en compression (3 à 28 jours et 3 au début des essais).

Le béton utilisé présente une résistance moyenne à la compression égale à 25,8 MPa à 28 jours. La masse volumique du béton utilisé est égale à 2207 kg/m³. Les essais sont ensuite réalisés après 3 mois de cure à l'air à température ambiante du laboratoire. A cette échéance, cette résistance a augmenté et a pour valeur moyenne 29,3 MPa.

Composant	Origine	Dosage [kg/m ³]
G 0/6,3 Sable (silico-calcaire)	Carrière de Bouafles	880
G 4/14 Gravier (silico-calcaire)	Carrière la Brosse Montceaux	792
G 4/22,5 Gravier (silico-calcaire)	Carrière la Brosse Montceaux	88
CEM II/B-LL 32,5R CE CP2 NF	CALCIA – Usine de couvrot	320
Eau	-	227

Tableau 7 : Composition du béton C20/25

2.1.2. La résine

Les essais sont réalisés avec une résine époxy, qui est sous la forme de résine bi-composants (résine mère et durcisseur) contenue dans deux cartouches en proportions stœchiométriques. Elle est formée du mélange des composants suivants :

- 2-méthylpentane-1,5-diamine
- Phénol
- 1,3-Benzènediméthanamine
- Tri(diméthylaminométhyl)-2,4,6 phénol
- 3-aminopropyltriéthoxysilane.

La température de transition vitreuse de la résine utilisée obtenue via les essais réalisés par le fournisseur de la résine est 67°C.

La méthode d'implantation de l'armature avec la résine suit les recommandations données par le fournisseur de la résine, et sera décrite dans la section 2.2 de ce chapitre. Chaque essai est réalisé après le temps de cure nécessaire pour la résine, au minimum 24 h pour celle utilisée.

2.1.3. L'armature en acier

Les armatures utilisées sont de type GEWI de diamètre 16 mm. Le Tableau 8 présente les caractéristiques mécaniques de l'armature utilisée. La rupture des barres s'est produite en moyenne à 135 kN.

Barre GEWI 16 mm	
Photo	
Limite d'élasticité [MPa]	577
Résistance en traction ultime [MPa]	670

Tableau 8 : Caractéristiques des armatures GEWI utilisées

2.2. Procédure de fabrication des éprouvettes

Les scellements chimiques d'armature sont insérés avec une profondeur d'ancrage de 70 mm dans des cylindres en béton C20/25 de 160 mm de diamètre et de 250 mm de hauteur. La longueur d'ancrage de 70 mm est choisie pour avoir une rupture en adhérence et éviter la rupture acier de l'ancrage. En outre, cette faible profondeur d'ancrage permet de réduire le gradient thermique le long de l'ancrage permettant ainsi une meilleure homogénéisation de la température. Le béton est coulé directement dans un cerclage en acier d'épaisseur 2 mm afin d'éviter la fissuration latérale de l'éprouvette lors de l'essai d'arrachement. Les éprouvettes ont été testées après 3 mois de cure à l'air à température ambiante du laboratoire. La profondeur d'ancrage a été choisie comme la profondeur maximale correspondant à la rupture en adhérence en évitant la plastification et la rupture de l'acier pendant l'essai.

L'armature est équipée de thermocouples de type K, fixés sur l'armature à l'aide d'un fil de fer comme le montre la Figure 45.

Deux thermocouples sont positionnés le long de la profondeur d'ancrage : TC1 placé au fond de l'ancrage (à 70 mm de la surface du béton) et TC2 à 10 mm de la surface du béton comme le montre la Figure 46. Ces thermocouples permettent de déterminer la température au cours de l'essai comme au moment de la ruine.



Figure 45 : Thermocouple fixé sur une armature de type GEWI

Ensuite, un trou est percé selon l'axe du cylindre avec une foreuse de diamètre 20 mm pour ancrer l'armature de diamètre 16 mm. L'épaisseur de la couche de résine entre le béton et l'armature est donc de 2 mm. Ces scellements sont installés conformément aux instructions d'installation fournies par le fournisseur de la résine. Ainsi, le trou est nettoyé suivant ces étapes : i) soufflage à l'air comprimé deux fois depuis le fond du trou; ii) brossage 2 fois avec l'écouvillon de 20 mm en tournant puis en le retirant; iii) soufflage 2 fois encore avec de l'air comprimé. Après le nettoyage du trou visant à évacuer la poussière générée par le perçage du béton, la résine est injectée. L'armature est alors insérée de suite par pivotement rotatif descendant pour éviter la formation des bulles d'air.

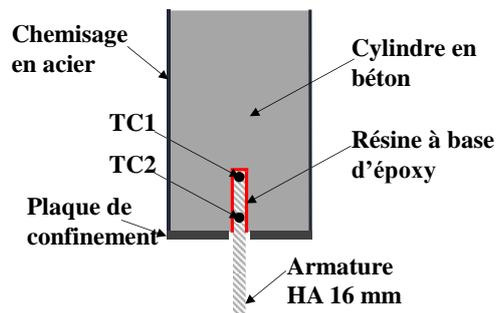


Figure 46 : Eprouvettes testées

2.3. Dispositif d'essai

La Figure 47 montre le dispositif d'essai où l'éprouvette est chauffée par un collier chauffant et placée sur un banc d'essai quatre colonne. Un vérin hydraulique fixé au bâti permet l'application de la charge, qui est mesurée par un capteur de force d'une capacité 100 kN placé en partie inférieure du vérin. L'armature est connectée à la tige du vérin via un écrou de

connexion qui transmet l'effort de traction à l'armature. Enfin, une plaque de confinement en acier de 29 mm de diamètre intérieur, de 160 mm de diamètre extérieur et de 20 mm d'épaisseur est placée en contact avec la surface du cylindre en béton (en contact avec le bas du chemisage en acier entourant le cylindre en béton) pour empêcher la ruine par cône de béton.

Le cylindre en béton est placé au-dessus de la plaque de confinement en acier, par lequel passe les capteurs de déplacement qui sont en contact avec la surface du béton, ce qui permet de mesurer le déplacement de l'armature.

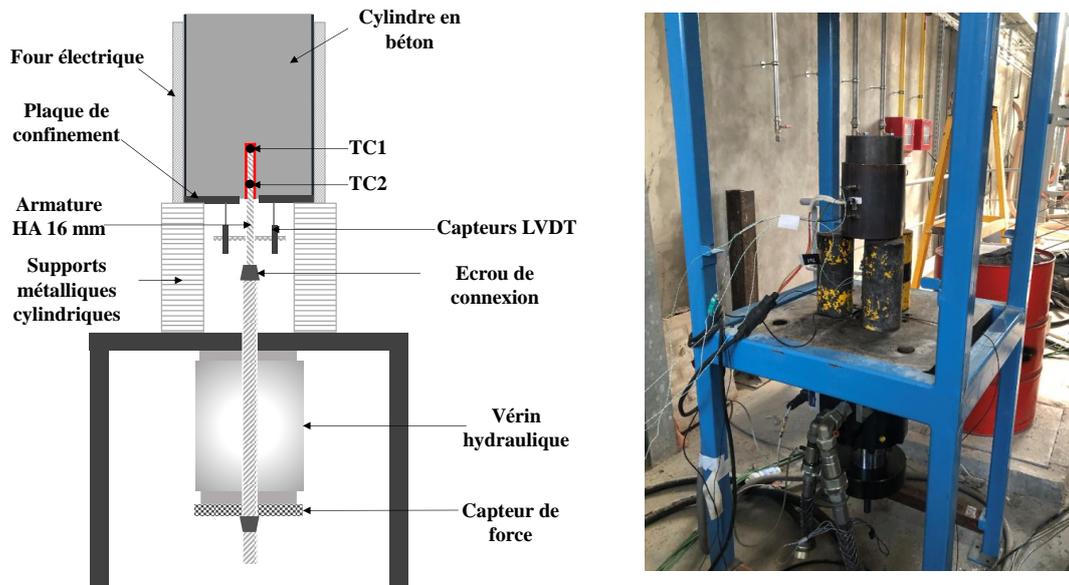


Figure 47 : Dispositif d'essai

2.4. Procédure des essais d'arrachements

Les essais d'arrachement sont divisés en deux séries détaillées ci-dessous :

- Série 1 : Essais d'arrachement à charge constante pendant la phase de chauffage :

Comme indiqué dans l'étude bibliographique, cette série d'essai est appliquée selon les instructions de l'("EAD 330087-01-0601," 2020) et permet de caractériser la tenue au feu de l'ancrage soumis à une sollicitation thermique; le but étant de déterminer la relation entre la résistance en adhérence et la température. Les essais sont menés à charge constante en augmentant progressivement la température jusqu'à la ruine.

- Série 2 : Essais d'arrachement post-feu (Figure 48) :

Cette procédure d'essai est divisée en plusieurs étapes. Dans un premier temps, une charge constante est appliquée de valeur égale à 70% de la capacité portante du scellement chimique à une température θ_i en utilisant la relation résistance en adhérence-température de la première série d'essais. Le choix de la valeur de 70% est pour éviter la rupture pendant la phase de chauffage et permet de considérer l'effet du fluage. Pour les essais soumis à des températures plus élevées conduisant à des valeurs de contraintes en adhérence faibles, la charge n'est pas appliquée en phase de chauffage. Le but de l'application de la charge constante pendant la phase de chauffage vise à reproduire le comportement réel des scellements chimiques dans une

structure soumise au feu, révélant des phénomènes intéressants comme le fluage. Pour des valeurs de contraintes en adhérence faibles obtenues à température plus élevée (inférieures à 2 MPa au-delà de 200°C), la résine ne résiste que par frottement à cause de la perte en adhérence et sa carbonisation. C'est pourquoi, ne pas appliquer un chargement est considéré comme une variable négligeable à haute température, en négligeant l'effet du fluage induit par le chargement appliqué. Durant cette étape, l'asservissement est effectué en force. Dans un deuxième temps, l'éprouvette est chauffée à une température θ_i sans atteindre la rupture. Ensuite, elle est refroidie jusqu'à atteindre une température θ_j . Enfin, le chargement est augmentée jusqu'à la rupture de manière à ce que la résistance en adhérence résiduelle de l'ancrage à la température θ_j soit connue. Durant cette étape, l'arrachement s'effectue par pilotage du vérin en déplacement à une vitesse de 0,05 mm/s.

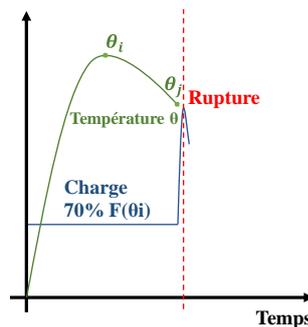


Figure 48 : Présentation de la série 2 des essais d'arrachement

Dans les deux séries, la charge et la température (mesurée par TC1 et TC2) sont enregistrées à raison d'une mesure toutes les 0,5 secondes à 10 secondes dans certains essais. Cette fréquence d'acquisition est suffisante pour déterminer la température le long de l'ancrage jusqu'à la ruine.

2.5. Modalité des essais

2.5.1. Dispositif de chauffage et distribution de température

Le système de chauffage utilisé est un four électrique cylindrique qui assure une montée en température régulée par un programme de chauffage de type PID (proportionnel, intégral, dérivé). Ce four permet d'assurer une montée en température régulée par un programme de chauffage définit par les segments en fonction du temps. La montée en température des résistances du four suit une rampe linéaire de 14°C/min jusqu'à 200°C et est pilotée jusqu'à un plateau de 350°C comme illustré dans la Figure 49. La température à la surface du cylindre en béton est contrôlée par des thermocouples placés entre la surface latérale du béton et le dispositif de chauffage.

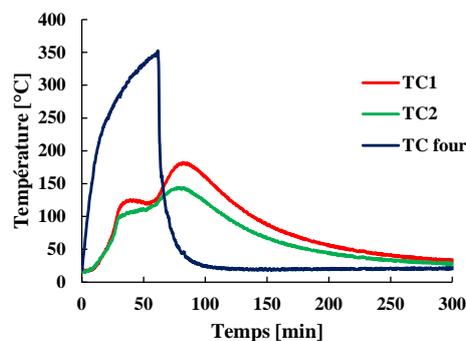


Figure 49 : Courbes montrant la variation de la température du four et le long de l'ancrage en fonction du temps

La Figure 49 présente les évolutions des températures du four ainsi que celles enregistrées par TC1 et TC2 le long de l’ancrage. Un écart 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 est observable. L’influence de l’armature sur la distribution de températures dans l’ancrage a été étudiée dans les travaux de (Pinoteau, 2013a), où un essai sans armature a été réalisé. Il a montré que cette différence est principalement attribuée à l’isolation thermique assurée par le cylindre en béton, et que la présence de l’armature a pour effet d’homogénéiser la température le long de l’ancrage, sans pour autant en modifier la valeur moyenne. Dans ces essais, la longueur de l’armature est réduite de manière à limiter l’effet du pont thermique que pourrait avoir l’acier. Pour la température mesurée le long de l’ancrage entre 21°C et 50°C, la différence des températures de TC1 et TC2 ne doit pas dépasser 10°C selon l’(“EAD 330087-01-0601,” 2020). Pour une température supérieure à 50°C à TC1 et TC2, la vaporisation de l’eau dans le béton (à proximité du cerclage en acier) peut entraîner des différences de température entre TC1 et TC2 pouvant être supérieures à 10°C (“EAD 330087-01-0601,” 2020). Cet écart est donc attribuable à la vaporisation de l’eau influençant la distribution thermique le long de l’ancrage comme le montre la Figure 49. En effet, la pression dans la zone proche de la surface du béton est proche de la pression atmosphérique et favorise la vaporisation de l’eau au voisinage de 100°C. Dans la zone où la vaporisation de l’eau a lieu, la pression des pores augmente dans le béton. L’eau a ainsi tendance à migrer vers les zones de pressions moins élevées : vers les parties extérieures et vers le centre du cylindre (Pinoteau, 2013a). L’eau s’accumule dans la région centrale du cylindre augmentant la pression dans cette zone. Au-delà de 130°C, l’eau liquide en périphérie du cylindre s’évapore vers le centre, l’énergie consommée dans cette zone est supérieure à l’énergie thermique apportée, ce qui pourrait expliquer la diminution de la température au niveau de TC1. Une fois la vaporisation terminée, les températures au niveau de TC1 et TC2 continuent à augmenter. La vaporisation met en évidence la migration de l’eau dans le béton, ainsi que son influence sur la distribution thermique le long de l’ancrage.

Pour minimiser l’influence de l’éventuel gradient thermique le long de l’ancrage, la température conditionnant la tenue de l’ancrage au moment de la ruine est calculée comme la moyenne pondérée des températures mesurées par TC1 et TC2 : 1/3 de la température la plus élevée et 2/3 de la température la plus basse mesurées au moment de la rupture selon l’(“EAD 330087-01-0601,” 2020).

2.5.2. Résistance en adhérence

La résistance en adhérence dépend du module de cisaillement de la résine utilisée. Elle est considérée uniforme le long de l’ancrage et est calculée à partir de la charge appliquée comme suit :

$$\tau = \frac{F}{\pi \times d \times l} \quad (20)$$

Où: τ est la résistance en adhérence, F est le chargement appliqué, d le diamètre de l’armature, et l la profondeur d’ancrage.

Des mesures extensométriques dans l’armature montrent que l’hypothèse d’uniformité de la résistance est vérifiée à la ruine pour ces géométries d’ancrage (Pinoteau et al., 2011).

3. Résultats des essais

3.1. Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température pendant la phase de chauffage (série 1)

La Figure 50 montre la diminution de la résistance en adhérence en fonction de la température pendant la phase de chauffage. Les points rouges présentent les essais réalisés pendant la série 1. Ceux en bleu ont précédemment été réalisés au CSTB dans le cadre de l'évaluation de la résine époxy utilisée à haute température. Il est intéressant de noter la dispersion des points des essais surtout vers 60°C, qui est proche de la température de transition vitreuse. Ces essais dépendent de plusieurs facteurs, notamment l'installation, le type de béton, la présence d'eau, le fluage et la postcure. Par la suite, la relation résistance en adhérence – température fournie par le CSTB ($f_{b,m}(\theta)(CSTB)$) a été normalisée de la façon suivante :

$$f_{b,m}(\theta) = \frac{f_{b,m}(\theta)(CSTB)}{\tau_{20^{\circ}C}(CSTB)} \cdot \tau_{20^{\circ}C}(essais-thèse) \quad (21)$$

Avec $\tau_{20^{\circ}C}(CSTB)$ et $\tau_{20^{\circ}C}(essais-thèse)$ les contraintes en adhérence à température ambiante pour les essais réalisés précédemment au CSTB, et ceux correspondant à la série 1 (27 MPa) respectivement.

Cette relation est utilisée pour le calcul des charges à appliquer pendant la série 2. En plus, elle est utilisée pour le calcul de contraintes dans le modèle présenté dans la section 3.3.

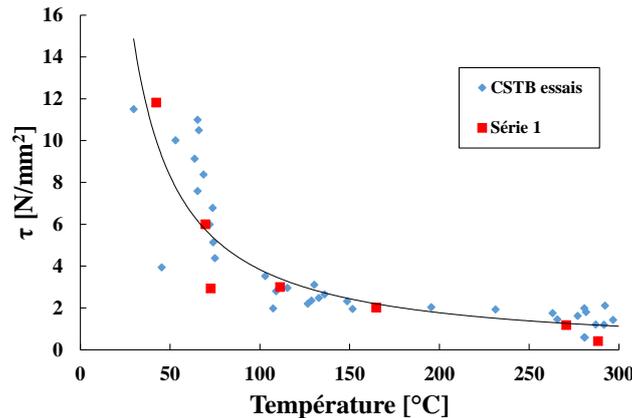


Figure 50 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température

3.2. Variation de la résistance post-feu en fonction de la température maximale atteinte (série 2)

La Figure 51 présente les contraintes en adhérence obtenues à l'issue des essais d'arrachement post-feu en fonction de la température maximale mesurée le long de l'ancrage. Sont représentés par exemple en orange, les contraintes en adhérence obtenues à 26°C après exposition à des températures maximales comprises entre 50°C et 320°C. Différentes charges de traction calculées comme décrit à la section 2.4 de ce chapitre sont appliquées pendant la phase de chauffage (Figure 51). La résistance en adhérence correspondant à la rupture est calculée via l'équation (20), où F est la résistance résiduelle obtenue à partir des essais d'arrachement post-feu. Pour une température post-feu donnée, la résistance en adhérence diminue lorsque la température maximale atteinte le long de l'ancrage augmente. Pour une température maximale de chauffage atteinte, la résistance en adhérence diminue lorsque la température post-feu, à laquelle est réalisé l'essai post-feu, augmente. Jusqu'à une température maximale atteinte de

250°C (qui est la température correspondant à la décomposition de cette résine), les résultats montrent que la résistance en adhérence post-feu tend à augmenter quand la température post-feu diminue (e.g. une récupération de la résistance en adhérence est possible et elle suit un chemin de retour plus important que la fonction $f_{b,m}(\theta)$ (Figure 52) ; cela indique que jusqu'à cette température une réversibilité est possible). Il est important de noter que la température de 250°C obtenue dépend de la résine utilisée. Cette température correspond à la décomposition de la résine, où une perte de masse est observée à partir de cette température via les essais TGA réalisés par le fournisseur de la résine. Le chauffage des éprouvettes au-delà de cette température entraîne une chute irréversible de la résistance en adhérence. En effet, pour une température de chauffage supérieure à 250°C et un refroidissement à 26°C, la résistance en adhérence diminue progressivement avec la température pour atteindre des valeurs inférieures à 1 MPa au-dessus de 300°C (Figure 51 à droite).

Les travaux de (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017) mettant 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. Il est probable que ce phénomène influence la résistance de l'ancrage pendant la phase post-feu, par densification du réseau réticulé formé par la résine, pour un chauffage jusqu'à une température donnée.

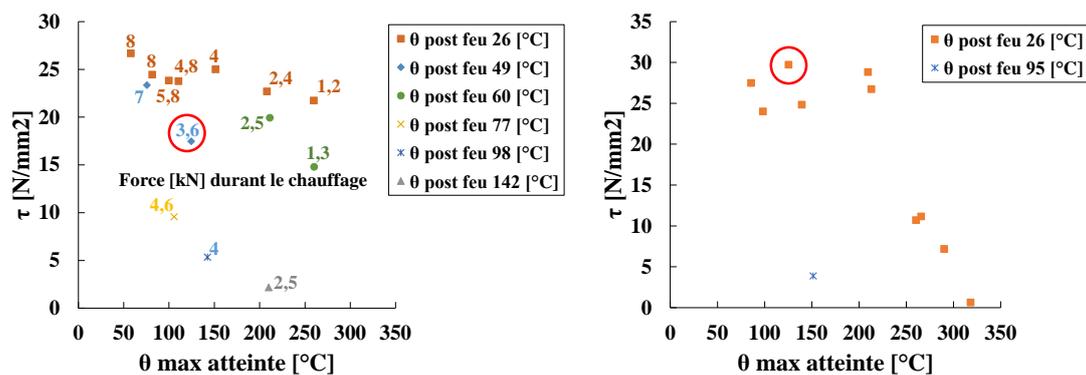


Figure 51 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température maximale atteinte à différentes températures post-feu pour les essais d'arrachement post-feu, à charge constante (gauche) et sans charge appliquée (à droite) pendant la phase de chauffage

Afin de mieux visualiser le comportement post-feu de l'ancrage scellé avec la résine à base d'époxy, un cas d'étude est présenté dans la Figure 52. Ce cas considère le chauffage à une température maximale égale à 125°C qui est calculée suivant la description dans la section 2.5.1 de ce chapitre, et représente les essais encadrés en rouge sur la Figure 51. La courbe verte représente la courbe de chauffage de la résine utilisée en considérant une loi puissance pour la dégradation de la résistance en adhérence en fonction de la température selon l'équation (21). Le point numéroté 1 est considéré comme point de départ pour un échantillon chauffé à 125°C et est obtenu par calcul suivant la relation résistance en adhérence – température pendant la phase de chauffage. Les points numérotés 2 et 3 représentent les essais encadrés en rouge sur la Figure 51, correspondant à un chauffage à 125°C, et à un refroidissement à 49°C et 26°C respectivement.

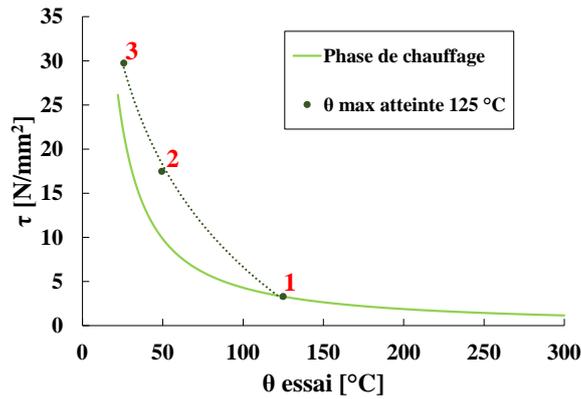


Figure 52 : Variation de la résistance en adhérence en fonction de la température – exemple pour une température maximale atteinte de 125°C

Une représentation 3D de la Figure 52 est illustrée dans la section 3.2 à travers la Figure 53.

3.3. Modèle considéré pour la résistance en adhérence post-feu

Les résultats présentés dans la section 3.1 de ce chapitre ont conduit à proposer le modèle suivant pour évaluer la résistance en adhérence post-feu : un comportement réversible jusqu'à 250°C, et une perte de résistance (par rapport à celle obtenue avec les essais d'arrachement pendant le chauffage) quand la température dépasse 250°C.

En considérant ce comportement réversible jusqu'à 250°C, une représentation 3D du modèle peut être exprimée (Figure 53). L'axe des x correspond à la température maximale atteinte (θ_{max}), l'axe des y à la résistance en adhérence post-feu (τ), et l'axe des z à la température post-feu ($\theta_{instantanée}$), à laquelle l'essai d'arrachement post-feu est réalisé. La courbe orange de la Figure 53 correspond à la relation résistance en adhérence-température issue de la caractérisation de la résine pendant la phase de chauffage selon l'("EAD 330087-01-0601," 2020). Une fonction puissance étant utilisée pour la relation résistance en adhérence-température pendant la phase de chauffage, elle a également été considérée dans la phase post-feu. Connaissant le point de départ de la courbe en orange et celui final en refroidissant à 26°C nommé τ_{26} , qui est la résistance en adhérence à 26°C, l'équation (22) est considérée pour la représentation du comportement réversible de la résistance en adhérence à une température post-feu donnée pour une température de chauffage allant à 250°C. Il convient de noter que τ_{26} et $\tau_{\theta_{max}}$ sont calculées à l'aide de la fonction de tendance puissance ajustée aux résultats expérimentaux des essais d'arrachement en phase de chauffage (série 1). La Figure 54 et la Figure 55 montrent le rapport des contraintes en adhérence expérimentales et calculées afin d'évaluer le conservatisme du modèle proposé. 2 points sur 8 sont non-conservatifs comme présenté sur la Figure 54. Cela peut être dû à une mauvaise installation des scellements chimiques, ou encore à la dispersion des résultats, comme pour le cas de la variation de la résistance en adhérence à haute température (Figure 50). En outre, le rapport des contraintes en adhérence expérimentales et théoriques supérieur à 1 pourrait être attribué au phénomène de postcure. En effet, en exposant la résine à la chaleur, la réaction de réticulation reprend et continue à renforcer les liaisons de la matrice jusqu'à la température de transition vitreuse. Par conséquent, la performance mécanique des polymères est améliorée. Le conservatisme du modèle peut être justifié en négligeant les phénomènes de postcure lors du chauffage de l'éprouvette à une température donnée.

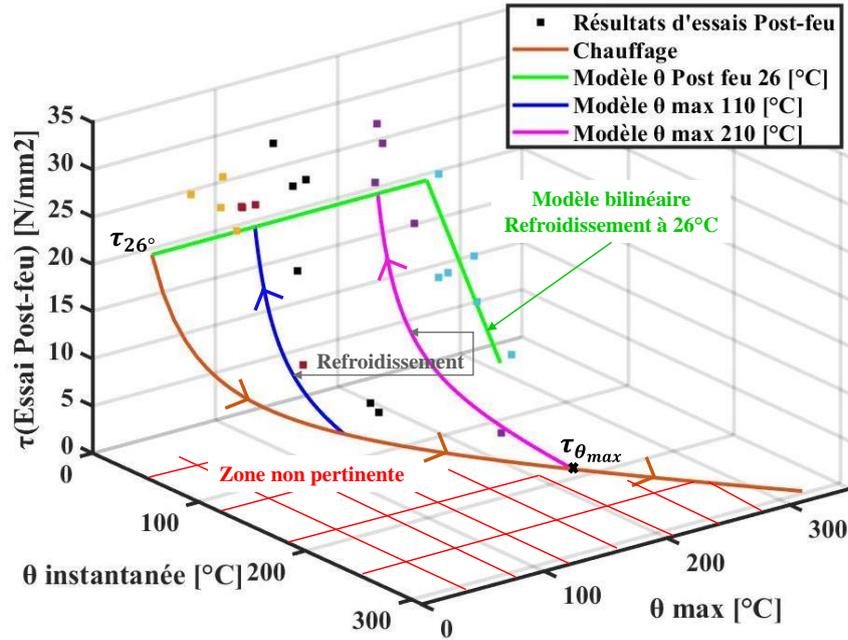


Figure 53 : Représentation 3D du modèle considéré

$$\tau(\theta_{post-fire}; \theta_{max}) = \frac{\tau_{26}}{26^{\gamma(\theta_{max})}} \cdot (\theta_{post-fire})^{\gamma(\theta_{max})} \quad (22)$$

$$\gamma(\theta_{max}) = \frac{\ln \tau_{26} - \ln \tau_{\theta_{max}}}{\ln 26 - \ln \theta_{max}} \quad (23)$$

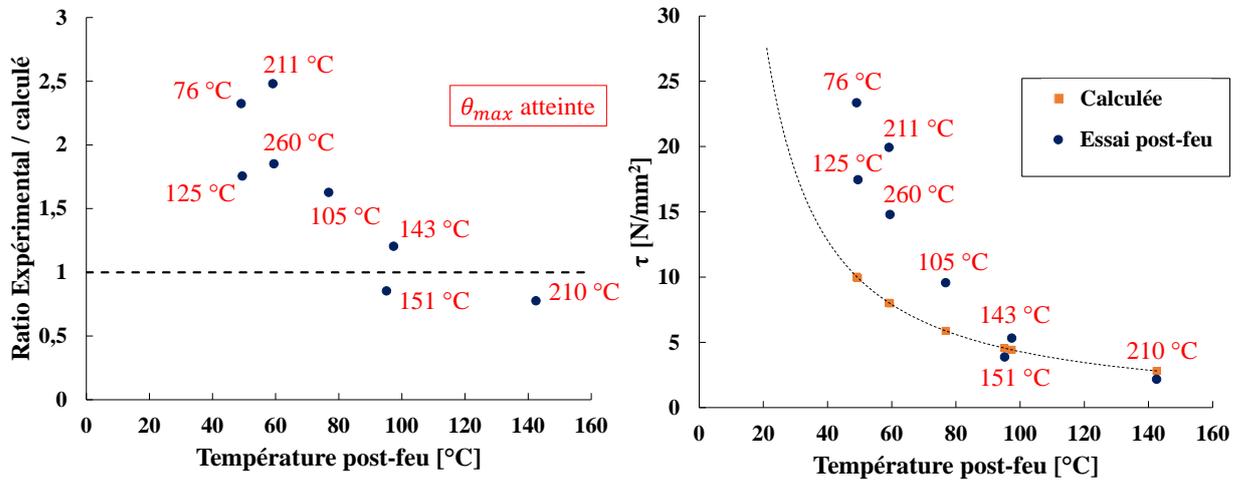


Figure 54 : Ratio des contraintes en adhérence expérimentale et calculée pour différentes températures post-feu

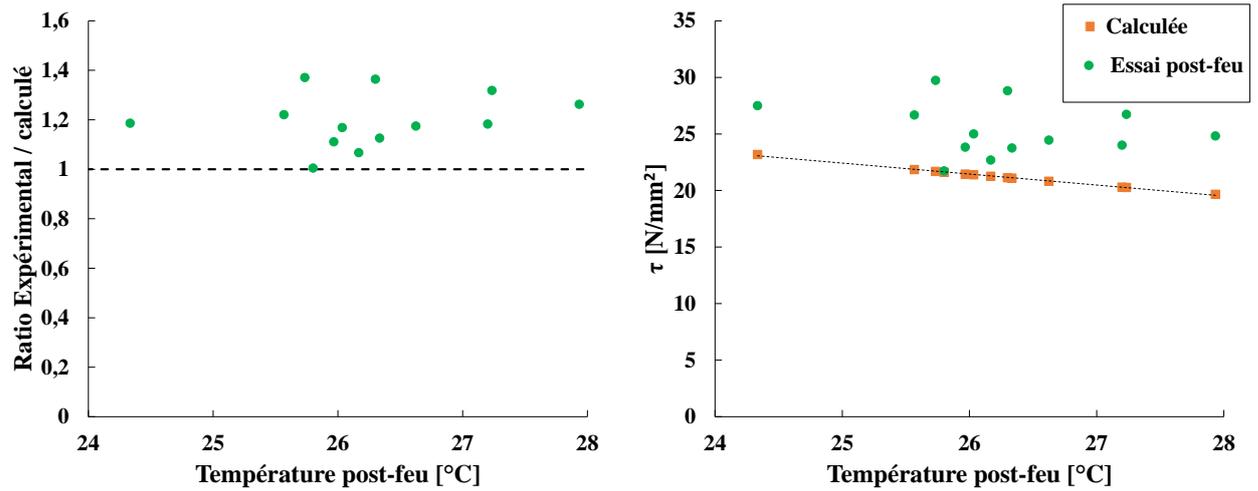


Figure 55 : Ratio des contraintes en adhérence expérimentale et calculée pour une température post-feu de 26°C

3.4. Effet de la température et du fluage sur le déplacement de l'ancrage

Finalement, cette section met en évidence l'effet de la température et du chargement appliqué sur le déplacement pendant la phase post-feu. Le déplacement en fonction du temps est mesuré par des capteurs Vishay d'une course de 25 mm fixés à l'armature et mis en contact avec la surface du béton (Figure 56). Le support des capteurs est solidaire de la barre d'ancrage, où les 3 capteurs sont positionnés formant un triangle et fixés au support par des écrous. Pour des raisons techniques, il n'était pas possible d'installer les capteurs Vishay en tête de l'ancrage. Par conséquent, les capteurs ont été positionnés à une distance $L_0 = 84$ mm de la surface du béton. Ainsi, le glissement de l'armature est calculé en soustrayant l'allongement élastique de l'armature le long de L_0 (longueur libre de l'ancrage) du déplacement mesuré par les capteurs suivant l'équation (24). Connaissant l'effort appliqué sur la barre, sa section et le module d'Young de l'acier, l'allongement élastique de la barre est calculé suivant l'équation (25).

$$\delta = \Delta L_{LVDT} - \Delta L_e \quad (24)$$

$$\Delta L_e = \frac{FL_0}{ES} \quad (25)$$

Où :

- δ est le déplacement de l'armature.
- ΔL_{LVDT} est le déplacement moyen mesuré par les 3 capteurs Vishay placés en contact avec la surface du béton.
- ΔL_e est l'élongation élastique de la partie libre de l'ancrage.
- E est le module d'Young de l'acier.
- F est le chargement appliqué.
- S est la section de l'armature.
- L_0 est la distance libre entre le support des capteurs de déplacement et le fond de l'ancrage.

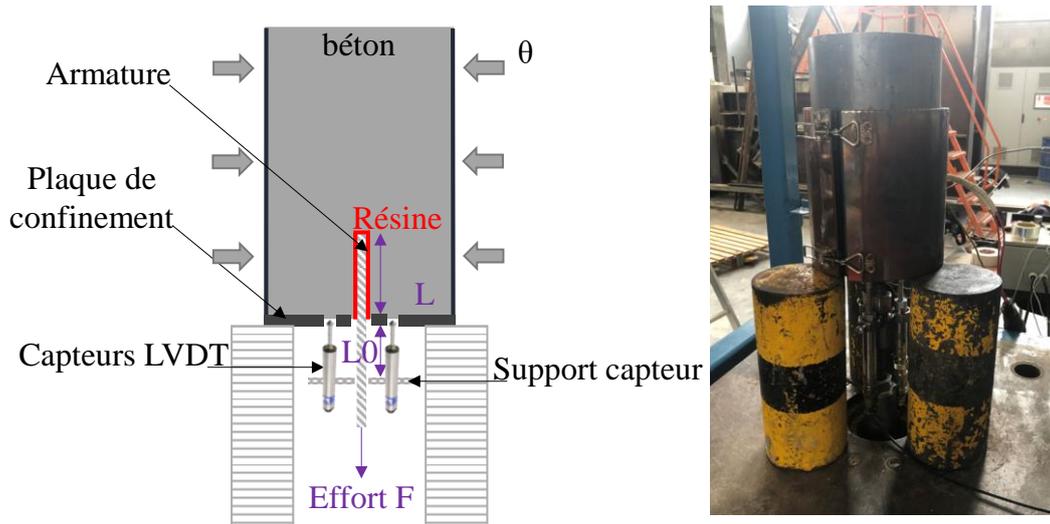


Figure 56 : Schéma montrant la mesure du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton

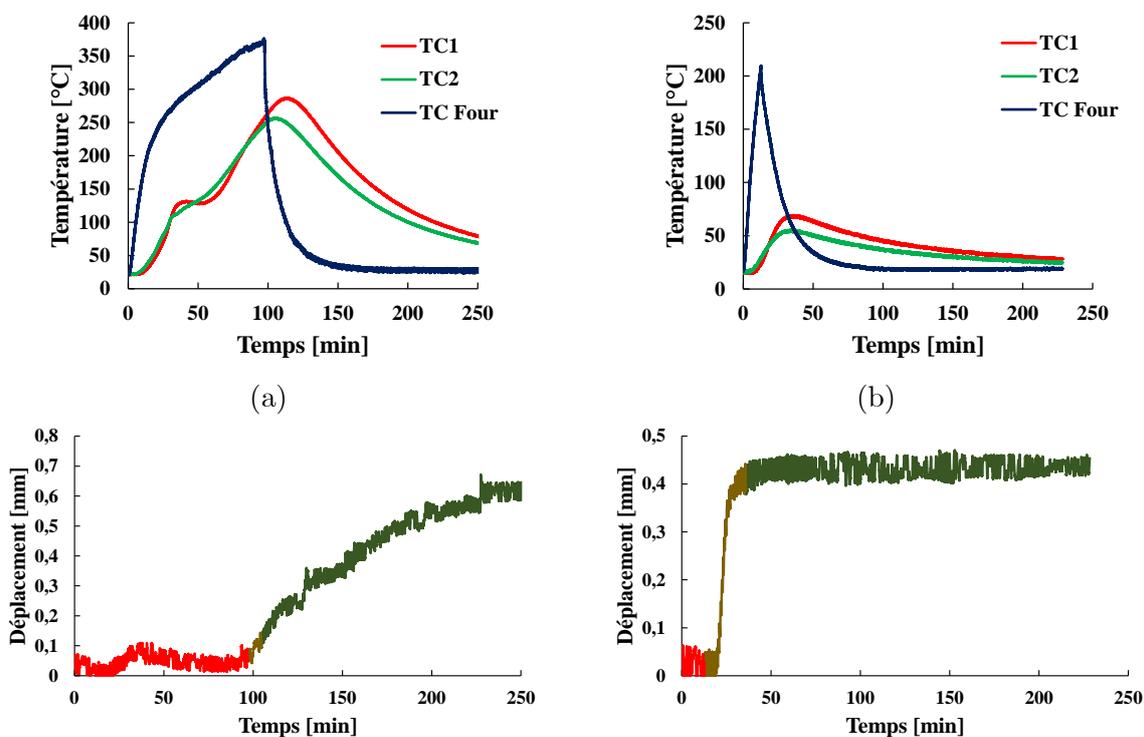


Figure 57 : Variation du déplacement en fonction du temps à une température donnée

La Figure 57 présente les courbes de déplacements en fonction du temps considérées suivant l'équation (24). Ces courbes (a et b) sont attribuées à deux des essais décrits dans la section 2 de ce chapitre, correspondant respectivement au chauffage jusqu'à une température maximale atteinte de 260°C et refroidissement à 60°C, et un chauffage jusqu'à 60°C et un refroidissement à 26°C. Pendant les essais présentés par les courbes (a) et (b), une charge constante de 1,3 kN et de 8 kN respectivement est appliquée pendant les phases de chauffage et de refroidissement. La partie rouge de la courbe de déplacement présente le déplacement pendant la phase de chauffage, celle en marron pendant la phase de refroidissement où le transfert de chaleur continue (causant une augmentation de la température le long de l'ancrage). La partie verte

de la courbe présente le déplacement pendant la phase où la température diminue le long de l'ancrage pendant la phase de refroidissement. Il est important de noter qu'une incertitude sur le déplacement instantané au moment du chargement devrait être considérée.

Pendant la phase de chauffage et celle où le transfert de chaleur continue pendant la phase de refroidissement, le déplacement augmente en fonction du temps (courbes (a) et (b)). L'augmentation du déplacement avec la température est attribuée à la diminution du module de Coulomb de la résine avec la température. Pour la courbe (a) de la Figure 57, le déplacement continue à augmenter pendant la phase de refroidissement et avec la diminution de la température jusqu'à ce que la température le long de l'ancrage devienne inférieure à la température de transition vitreuse de la résine. En effet, la température élevée accélère le phénomène de fluage. Le même comportement est observé pour la courbe (b), où le déplacement pendant la phase de refroidissement se stabilise pour les températures inférieures à 50°C le long de l'ancrage. Il est donc intéressant de noter que le déplacement pendant la phase post-feu continue à augmenter, mettant l'accent sur une éventuelle influence du fluage pendant cette phase, outre l'effet de la température quand celle-ci continue à augmenter à cause du transfert thermique pendant la phase de refroidissement. Bien que la résistance en adhérence des scellements chimiques soit réversible pendant la phase post-feu jusqu'à une certaine température, ce comportement n'est pas attribuable au déplacement qui persiste pendant cette phase.

Le déplacement mesuré inclut le déplacement élastique induit par le chargement, ainsi que celui causé par les dilatations thermiques et le fluage de la résine. De manière générale, aux températures auxquelles le fluage de la résine se manifeste, les profils de déplacement augmentent avec le temps. Cette observation sur le déplacement pendant les phases de chauffage et de refroidissement en prenant en compte le fluage fait l'objet d'une analyse par modèle rhéologique intégré au modèle du shear lag dans le chapitre 5.

3.5. Modes de ruine observés

La Figure 58 présente le mode de ruine obtenu pendant les essais d'arrachement, qui est la rupture en adhérence (à gauche). Celle de droite présente un essai où la température moyenne le long de l'ancrage a atteint 320°C. Elle montre le changement de couleur subi par la résine à cause de la température, et l'absence de l'adhérence marquée par la carbonisation de la résine après son exposition à cette température. Le mode de ruine obtenu est principalement à l'interface résine/acier. La présence du confinement sur la surface du béton empêche toute rupture par cône de béton.



Figure 58 : Exemples de ruine par arrachement après chauffage à une température inférieure à 250°C (gauche) et après chauffage à 320°C (droite)

4. Synthèse des principales observations

Dans un premier temps, une étude expérimentale révèle le comportement mécanique des ancrages chimiques après leur exposition à hautes températures. Cette étude est réalisée sur des scellements chimiques d'armature rapportées en utilisant une résine à base d'époxy insérés dans des cylindres en béton. Elle permet de caractériser le comportement post-incendie de ces ancrages en étudiant l'effet de la température sur la résistance en adhérence. La procédure expérimentale consiste à réaliser des essais de caractérisation sur ces ancrages soumis à 1) plusieurs températures maximales en phase de chauffage et à 2) différentes températures post-feu.

Dans un deuxième temps, l'étude expérimentale permet d'établir un modèle pour la détermination de la résistance en adhérence post-feu, en établissant une relation entre trois paramètres différents : la résistance en adhérence post-feu, la température maximale atteinte le long de l'ancrage et la température lors de l'essai d'arrachement post-feu. A cet effet, plusieurs températures maximales de chauffage atteintes et de températures d'arrachement post-feu ont été investiguées.

Dans le cas où les scellements chimiques d'armatures ont résisté à un incendie, le comportement post-incendie de ces ancrages témoigne d'une récupération de la résistance en adhérence jusqu'à une température de chauffage maximale correspondant à la décomposition de la résine (250°C pour la résine époxy utilisé dans ces essais).

En fonction du profil de température à l'interface acier/résine sur la profondeur d'ancrage, l'évaluation du comportement post-incendie des scellements chimiques d'armature peut être comme suit :

- Considérer une dégradation réversible de la résistance en adhérence jusqu'à la température de décomposition de la résine.
- Supposer qu'il n'y a pas de récupération de la résistance en adhérence lorsque la température dépasse celle de décomposition de la résine.

Pour conclure, ces essais ont permis à développer une procédure d'essais de caractérisation du comportement post-feu des scellements chimiques. En effet, cette étude constitue une base pour l'établissement d'une méthode d'évaluation de ces systèmes d'ancrage après leur exposition au feu, et par conséquent d'une méthode d'évaluation post-feu pour ces systèmes (la résistance en adhérence post-feu en fonction de la température étant une des données d'entrée de la méthode d'évaluation).

CHAPITRE 4 : VALIDATION EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DE LA MÉTHODE D'ÉVALUATION POST-FEU

1. Introduction

Ce chapitre présente d'abord une étude expérimentale réalisée sur des scellements chimiques d'armatures rapportées dans des poutres en béton armé pour étudier leur comportement après leur exposition au feu à plus grande échelle. Les résultats des essais sont ensuite analysés afin d'évaluer pendant la phase post-feu la validité de la méthode d'intégration des résistances en adhérence développée par (Pinoteau et al. 2013) pour la phase de chauffage. Cette méthode nécessite comme données d'entrée les profils thermiques pendant la phase de refroidissement et la relation température – résistance en adhérence post-feu présentée dans le chapitre 3. En outre, en se basant sur les résultats des essais de caractérisation, une influence de la température maximale atteinte le long de l'ancrage, menant à une longueur carbonisée de l'ancrage est étudiée. Ainsi, les propriétés des matériaux, le dispositif d'essai ainsi que le programme expérimental sont décrits en détail.

A cet effet, une première série d'essais est menée au feu Iso 834-1 sur les scellements chimiques installés dans des poutres en béton armé en appliquant une charge constante pendant la phase de chauffage. Ensuite, des essais d'arrachement post-feu sont réalisés après refroidissement des éprouvettes à l'air libre. L'objectif de ces essais est d'évaluer la validité de la méthode d'intégration des résistances développée par (Pinoteau et al., 2013) dans le cas post-incendie.

Les profils de température pendant la phase de refroidissement étant nécessaires pour la prédiction du comportement post-incendie, la deuxième partie de ce chapitre s'intéresse à la simulation numérique des profils de température en considérant la phase post-feu. Cette étude thermique est réalisée à l'aide d'une analyse thermique transitoire via Ansys. Le modèle proposé fournit les profils thermiques le long des scellements chimiques pendant les phases de chauffage et de refroidissement, qui sont ensuite comparés aux profils thermiques expérimentaux. Ensuite, la résistance post-incendie de ces scellements chimiques est calculée à l'aide de la méthode d'intégration des résistances et comparée aux résultats expérimentaux.

2. Matériaux et programme expérimental

Les essais post-incendie réalisés fournissent une base de données pour une méthode d'évaluation post-incendie, basée sur la méthode d'intégration des résistances proposée par (Pinoteau et al., 2013). D'abord, une première série d'essais d'arrachement est réalisée à haute température après chauffage des éprouvettes au feu standard ISO 834-1 pour 60 et 90 minutes. Ensuite, une deuxième série d'essais d'arrachement est réalisée pendant la phase de refroidissement. Cette deuxième série est divisée en deux étapes : chauffage des éprouvettes au feu standard ISO 834-1 pour un temps allant de 90 à 120 min en premier lieu. En second lieu, des essais d'arrachement post-feu sont menés à plusieurs temps de refroidissement.

2.1. Matériaux utilisés

Les essais au feu sont réalisés sur des poutres rectangulaires en béton armé de dimensions 1200 × 300 × 400 mm (longueur × largeur × hauteur). Les poutres sont simplement appuyées à leurs extrémités et sont munies, en sous face à mi-travée, de scellements chimiques de 16 mm de diamètre (type GEWI), ancrés à l'aide d'une résine à base d'époxy.

Ayant réalisé ces campagnes d'essais pendant des périodes différentes, deux gâchées de béton de classe C20/25 sont utilisées. Pour la première campagne, la composition du béton utilisé figure dans la section 2.1.1 du chapitre 3. Dans la suite du manuscrit, les essais correspondants à cette gâchée de béton seront notés par G1. Pour la deuxième campagne, la composition du béton est présentée dans le Tableau 9, et les essais correspondants sont référés par G2.

Composant	Origine	Dosage [kg/m ³]
G 0/4 Sable	Cemex - Marolles	588
G 0/1 Sable	Sibleco - Crépy en Valois	260
G 4/12.5 Gravillon	Moroni - cloyes sur marne	930
CEM II/B 42.5N	-	286
Eau	-	225

Tableau 9 : Composition du béton C20/25(G2)

La Figure 59 représente les éprouvettes cubiques et cylindriques coulées pour la caractérisation du béton de la deuxième campagne d'essais. Le béton utilisé pour le coulage présente une résistance à la compression égale à 43 MPa et une masse volumique égale à 2230 kg/m³ après 8 mois de cure à l'air à température ambiante du laboratoire (les essais après 28 jours de cure n'ayant pas été réalisés pour G2). Les armatures utilisées ont les mêmes caractéristiques que celles présentées dans la section 2.1.3 du chapitre 3.



Figure 59: Exemples d'éprouvettes cubiques et cylindriques pour la caractérisation du béton pour la deuxième campagne d'essais

2.2. Programme expérimental

Les scellements chimiques sont ancrés avec plusieurs profondeurs d'ancrage : 70 mm, 100 mm, 120 mm et 160 mm. L'encastrement de 70 mm a été choisi comme la longueur d'ancrage

permettant d’avoir une rupture en adhérence à température ambiante en évitant la rupture acier. En effet, les essais de caractérisation montrant une réversibilité du comportement après chauffage jusqu’à une température maximale de 250°C et un refroidissement à température ambiante, le choix de 70 mm de profondeur d’ancrage permet de valider cette réversibilité de comportement sous feu ISO et à plus grande échelle. La longueur d’ancrage de 160 mm correspond à 10φ (“EAD 330087-01-0601,” 2020), où φ est le diamètre de l’armature. Elle a été choisie pour assurer une rupture par arrachement avec le gradient thermique le plus élevé possible. Concernant les profondeurs de 100 mm et 120 mm, leur choix permet d’étendre les résultats avec différents profils thermiques le long de l’ancrage. En outre, elles permettent de déterminer l’influence de la profondeur d’ancrage carbonisée, où les températures sont supérieures à 250°C. Il est important de noter que cette température associée à la carbonisation de la résine est dépendante du produit testé, trouvée par les essais de caractérisation du chapitre 3. Le perçage des trous est réalisé par rotation percussion. Le Tableau 10 présente le programme expérimental pour répondre aux objectifs décrits dans l’introduction de ce chapitre. Il regroupe les différentes profondeurs d’ancrage mesurées expérimentalement après le perçage des trous, dont le choix est expliqué au début de la section 2.2 de ce chapitre, ainsi que la charge appliquée pendant les essais et le temps de refroidissement associé à chaque essai. Les essais sont réalisés à température ambiante, à haute température et pendant la phase de refroidissement après exposition à haute température. Le choix des conditions d’essai, notamment les valeurs de charges appliquées pendant la phase de chauffage, ainsi que le temps de refroidissement choisi sont présentés dans la section 2.3 de ce chapitre.

Conditions d’essai	N° Poutre	Profondeur d’ancrage [mm]	Charge constante appliquée pendant la phase de chauffage [kN]	Temps de refroidissement après exposition à haute température
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G1-1	152	10	50 min
	G1-2	158	10	50 min
	G1-3	154	10	2 h
	G1-4	154	10	3h 40 min
	G1-5	152	10	3h 40 min
	G1-6	154	10	24 h
Feu ISO 834-1 60 min	G2-1	70	5	-
Feu ISO 834-1 90 min	G2-2	70	2,5	-
Feu ISO 834-1 90 min	G2-3	70	2,5	-
Feu ISO 834-1 90 min	G2-4	160	10	-
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-5	160	10	38 min
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-6	123	7	41 min
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-7	71	2,5	46 min

Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-8	121	7	53 min
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-9	69	2,5	57 min
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-10	159	10	2,1 h
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-11	119	7	3,6 h
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-12	123	7	3,7 h
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-13	102	5	7,9 h
Feu ISO 834-1 113 min + Refroidissement	G2-14	103	5	19,6 h
Feu ISO 834-1 105 min + Refroidissement	G2-15	72	2,5	22,2 h
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-16	69	2,5	23 h
Feu ISO 834-1 120 min + Refroidissement	G2-17	102	5	41,5 h
Feu ISO 834-1 104 min + Refroidissement	G2-18	163	10	67 h
Feu ISO 834-1 90 min + Refroidissement	G2-19	101	5	68 h

Tableau 10 : Programme expérimental considéré dans l'étude

En outre, des essais ont été réalisés à température ambiante sur 3 scellements chimiques insérés dans les poutres pour chaque gâchée de béton respectivement.

2.3. Configuration des essais

Cette section présente la configuration expérimentale pour étudier le comportement post-incendie des scellements chimiques rapportés pour béton pendant la phase de refroidissement après exposition à haute température. Le protocole expérimental est divisé en deux parties : dans un premier temps, des essais au feu sont réalisés pour une durée d'exposition au feu allant de 90 min à 120 min sur des scellements chimiques d'armatures ancrés dans des poutres en béton armé (1200 mm × 300 mm × 400 mm). Le feu est appliqué dans les conditions de la norme ISO 834-1 à l'aide d'un four à gaz au laboratoire de résistance au feu du CSTB selon l'(EOTA TR 020, 2005). Ensuite, des essais d'arrachement post-feu sont menés à plusieurs temps de refroidissement, via des essais d'arrachement confinés et à déplacement contrôlé

conformément au (TR 048, 2016). Le temps de refroidissement a été choisi de manière à diversifier les profils de température le long de l’ancrage pendant la phase de refroidissement. Par exemple, les profils de température ciblés pendant la phase de refroidissement correspondent à des profils proches, inférieurs ou supérieurs à la température de transition vitreuse de la résine, ainsi qu’à la température ambiante.

Deux scellements chimiques sont installés dans chaque poutre en béton armé, dont l’un est chargé mécaniquement, tandis que l’autre est équipé de thermocouples de type K (présentés par TC1 à TC4 dans la Figure 60 le long de la profondeur d’ancrage). Ces thermocouples permettent de mesurer les profils de température le long des scellements chimiques à l’interface acier/résine pendant les phases de chauffage et de refroidissement. Les scellements chimiques sont ancrés dans les poutres en béton avec une résine à base d’époxy et une profondeur d’ancrage figurant dans le Tableau 10. Pour les deux campagnes d’essais (coulés avec G1 et G2 respectivement), les résines à base d’époxy utilisées étaient de lots différents.

La poutre est ensuite placée sur le four à gaz avec les scellements chimiques sur la surface exposée au feu. La surface exposée au feu de la poutre est de 600 mm × 300 mm. La distance entre le scellement chimique centré chargé et celui équipé de thermocouples est 150 mm, le but étant de reproduire les mêmes profils de température du scellement chimique non chargé pour celui chargé, où aucun thermocouple n’est positionné afin d’éviter d’influencer l’adhérence entre la résine et l’armature. Lors de l’exposition au feu, les scellements chimiques centrés sont sollicités en traction sous une charge constante (Tableau 10) qui représente 70 % de la capacité portante de l’ancrage à haute température. Cette résistance est calculée avec la méthode d’intégration des résistances en utilisant les profils thermiques simulés via Ansys (Analyse thermique transitoire présentée dans la section 5). Le but d’application de cette charge est la prise en compte du fluage. Le temps de chauffage et le chargement appliqué ont été choisis de manière à éviter la rupture en adhérence pendant la phase de chauffage. Plusieurs configurations, définissant le temps de chauffage, ont été choisies. Afin d’obtenir une rupture par adhérence après exposition au feu et d’éviter la rupture acier lors de la phase de refroidissement, la température maximale à l’interface acier/résine est considérée dans la conception des essais. Par exemple, sachant que le comportement pourrait être réversible si la température ne dépasse pas 250°C, certains essais ont été réalisés pour un temps de chauffage supérieur à 90 min, pour étudier le cas où le comportement n’est pas réversible sur une proportion de la profondeur d’ancrage. Le but de l’augmentation du chauffage au-delà de 90 min étant ainsi d’avoir une partie de l’ancrage carbonisée, pour étudier l’effet de cette longueur sur la résistance de l’ancrage après exposition au feu. Il est important de noter que pour les mortiers à base d’époxy, la résistance en adhérence est inférieure à 1 MPa au-delà de 300°C selon les essais de caractérisation détaillés dans (“EAD 330087-01-0601,” 2020) à cause de la perte d’adhérence et de la carbonisation du mortier qui ne résiste qu’en frottement au-delà de cette température. Afin d’obtenir une rupture en adhérence après le feu, cette température maximale à l’interface acier/résine est considérée dans la procédure de conception des essais, pour 1) garantir que la rupture se produise pendant la phase de refroidissement et non celle de chauffage et 2) éviter la rupture acier au lieu de celle en adhérence.

Il est important de noter que le même chargement est appliqué pour la même profondeur d’ancrage et différents temps de chauffage pour certains essais figurant dans le Tableau 10 (G2-17 et G2-19 par exemple). Cela revient à la différence des profils expérimentaux obtenus le long de l’ancrage d’un essai à l’autre à cause de la non-répétabilité de la mise en place des isolants

sur le système de chargement. A cet effet, les températures le long du scellement chimique ont été suivies pendant les essais. En outre, un calcul direct de la capacité portante est effectué pendant les essais pour éviter la rupture à haute température. Ce calcul pendant les essais est alimenté par les profils expérimentaux via la méthode d'intégration des résistances.

Des capteurs LVDT sont utilisés pour mesurer le déplacement comme présenté à la Figure 61 et Figure 62. Le système de chargement pendant la phase de chauffage se constitue d'un vérin hydraulique alimenté par des pompes hydrauliques, appliquant un chargement mécanique vers le bas noté F sur la Figure 60 sur un cadre métallique entourant la poutre en béton armé. Ce cadre est relié à la cage fixée au scellement chimique à l'intérieur du four. L'acier du système de chargement (cadre + cage) est isolé en utilisant de l'isofrax afin d'éviter la rupture acier du système. Les mêmes conditions aux limites thermiques sont appliquées sur les scellements chimiques chargé et non chargé. L'influence du système de chargement sur les profils de température et la capacité portante résultante des scellements chimiques dans la phase de chauffage a été étudiée par (Al-Mansouri et al., 2019) et (Al-Mansouri et al., 2020).

Puis, l'éprouvette est exposée au feu ISO 834-1 en utilisant un four à gaz pour un temps de chauffage figurant dans le Tableau 10. Ensuite, l'éprouvette est retirée du four et laissée refroidir pendant plusieurs temps de refroidissement comme indiqué dans le Tableau 10.

L'étape suivante consiste à effectuer les essais d'arrachement après exposition à haute température à différents temps de refroidissement en procédant par des essais confinés à déplacement imposé afin d'éviter la rupture par cône de béton. La Figure 61 montre le dispositif d'essai utilisé pendant la phase de chauffage, où la poutre en béton armé est placée sur le four à gaz. La Figure 62 montre celui pendant la phase de refroidissement après exposition au feu (essai de traction confiné).

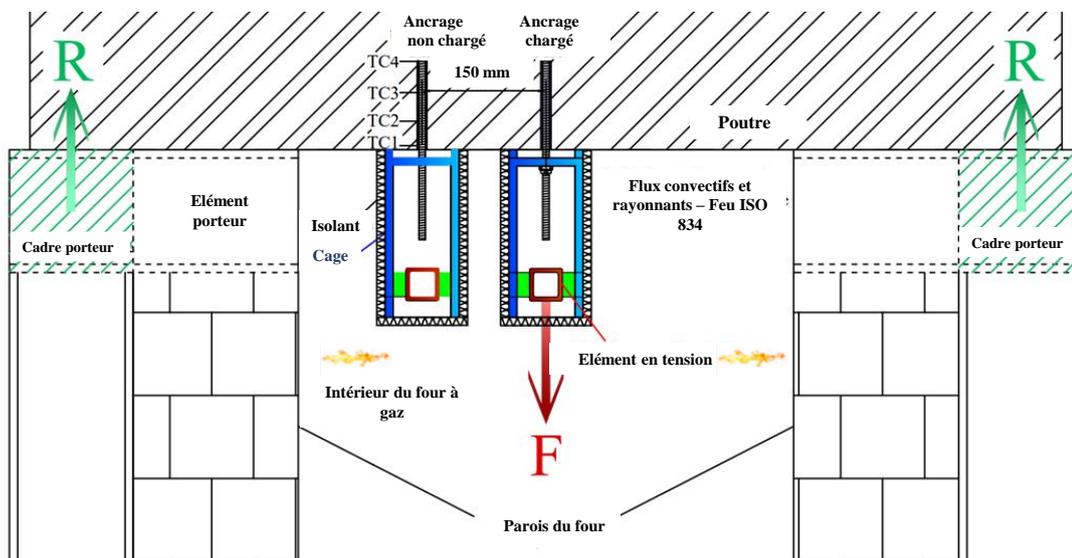


Figure 60: Four et système de chargement utilisé pendant la phase de chauffage (reproduite de Al-Mansouri, 2020)

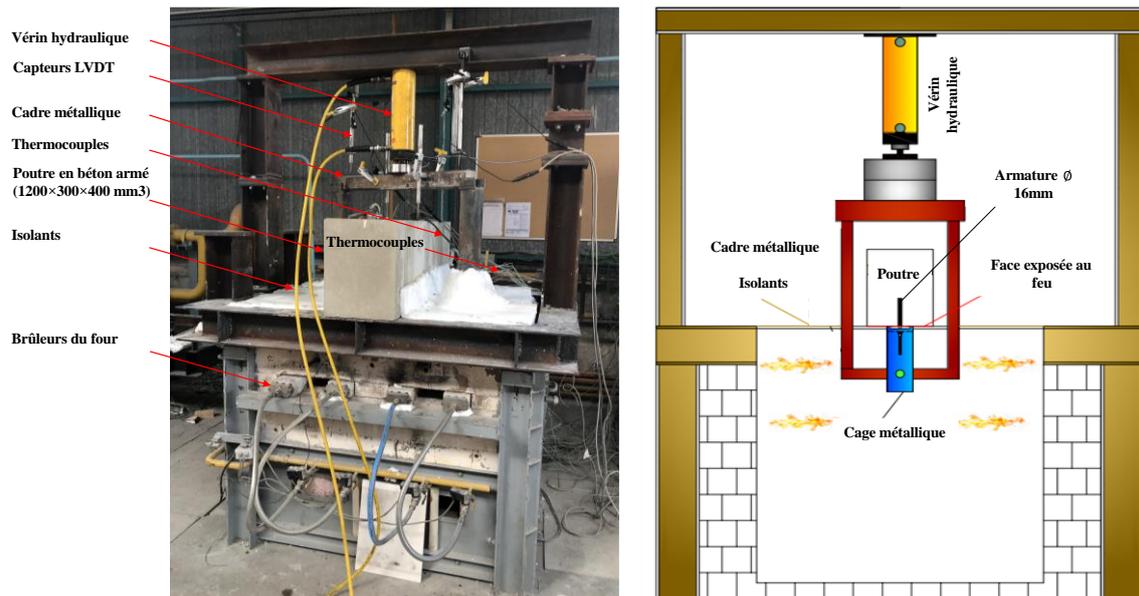


Figure 61: Dispositif d'essai utilisé pendant la phase de chauffage

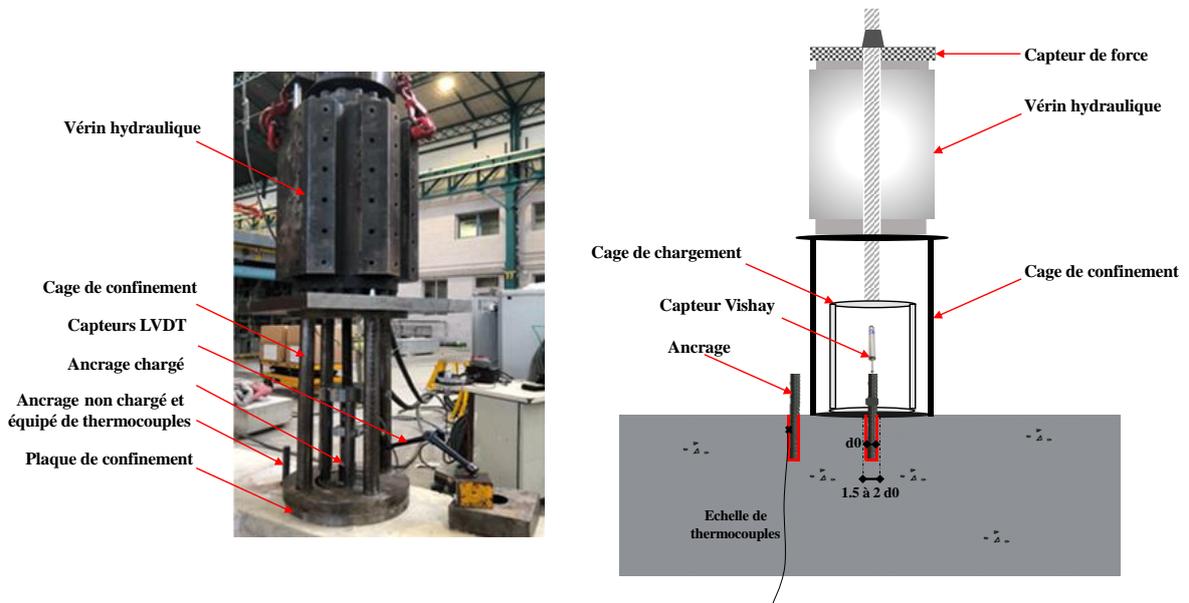


Figure 62: Dispositif d'essai utilisé pendant la phase de refroidissement

3. Résultats expérimentaux et discussions

3.1. Charges de rupture expérimentales à température ambiante

Trois essais d'arrachement sont réalisés à 20°C pour une profondeur d'ancrage de 70 mm pour les deux campagnes d'essais réalisés avec G1 et G2 respectivement. La profondeur d'ancrage est choisie suffisamment courte de manière à éviter la plastification de l'acier au cours de l'essai d'arrachement.

La Figure 63 présente la variation de l'effort en fonction du déplacement lors des essais d'arrachement. La charge maximale était répétable d'un essai à l'autre. A noter que les essais de référence n'ayant pas été prévus pour la première campagne d'essais, les scellements chimiques ont été installés dans la partie non exposée au feu de ces poutres (300 mm × 300

mm), après la réalisation des essais au feu. Les contraintes respectives moyennes pour G1 et G2 sont de 27 MPa et 30 MPa. La différence entre les contraintes en adhérence obtenues à température ambiante est attribuée au type du béton dans lequel sont scellés les ancrages, impactant l'adhérence, mais aussi au type de résine utilisé (de lots différents).

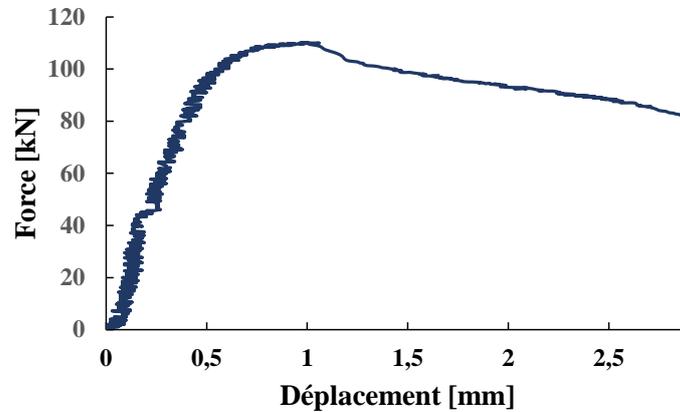


Figure 63 : Essai d'arrachement à 20°C pour un ancrage de 70 mm

Dans un premier temps, la déformation est élastique. A partir d'un certain allongement, la déformation plastique commence. L'augmentation du déplacement s'explique par la fissuration/endommagement au niveau de l'ancrage. Ensuite, la courbe d'arrachement présente un maximum correspondant à la rupture de l'adhérence suite à la propagation de cet endommagement. Enfin, l'effort diminue progressivement.

3.2. Modes de ruine observés

Les Figure 64 et Figure 65 présentent les différents modes de ruine obtenus au cours des essais. La rupture obtenue est par adhérence soit à l'interface résine/acier, soit à l'interface résine/béton. Principalement, la rupture à l'interface résine/béton est obtenue à température ambiante, et celle à l'interface résine/acier après exposition à haute température. La présence de confinement sur la surface du béton empêche toute rupture par cône de béton. La fissuration du béton (écaillage) est observée pour certains essais. La Figure 64 montre le changement de couleur de la résine après son exposition à haute température. Deux autres modes de rupture sont obtenus : rupture en adhérence causée par la plastification de l'acier et rupture acier dont les résultats sont présentés par la suite. Les numéros figurants sur les photos ne correspondent pas à la numérotation des essais dans ce manuscrit.



Figure 64 : Photo montrant l'ancrage avant son arrachement (a) et sa rupture en adhérence à l'interface résine/acier ((b) et (c))



Figure 65 : Photos des différents modes de ruine à température ambiante (a), à haute température (b) et après exposition au feu (c)

3.3. Charges de rupture post-feu expérimentales

Les résultats d'essais d'arrachement après exposition au feu pour la campagne d'essais réalisée avec G1 et une profondeur d'ancrage de 160 mm sont représentés à la Figure 66 en fonction du temps de refroidissement. Les résistances en adhérence obtenues ont été normalisées, où 1 correspond à la résistance en adhérence à température ambiante pour un échantillon jamais chauffé.

La résistance normalisée est calculée à l'aide de l'équation suivante :

$$F_{normalisée} = \frac{F_{expérimentale}}{F_{calculée \text{ à température ambiante}}} \quad (26)$$

$$F_{calculée \text{ à température ambiante}} = \tau_{température \text{ ambiante}} \times \pi \times d \times l \quad (27)$$

Où:

- $\tau_{température \text{ ambiante}}$ est la contrainte en adhérence moyenne (basée sur 3 essais de référence confinés selon l'("EAD 330087-01-0601," 2020), ayant pour valeur 27 MPa pour les essais réalisés avec G1 et la résine époxy du lot 1, et 30 MPa avec G2 et la résine époxy du lot 2.
- d est le diamètre de l'armature.
- l est la profondeur d'ancrage de l'armature.

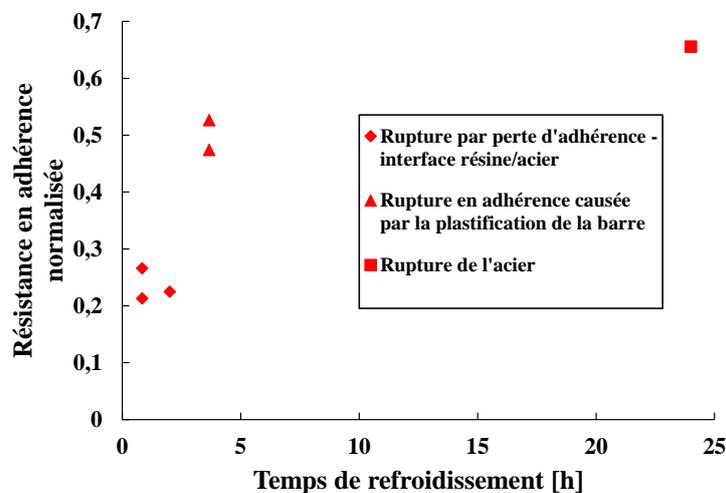
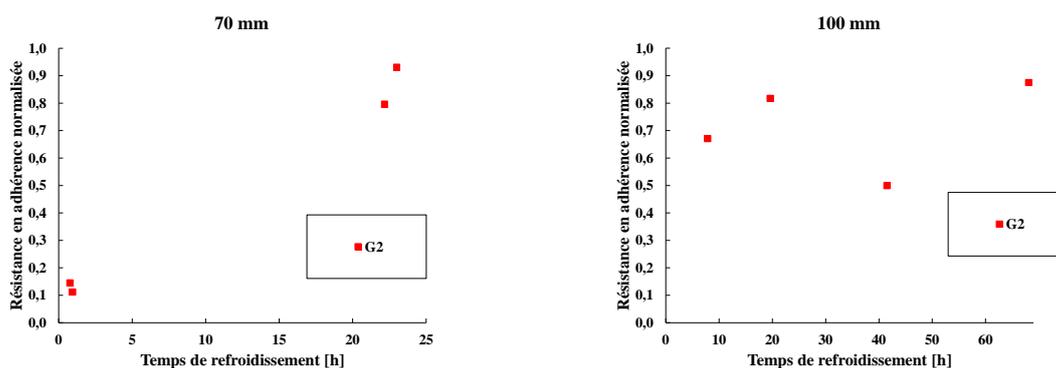


Figure 66 : Résistance en adhérence post-feu à différents temps de refroidissement (pour G1)

Les résultats suggèrent que la capacité portante de cette résine à base d'époxy augmente avec le temps de refroidissement, indiquant une récupération de la résistance des scellements chimiques pendant la phase de refroidissement. Le mode de rupture obtenu pendant les essais post-feu est la rupture en adhérence à l'interface résine/acier, sauf pour le temps de refroidissement de 3h :40 min et 24h, où la rupture en adhérence causée par l'allongement de l'acier et la rupture de l'acier sont observées. L'essai réalisé pour le temps de refroidissement de 24 h est représentatif sur la Figure 66, la résistance en adhérence normalisée devant être supérieure à 60% (car la rupture obtenue pendant l'essai était celle de l'acier non pas par adhérence). En effet, après exposition à haute température, la température continue à augmenter, ce qui conduit à une résistance en adhérence inférieure à celle obtenue au moment de l'arrêt du feu. Pour le temps de refroidissement de 24h, la rupture de l'acier obtenue avec la profondeur d'encastrement choisie de 10φ met en évidence la reprise de résistance de cette résine à base d'époxy lors de la phase de refroidissement. Il est important de noter que la température le long de l'ancrage n'a pas dépassé 250°C pour l'essai G1-6. Cette reprise de résistance lorsque la température diminue montre que la résistance post-feu est une fonction croissante du temps de refroidissement selon la température maximale atteinte le long de la profondeur d'ancrage. La Figure 67 présente les résistances en adhérence normalisées en fonctions du temps de refroidissement pour les différentes profondeurs d'ancrage, en éliminant les essais où la rupture est causée par l'élongation de la barre et rupture de l'acier. La Figure 68 regroupe tous les essais réalisés de la Figure 67. Elle représente l'augmentation de la résistance en adhérence avec le temps de refroidissement, sauf pour le cas des essais encerclés. En effet, pour ces essais une partie de la profondeur d'ancrage atteint des températures supérieures à 250°C , température attribuée à la perte de réversibilité de la résistance en adhérence pour cette résine à travers les essais de caractérisation. La longueur « carbonisée » de l'ancrage correspond à la longueur de l'ancrage où il y a eu dépassement de 250°C . Le pourcentage de cette longueur carbonisée est montré sur la Figure 68. Il est important de noter que le type de rupture présenté par les résultats de la Figure 68 correspond uniquement à la rupture en adhérence. A cet effet, les charges correspondantes à la rupture acier (G1-6 et G2-18) et la rupture du système de chargement pendant l'arrachement sur le four à maquette (G2-4) ne sont pas illustrées sur les Figure 67 et Figure 68.



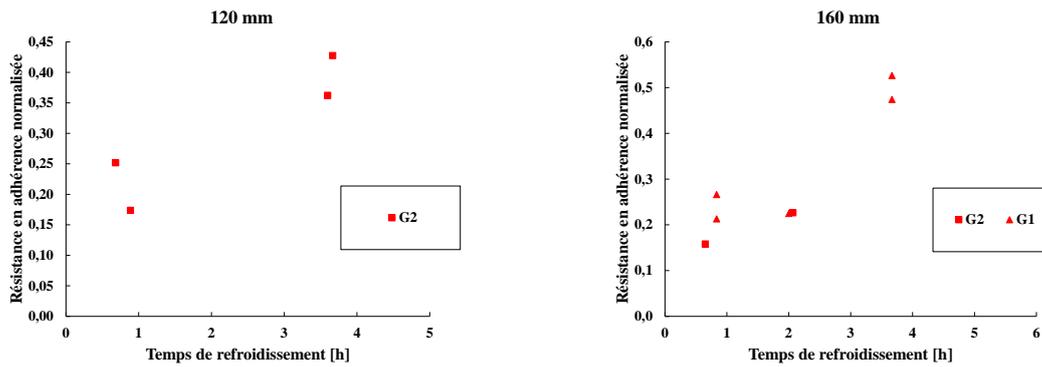


Figure 67 : Résistance en adhérence normalisée en fonction du temps de refroidissement pour les différentes profondeurs d'ancrage (pour G1 et G2)

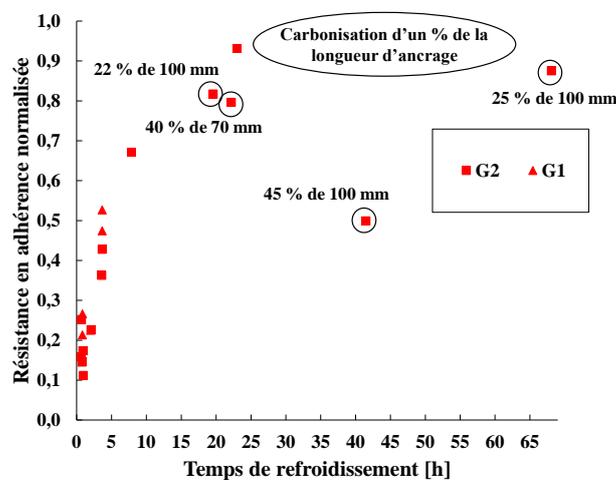


Figure 68 : Résistance en adhérence normalisée en fonction du temps de refroidissement (pour G1 et G2)

3.4. Profils de température mesurés

La Figure 69 présente les profils de température mesurés le long de la barre de 160 mm (à l'interface résine/acier) pendant les essais de chauffage et post-feu. Des détails sur la position des thermocouples le long de l'ancrage figurent dans l'annexe 1. La Figure 69 met en évidence pendant la phase de chauffage une augmentation du gradient thermique le long de l'ancrage. Au fond de l'ancrage, les gradients thermiques obtenus sont plus faibles. Pendant la phase post-feu, les profils de température sont presque constants le long de la profondeur d'ancrage lorsque la température à laquelle l'essai d'arrachement post-feu est réalisé diminue. La Figure 70 montre un exemple d'évolution des profils de température enregistrés par les thermocouples le long des scellements chimiques dans la poutre G1-5. Lors des essais d'arrachement post-feu, les températures sont quasi homogènes. Concernant les profils de températures dans le béton, les résultats montrent la présence d'une migration d'eau dans le béton lors du chauffage au voisinage de 100°C (Figure 75). Le plateau observé est dû à la vaporisation de l'eau qui est une transformation endothermique. Une fois que l'eau s'est évaporée, la température continue à augmenter pendant la phase de refroidissement avant de se refroidir à la température ambiante.

Les Figure 71, Figure 72 et Figure 73 montrent l'évolution des profils de température après 90 min de chauffage et au moment des essais de refroidissement, pour les ancrages scellés avec 120, 100 et 70 mm. La différence des profils de température pendant la phase de chauffage pour

la même profondeur d'ancrage est due à la mise en place des isolants et le feu appliqué dans le four (suivant la courbe ISO 834-1). En effet, ces paramètres ne pouvaient pas être répétables d'un essai à l'autre, menant à la non-répétabilité des profils de température le long de l'ancrage. La Figure 74 montre les profils de température le long de l'ancrage à la fin de la phase de chauffage pour les poutres chauffées au-delà de 90 min. Les profils de température mesurés expérimentalement pour tous les essais figurent dans l'annexe 2.

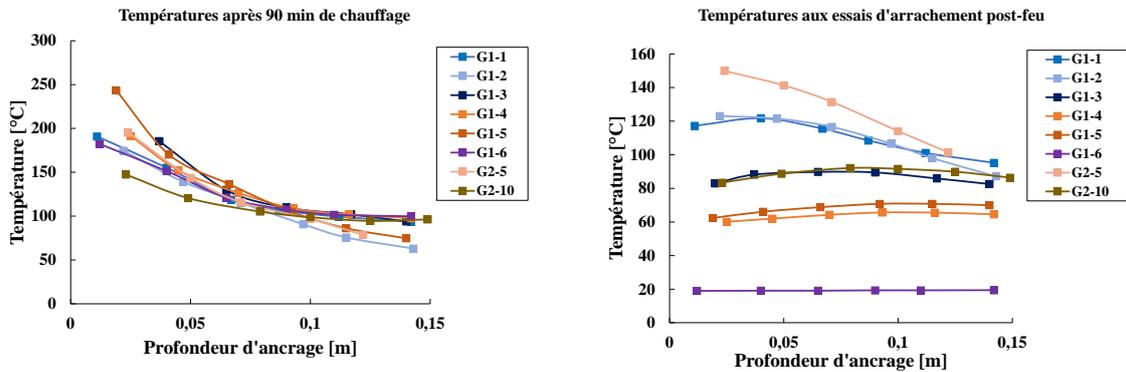


Figure 69 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 160 mm

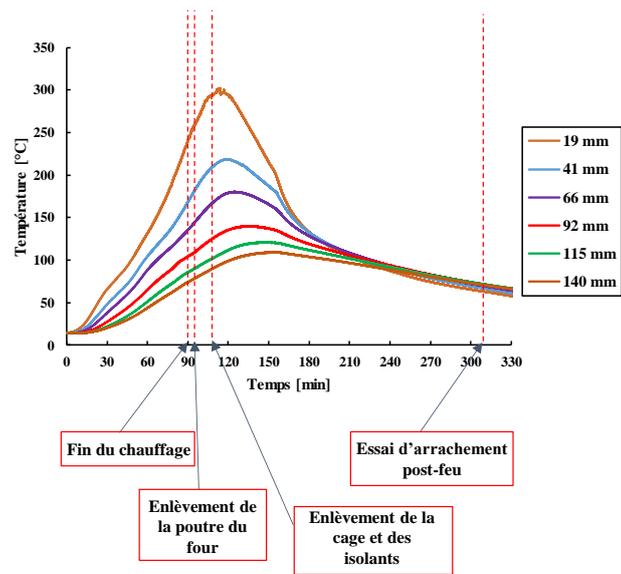


Figure 70 : Profils de température expérimentaux en fonction du temps le long de l'ancrage de 160 mm dans la poutre G1-5

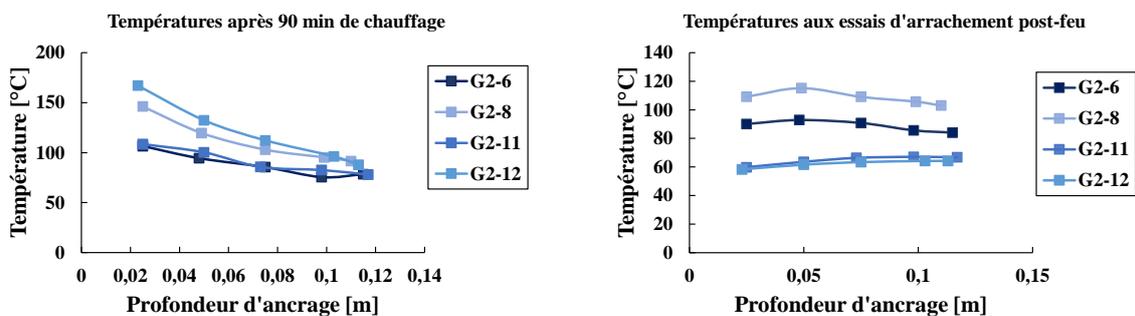


Figure 71 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 120 mm

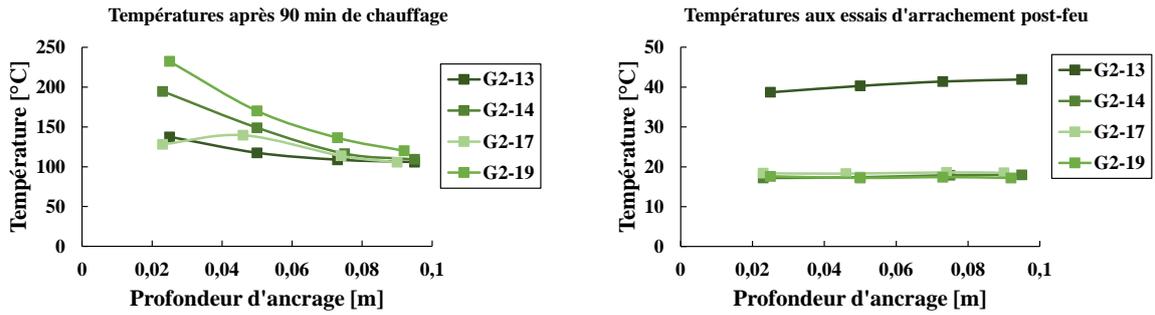


Figure 72 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 100 mm

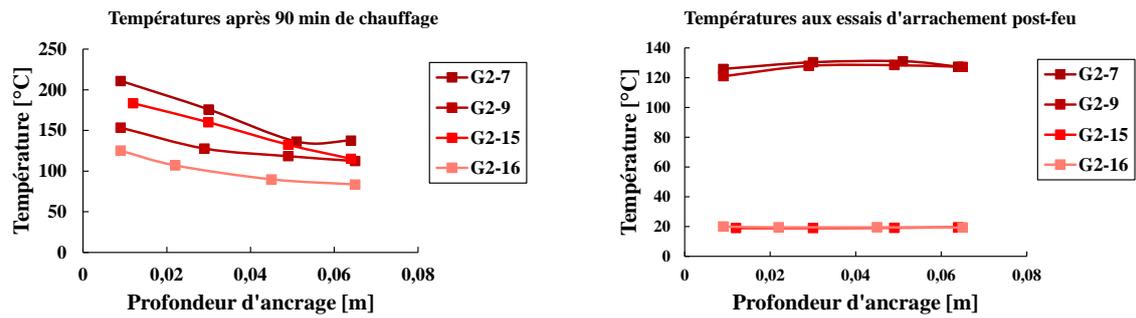


Figure 73 : Températures mesurées expérimentalement en fonction de la profondeur d'ancrage de 70 mm

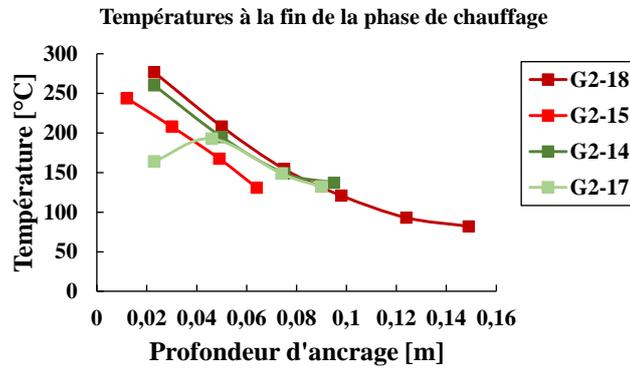


Figure 74 : Températures mesurées en fonction de la profondeur d'ancrage à la fin de la phase de chauffage

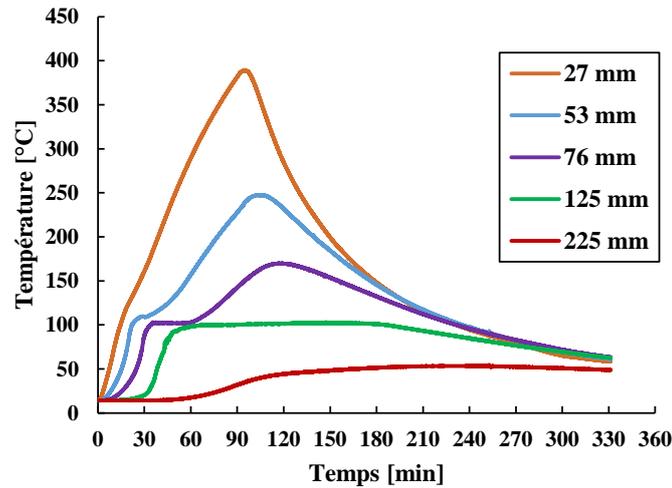


Figure 75 : Profils de températures expérimentaux en fonction du temps dans le béton dans la poutre G1-5

3.5. Comportement mécanique des scellements chimiques en fonction du temps de refroidissement

Les courbes de chargement en fonction du déplacement sont illustrées à la Figure 76 pour les profondeurs d’ancrage de 160 mm. Les charges sont normalisées suivant l’équation (26). Les courbes en traits discontinus correspondent à la rupture en adhérence causée par élongation de l’acier (G1-4 et G1-5) ainsi qu’à la rupture de l’acier (G1-6 et G2-18). Les résultats sont similaires à ceux de la section 3.3 de ce chapitre, où le changement de pente est significatif indiquant une augmentation de la rigidité avec le temps de refroidissement. Les résultats montrent que la capacité portante après le feu des ancrages scellés avec la résine à base d’époxy utilisée augmente avec le temps de refroidissement. Cela peut être attribué à une récupération de résistance probable pendant la phase de refroidissement. 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 577 MPa, l’acier plastifie à partir de 116 KN pour une barre HA16. Pour les températures supérieures à 20°C, une diminution progressive de l’effort à l’arrachement est observable. Pour la courbe G1-3 après 2h de refroidissement, où la température le long de l’ancrage est vers 80°C, l’effort d’arrachement correspond à 23% de celui à température ambiante. Pour la courbe G2-10, correspondant au même temps de refroidissement et température à l’arrachement que G1-3, la résistance obtenue est plus grande. En effet, cela est dû à la température maximale atteinte pendant la phase de chauffage, qui est inférieure à celle de G1-3 (Figure 69). Cela montre l’importance de la prise en compte de la température maximale atteinte à haute température dans le raisonnement post-feu. Pour l’essai G2-18 où 30% de la longueur d’ancrage a été carbonisée, la rupture de l’acier a eu lieu. Ainsi, une profondeur d’ancrage inférieure à 160 mm est nécessaire pour capter le comportement des scellements chimiques après exposition à haute température et refroidissement à température ambiante.

Les Figure 77, Figure 78 et Figure 79 montrent les résultats d’essais d’arrachement post-feu pour les profondeurs d’ancrage de 120, 100 et 70 mm respectivement. La température maximale atteinte dans l’un des thermocouples (TC1) est indiquée sur les différents graphiques. De même, les forces obtenues pendant les essais d’arrachement post-feu augmentent lorsque la température à laquelle l’essai d’arrachement post-feu est réalisé diminue.

Concernant les essais de la Figure 77, aucune carbonisation de la profondeur d’ancrage n’a eu lieu à haute température. Ayant réversibilité du comportement après exposition à haute température, vu que la température maximale atteinte est inférieure à 250°C, les résultats obtenus dépendront donc non de la température maximale atteinte mais de celle à laquelle l’essai d’arrachement post-feu est réalisé. Par exemple, pour les essais G2-6 et G2-8, la température à laquelle l’essai G2-8 est réalisé est supérieure à celle de G2-6, d’où l’effort obtenu pour G2-8 est inférieur à celui de G2-6.

Les courbes d’arrachement des essais G2-14 et G2-19 de la Figure 78 montrent la non réversibilité de la résistance en adhérence, 22% et 25% respectivement de la profondeur d’ancrage étant carbonisés. De même, pour l’essai G2-17 où 45% de la profondeur d’ancrage est carbonisée, la résistance post-feu obtenue était de l’ordre de 50% de celle à température ambiante. La profondeur d’ancrage carbonisée est ainsi un paramètre important impactant la résistance en adhérence post-feu après refroidissement à température ambiante. Plus la profondeur d’ancrage carbonisée est grande, plus la résistance en adhérence post-feu sera faible. La même réflexion est apportée à l’essai G2-15 de la Figure 79 où 40% de la profondeur d’ancrage est carbonisée. A noter aussi la différence de la pente des courbes des essais G2-15 et G2-16. En effet, bien que les deux soient réalisés à température ambiante, l’effet de la température maximale atteinte est clair sur la rigidité des scellements chimiques, où celle de G2-16 est plus rigide et proche de la rigidité de l’ancrage de référence (non chauffé) (Figure 79).

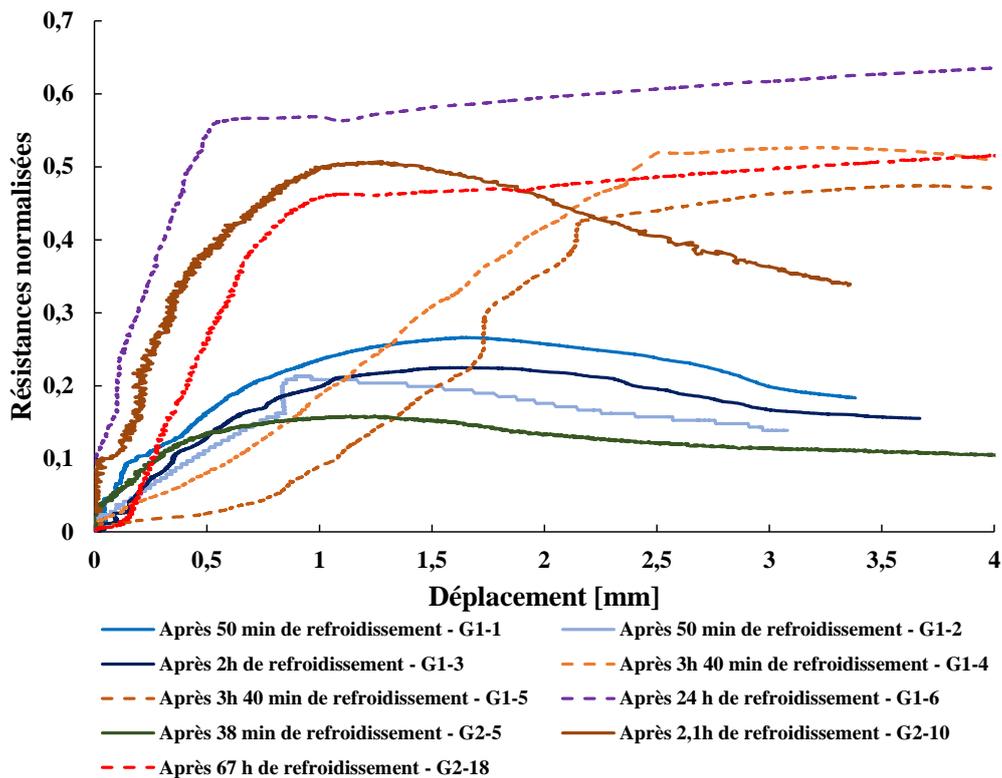


Figure 76 : Courbes d’essais d’arrachement à différents temps de refroidissement pour 160 mm de profondeur d’ancrage

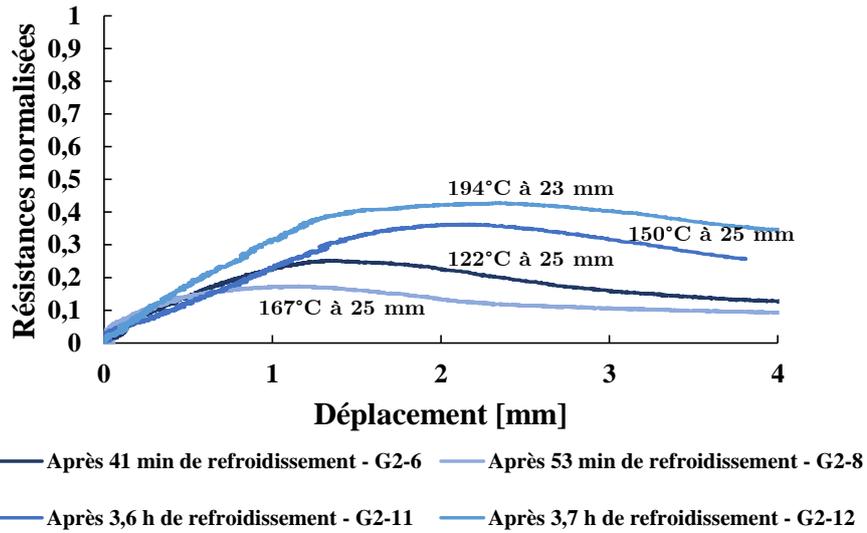


Figure 77 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 120 mm de profondeur d'ancrage

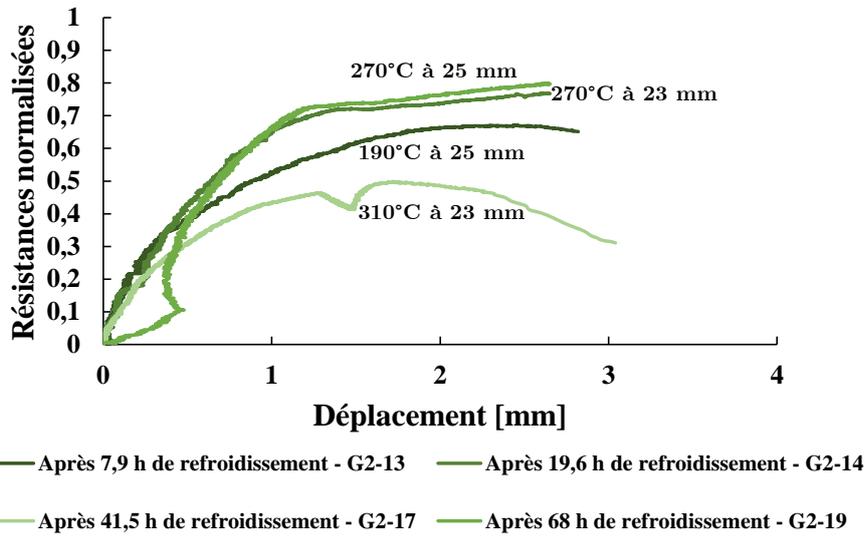


Figure 78 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 100 mm de profondeur d'ancrage

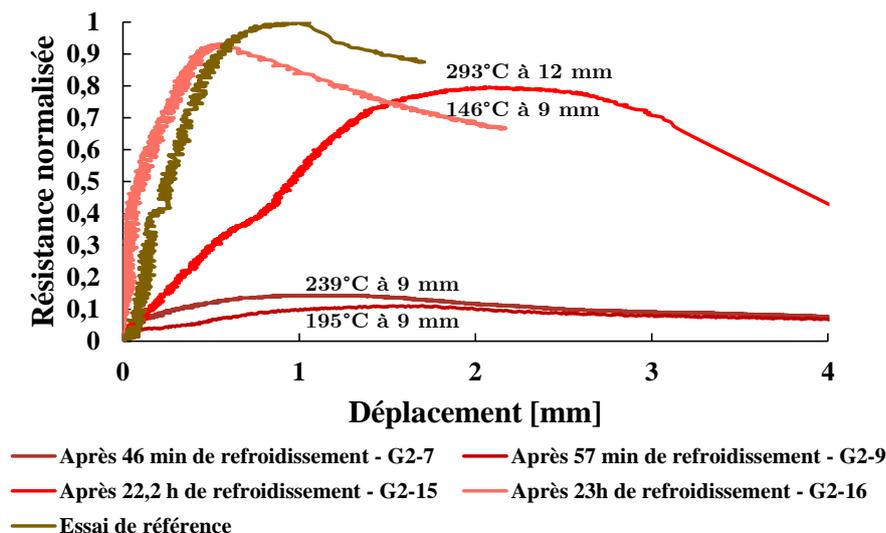


Figure 79 : Courbes d'essais d'arrachement à différents temps de refroidissement pour 70 mm de profondeur d'ancrage

4. Evaluation de la validité du modèle d'intégration des résistances

Pour calculer l'évolution de la capacité portante des scellements chimiques d'armatures rapportés pour béton soumis à une variation de température, (Pinoteau et al. 2013) ont proposé la méthode d'intégration des résistances. Cette méthode utilise comme données d'entrée les profils de température le long de l'ancrage et la variation de la résistance en adhérence en fonction de la température.

L'analyse qui suit utilise les températures mesurées lors des essais comme données d'entrée pour la méthode d'intégration des résistances. La relation contrainte en adhérence – température est obtenue à partir des essais selon l' ("EAD 330087-01-0601," 2020). Le calcul est réalisé en utilisant deux hypothèses : une dégradation irréversible ou au contraire réversible de l'adhérence lors de la phase de refroidissement. Pour l'hypothèse de dégradation réversible, deux cas sont étudiés : réversibilité quelle que soit la température maximale atteinte ou jusqu'à une température maximale correspondant à la température de décomposition de la résine (250°C dans cette étude). Ces deux cas sont nommés par la suite « Dégradation réversible (1) » et « Dégradation réversible (2) » respectivement. La relation contrainte en adhérence – température utilisée est présentée par la Figure 80 pour G1. La même courbe a été utilisée pour la campagne G2 avec une contrainte en adhérence égale à 30 MPa à température ambiante.

La méthode d'intégration des résistances a d'abord été vérifiée à haute température comme le montre la Figure 81. Il est important de noter que ces essais sont réalisés sans confinement, vu la difficulté technique de confiner la poutre inversée dans le four. En effet, à température ambiante, le paramètre α_{setup} permet d'établir le lien entre les essais confinés et non confinés. Ce facteur est généralement pris égal à 0,75 à température ambiante, où la valeur de la résistance en adhérence pour les essais non confinés représente 75% de celle pour les essais confinés. En effet, pour les essais non confinés à température ambiante, la rupture en adhérence « pure » n'est pas observée, et un petit cône de béton se forme à la surface. A haute température, l'adhérence est réduite, ce qui augmente la formation d'une rupture par adhérence

« pure ». En outre, le début d’ancrage soumis à une température plus élevée, ne permettra pas de développer le cône à la surface à haute température. Ceci a permis de considérer le facteur α_{setup} égal à 1 pour les essais réalisés en non confinés à chaud. Cependant, cette hypothèse reste à être vérifiée à haute température, mais ne fait pas objet de l’étude réalisée dans ce travail expérimental.

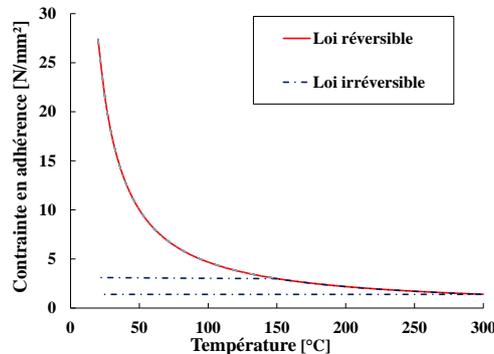


Figure 80 : Relation contrainte en adhérence - température utilisée

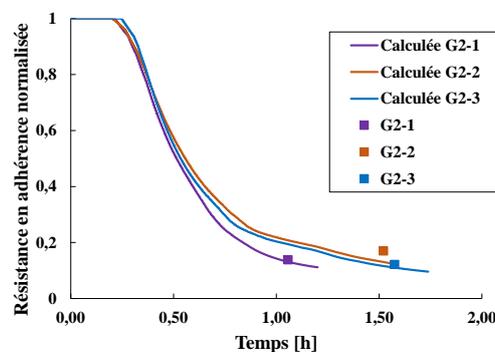


Figure 81 : Résistances en adhérence normalisées pour les essais à haute température

La méthode d’intégration des résistances est utilisée pour le calcul des résistances après différents temps de refroidissement (Figure 82). Les profils de résistance sont estimés pendant la phase de chauffage et de refroidissement en utilisant les profils expérimentaux de température enregistrés pendant les essais (celles de l’essai G1-5 à la Figure 70), et en utilisant la relation résistance en adhérence – température obtenue pendant la phase de chauffage. Cette figure montre une comparaison entre les résistances obtenues expérimentalement et celles calculées à l’aide de la méthode d’intégration des résistances. Les traits discontinus correspondent aux résistances calculées pendant la phase de chauffage jusqu’à 90 min, tandis que les traits continus se réfèrent aux résistances calculées pendant la phase de refroidissement. Les résultats montrent que les résistances en adhérence continuent à diminuer au début de la phase de refroidissement en raison de la diffusion continue de la chaleur pendant cette phase vers les parties les plus froides de la surface non exposée. Les résistances obtenues expérimentalement pendant les essais d’arrachement post-feu sont supérieures à celles calculées par la méthode d’intégration des résistances. Bien que la température le long de l’ancrage dans G1-5 dépasse 250°C, la loi réversible de la résistance en adhérence en fonction de la température était sécuritaire à cause de la longueur de l’ancrage. En effet, pour cette profondeur d’ancrage, la rupture est conditionnée par la rupture de l’acier après exposition à haute température et refroidissement à température ambiante. Ceci n’est pas le cas pour les profondeurs d’ancrage de 70 mm et 100 mm, où la loi réversible de la résistance en adhérence en fonction de la température maximale atteinte est considérée. Prenons l’exemple de l’essai G2-14 où 22% de

la longueur d’ancrage est carbonisée comme le montre les profils de température sur la Figure 83. La Figure 84 montre les résistances calculées via la méthode d’intégration des résistances en fonction du temps pendant les phases de chauffage et de refroidissement. La loi « Dégradation réversible (1) » utilisée est la relation résistance en adhérence – température de cette résine en considérant un comportement réversible de l’adhérence même si la température dépasse 250°C le long de l’ancrage. Les résultats ont montré le non conservatisme de la méthode d’intégration des résistances en utilisant cette loi. A cet effet, la loi « Dégradation réversible (2) » où une contrainte en adhérence nulle est associée aux températures supérieures à 250°C, est considérée. La température 250°C est celle associée à la chute de résistance et non réversibilité du comportement en adhérence de cette résine, trouvée par les essais de caractérisation du chapitre 3. Par conséquent, pour ce type de résine et cette configuration de l’essai, la méthode d’intégration des résistances est sécuritaire pour le calcul de la capacité portante des scellements chimiques pendant la phase de refroidissement, en considérant une dégradation réversible de la contrainte en adhérence jusqu’à 250°C.

Pour la poutre G2-16 où la longueur d’ancrage n’a pas été carbonisée pendant l’essai, les profils de température sont montrés à la Figure 85. La méthode d’intégration des résistances utilisée avec la loi dégradation réversible, en considérant 30 MPa comme contrainte en adhérence à température ambiante dans la relation résistance en adhérence – température s’est avérée non conservatrice (Figure 85). En effet, la contrainte en adhérence expérimentale obtenue après refroidissement à température ambiante était 28 MPa. D’autres essais sont nécessaires pour valider la récupération totale de l’adhérence après chauffage à haute température (ne permettant pas la carbonisation le long de l’ancrage) et refroidissement à température ambiante, vu la dispersion des contraintes en adhérence à température ambiante.

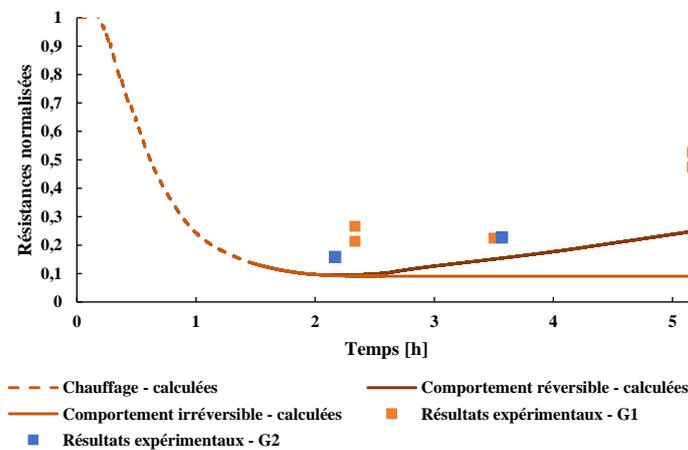


Figure 82 : Résistances post-feu normalisées calculées et expérimentales des scellements chimiques de profondeur d’ancrage 156 mm ± 4 mm

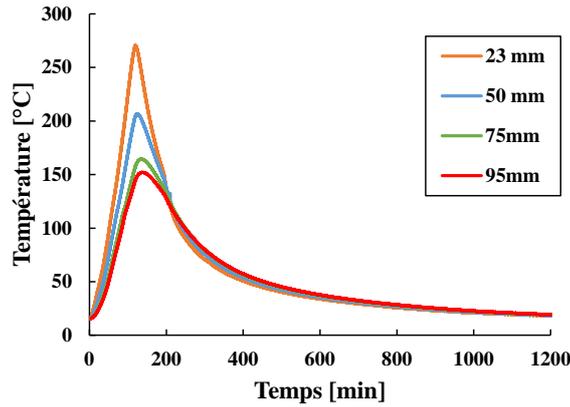


Figure 83: Profils de température le long de l'ancrage dans la poutre G2-14

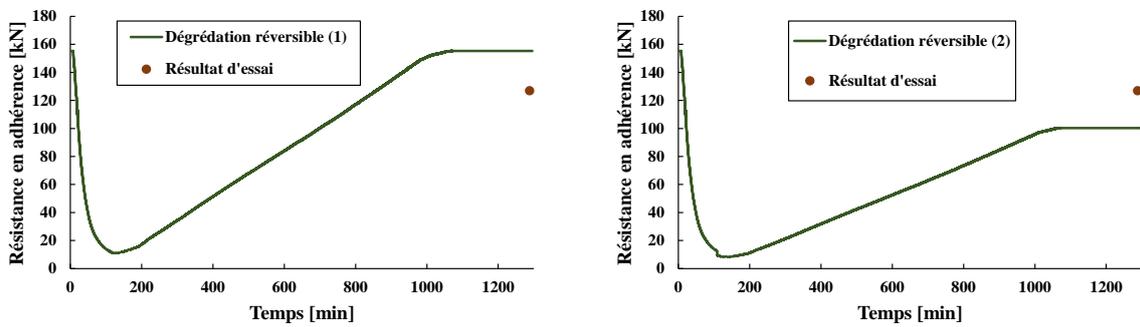


Figure 84 : Résistances en adhérence en fonction du temps pour la poutre G2-14 en utilisant la méthode d'intégration des résistances

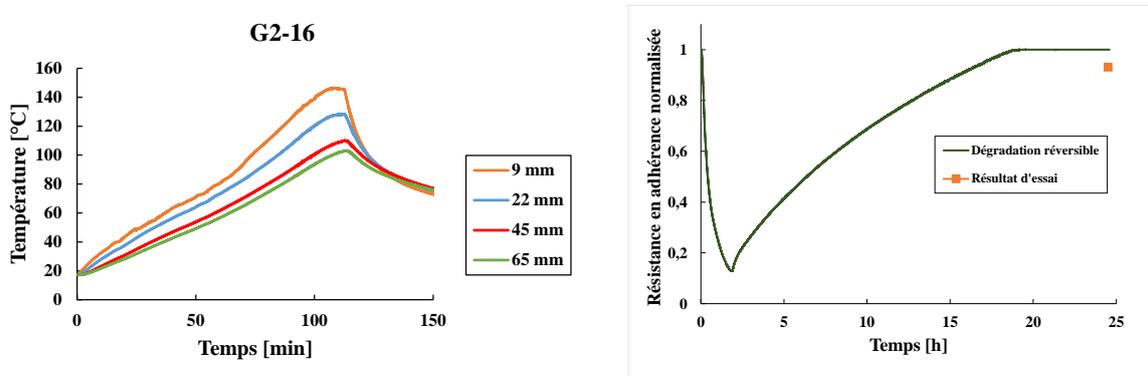


Figure 85 : Application de la méthode d'intégration des résistances pour la poutre G2-16

5. Analyse thermique transitoire via Ansys

Dans cette section, la démarche pour l'évaluation post-feu des scellements chimiques est menée. La méthode d'intégration des résistances est utilisée avec les profils de température simulés pas ceux expérimentaux. Une analyse thermique transitoire est ainsi réalisée pour prédire les profils de température pendant la phase de refroidissement. Les températures simulées sont ensuite utilisées comme données d'entrée pour la méthode d'intégration des résistances. Le modèle thermique 3D est effectué sur ansys. Les scellements chimiques sont modélisés comme coulés en place en ne considérant que les propriétés de l'acier et du béton et en négligeant les propriétés de la couche de résine de 2 mm, son influence étant considérée négligeable sur les profils thermiques selon les travaux de (Al-Mansouri, 2020).

5.1. Description du modèle thermique transitoire 3D

Pour prédire les profils de température pendant l'exposition à haute température suivie du refroidissement dans des conditions identiques aux conditions expérimentales suivies lors des essais, l'analyse thermique transitoire est divisée en 3 étapes. L'essai choisi pour cette simulation est G1-5. La première étape consiste à chauffer l'éprouvette pendant 90 min en suivant la courbe du feu ISO 834-1. Ensuite, la deuxième étape consiste à enlever la poutre du four et à enlever la cage de fixation et les matériaux isolants, qui a duré 25 minutes. Enfin, la troisième étape consiste à refroidir le système à température ambiante. Les propriétés des matériaux utilisés : béton et acier au carbone, sont données par l'("EN 1992-1-2" 2008). En effet, l'utilisation pendant la phase de refroidissement des propriétés du béton fournis par l'("EN 1992-1-2" 2008) pour la phase de chauffage est discutée et validée dans le deuxième chapitre du manuscrit. Dans le modèle numérique, le béton est modélisé non fissuré et l'écaillage du béton est ignoré. Le béton et l'acier sont modélisés comme éléments solides sur Ansys. La connexion entre l'acier et le béton est considérée comme contact parfait, cela ne permet aucun glissement ou séparation entre la surface intérieure du trou dans le béton et la surface extérieure de l'armature. La profondeur d'ancrage considérée est 160 mm à l'intérieur de la surface du béton avec 40 mm de longueur externe (Figure 86). (Al-Mansouri et al., 2020) ont mené une étude paramétrique pour étudier l'influence de la longueur externe de l'acier hors de la surface du béton et ont conclu que cette longueur influence les profils de température entre aucune longueur et 20 mm de longueur extérieure à la surface du béton. Au-delà de 20 mm de la surface du béton, l'influence n'est pas significative pour une fixation de taille moyenne (M12). Il a également été conclu que les cages métalliques isolées réduisent considérablement le profil de température le long de l'ancrage exposé au feu par rapport aux cages non isolées.

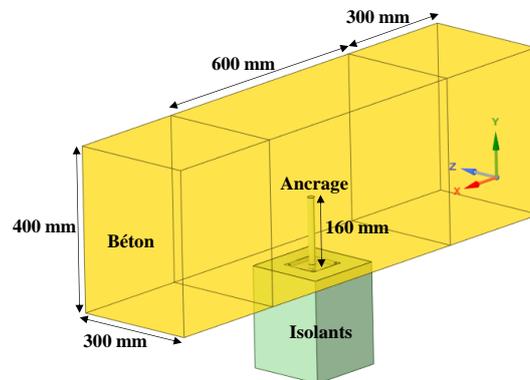


Figure 86 : Géométrie du modèle 3D considéré sur ansys

Pendant la phase de chauffage où l'échantillon est exposé à 90 min suivant la courbe de feu ISO 834-1, le transfert de chaleur se produit sur la surface exposée du béton via les modes de convection et de rayonnement. La chaleur se propage à l'intérieur du béton via le mode de conduction. Les trois étapes de la procédure expérimentale décrites précédemment se traduisent par l'application de différentes conditions aux limites à chaque étape du modèle 3D. Par conséquent, la première étape du modèle 3D consiste à appliquer des conditions de flux convectif et radiatif selon l'("EN 1992-1-2" 2008) sur la surface exposée au feu, et des conditions d'air ambiant sur celles non exposées. L'étape suivante consiste à appliquer des flux convectifs et radiatifs d'air ambiant à la poutre en béton, et des conditions aux limites adiabatiques (flux de chaleur nul) au matériau isolant pendant 25 minutes. Enfin, la cage métallique et les matériaux isolants ont été retirés de la géométrie du modèle 3D, et des flux convectifs et

radiatifs d'air ambiant sont appliqués à la poutre en béton et à l'armature scellée dans le béton. La Figure 87 résume les conditions aux limites appliquées à la géométrie dans les trois étapes de l'analyse thermique transitoire, où chaque numéro sur la figure correspond au numéro de l'étape.

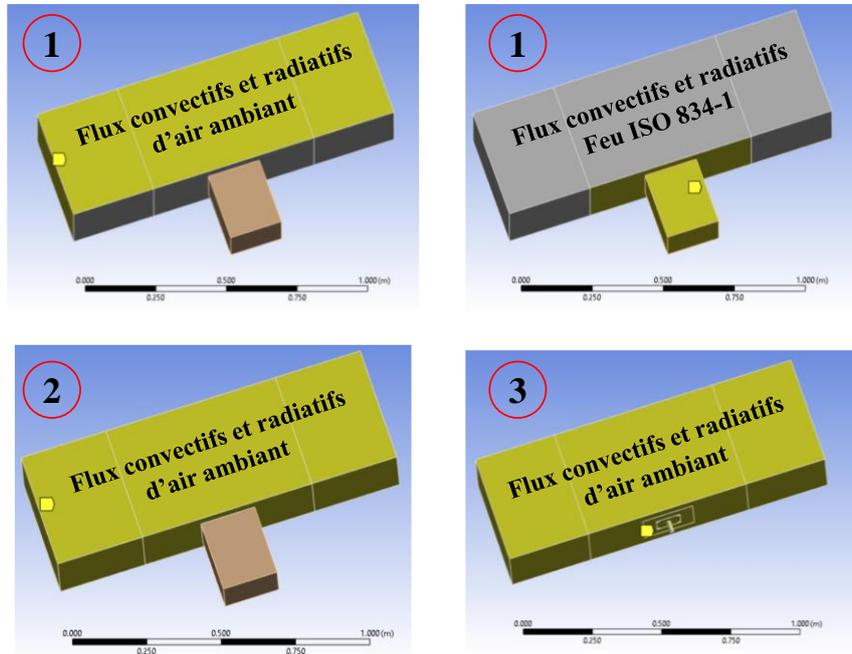


Figure 87 : Conditions aux limites appliquées lors des 3 étapes de l'analyse thermique transitoire

Les flux de chaleur appliqués sur les surfaces exposées et non exposées sont :

$$\text{Flux convectifs : } q_{conv} = h (T_{extérieure} - T_{surface}) \quad (28)$$

$$\text{Flux radiatifs : } q_{rad} = \sigma \varepsilon (T_{extérieure}^4 - T_{surface}^4) \quad (29)$$

Où:

h est le coefficient d'échange par convection ($W m^{-2} \text{ } ^\circ C$).

σ est la constante de Stefan-Boltzmann ($5.67 \cdot 10^{-8} W m^{-2} \text{ } ^\circ C^{-4}$).

ε est l'émissivité du béton et de l'acier (0.7).

L'émissivité du béton et de l'acier ainsi que le coefficient d'échange par convection pour la surface exposée au feu sont données par l'("EN 1992-1-2" 2008) et sont présentés dans le Tableau 11. Le coefficient d'échange par convection pour la surface exposée à l'air ambiant figure dans l'(" EN 1991-1-2" 2003).

	Coefficient d'échange par convection	Emissivité du béton et de l'acier
Surface exposée au feu	$25 W m^{-2} \text{ } ^\circ C$	0.7
Surface non exposée au feu	$4 W m^{-2} \text{ } ^\circ C$	0.7

Tableau 11: Coefficients d'échange pour les surfaces exposées au feu et non exposées

Les propriétés thermophysiques (conductivité thermique, chaleur spécifique correspondant à une teneur en eau de 1.5% et masse volumique) pour l'acier et le béton figurant dans l'annexe nationale française de l'("EN 1992-1-2" 2008) sont présentées à la Figure 88. La variation de la

chaleur spécifique du béton en fonction de la température est illustrée dans (“NF EN 1992-1-2” 2007) pour 3 teneurs en eau différentes : 0%, 1.5% et 3%. Plus la teneur en eau est grande, plus le pic à 100 °C sera grand, conduisant ainsi à une diffusivité thermique plus faible. Par conséquent, en considérant une plus grande teneur en eau, les gradients thermiques sont plus élevés car plus de chaleur sera stockée à l’intérieur du béton. Le choix d’une teneur en eau de valeur intermédiaire égale à 1.5% a été considéré pour mener ce calcul. La masse volumique de l’acier est considérée constante avec la température et égale à 7850 kg/m³. N’ayant pas les propriétés thermiques de l’isolant employé dans les essais, les propriétés thermiques du matériau isolant utilisées dans le modèle thermique sont celles considérées par (Al-Mansouri et al., 2020). Le matériau isolant est modélisé avec une épaisseur de 50 mm avec les propriétés (conductivité thermique, chaleur spécifique et masse volumique) présentées dans la Figure 89.

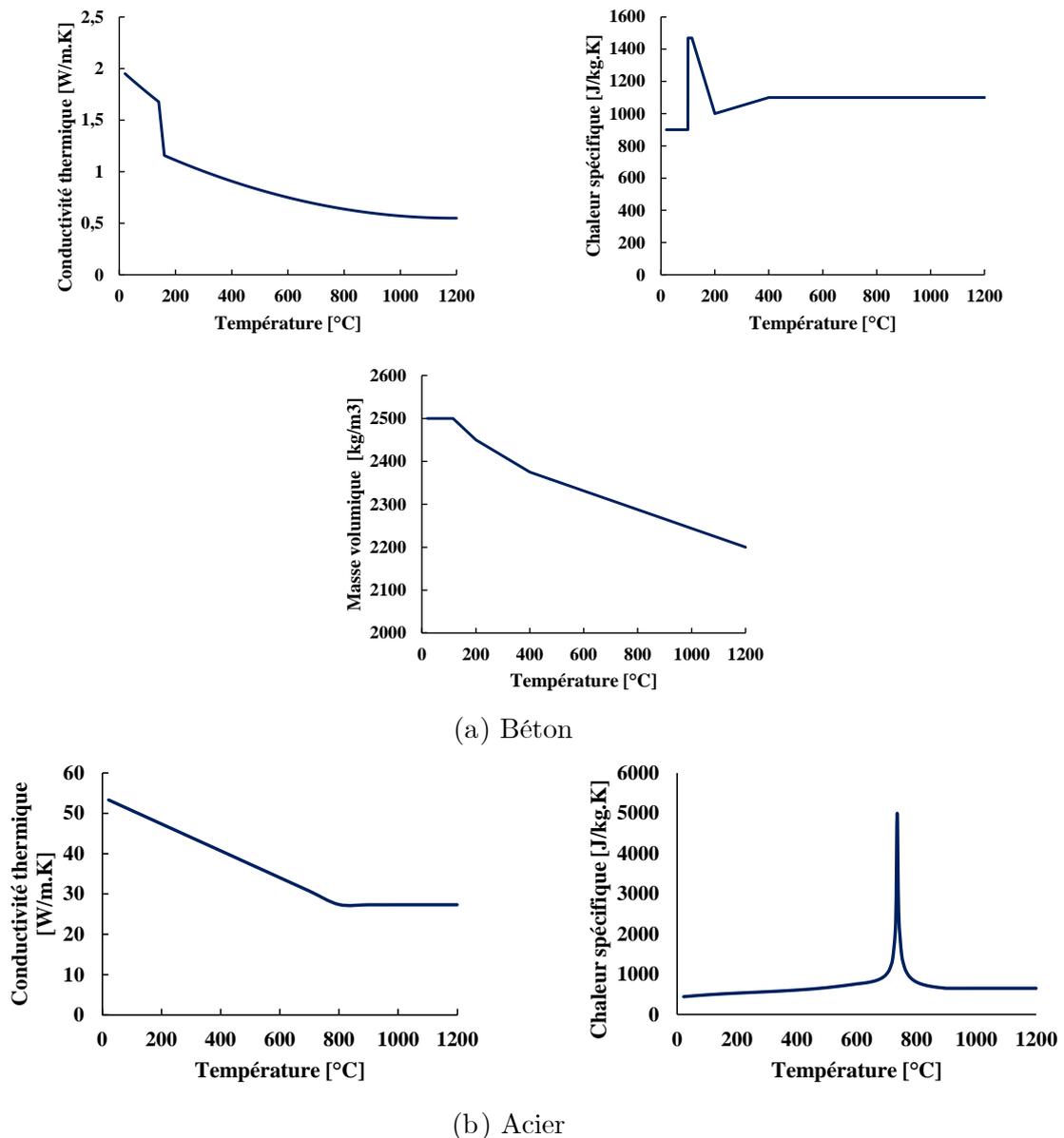


Figure 88 : Variation des propriétés thermiques du béton et de l’acier

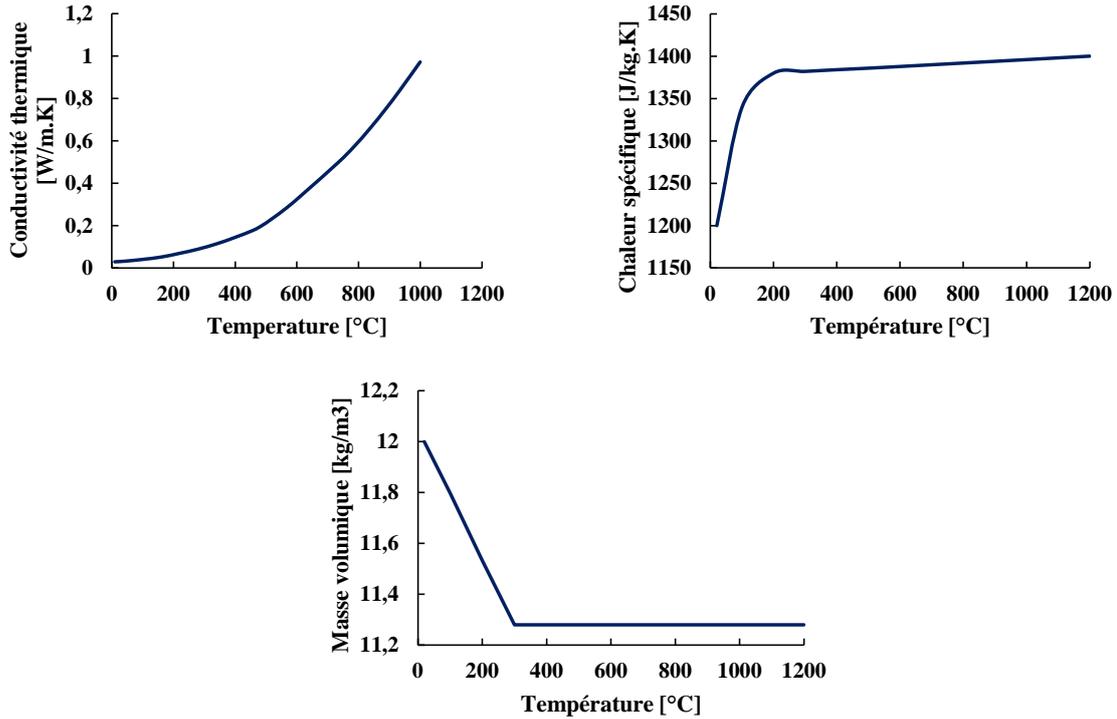


Figure 89 : Variation des propriétés thermiques de l'isolant utilisé dans l'analyse thermique transitoire

L'analyse thermique transitoire réalisée fournit les profils de température injectés dans la méthode d'intégration des résistances. La profondeur d'ancrage est divisée en 48 éléments de 3,33 mm de longueur chacune, sur laquelle la température est considérée uniforme. La relation entre la contrainte en adhérence et la température pour la résine à base d'époxy considérée est obtenue à partir des essais d'arrachement selon l'("EAD 330087-01-0601," 2020). La capacité d'arrachement post-feu des scellements chimiques à un moment donné est calculée selon l'équation suivante :

$$N_{R,p} = \pi d \int_0^{h_{ef}} f_{bd,m} \cdot k_{fi}(\theta(x)) \cdot dx \quad (30)$$

Où: $N_{R,p}$ est la résistance en adhérence post-feu (N).

d est le diamètre de l'armature (mm).

$f_{bd,m}$ est la contrainte en adhérence moyenne à température ambiante (N/mm^2).

$k_{fi}(\theta(x))$ est le facteur de réduction dépendant de la température.

$\theta(x)$ est la température le long de la profondeur d'ancrage du scellement chimique.

h_{ef} est la profondeur d'ancrage (mm).

5.2. Comparaison du modèle avec les résultats expérimentaux

Pour valider le modèle numérique, les profils de température simulés sont comparés à ceux mesurés expérimentalement à l'interface résine/acier. La Figure 90 montre la comparaison entre les profils thermiques simulés numériquement (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus) en considérant l'ensemble complet de thermocouples placés entre 19 et 140 mm le long de la profondeur d'ancrage. Les résultats montrent que les profils de température calculés sont supérieurs aux profils expérimentaux. La différence obtenue est d'abord due aux propriétés thermiques de l'isolant utilisées dans le calcul thermique, qui permettent une plus grande diffusion de la chaleur que celui utilisé dans les essais. La deuxième raison est l'utilisation des

coefficients d'échange pour les surfaces exposées au feu conservatifs figurant dans l'("EN 1992-1-2" 2008). Néanmoins, le modèle donne des résultats conservatifs pour la détermination des profils de température pendant la phase post-feu, mais non prédictifs. Une meilleure prédiction entre les profils thermiques simulés et expérimentaux est observée dans la section où le transfert de chaleur se produit uniquement par conduction. Cependant, des gradients thermiques élevés sont observés sur la surface exposée au feu, tandis que des gradients thermiques plus faibles sont observés en fond d'ancrage. Pendant la phase de refroidissement, les profils de température obtenus sont quasi constants. Les étapes présentées sur la Figure 90 sont décrites dans la section 5.1 de ce chapitre. L'étape 3 est présentée par 3 figures où les courbes de température sont illustrées de 120 à 330 min.

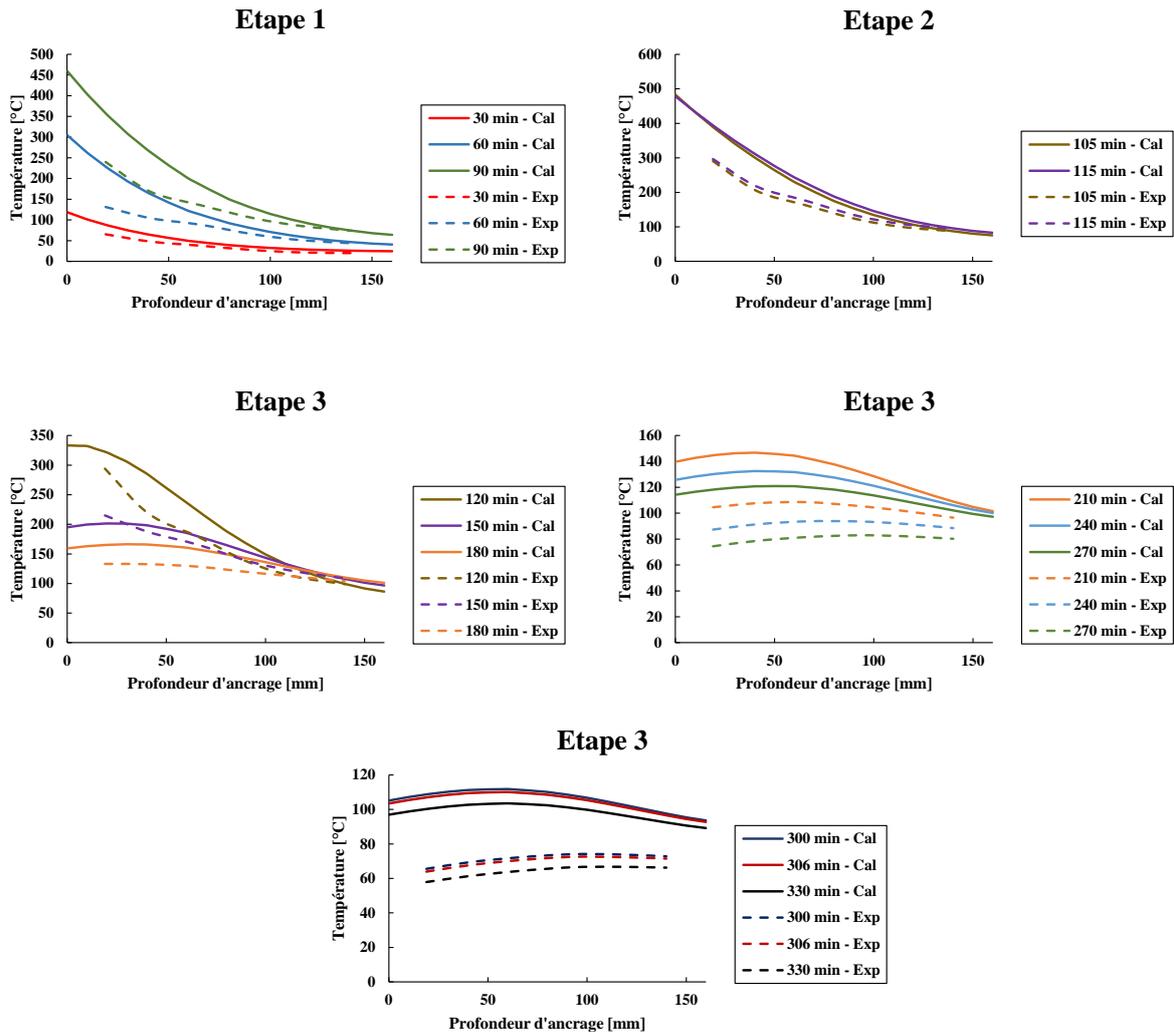


Figure 90 : Comparaison entre les profils de température expérimentaux et numériques le long de la profondeur d'ancrage

5.3. Comparaison de la prédiction de la ruine avec l'observation expérimentale

Afin d'évaluer l'évolution de la capacité portante à différentes températures, la méthode d'intégration des résistances développée par (Pinoteau et al. 2013) est utilisée. Par conséquent, les profils de résistance sont estimés pendant la phase de chauffage et de refroidissement en utilisant les profils de température calculés via l'analyse thermique transitoire, et en utilisant la relation résistance en adhérence – température décrite précédemment (la loi « Dégradation

réversible (2) »). La Figure 91 montre une comparaison entre les résistances obtenues expérimentalement et celles calculées à l'aide de la méthode d'intégration des résistances. Les résultats obtenus sont conservatifs par rapport aux résultats expérimentaux.

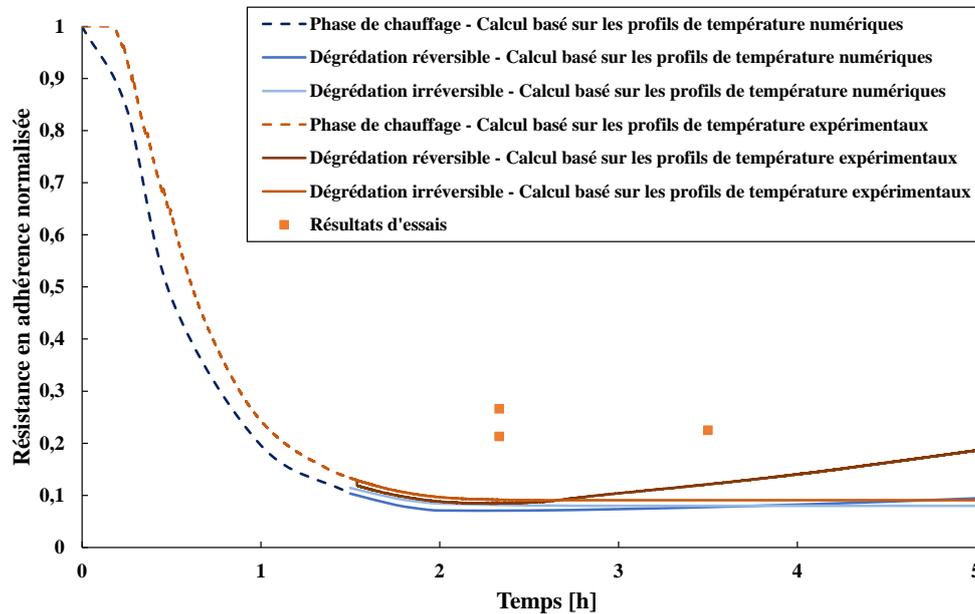


Figure 91 : Résistances en adhérence calculées et expérimentales normalisées pour l'ancrage de profondeur d'ancrage de $155 \text{ mm} \pm 3 \text{ mm}$

6. Conclusion

Ce chapitre vise en premier lieu à fournir les résultats d'essais montrant l'évolution de la capacité portante des scellements chimiques d'armatures rapportés pour béton après exposition au feu ISO 834-1. Ces essais sont réalisés sur des scellements chimiques installés dans des poutres en béton armé en utilisant une résine à base d'époxy. Les essais d'arrachement sont réalisés à différents temps de refroidissement. Les résultats expérimentaux ont montré que la résistance en adhérence post-feu augmente avec le temps de refroidissement si la carbonisation n'a pas eu lieu le long de la profondeur d'ancrage. Cela peut être associé à une récupération probable de la résistance en adhérence pendant la phase de refroidissement pour la résine époxy utilisée. En outre, il est évident que la variation des profils de température pendant la phase de refroidissement et surtout la température maximale atteinte le long de l'ancrage ont une influence significative sur la résistance en adhérence post-feu de ces types d'ancrage. La comparaison des résultats des essais et ceux calculés avec la méthode d'intégration des résistances montre que cette dernière sous-estime la capacité portante des scellements chimique pendant la phase de refroidissement, si la température maximale atteinte le long de l'ancrage ne dépasse pas la température de décomposition de la résine. Au-delà de cette température, la relation résistance en adhérence – température est irréversible, et une résistance nulle est associée à la partie carbonisée de l'ancrage. Pour conclure, ces essais permettent de valider la méthode d'intégration des résistances comme méthode d'évaluation pendant la phase post-feu.

Cette étude fournit une base de données pour le développement d'une méthode d'évaluation post-incendie afin d'évaluer la capacité portante des scellements chimiques après exposition à haute température. Une investigation et des essais supplémentaires en utilisant d'autres types de résine sont nécessaires pour pouvoir généraliser les résultats obtenus.

Des profils de température simulés pendant la phase de refroidissement étant nécessaires pour déterminer la résistance post-incendie des scellements chimiques, la deuxième partie de ce chapitre présente un modèle numérique via Ansys pour simuler les profils de température pendant la phase de refroidissement après exposition au feu ISO. Les profils de température simulés sont ensuite utilisés comme données d'entrées pour la méthode d'intégration des résistances. Le modèle numérique proposé est validé après comparaison des profils thermiques expérimentaux et numériques, ainsi que la comparaison des résistances post-feu calculées et expérimentales obtenues.

CHAPITRE 5 : COMPORTEMENT EN FLUAGE DES SCELLEMENTS CHIMIQUES APRÈS EXPOSITION À HAUTE TEMPÉRATURE

1. Introduction

L'étude du comportement mécanique des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton pendant la phase post-feu a montré que les contraintes d'adhérence peuvent être réversibles jusqu'à une température correspondant à celle de la décomposition du mortier. Cependant, les mesures de déplacement pendant les phases de chauffage et de refroidissement, présentées dans la section 3.4 du chapitre 3 ont montré que le déplacement continue à augmenter pendant la phase post-feu, la charge constante étant maintenue. Le déplacement étant irréversible pendant la phase post-feu, l'objectif de ce chapitre est de déterminer si le fluage peut être à l'origine d'une déformation résiduelle importante en phase post incendie.

Afin de déterminer l'influence de la température sur la présence des déformations de fluage, les essais réalisés par (Pinoteau, 2013a) sont d'abord présentés. Les lois de comportement pouvant être utilisées pour décrire le fluage tels les modèles rhéologiques de Burgers et de Kelvin-Voigt sont ensuite présentés, puis le choix du modèle considéré dans l'étude est justifié. La loi de comportement considérée est introduite dans l'équation du modèle du shear lag développé dans les travaux de (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017). Après avoir développé le modèle en prenant en considération le fluage, ses paramètres sont calibrés en utilisant les essais de fluage décrits précédemment. Cette approche permet de calculer le déplacement du système d'ancrage ainsi que la répartition des contraintes à chaque instant en considérant l'effet du fluage et de la température. Deux cas d'études sont ensuite considérés pour évaluer l'intensité de la déformation de fluage : une température uniforme et une température variable le long de l'ancrage.

2. Essais de fluage

Dans cette section, les essais de fluage réalisés à court terme par (Pinoteau, 2013a) sont présentés. Ces essais mettent en évidence l'influence de la température sur le comportement en fluage des scellements chimiques. Ils sont utilisés par la suite pour le calibrage des paramètres de la loi de comportement du modèle rhéologique considéré dans l'étude.

La campagne a été réalisée sur une armature (HA12) de 75 mm de longueur ancrée dans un cylindre en béton de diamètre 160 mm et d'une hauteur de 250 mm (Figure 92). Les essais ont été réalisés à 20°C et pour 4 températures cibles de chauffage (80°C, 90°C, 100°C et 110°C). Une stabilisation de la température de l'éprouvette a d'abord été réalisée. Une force constante de traction de 5 kN a ensuite été appliquée sur l'armature pendant 30 min à la température fixée puis relâché pour 30 min. Le déplacement a été mesuré en fonction du temps avec un capteur Vishay d'une course de 25 mm placé sur l'armature en contact avec la surface du béton (Figure 92). Les déplacements pendant les essais de fluage et de relaxation ont ainsi été mesurés à 20°C, 80°C, 90°C, 100°C et 110°C. Ils sont présentés à la Figure 93 où le temps est remis à

zéro à chaque nouvel essai réalisé. Les résultats ont montré que le déplacement instantané augmente de 0,13 mm pour 20°C à 0,51 mm pour 110°C, à cause de la diminution des modules d'élasticité de la résine et du béton avec l'augmentation de la température (Pinoteau, 2013a).

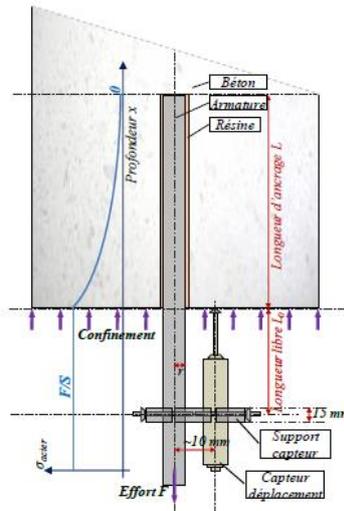


Figure 92 : Schéma montrant la mesure du déplacement de l'armature par rapport à la surface du béton (Pinoteau, 2013a)

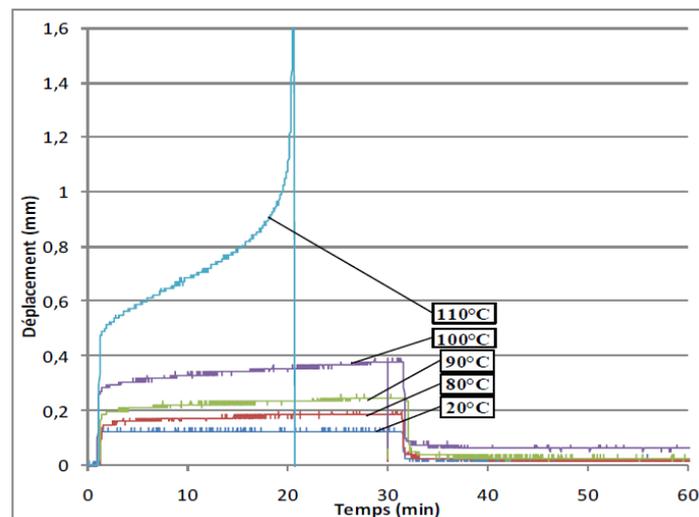


Figure 93 : Déplacements mesurés pendant les phases de fluage et de relaxation avec la température (Pinoteau, 2013a)

Les essais de fluage présentés dans (Pinoteau, 2013a) montrent qu'à température ambiante, le déplacement différé par fluage n'est pas observable au niveau de l'ancrage. Cependant, quand la température augmente, le déplacement différé est observable pour des températures supérieures à 80°C. Les déformations de fluage sont ainsi impactées par la température.

3. Modèles rhéologiques utilisés dans l'étude

Il existe plusieurs modèles rhéologiques pour décrire le fluage des matériaux (Houhou, 2012). Dans un premier temps, les modèles de Kelvin-Voigt et de Burgers qui décrivent le comportement en fluage sont présentés. Ensuite, une discussion/justification du choix du modèle considéré dans le cadre de cette étude est établie.

3.1. Modèle de Kelvin-Voigt

Un ressort et un amortisseur connectés en parallèle forment le modèle de Kelvin-Voigt (Figure 94). Ce modèle décrit le comportement viscoélastique d'un matériau solide.

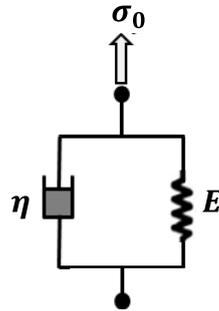


Figure 94: Description du modèle de Kelvin-Voigt

L'équation du modèle est la suivante :

$$\sigma(t) = \eta \cdot \frac{d\varepsilon(t)}{dt} + E \cdot \varepsilon(t) \quad (31)$$

Où η est la viscosité de l'amortisseur, E l'élasticité du ressort et ε est la déformation des deux éléments rhéologiques.

Dans le cas de fluage à contrainte constante σ_0 , la solution du modèle est :

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t \cdot E}{\eta}}\right) \quad (32)$$

La (Figure 95) montre la déformation (solution du modèle) qui suit une loi exponentielle avec une valeur asymptotique correspondant à la déformation maximale du ressort.

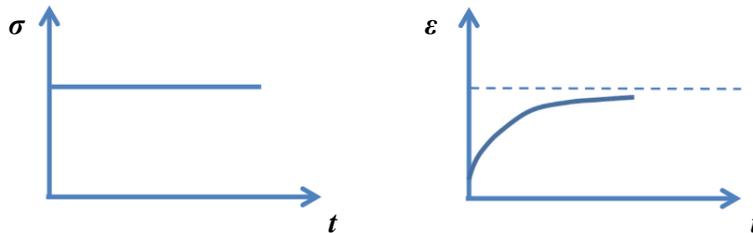


Figure 95 : Représentation graphique de l'essai de fluage pour un matériau dont le comportement peut être présenté par le modèle de Kelvin-Voigt (Liang, 2016)

3.2. Modèle de Burgers

Afin de simuler le comportement en fluage des polymères (sans la phase de fluage tertiaire), le modèle de Burgers peut être utilisé présentant un comportement viscoélastique linéaire. Il consiste à associer, en série, les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt conformément à la Figure 96. Dans le modèle de Burgers, E_1 et η_1 sont en série modélisant les comportements élastiques et visqueux séparés d'un matériau. Tandis que E_2 et η_2 sont en parallèle et reproduisent le comportement viscoélastique du matériau, où la réponse élastique du ressort est atténuée par l'amortisseur quand une charge est appliquée. Il sert à modéliser les déformations irréversibles et différées dues à l'effet visqueux de la matière (Liang, 2016). Il est aussi un modèle quantitatif du comportement des polymères. L'intérêt de ce modèle se situe dans la possibilité de présenter simultanément les phénomènes de relaxation et de fluage. Le modèle de Burgers a été utilisé par (Houhou, 2012) pour décrire le comportement en fluage de la résine.

(Houhou, 2012) a identifié l'influence de l'augmentation de la température de 25°C à 45°C sur les coefficients élastiques et visqueux du modèle de Burgers. Ainsi, les modules E_1 et E_2 diminuent, ce qui est associé à l'augmentation des déformations instantanées et de fluage. De même, les viscosités η_1 et η_2 diminuent, ce qui est lié à l'augmentation de la mobilité des chaînes macromoléculaires du réseau époxy. En outre, (Houhou, 2012) avait confirmé que l'effet de la température d'essai sur le comportement en fluage des adhésifs est d'autant plus marqué que la température d'essai est proche de la température de transition vitreuse.

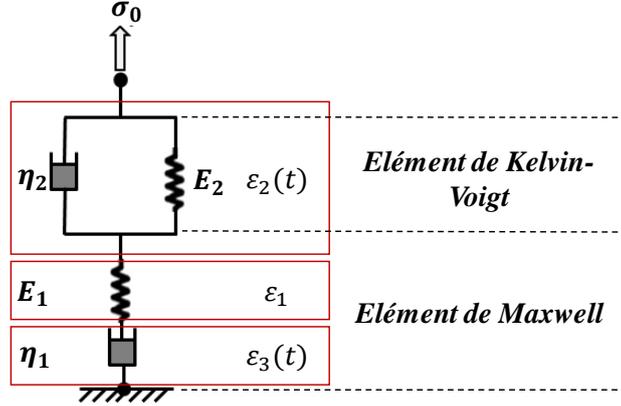


Figure 96: Description du modèle de fluage de Burgers

Les paramètres du modèle Burgers peuvent être identifiés à l'aide d'une courbe de fluage. La déformation $\varepsilon(t)$ est la somme des déformations élémentaires ε_1 , $\varepsilon_2(t)$ et $\varepsilon_3(t)$ présentant respectivement la déformation élastique instantanée du ressort de l'élément de Maxwell, la déformation élastique retardée de l'élément de Kelvin-Voigt et la déformation non réversible visqueuse de l'élément de Maxwell. En conséquence la déformation de fluage $\varepsilon(t)$ est la suivante :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_1 + \varepsilon_2(t) + \varepsilon_3(t) \quad (33)$$

Avec :

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_0}{E_1} \quad (34)$$

$$\varepsilon_2(t) = \frac{\sigma_0}{E_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} t\right) \right] \quad (35)$$

$$\varepsilon_3(t) = \frac{\sigma_0}{\eta_1} t \quad (36)$$

Où σ_0 est la contrainte constante appliquée, E_1 et E_2 sont les modules d'élasticité des ressorts, et η_1 et η_2 sont les coefficients de viscosité dynamique des amortisseurs.

D'où, l'équation (33) devient :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \left[\frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} t\right) \right] \right] \quad (37)$$

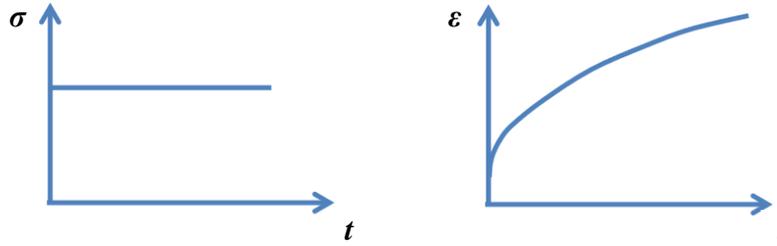


Figure 97 : Représentation graphique d'un essai de fluage pour un matériau dont le comportement peut être présenté par le modèle de Burgers (Liang, 2016)

3.3. Choix du modèle rhéologique pour cette étude

Le choix du modèle et le calibrage des paramètres le constituant dépendent de plusieurs contraintes, notamment d'une part de l'existence dans notre cas d'un nombre limité d'essais de fluage à différentes températures, et d'autre part de la durée des essais (30 minutes de fluage). Dans notre étude, le refroidissement après incendie peut durer environ 2 jours. La fenêtre d'observation des essais de fluage décrits dans la section 2 de ce chapitre est réduite à 30 min, ce qui est inférieure au cas concret à modéliser (plusieurs heures/jours). Cependant, ne disposant que de résultats jusqu'à 30 minutes, le choix du modèle ne peut être basé ici que sur cette fenêtre réduite d'observation. Il faut toutefois noter qu'un choix éventuellement différent pourrait être fait à partir d'essais de fluages plus longs.

Sur une durée de 30 minutes, les deux modèles sont aptes à décrire avec une fidélité similaire les résultats d'essais. La différence entre les deux modèles réside essentiellement dans la réponse théorique à long terme : le modèle de Kelvin-Voigt considère que la vitesse de fluage est nulle à l'infini, et celui de Burgers, qu'elle est constante à l'infini. Dans ces conditions (la fenêtre d'observation à disposition étant de 30 min), le choix du modèle le plus simple qui est Kelvin-Voigt semble préférable : les paramètres constituant le modèle de Kelvin-Voigt sont moins nombreux que ceux de Burgers (2 au lieu de 4), ce qui rend plus facile la calibration des essais de fluage.

Par la suite, l'adaptation des équations du shear lag proposées par (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017) pour les scellements chimiques au problème du fluage est ainsi considérée avec la loi de comportement de Kelvin – Voigt pour la relation τ - δ . Cette loi de comportement sera modifiée ensuite de façon à décomposer les courbes de déplacements en deux parties distinctes : une première partie représentant le déplacement instantané suite à l'application de l'effort sans considérer le fluage, et une seconde partie sur laquelle le modèle sera calibré pour la détermination des paramètres de Kelvin-Voigt en s'affranchissant du déplacement instantané.

4. Modèle du shear lag

Cette section résume les équations du shear lag proposées par (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017) pour les scellements chimiques. La configuration étudiée est composée d'un cylindre en béton et d'une armature en acier de rayon R introduite dans le trou percé au centre du cylindre selon une profondeur d'ancrage L . L'adhésion entre l'armature et le béton est supposée parfaite. Une force axiale F est appliquée sur l'armature. La contrainte axiale est supposée nulle au fond de l'ancrage. L'axe de l'ancrage correspond à l'axe des x et l'abscisse zéro

correspond au fond de l'ancrage. La Figure 98 présente la géométrie et la configuration mécanique de l'ancrage étudié.

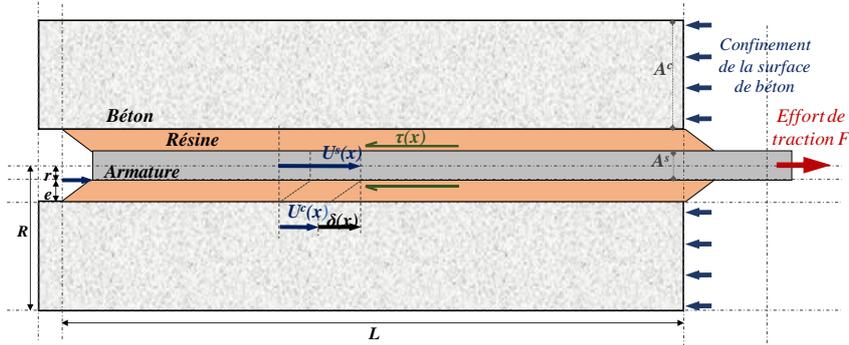


Figure 98: Configuration mécanique et géométrique de l'ancrage étudié

4.1. Hypothèses du modèle

Afin de simplifier la résolution du shear lag, les hypothèses suivantes sont considérées (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017):

- i. Les adhérents (acier et béton) sont considérés des matériaux isotropes et élastiques.
- ii. L'effort est transféré uniquement par cisaillement par la résine de l'armature vers le béton.
- iii. Les efforts de flexion sont négligés.
- iv. L'épaisseur de la résine est supposée constante sur la longueur de l'ancrage.
- v. Les contraintes normales sont supposées distribuées uniformément dans la section de l'armature et du cylindre en béton.

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

- σ_s est la contrainte axiale dans l'armature [MPa].
- σ_c est la contrainte axiale dans le béton [MPa].
- τ est la contrainte de cisaillement dans la résine [MPa].
- ε_s est la déformation axiale dans l'armature.
- ε_c est la déformation axiale dans le béton.
- E_s est le module d'Young de l'acier [MPa].
- E_c est le module d'Young du béton [MPa].
- A_s est la section de l'armature [mm²].
- A_c est la section du béton [mm²].
- L est la profondeur de l'ancrage [mm].
- r est le rayon de l'armature [mm].
- e est l'épaisseur de la résine [mm].
- δ est le déplacement relatif de l'armature par rapport au béton [mm].
- θ est la température d'un élément d'ancrage [°C].
- U_s est le déplacement élastique axial de l'acier [mm].
- U_c est le déplacement axial dans le béton [mm].

4.2. Equations constitutives du shear lag

Considérons une section d'un ancrage comme représentée dans la Figure 99.

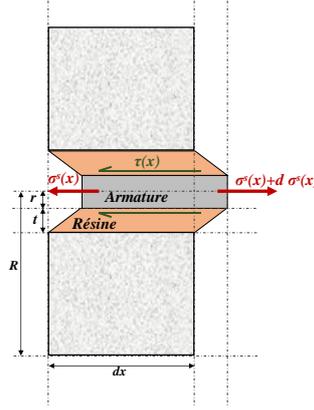


Figure 99: Représentation de l'équilibre des forces dans une section de l'ancrage étudié

L'équilibre des efforts dans la section se traduit par :

$$\sigma_s(x).A_s + \sigma_c(x).A_c = 0 \quad (38)$$

Dans l'équation (38), les contraintes axiales sont supposées indépendantes de la coordonnée radiale r dans l'éprouvette en considérant l'équilibre des efforts axiaux dans l'armature et le béton (Hypothèse v). Cette hypothèse est généralement acceptée pour l'armature, et a été étudiée dans la direction radiale de la section en béton dans (Pinoteau, 2013a). En effet, (Pinoteau, 2013a) a comparé numériquement les deux hypothèses (distribution de contraintes axiales uniformes et non uniformes dans le béton) et a montré que la différence obtenue pour les hypothèses considérées était négligeable.

La relation entre la contrainte axiale et la contrainte d'adhérence, obtenue par équilibre des efforts dans un élément d'ancrage comme illustré dans la Figure 99 est traduite par :

$$\tau(x) = \frac{r}{2} \frac{d\sigma_s(x)}{dx} \quad (39)$$

Le déplacement relatif δ est défini comme la différence entre le déplacement de l'armature et celui du béton à une position x selon l'équation (40). Le déplacement U_s résulte de l'élongation de l'acier en traction. U_s et U_c correspondent respectivement aux interfaces acier/résine et résine/béton en considérant que les contraintes axiales sont uniformément réparties dans les sections de l'armature et du béton.

$$\delta(x) = U^s(x) - U^c(x) \quad (40)$$

Selon l'hypothèse i, l'acier et le béton sont considérés comme des matériaux élastiques. Les déformations axiales dans ces deux matériaux sont supposées uniformes dans la section selon l'hypothèse v. La loi de Hooke peut ainsi être appliquée pour exprimer la déformation axiale en fonction de la contrainte axiale et des modules de Young de l'acier et du béton via l'équation (41). Les températures étudiées ne dépassant pas 200°C, le module d'élasticité de l'acier est considéré indépendant de la température, tandis que celui du béton varie avec la température selon l'Eurocode 2, partie 1-2 (EN1992-1-2).

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \frac{dU^s(x)}{dx} - \frac{dU^c(x)}{dx} = \varepsilon^s(x) - \varepsilon^c(x) = \frac{\sigma^s(x)}{E^s} - \frac{\sigma^c(x)}{E^c(\theta(x))} \quad (41)$$

En remplaçant l'équation (38) dans l'équation (41), le déplacement relatif δ s'exprime par l'équation suivante :

$$\frac{d\delta(x)}{dx} = \sigma_s(x) \times \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c} \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right) \quad (42)$$

En utilisant les équations (39) et (42), l'équation constitutive du shear lag décrivant l'évolution du déplacement de l'ancrage est illustrée par l'équation (43) :

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \frac{2}{R} \times \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c} \frac{1}{E^c(\theta(x))} \right) \times \tau(x) \quad (43)$$

La relation entre la contrainte d'adhérence τ et le déplacement relatif δ est donnée par :

$$\tau(x) = f(\delta(x), \theta(x)) \quad (44)$$

Cette relation peut être établie soit en utilisant une caractérisation du comportement mécanique de la résine à différentes températures (performance locale de la résine $G_{résine}$), soit à partir de la caractérisation globale du comportement mécanique de l'ancrage. Dans notre étude, des modèles rhéologiques sont considérés pour la relation τ - δ .

(Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017) ont étudié l'influence de la température sur la répartition des contraintes en utilisant ce modèle. Leurs résultats ont montré que pour un même niveau d'effort appliqué en tête d'ancrage et une distribution uniforme de température, le profil des contraintes axiales présente une tendance exponentielle à température ambiante, et devient linéaire sous l'effet de la température. La linéarisation des contraintes axiales le long de l'ancrage mène à une distribution uniforme des contraintes en adhérence. Cependant, en présence d'un gradient thermique le long de l'ancrage, leurs résultats ont montré que le profil des contraintes axiales présente une tendance logarithmique. En outre, ils ont montré que la présence d'un gradient thermique conduit à une concentration des contraintes dans les zones les plus froides de l'ancrage.

5. Combinaison du shear lag avec Kelvin-Voigt

Cette section traite de l'adaptation des équations du shear lag proposées par (Pinoteau, 2013a) et (Lahouar, 2017) pour les scellements chimiques au problème du fluage en considérant la loi de comportement de Kelvin-Voigt pour la relation τ - δ . Deux situations sont considérées successivement : une température uniforme et un gradient thermique le long de l'ancrage. Le fluage de l'acier et du béton au cours du chauffage est négligé, et seul le fluage de la résine est pris en considération via le modèle de Kelvin-Voigt.

5.1. Mise en place du modèle

Dans la conception du modèle de Kelvin-Voigt, la réponse du modèle est considérée après la phase de chargement. Il est donc nécessaire de considérer d'abord une première phase élastique, pour ensuite prendre en compte le fluage. Afin de s'affranchir de l'élasticité, le module G de Kelvin Voigt n'est pas considéré élastique mais viscoélastique et sera représenté par G_{rep} , le modèle de Kelvin Voigt sera ainsi :

$$\tau(x, t) = \frac{G_{rep}(x, t) \cdot \delta(x, t)}{e} + \frac{\eta(x, t)}{e} \cdot \frac{d\delta(x, t)}{dt} \quad (45)$$

En reprenant les formules du shear lag et en remplaçant la relation τ - δ par l'équation (45), l'équation constitutive du modèle sera :

$$\frac{d^2\delta(x, t)}{dx^2} = \frac{2}{R} \times \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c E^c(\theta(x, t))} \right) \times \left(\frac{G_{rep}(x, t) \cdot \delta(x, t)}{e} + \frac{\eta(x, t)}{e} \frac{d\delta(x, t)}{dt} \right) \quad (46)$$

$$\frac{d^2\delta(x, t)}{dx^2} = \lambda(x, t) \times \left(\frac{G_{rep}(x, t) \cdot \delta(x, t)}{e} + \frac{\eta(x, t)}{e} \cdot \frac{d\delta(x, t)}{dt} \right) \quad (47)$$

Avec $\lambda(x, t) = \frac{2}{R} \times \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c E^c(\theta(x, t))} \right)$.

Posons $\alpha(x, t) = \lambda(x, t) \times \frac{G_{rep}(x, t)}{e}$ et $\beta(x, t) = \lambda(x, t) \times \frac{\eta(x, t)}{e}$.

L'équation (47) est écrite sous la forme :

$$\frac{d^2\delta(x, t)}{dx^2} = \alpha(x, t) \cdot \delta(x, t) + \beta(x, t) \cdot \frac{d\delta(x, t)}{dt} \quad (48)$$

5.2. Résolution par différences finies

La méthode des différences finies peut être utilisée pour la résolution de l'équation (48). Par conséquent, l'ancrage est discrétisé en n éléments numérotés de 0 à N (Figure 100). Chaque élément est de longueur Δx choisie suffisamment petite pour supposer une distribution de contrainte d'adhérence uniforme sur l'élément. La frontière entre deux éléments successifs de l'ancrage est notée par un indice i variant de 0 à N . La bordure d'indice N correspond au début de l'ancrage et celle d'indice 0 correspond au fond de l'ancrage. τ_i , δ_i et σ_i^s sont associés à chaque élément et varient le long de l'ancrage. δ_i et σ_i^s sont exprimées à la frontière i , et τ_i est exprimée sur l'élément compris entre les frontières i et $i+1$.

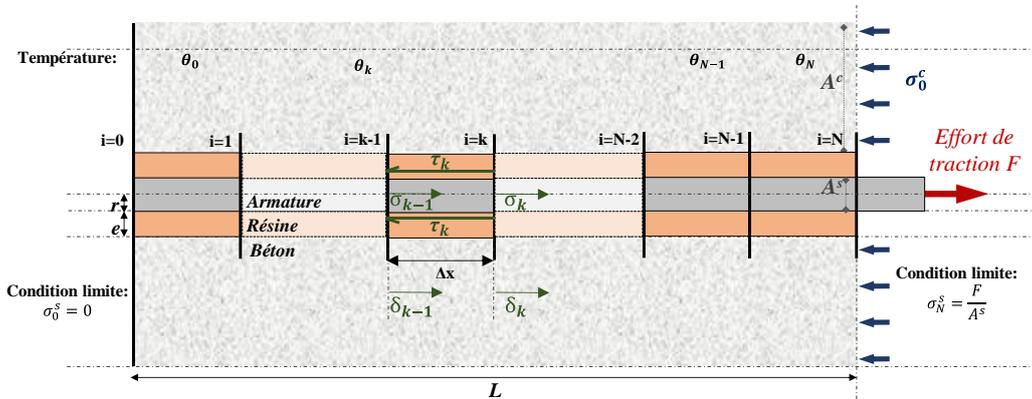


Figure 100 : Schéma représentant la discrétisation de l'ancrage en n éléments

La méthode des différences finies avec schéma explicite est ainsi utilisée, permettant une discrétisation spatio-temporelle en respectant la condition de stabilité de ce schéma d'intégration. Après discrétisation, l'équation (48) devient :

$$\delta_i^{t+1} = \psi \delta_{i-1}^t + (1 - (2 + \alpha(x, t) \cdot \Delta x^2) \cdot \psi) \cdot \delta_i^t + \psi \cdot \delta_{i+1}^t \quad (49)$$

Avec $\psi = \frac{\Delta t}{\beta \cdot \Delta x^2}$.

Afin de respecter la stabilité de la solution explicite, ψ doit être inférieur à $\frac{1}{2 + \alpha \cdot \Delta x^2}$. Dans notre étude, Δx est considérée égale à 5 mm et Δt à 0,08 s.

La résolution du problème nécessite la connaissance des conditions aux limites et des conditions initiales au temps t égal à 0. Il est important de noter que dans la conception du modèle de Kelvin-Voigt modifié, le déplacement pendant la phase de chargement n'est pas connu (modèle établi où la charge est déjà appliquée). Le temps initial correspond donc au moment où la déformation élastique instantanée est déjà atteinte. A cet instant, la répartition des contraintes n'est pas nulle, le déplacement initial ne pourra pas alors être considéré comme nul car cela impliquerait une répartition nulle des contraintes initiales. Le déplacement initial est alors calculé à un temps 0^+ en prenant en compte la viscosité. La démarche consiste à calculer les déplacements initiaux dus à la viscosité en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt et la répartition des contraintes calculée avec le modèle du shear lag.

Concernant les conditions aux limites, les conditions suivantes sont considérées en début et au fond de l'ancrage.

- En début d'ancrage à $x=L$ (où la force est appliquée) :

$$\sigma^s(L, t) = \frac{1}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))}\right)} \times \frac{d\delta(L, t)}{dx} = \frac{F}{\pi \cdot R^2} \quad (50)$$

- En fond d'ancrage à $x=0$:

$$\sigma^s(0, t) = \frac{1}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))}\right)} \times \frac{d\delta(0, t)}{dx} = 0 \quad (51)$$

En utilisant la discrétisation aux différences finies et la méthode du point fantôme ou virtuel (Tordeux and Péron, 2021), les équations suivantes sont considérées pour le calcul des déplacements en début et fond d'ancrage :

- En début d'ancrage à $x=L$ (où la force est appliquée) :

$$\delta_N^{t+1} = 2 \cdot \psi \delta_{N-1}^t + (1 - (2 + \alpha(x, t) \cdot \Delta x^2) \cdot \psi) \cdot \delta_N^t + 2 \cdot \psi \cdot \Delta x \cdot \emptyset \quad (52)$$

- En fond d'ancrage à $x=0$:

$$\delta_0^{t+1} = 2 \cdot \psi \delta_1^t + (1 - (2 + \alpha(x, t) \cdot \Delta x^2) \cdot \psi) \cdot \delta_0^t \quad (53)$$

Avec $\emptyset = \frac{F}{\pi \cdot R^2} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))}\right)}$

Le déplacement total peut ainsi être calculé comme étant la somme du déplacement instantané (élastique dû au chargement) et celui dû au fluage.

Connaissant le profil de déplacement le long de l'ancrage, les contraintes axiales et de cisaillement peuvent être calculées via les formules suivantes :

$$\tau(x, t) = \frac{\frac{d^2 \delta(x)}{dx^2}}{\frac{2}{R} \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (54)$$

$$\sigma(x, t) = \frac{\frac{d\delta(x, t)}{dx}}{\left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (55)$$

De même, en utilisant la méthode du point virtuel pour les extrémités, les contraintes de cisaillement en début et fond d'ancrage sont calculées de la manière suivante:

- En début d'ancrage à $x=L$ (où la force est appliquée) :

$$\tau_N^t = \frac{2 \cdot \delta_{N-1}^t + 2 \cdot \Delta x \cdot \frac{F}{\pi \cdot R^2} \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right) - 2 \cdot \delta_N^t}{\Delta x^2 \cdot \frac{2}{R} \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (56)$$

- En fond d'ancrage à $x=0$:

$$\tau_0^t = R \cdot \frac{\delta_1^t - \delta_0^t}{\Delta x^2 \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (57)$$

Les contraintes axiales en début et fond d'ancrage ont été recalculées pour la vérification de la mise en application des conditions aux limites.

Pour les éléments intermédiaires le long de l'ancrage, les formules pour les contraintes axiales et de cisaillement sont :

$$\sigma_i^{t+1} = \frac{\delta_{i+1}^{t+1} - \delta_{i-1}^{t+1}}{2 \cdot \Delta x \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (58)$$

$$\tau_i^{t+1} = \frac{\delta_{i+1}^{t+1} - 2 \cdot \delta_i^{t+1} + \delta_{i-1}^{t+1}}{\Delta x^2 \cdot \frac{2}{R} \cdot \left(\frac{1}{E^s} + \frac{A_s}{A_c \cdot E^c(\theta(x, t))} \right)} \quad (59)$$

6. Calibration des lois de comportement

La loi de comportement de Kelvin-Voigt modifié nécessite la connaissance des paramètres (G_{rep} , η). Dans ce but, les essais de fluage décrits dans la section 2 sont utilisés pour la calibration des paramètres, de manière à minimiser la différence entre le modèle et les résultats expérimentaux.

G contrôle la valeur maximale de déplacement à l'infini, et η la vitesse avec laquelle le déplacement augmente (Equation (32)). Les paramètres G et η sont calés sur les courbes expérimentales en considérant G constant et en variant η uniquement avec la température. Avec l'augmentation de la température, η diminue. La vitesse de déformation augmente ainsi

avec l'augmentation de la température. La nécessité d'avoir G constant vient des limites du modèle, qui ne décrit pas les déplacements à l'infini.

Ayant présenté les équations constitutives du modèle du shear lag avec la loi de comportement intégrée pour représenter le fluage, cette partie présente un exemple de détermination des paramètres pour le calibrage de l'essai de fluage qui est appliqué avec toutes les températures de calage. Le Tableau 12 présente la configuration géométrique et celle des matériaux de l'essai considéré. L'évolution du module d'Young du béton en fonction de la température est déduite de la courbe contrainte – déformation uniaxiale dépendante de la température de l'("EN 1992-1-2," 2008), (voir (Pham, 2015)). Dans la plage de températures étudiées, la variation du module d'Young est linéaire en fonction de la température comme présenté dans le Tableau 12.

Paramètres		Notation	Valeur	Unités
Géométriques	Longueur d'ancrage	L	75	mm
	Rayon de l'armature	r	6	mm
	Epaisseur de la résine	e	2	mm
	Rayon du cylindre de béton	R	75	mm
	Section de béton	Ac	17470.4	mm ²
	Section d'armature	As	113.1	mm ²
Données matériaux	Module d'Young de l'acier	Ea	210000	Mpa
	Module d'Young du béton	Eb	$-53,5 \cdot \theta(x) + 31070$	Mpa
Chargement	Effort appliqué	F	5000	N

Tableau 12 : Paramètres utilisés dans le calcul

Pour le modèle de Kelvin-Voigt modifié, la calibration a été effectuée en considérant le déplacement dû au fluage, où le déplacement instantané a été retranché du déplacement total. Les résultats sont présentés ci-dessous :

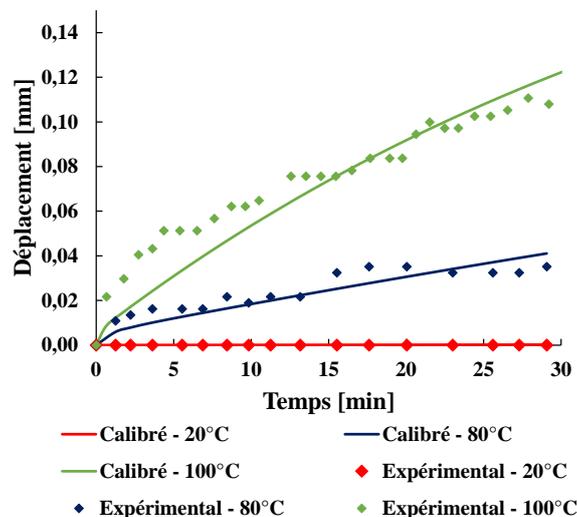


Figure 101 : Représentation des déplacements calculés et expérimentaux à différentes températures

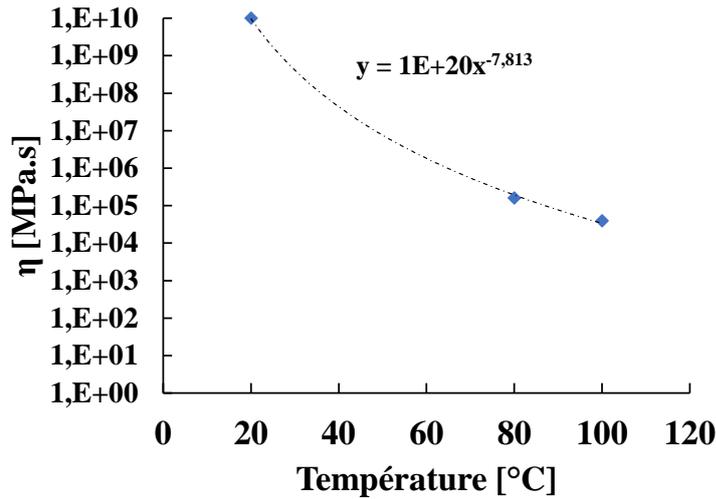


Figure 102 : Variation de η du modèle de Kelvin-Voigt avec la température

Il est important de noter que η est calibrée d'une manière approximative sur 3 températures seulement, avec des écarts significatifs : coefficients de variation de valeurs égales à 37 % et 48% à 80°C et 100°C respectivement.

7. Résultats obtenus – cas d'une température uniforme

Le but de cette section est d'étudier via le modèle présenté le déplacement et la distribution des contraintes au cours du temps dans le cas d'une température uniforme le long de l'ancrage.

7.1. Déplacement obtenu pendant la phase de fluage

Le déplacement expérimental à 80°C a été comparé avec celui de la somme de déplacement élastique calculé avec le shear lag et le déplacement dû au fluage comme décrit dans la section 5. La Figure 103 montre la variation du déplacement en fonction du temps en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt en début de l'ancrage, ainsi que la variation du déplacement avec la profondeur d'ancrage à partir du moment $t=0$ jusqu'à 30 min.

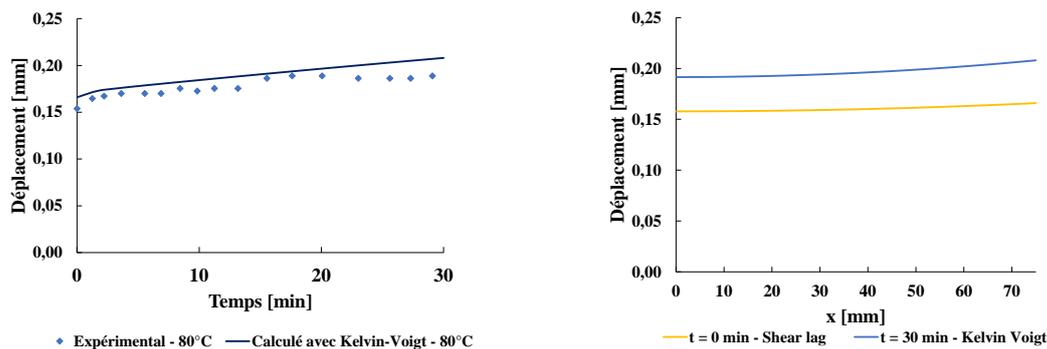


Figure 103 : Variation du déplacement en fonction du temps à $x=75$ mm (à gauche) et avec la profondeur d'ancrage (à droite)

Le déplacement augmente avec le temps. Donc le modèle peut prédire à température uniforme le long de l'ancrage la variation du déplacement en fonction du temps.

7.2. Distribution des contraintes axiales et de cisaillement

Les contraintes de cisaillement et axiales calculées respectivement avec les équations (54) et (55) sont présentées dans la Figure 104 et la Figure 105. Le calcul est alimenté par les valeurs de déplacements présentées, avec la température de l'ancrage fixée à 80°C. Avec le temps, les contraintes de cisaillement diminuent en début de l'ancrage et augmentent au fond de l'ancrage jusqu'à s'uniformiser.

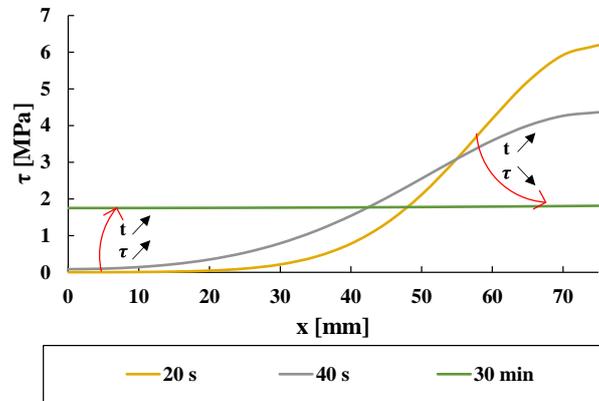


Figure 104 : Variation des contraintes de cisaillement le long de l'ancrage avec le temps en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt modifié

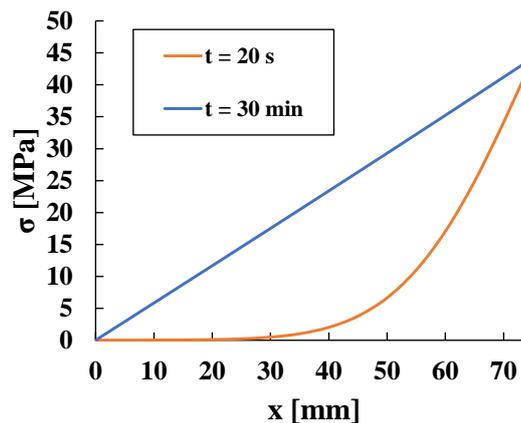


Figure 105 : Variation des contraintes axiales le long de l'ancrage avec le temps en utilisant le modèle de Kelvin-Voigt modifié

8. Résultats obtenus – cas d'une température variable

Le but de cette section est d'étudier l'influence du fluage sur le déplacement résiduel pendant la phase de refroidissement dans deux cas d'étude différents. Par mesure de simplification, des profils de température linéaires ont été utilisés dans le calcul (Figure 106 et Figure 108). Un gradient thermique linéaire est ainsi considéré sur un ancrage de 75 mm exposé à haute température jusqu'à 94 min. Les traits continus sur les figures correspondent à la phase de chauffage, et ceux discontinus à la phase de refroidissement. Au début de la phase de refroidissement, le transfert de chaleur se poursuit et la température continue donc à augmenter le long de la profondeur d'ancrage jusqu'à 109 min, avant de diminuer. Il est important de noter que les cas d'étude considérés sont illustratifs pour quantifier le déplacement pendant ces deux phases. La différence entre les deux cas d'étude réside dans la vitesse de refroidissement, où un refroidissement plus lent a été considéré pour le deuxième (Figure 108). La Figure 107

et la Figure 109 montrent le déplacement dû au fluage pendant les phases de chauffage et de refroidissement. Les résultats du premier cas d'étude (surtout dans cette plage de températures) montrent que le fluage obtenu pendant un court laps de temps à la température maximale (au début de la phase de refroidissement où le transfert de chaleur continue dans le béton) est beaucoup plus marqué que celui qui suit cette phase. Le pourcentage de fluage en tête d'ancrage passe de 17% à la fin de la phase de chauffage (à 94 min), à 36% au début de la phase de refroidissement (à 109 min), à 46% à la fin de la phase de refroidissement. Pour le deuxième cas d'étude, les résultats montrent l'influence de la vitesse de refroidissement sur le fluage. En effet, pour une vitesse de refroidissement plus lente (cas d'étude 2), le fluage à la fin de la phase de refroidissement passe à 66%. Il est donc important de quantifier l'effet de la vitesse de refroidissement sur le comportement en fluage des ancrages, ce qui pourrait être une perspective de cette étude.

Il est important de noter que le résultat n'est pas généralisable surtout pour les températures supérieures à la température de décomposition de la résine. En effet, les résultats de déplacement mesurés expérimentalement présentés dans la section 3.4 du chapitre 3 ont montré que le déplacement augmente d'une manière significative pendant la phase de refroidissement dès que la température dépasse 250°C. Il est donc nécessaire dans ce cas de déterminer expérimentalement les paramètres G et η par des essais de fluage, ce qui pourrait aussi être une perspective de cette étude.

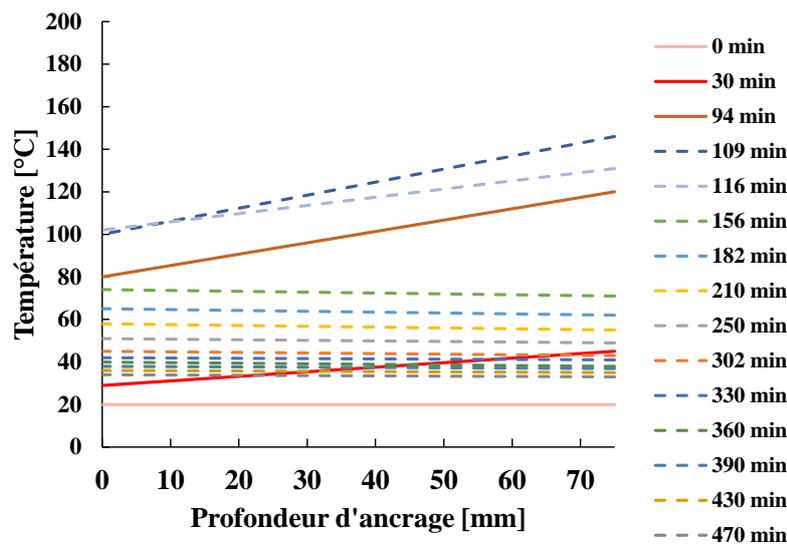


Figure 106 : Profils de température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 1)

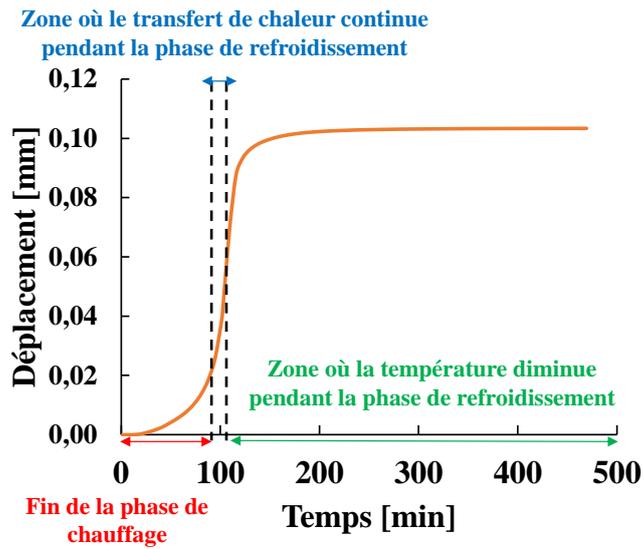


Figure 107 : Déplacement de fluage obtenu pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 1)

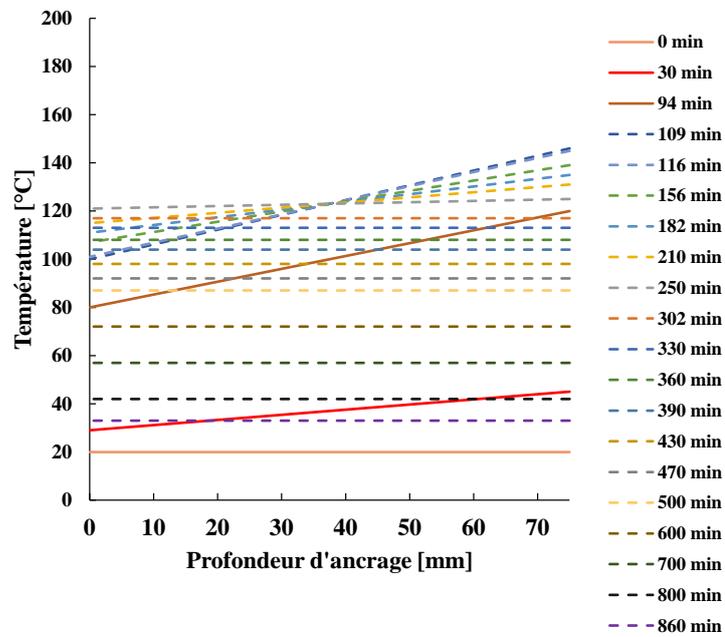


Figure 108 : Profils de température pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 2)

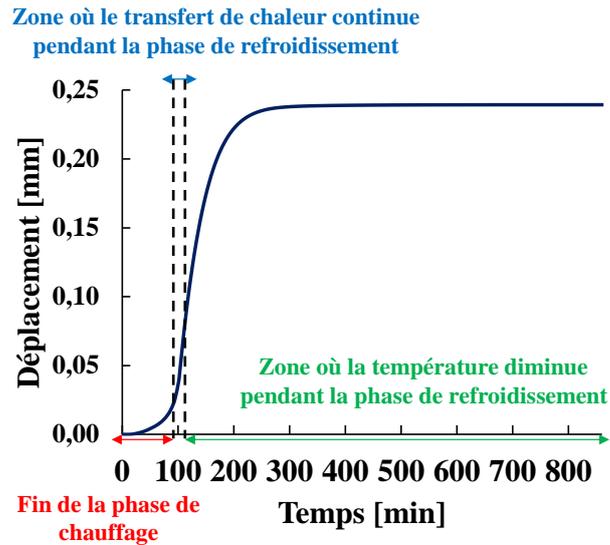


Figure 109 : Déplacement de fluage obtenu pendant les phases de chauffage et de refroidissement (cas 2)

9. Conclusion

Le travail présenté dans ce chapitre permet l'étude du comportement en fluage des scellements chimiques à température uniforme et avec un gradient thermique. A cet effet, le modèle du shear lag a été appliqué en l'adaptant au problème du fluage. Ainsi, le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt modifié a été utilisé comme loi de comportement contrainte en adhérence – déplacement. Il permet de reproduire le comportement viscoélastique de la résine. Par contre, il ne permet pas de reproduire le comportement de l'ancrage à la rupture.

Le modèle développé permet de décrire la répartition des contraintes le long de l'ancrage en tenant compte de la distribution thermique et du fluage, ainsi que de quantifier l'augmentation du déplacement le long de l'ancrage en fonction du temps. Les résultats ont montré l'uniformisation des contraintes le long de l'ancrage avec le temps, quand l'ancrage est exposé à une température uniforme. Quand l'ancrage est exposé à un gradient thermique, le déplacement de fluage s'est avéré plus significatif pendant le début de la phase de refroidissement où la température continue à augmenter pendant cette phase (dans le premier cas d'étude illustratif). Le deuxième cas d'étude considérant une vitesse de refroidissement plus lente a montré l'augmentation du déplacement dû au fluage pendant la phase de refroidissement. Il est donc nécessaire de quantifier l'influence de la vitesse de refroidissement sur le fluage et de déterminer le déplacement quand la température dépasse celle de décomposition de la résine, ce qui pourrait être comme perspective de cette étude.

Conclusions et perspectives d'étude

Le travail de recherche présenté dans ce manuscrit porte sur l'étude du comportement mécanique post-feu des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton. L'objectif principal de cette étude était de proposer des méthodes d'évaluation de la résistance post-incendie de ces systèmes d'ancrages en prenant en considération la température maximale atteinte le long de l'ancrage. Pour cette étude, deux données d'entrée sont nécessaires : les profils thermiques pendant la phase de refroidissement, et la variation de la résistance en adhérence en fonction de la température pendant cette phase suivant la température maximale atteinte.

Pour ce faire, l'analyse s'est d'abord focalisée sur la détermination des propriétés thermophysiques du béton pendant la phase de refroidissement afin d'alimenter la première donnée d'entrée. La diffusivité thermique pendant la phase de refroidissement a ainsi été évaluée par analyse inverse en utilisant la régression non-linéaire et des données expérimentales de température issues des travaux expérimentaux réalisés au CSTB. Ensuite, elle a été comparée à celle de l'("EN 1992-1-2," 2008) établie pour la phase de chauffage en considérant deux approches: une diffusivité considérée réversible pendant les phases de chauffage et de refroidissement, et une diffusivité constante considérée irréversible égale à sa valeur à la température la plus élevée pendant la phase de chauffage. Les résultats ont montré que l'utilisation des propriétés thermiques de ces deux approches selon l'("EN 1992-1-2," 2008) surestime la température pendant la phase de refroidissement. Dans le cas de la diffusivité calibrée, la considération de différentes conditions aux limites de température (selon les hypothèses où une condensation d'eau est mise en jeu sur une certaine épaisseur du voile) a une conséquence sur le résultat de diffusivité calculée pendant la phase de refroidissement. D'une part, la diffusivité calibrée selon l'hypothèse où le béton est considéré sec, est ainsi obtenue presque constante avec une augmentation très modérée vers les températures les plus élevées. Ceci pourrait être attribué à une plus faible capacité thermique montrant la transformation exothermique de l'eau. D'autre part, la diffusivité calibrée en utilisant toutes les données de température dans le processus d'inversion a été déterminée selon l'hypothèse où une épaisseur du voile est considérée humide pendant la phase de refroidissement. La diffusivité ainsi calculée augmente lorsque la température diminue mettant en évidence le phénomène de condensation exothermique de l'eau. Il est important de noter que l'approche de calibration utilisée est basée sur celle du modèle thermique de l'("EN 1992-1-2," 2008), c'est-à-dire que les propriétés thermiques du béton sont décrites par des fonctions qui dépendent uniquement de la température sans prendre en compte les phénomènes physico-chimiques qui apparaissent dans le béton avec la variation de la température. Dans le cas des deux hypothèses, la diffusivité thermique calibrée pendant la phase de refroidissement est supérieure à celle de l'("EN 1992-1-2," 2008) pour la phase de chauffage. Par conséquent, l'utilisation des propriétés thermiques de l'("EN 1992-1-2," 2008) pendant la phase de refroidissement conduira à plus de chaleur stockée à l'intérieur de la structure. Les prédictions de l'("EN 1992-1-2," 2008) peuvent être considérées conservatives pour le calcul thermique pendant la phase de refroidissement. En outre, les deux approches (EC2 réversible et irréversible) surestiment la température pendant la phase de refroidissement. Par la suite, le calcul des profils thermiques a été réalisé en utilisant les propriétés thermiques de l'("EN 1992-1-2," 2008).

Pour la deuxième donnée d'entrée, une campagne expérimentale a été réalisée sur des scellements chimiques d'armatures à base d'époxy insérés dans des cylindres en béton, dans le but de caractériser le comportement en adhérence post-incendie des ancrages. Le système de chauffage utilisé était un four électrique cylindrique. La procédure expérimentale a été menée à plusieurs températures maximales en phase de chauffage et à différentes températures post-incendie. Les résultats ont montré l'influence de la température maximale atteinte le long de l'ancrage sur le comportement post-feu des scellements d'armatures rapportées pour béton. Le comportement post-feu des ancrages chimiques témoigne ainsi d'une récupération de la résistance en adhérence jusqu'à une température de chauffage maximale correspondant à la décomposition de la résine (250°C pour la résine époxy utilisée dans ces essais). Par conséquent, l'évaluation du comportement post-feu des scellements chimiques d'armature consiste à considérer une dégradation réversible de la résistance en adhérence jusqu'à la température de décomposition de la résine, et supposer une résistance en adhérence nulle au-delà de cette température.

Ayant les deux données d'entrée, la résistance post-feu des scellements chimiques a été calculée en utilisant la méthode d'intégration des résistances (Pinoteau, 2013a). Elle a ensuite été comparée à celle expérimentale à travers des essais menés sur des scellements chimiques installés dans des poutres en béton armé. Ces poutres ont été exposées au feu ISO 834-1 puis refroidies à différents temps de refroidissement. Les résultats expérimentaux ont également montré que la résistance en adhérence post-feu augmente avec le temps de refroidissement si la carbonisation n'a pas eu lieu le long de la profondeur d'ancrage. La comparaison des résultats des essais et ceux calculés avec la méthode d'intégration des résistances montre que la capacité portante des scellements chimiques est sous-estimée pendant la phase de refroidissement en utilisant cette méthode, si la température maximale atteinte le long de l'ancrage ne dépasse pas la température de décomposition de la résine. L'utilisation de la méthode d'intégration des résistances s'avère donc conservatrice en annulant la résistance en adhérence sur la partie carbonisée de l'ancrage. Dans la méthode d'intégration des résistances, les profils de température expérimentaux et simulés ont été utilisés. Un modèle numérique via Ansys a ainsi été établi pour simuler les profils de température pendant la phase de refroidissement. Le modèle numérique proposé est validé après comparaison des profils thermiques expérimentaux et numériques, ainsi que la comparaison des résistances post-feu calculées et expérimentales obtenues.

Bien que le comportement en adhérence des scellements chimiques d'armatures soit réversible si la température de carbonisation de la résine n'est pas atteinte, le déplacement de l'armature ne l'est pas sous charge constante. L'étude du comportement au fluage de ces systèmes d'ancrages a ainsi été considérée dans les cas d'une température uniforme et d'un gradient thermique le long de l'armature. Le modèle du shear lag a été adapté avec une loi rhéologique pour la relation τ - δ afin d'étudier le comportement en fluage. Cette loi a été calibrée en utilisant les essais de fluage réalisés par (Pinoteau, 2013a). Les résultats à température uniforme ont montré l'uniformisation des contraintes et l'augmentation du déplacement dû au fluage avec le temps. Le cas d'étude illustratif réalisé avec gradient thermique le long de l'armature a montré que le fluage obtenu pendant un court laps de temps à la température maximale (atteinte au début de la phase de refroidissement à cause du transfert thermique continu dans le béton) est plus marqué que celui qui suit cette phase, même sur un temps plus long. Le deuxième cas d'étude considérant une vitesse de refroidissement plus lente a montré l'augmentation du déplacement dû au fluage pendant la phase de refroidissement. Cependant,

cette étude a été réalisée dans une gamme de températures inférieures à 250°C, n'ayant pas d'essais pour le calibrage des paramètres à d'autres températures et à long terme.

Perspectives

Cette étude a été réalisée en utilisant une résine à base d'époxy. Elle devrait être complétée à travers l'utilisation d'autres types de mortiers tels celui à base de ciment. Ceci permettrait de généraliser la méthode d'évaluation post-feu des scellements d'armatures rapportées pour béton.

En outre, le modèle shear lag adapté au fluage s'enrichirait par une campagne d'essais de fluage à long terme et à différentes températures de chauffage et de refroidissement, en particulier, afin de ne pas être obligé de conserver un G constant. Ces essais seraient utilisés pour le calibrage de la loi de comportement pendant ces deux phases, qui pourrait être injectée dans le modèle proposé dans le chapitre 5. En outre, une vérification de la compatibilité des déplacements comme présentée dans les travaux de (Lahouar, 2017) pour étudier le conservatisme de la méthode d'intégration des résistances pourrait compléter ce travail. En effet, la méthode Pinoteau (méthode d'intégration des résistances) intègre les contraintes en adhérence associées à la température le long de la profondeur d'ancrage à tout moment pendant l'exposition à haute température. Cependant, la rupture est supposée se produire pour tous les éléments de l'ancrage pour le même déplacement. Le conservatisme de cette méthode est valable dans le cas de faibles déplacements. La compatibilité des déplacements doit être considérée dans le cas où une résine présente de grands déplacements. Enfin, il pourrait être utile d'analyser les résultats selon une méthode temps-température pour obtenir le comportement de l'ancrage à long terme.

Le travail de recherche présenté dans ce manuscrit pourrait aussi être complété par un essai à l'échelle structurelle afin de valider la méthode d'évaluation post-feu. En outre, l'influence de la vitesse et de la nature du refroidissement (refroidissement à l'eau) sur le comportement post-feu des scellements chimiques d'armatures serait à considérer.

Pour finir, cette étude s'est concentrée sur la rupture en adhérence des scellements chimiques pendant la phase post-incendie. D'autres modes de rupture peuvent être investigués pendant la phase de refroidissement tels la rupture par fendage.

Références

- Abramowicz, M., Kowalski, R., n.d. THE INFLUENCE OF SHORT TIME WATER COOLING ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF CONCRETE HEATED UP TO HIGH TEMPERATURE 5.
- Abrams, M., 1971. Compressive strength of concrete at temperature to 1600 F. ACI Special publication SP 25.
- ACI 318-11 Building Code Requirements for Structural Concrete, 2011.
- Ahmad, M.S., 2017. Effect of Sustained Elevated Temperature on Mechanical Behavior of Reinforcing Bar. *Procedia Engineering* 173, 905–909. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.12.139>
- Alarcon-Ruiz, L., Platret, G., Massieu, E., Ehrlacher, A., 2005. The use of thermal analysis in assessing the effect of temperature on a cement paste. *Cement and Concrete Research* 35, 609–613. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.06.015>
- Al-Mansouri, O., 2020. Behavior of bonded anchors in concrete under fire.
- Al-Mansouri, O., Mège, R., Pinoteau, N., Guillet, T., Piccinin, R., McBride, K., Rémond, S., 2020. Numerical investigation of parameters influencing fire evaluation tests of chemically bonded anchors in uncracked concrete. *Engineering Structures* 209, 110297. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110297>
- Al-Mansouri, O., Mege, R., Pinoteau, N., Guillet, T., Rémond, S., 2019. Influence of testing conditions on thermal distribution and resulting load-bearing capacity of bonded anchors under fire. *Engineering Structures* 192, 190–204. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.04.099>
- Bamonte, P., Felicetti, R., Kalaba, N., Lo Monte, F., Pinoteau, N., Miah, M.J., Pimienta, P., 2016. On the Structural Behavior of Reinforced Concrete Walls Exposed to Fire. *KEM* 711, 580–587. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.711.580>
- Barrere, C., Dal Maso, F., 1997. Résines époxy réticulées par des polyamines : structure et propriétés. *Rev. Inst. Fr. Pét.* 52, 317–335. <https://doi.org/10.2516/ogst:1997043>
- Bažant, Z.P., Kaplan, M.F., 1996. Concrete at high temperatures: material properties and mathematical models, Concrete design and construction series. Longman, Harlow, Essex.
- Bingöl, A.F., Gül, R., 2009. Residual bond strength between steel bars and concrete after elevated temperatures. *Fire Safety Journal* 44, 854–859. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2009.04.001>
- Bonelli, S., 2019. Modèles rhéologiques élémentaires 54.
- Botte, W., Caspeele, R., 2017. Post-cooling properties of concrete exposed to fire. *Fire Safety Journal* 92, 142–150. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.06.010>
- Bouazaoui, L., Li, A., 2008. Analysis of steel/concrete interfacial shear stress by means of pull out test. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 28, 101–108. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2007.02.006>
- Bretton, C., Villoutreix, G., 2005. Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural.
- Buch, X., 2004. Dégradation thermique et fluage d'un adhésif structural epoxyde.
- Cao, Y., Faghri, A., 1990. A Numerical Analysis of Phase-Change Problems Including Natural Convection. *Journal of Heat Transfer* 112, 812–816. <https://doi.org/10.1115/1.2910466>
- Castillo, C., Durrani, A.J., 1990. Effect of transient high temperature on high-strength concrete. *ACI Materials Journal* 47–53.
- CEN EN 1992-1-1, Eurocode 2: Design of concrete structures - part 1-1: General rules and rules for buildings, 2004.

Chataigner, S., 2008. Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites.

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. [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(03\)00139-X](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(03)00139-X)

Chin, J., Forster, A., Ocel, J., Hartmann, Joseph, 2010. Thermoviscoelastic Analysis and Creep Testing of Ambient Temperature Cure Epoxies Used in Adhesive Anchor Applications. *Journal of Materials in Civil Engineering*.

Choinska, M., 2006. Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs interactions sur la perméabilité du béton de structure.

Çolak, A., 2007. Estimation of ultimate tension load of methylnmethacrylate bonded steel rods into concrete. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 27, 653-660. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2006.12.001>

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. [https://doi.org/10.1016/S0143-7496\(01\)00028-8](https://doi.org/10.1016/S0143-7496(01)00028-8)

Determining the Temperature History of Concrete Constructions Following Fire Exposure, 1968. . JP 65. <https://doi.org/10.14359/7528>

Diamond, S., 1986. The Microstructures of Cement Paste in Concrete, in: *Proceedings of the 8th International Congress on the Chemistry of Cement*. Rio de Janeiro, pp. 122-147.

Diederichs, U., Jumppanen, U.-M., Penttala, V., 1989. Behaviour of high strength concrete (No. 92). Espoo: Helsinki University of Technology.

EAD 330087-01-0601, 2020.

Elghazouli, A.Y., Cashell, K.A., Izzuddin, B.A., 2009. Experimental evaluation of the mechanical properties of steel reinforcement at elevated temperature. *Fire Safety Journal* 44, 909-919. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2009.05.004>

Eligehausen, Rolf, Cook, R.A., Appl, J., 2006. Behavior and Design of Adhesive Bonded Anchors. *ACI Structural Journal* 20.

Eligehausen, R., Mallee, R., Silva, J., 2006. *Anchorage in Concrete Construction*. Berlin, Germany.

EN 1992-1-2. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design, 2008.

EOTA TR 020, 2005. EOTA TR020. Evaluation of anchorages in concrete concerning resistance to fire. European Organization for Technical Approvals report no. 20.

EOTA TR23, 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., 2009.

Farhi, R., Morel, C., Chéron, J., 1995. *Matières plastiques et adjuvants: hygiène et sécurité*, [3e éd.], [réimpression avril 1995]. ed. INRS, Paris.

Felicetti, R., Gambarova, P.G., Bamonte, P., 2013. Thermal and mechanical properties of light-weight concrete exposed to high temperature: THERMAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF LIGHT-WEIGHT CONCRETE. *Fire Mater.* 37, 200-216. <https://doi.org/10.1002/fam.2125>

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. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.06.050>

Fuchs, W., Eligehausen, R., Breen, J.E., 1995. Concrete Capacity Design (CCD) Approach for Fastening to Concrete. *ACI Structural Journal* 73-94.

Fuchs, W., Hofmann, J., 2021. Post-installed reinforcing bars – Requirements for their reliable use. *Developments in the Built Environment* 5, 100040. <https://doi.org/10.1016/j.dibe.2020.100040>

Genesio, G., Piccinin, R., Silva, J., n.d. QUALIFICATION OF A SYSTEM FOR POST-INSTALLED REINFORCING BARS UNDER THE RULES ESTABLISHED BY EOTA AND ICC-ES 13.

Goland, M., Reissner, E., 1944. The stress in cemented joints. *Journal of Applied Mechanics*.

HAGER, I., 2004. Comportement à haute température des bétons à haute performance évolution des principales propriétés mécaniques.

Harmathy, T.Z., 1970. Thermal properties of concrete at elevated temperatures. <https://doi.org/10.4224/40001475>

Harmathy, T.Z., 1965. Effect of moisture on the fire endurance of building elements.

Hou, X., Zheng, W., Kodur, V., Sun, H., 2014. Effect of temperature on mechanical properties of prestressing bars. *Construction and Building Materials* 61, 24–32. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.03.001>

Houhou, N., 2012. Durabilité des interfaces collées béton/renforts composites : développement d'une méthodologie d'étude basée sur un dispositif de fluage innovant conçu pour être couplé à un vieillissement hygrothermique. Université Paris-Est.

ISO 834-1, 1999.

Kameche, Z.A., Aoual, F.K., Semcha, A., Belhadji, M., 2009. EFFETS DES HAUTES TEMPÉRATURES SUR LE COMPORTEMENT DU BÉTON: APPLICATION AU REVÊTEMENT DES TUNNELS 9.

Khoury, G.A., 2000. Effect of fire on concrete and concrete structures. *CONCRETE CONSTRUCTION* 19.

Khoury, G.A., 1992. Compressive strength of concrete at high temperatures: a reassessment. *Magazine of Concrete Research* 291-309.

Khoury, G.A., Majorana, C.E., Pesavento, F., Schrefler, B.A., 2002. Modelling of heated concrete. *Magazine of Concrete Research* 54, 77–101. <https://doi.org/10.1680/mac.2002.54.2.77>

Kim, G.Y., Choe, G.C., Kang, Y.W., Lee, T.G., 2014. Mechanical Properties of Concrete depending on Cooling Conditions After High Temperature Heating. *ACT* 12, 82–90. <https://doi.org/10.3151/jact.12.82>

Künzel, H.W., 1994. Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten. Universität Stuttgart.

Lahouar, M.A., 2017. Tenue au feu des goujons collés dans le bois et dans le béton 187.

Lahouar, M.A., Caron, J.-F., Pinoteau, N., Forêt, G., Benzarti, K., 2017. Mechanical behavior of adhesive anchors under high temperature exposure: Experimental investigation. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 78, 200–211. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2017.07.004>

Lahouar, M.A., Pinoteau, N., CARON, J.-F., Forêt, G., Mege, R., 2018. A nonlinear shear-lag model applied to chemical anchors subjected to a temperature distribution. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 84, 438–450. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2018.05.002>

Landowski, M., Lemoine, B., 2008. Concevoir et construire en acier. Arcelor Mittal, Luxembourg.

Lapuebla-Ferri, A., Pons, D., Romero, M.L., 2021. Load and temperature influence on the post-fire mechanical properties of steel reinforcements. *Journal of Constructional Steel Research* 185, 106866. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106866>

- Li, J., Ding, R., 2013. Parameter estimation methods for nonlinear systems. *Applied Mathematics and Computation* 219, 4278–4287. <https://doi.org/10.1016/j.amc.2012.09.045>
- Li Yi-Hai, Franssen Jean-Marc, 2011. Test Results and Model for the Residual Compressive Strength of Concrete After a Fire. *Journal of Structural Fire Engineering* 2, 29–44. <https://doi.org/10.1260/2040-2317.2.1.29>
- Liang, F., 2016. Caractérisation et modélisation du comportement rhéologique des boues résiduelles urbaines concentrées.
- Lyzwa, J., Zehfuss, J., n.d. Thermal material properties of concrete in the cooling phase 11.
- McNamee, R., Mindeguia, J.-C., Pimienta, P., 2019. MATERIAL PROPERTIES IN EUROCODE 2 – A BACKGROUND SYNTHESIS AND BEYOND 12.
- MENOU, A., 2004. Thermal and mechanical behaviour of concrete_ Multi-Scale Approach to Thermal Damage_ Applications to Concrete at High Temperature.
- Miah, J., Monte, F.L., Felicetti, R., Pimienta, P., Carré, H., 2017. Experimental Investigation on Fire Spalling Behaviour of Concrete: Effect of Biaxial Compressive Loading and Cement Type.
- Millard, A., Pimienta, P. (Eds.), 2019. Modelling of Concrete Behaviour at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB, RILEM State-of-the-Art Reports. Springer International Publishing, Cham. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-11995-9>
- Mindeguia, J.-C., n.d. Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons 235.
- Moranville-Regourd, M., 1990. Microstructure des bétons à haute performances, dans les bétons à hautes performances : du matériau à l'ouvrage. Presse de l'ENPC.
- Motulsky, H.J., Ransnas, L.A., 1987. Fitting curves to data using nonlinear regression: a practical and nonmathematical review. *FASEB j.* 1, 365–374. <https://doi.org/10.1096/fasebj.1.5.3315805>
- Needham, D., Juntunen, D.A., 1998. MICHIGAN DEPARTMENT OF TRANSPORTATION MDOT 36.
- NF EN 1991-1-2 : Eurocode 1 - Actions sur les structures - Partie 1-2 : Actions générales - Actions sur les structures exposées au feu, 2003.
- NF EN 1992-1-2 : Eurocode 2 - Calcul des structures en béton - Partie 1-2 : Règles générales - Calcul du comportement au feu, 2007.
- Ödeen, K., 1968. Fire Resistance of Prestressed Concrete Double T Units National Swedish Institute of Material Testing.
- Passilly, B., Smerdova, O., Zannese, P., Pecora, M., Roche, J.-M., Gigliotti, M., 2017. Comportement de la résine époxy en nanoindentation à haute température 10.
- Peacock, R.D., Reneke, P.A., Davis, W.D., Jones, W.W., 1999. Quantifying "re model evaluation using functional analysis. *Fire Safety Journal* 18.
- Pham, D.T., n.d. Analyse par le calcul à la rupture de la stabilité au feu des panneaux en béton armé de grandes dimensions 191.
- Piasta, J., 1984. Heat deformations of cement paste phases and the microstructure of cement paste. *RILEM Publications* 17, 415–420.
- Pilakoutas, K., Hafeez, S., Dritsos, S., 1994. Residual bond strength of polymer adhesive anchored reinforcement subjected to high temperatures. *Materials and Structures* 27, 527–531. <https://doi.org/10.1007/BF02473213>
- Pimienta, P., 2001. 2001 Pimienta BHP 2000 Bibliographie.pdf.

Pinoteau, N., 2017. Background on the fire evaluation of post-installed reinforcement bars in concrete. Presented at the Proceedings of the 3rd International Symposium on Connections between Steel and Concrete, pp. 1067–1078.

Pinoteau, N., 2013a. Comportement des Scellements Chimiques d'Armatures Rapportées pour Béton en Situation d'Incendie.

Pinoteau, N., 2013b. Tenue en situation d'incendie des scellements chimiques pour armatures béton 8.

Pinoteau, N., 2011. Effect of heating rate on bond failure of rebars into concrete using polymer adhesives to simulate exposure to fire 11.

Pinoteau, N., Heck, J.V., Rivillon, Ph., Avenel, R., Pimienta, P., Guillet, T., Rémond, S., 2013. Prediction of failure of a cantilever-wall connection using post-installed rebars under thermal loading. *Engineering Structures* 56, 1607–1619. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.07.028>

Pinoteau, N., Pimienta, P., Miah, M.J., 2016. A THERMO MECHANICAL EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON 3 LOADED CONCRETE WALLS EXPOSED TO ISO 834-1 FIRE.pdf.

Pinoteau, N., Rémond, S., Pimienta, P., Guillet, T., Rivillon, P., 2011. Post-installed rebars in concrete at high temperature. fib symposium Pragues.

Rekik Medhioub, H.M., 2009. « Caractérisation structurale et suivi du vieillissement par diffusion X aux petits angles d'un polymère époxyde- Contribution à l'étude des propriétés électriques » 124.

Robson, M.N., Al-Mansouri, O., Pinoteau, N., Abate, M., McBride, K., Piccinin, R., Rémond, S., Hoxha, D., 2022. Experimental Investigation of the Concrete Cone Failure of Bonded Anchors at Room and High Temperature. *Applied Sciences* 12, 4760. <https://doi.org/10.3390/app12094760>

Sabeur, H., n.d. Etude du comportement du béton soumis à des cycles de chauffage et refroidissement.

Salah Dimia, M., Guenfoud, M., Gernay, T., Franssen, J.-M., 2011. Collapse of concrete columns during and after the cooling phase of a fire. *Journal of Fire Protection Engineering* 21, 245–263. <https://doi.org/10.1177/10423915111423451>

Sauvage, P.J.-B., 2017. Caractérisation et modélisation de l'adhérence dans les assemblages collés 195.

Schelz, J.P., 1976. The detection of quartz in clay minerals by differential thermal analysis. *Thermochimica Acta* 15, 17–28. [https://doi.org/10.1016/0040-6031\(76\)80088-3](https://doi.org/10.1016/0040-6031(76)80088-3)

Schneider, U., 1988. Concrete at high temperatures — A general review. *Fire Safety Journal* 13, 55–68. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(88\)90033-1](https://doi.org/10.1016/0379-7112(88)90033-1)

Shaw, J.D.N., 1982. A review of resins used in construction. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 2, 77–83. [https://doi.org/10.1016/0143-7496\(82\)90119-1](https://doi.org/10.1016/0143-7496(82)90119-1)

Spieth, H.A., Ožbolt, J., Eligehausen, R., Appl, J., n.d. NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF POST- INSTALLED REBARS SPLICED WITH CAST-IN-PLACE REBARS 10.

Tanaçan, L., Ersoy, H.Y., Arpacioğlu, Ü., 2009. Effect of high temperature and cooling conditions on aerated concrete properties. *Construction and Building Materials* 23, 1240–1248. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2008.08.007>

Tordeux, S., Péron, V., 2021. Analyse numérique méthode des différences finies.

Torić, N., Boko, I., Juradin, S., Baloević, G., 2014. POST-FIRE REDUCTION OF CONCRETE'S MECHANICAL PROPERTIES AND ITS IMPACT ON RESIDUAL LOAD CAPACITY 8.

TR 048, 2016. tr-048-details-of-tests-for-post-installed-fasteners-in-concrete.

Tsai, M.Y., Oplinger, D.W., Morton, J., 1998. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *International Journal of Solids and Structures* 35, 1163–1185. [https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(97\)00097-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(97)00097-8)

Upadhyaya, P., Kumar, S., 2015. Pull-out capacity of adhesive anchors: An analytical solution. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 60, 54–62. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2015.03.006>

Van Gemert, D., 1980. Force transfer in epoxy bonded steel/concrete joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 1, 67–72. [https://doi.org/10.1016/0143-7496\(80\)90060-3](https://doi.org/10.1016/0143-7496(80)90060-3)

Volkersen, O., 1938. Die niekraftverteilung in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschritten.

WILLIAMS, M.L., LANDEL, R.F., FERRY, J.D., 1955. Time-Temperature Superposition. *Journal of the American Chemical Society* 3701–3705.

Zehfuß, J., Robert, F., Spille, J., Razafinjato, R.N., 2020. Evaluation of EUROCODE 2 approaches for thermal conductivity of concrete in case of fire. *Civil Engineering Design* 2, 58–71. <https://doi.org/10.1002/cend.202000001>

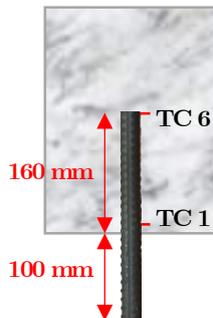
zhu, feng, Konrad, B., 2022. Investigation of long-term behavior of bonded anchors by nanoindentation and numerical simulation. Stuttgart.

Zombré, W.S.C., n.d. Durabilité des matériaux composites dans un environnement Génie Civil : Expérimentation multi-échelle et analyse statistique. 274.

Annexe 1 : Position théorique des thermocouples

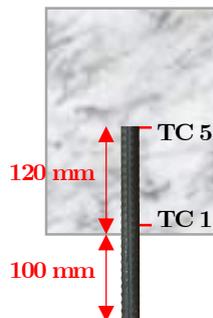
La position théorique des thermocouples figure dans cette annexe. Leur position réelle apparaît dans les figures de l'annexe 2. Elle a été déterminée en remesurant leur position réelle après leur installation le long de l'ancrage et avant l'injection de la résine.

Profondeur d'ancrage : 160 mm



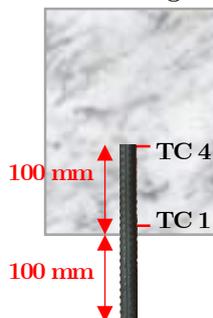
Thermocouples	Position [mm]
TC1	25
TC2	50
TC3	75
TC4	100
TC5	125
TC6	160

Profondeur d'ancrage : 120 mm



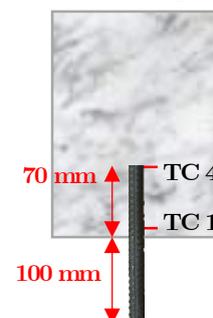
Thermocouples	Position [mm]
TC1	25
TC2	50
TC3	75
TC4	100
TC5	120

Profondeur d'ancrage : 100 mm



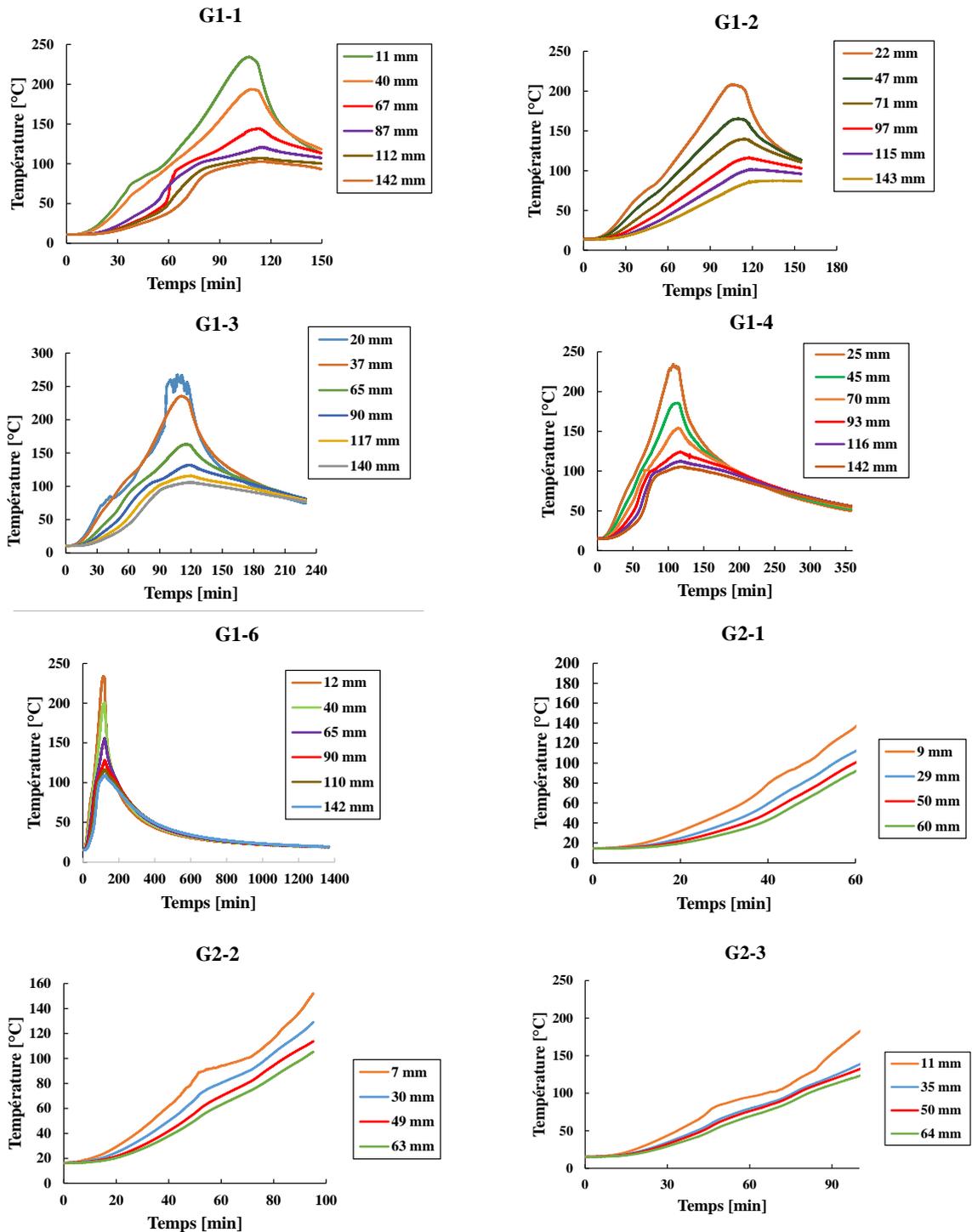
Thermocouples	Position [mm]
TC1	25
TC2	50
TC3	75
TC4	100

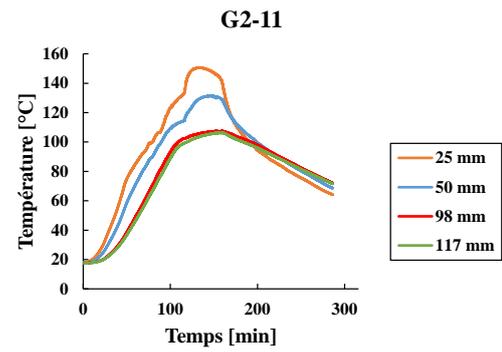
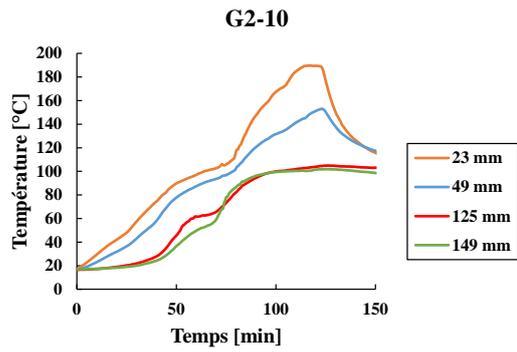
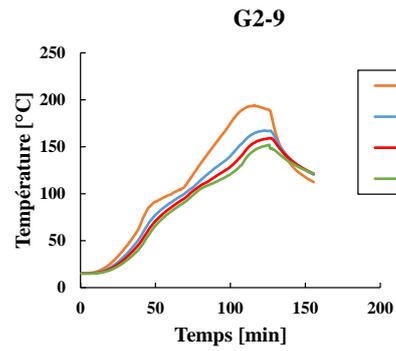
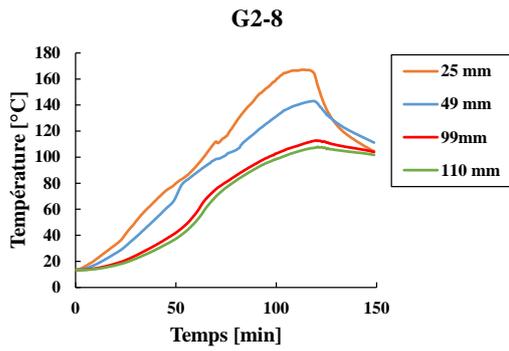
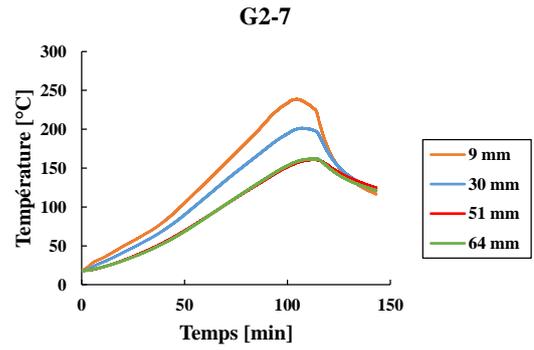
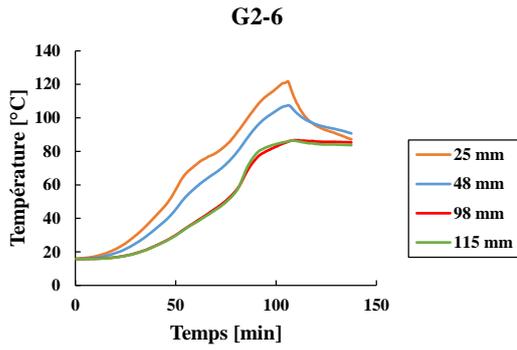
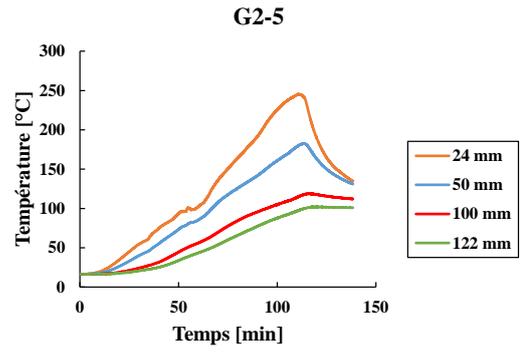
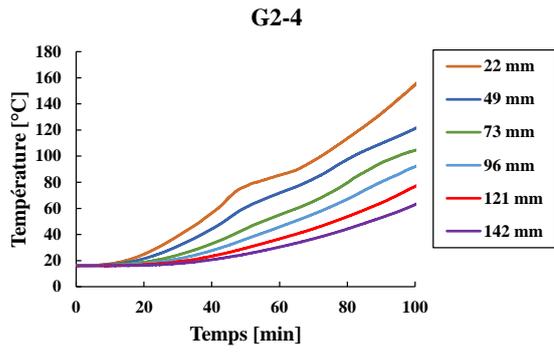
Profondeur d'ancrage : 70 mm

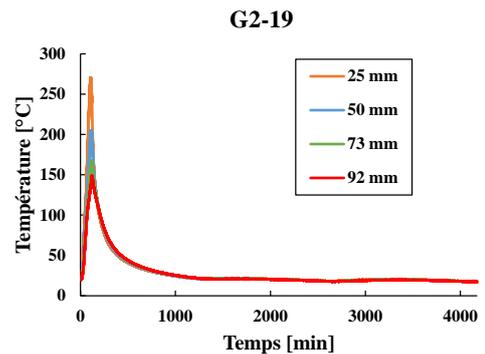
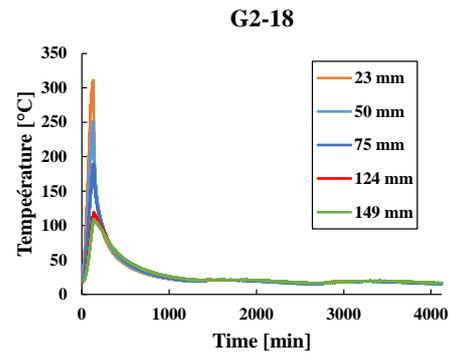
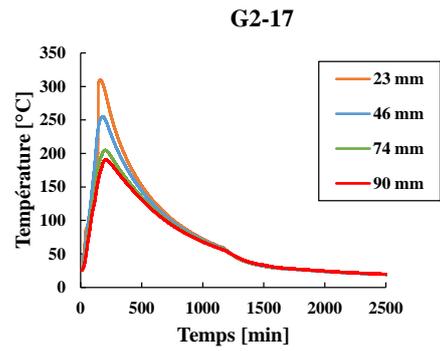
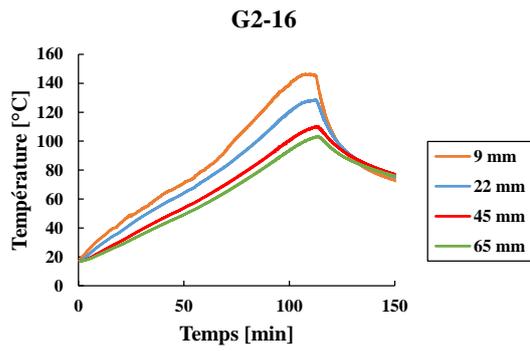
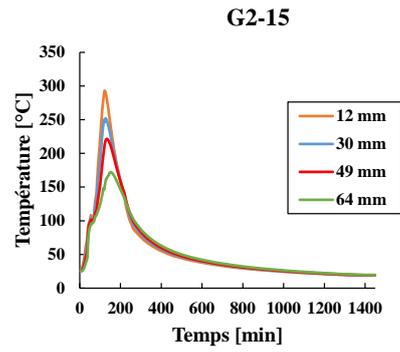
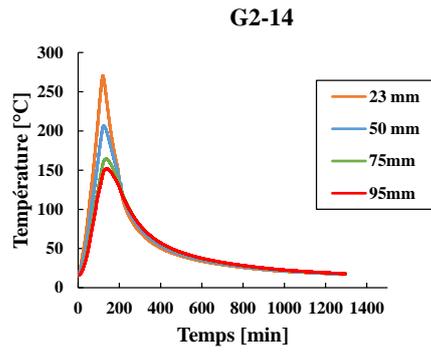
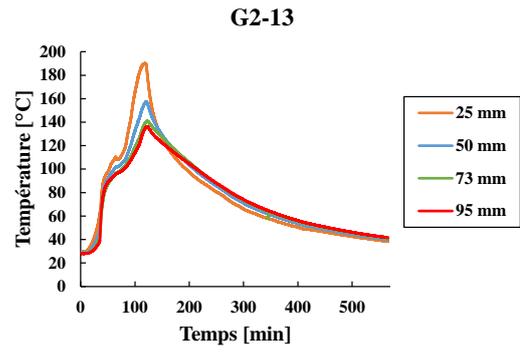
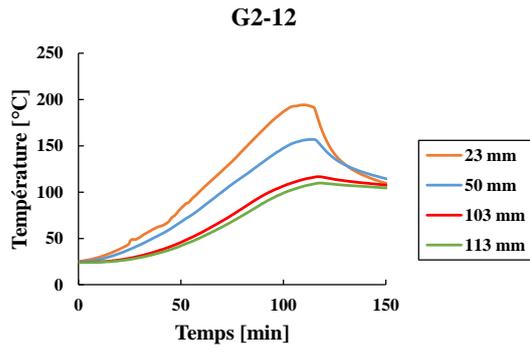


Thermocouples	Position [mm]
TC1	10
TC2	30
TC3	50
TC4	70

Annexe 2 : Profils de température mesurés expérimentalement pour tous les essais







Nagham ABDELRAHMAN ALHAJJ CHEHADE

Résistance en adhérence post-incendie des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton

Résumé :

Dans les structures en béton armé, les connexions entre les éléments structuraux ou non-structuraux peuvent être assurées par les scellements d'armatures à l'aide d'une résine chimique. Ces systèmes d'ancrage permettent une flexibilité et une rapidité d'installation dans les applications en génie civil : rénovation, extension et réparation. En outre, ils assurent des performances mécaniques similaires voire supérieures à celles des autres systèmes d'ancrages à température ambiante (mécaniques et coulés en place). Bien que ces scellements chimiques présentent des capacités mécaniques élevées à température ambiante, leur comportement est principalement gouverné par celui des résines, qui est sensible à la variation de la température. Par conséquent, leur exposition à haute température entraîne la dégradation de leur comportement. Sachant que le transfert de chaleur se poursuit pendant la phase post-incendie à cause de la diffusivité thermique relativement faible du béton, il est nécessaire de prendre en compte le comportement des scellements chimiques d'armatures rapportées pour béton pendant cette phase. La caractérisation du comportement en adhérence post-feu en fonction de la température maximale atteinte est nécessaire. L'objectif de cette thèse est ainsi d'étudier le comportement en adhérence post-feu de ces systèmes dans le but d'apporter une méthode d'évaluation post-feu de leur résistance. L'étude est répartie sur trois niveaux :

i. Détermination des propriétés thermo physiques du béton pendant la phase de refroidissement par analyse inverse à partir de données expérimentales (profils de température le long de l'ancrage au cours du chauffage/refroidissement) obtenues au CSTB. L'évolution de la diffusivité thermique obtenue par analyse inverse a été ensuite comparée à celle calculée par l'EN 1992-1-2 pour le béton pendant la phase de chauffage. Les profils de température étant une des données d'entrée pour la méthode d'évaluation post-feu, la pertinence d'utiliser pendant la phase de refroidissement les propriétés thermo-physiques du béton telles que stipulées par l'EN 1992-1-2 a été étudiée.

ii. Caractérisation du comportement en adhérence de l'ancrage pendant la phase post-feu par le biais d'essais d'arrachement à différentes températures post-feu en variant la température maximale atteinte dans l'ancrage. Ces essais ont été réalisés sur des scellements chimiques dans des cylindres en béton. Différentes températures maximales variant de 50°C à 300°C, sans atteindre la rupture pendant la phase de chauffage, ont été investiguées. Les résultats ont permis de décrire le comportement en adhérence post-feu des scellements chimiques en fonction de la température maximale atteinte et la température à laquelle l'essai d'arrachement post-feu a été réalisé. Les résultats ont montré que la résistance en adhérence post-feu a tendance à augmenter avec l'augmentation du temps de refroidissement, tant que la température de décomposition de la résine n'est pas atteinte pendant l'essai. Le chauffage de l'ancrage au-delà de cette température entraîne une dégradation irréversible de la résistance en adhérence. Ceci met en évidence l'influence de la température maximale atteinte sur la réversibilité du comportement de l'ancrage après son exposition à haute température.

iii. Étude du comportement mécanique des scellements chimiques d'armatures dans la phase post-feu à partir des essais d'arrachement post-feu réalisés sur des scellements chimiques rapportés dans des poutres en béton armé, après exposition à un scénario de feu standard ISO 834-1. Les résistances post-feu expérimentales obtenues ont été comparées à celles calculées avec la méthode d'intégration des résistances utilisée pour le dimensionnement au feu des ancrages. Les résultats ont permis de valider l'utilisation de la méthode d'intégration des résistances pour l'évaluation de l'évolution de la résistance en adhérence pendant la phase post-feu.

Mots clés : post-feu, scellements chimiques, béton, haute température, époxy, contrainte d'adhérence, résistance en adhérence post-feu.

Post-fire bond behavior of post-installed rebars in concrete

Summary:

Post-installed rebars can be used to form connection between structural and non-structural elements in concrete structures using chemical mortars. These anchorage systems allow a fast and flexible installation process in civil engineering applications: renovation, extension and repair. In addition, they provide similar or even higher mechanical performances compared to other anchorage systems (mechanical and cast-in) at ambient temperature. Although post-installed rebars ensure high mechanical properties at ambient temperature, their behavior is mainly governed by that of the used mortar, which is sensitive to temperature variation. Consequently, their exposure to high temperature leads to the degradation of their behavior. Knowing that heat transfer continues in the concrete element during the post-fire phase, due to the relatively low diffusivity of concrete, it is necessary to take into account the behavior of post-installed rebars during this phase. The characterization of the post-fire bond behavior depending on the maximum reached temperature is therefore necessary. The objective of this thesis is to study the post-fire bond behavior of post-installed rebars in concrete in order to provide a post-fire assessment method. The study is divided into three levels:

i. Determination of thermo-physical properties of concrete during the cooling phase by inverse analysis realized on experimental temperature profiles obtained by fire tests carried out at CSTB. The evolution of thermal diffusivity obtained by inverse analysis was then compared with that calculated according to EN 1992-1-2 for concrete during the heating phase. The temperature profiles being one of the inputs for the post-fire assessment method, the relevance of using the thermo-physical properties of concrete as stipulated by EN 1992-1-2 during the cooling phase has been studied.

ii. Post-fire characterization of the bond behavior of PIRs through pull-out tests at different post-fire temperatures by varying the maximum reached temperature. These tests were carried out on post-installed rebars in concrete cylinders. Various heating temperatures between 50°C and 300°C, without reaching failure during the heating phase, were investigated. Results allowed to describe the post-fire bond behavior of PIRs according to the maximum reached temperature, and the temperature at which the post-fire pull-out test occurred. Results show that post-fire pull-out resistance increases with cooling time, as long as the decomposition temperature of the mortar is not reached during the test. Heating the samples beyond this temperature leads to irreversible degradation of the bond strength. This highlights the influence of the maximum reached temperature on the recovery of bond strength after high temperature exposure.

iii. Study of the mechanical behavior of PIRs in the post-fire phase through post-fire pull-out tests carried out on PIRs installed in reinforced concrete beams, after exposure to standard ISO 834-1 fire. The experimentally obtained post-fire bond strength values were compared to the calculated values using the Resistance Integration Method, which is usually used for design of PIRs under fire conditions. The results allowed the validation of the Resistance Integration Method to assess the evolution of the bond strength during the post-fire phase.

Keywords: post-fire, post-installed rebars, concrete, high temperature, epoxy, bond stress, post-fire bond resistance.