



UNIVERSITÉ D'ORLÉANS



***ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET
TECHNOLOGIES***

Institut PRISME - Équipe MMH

THÈSE présentée par :

Matthieu LANDREAU

soutenue le : **4 décembre 2009**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'Université d'Orléans**

Discipline/ Spécialité : **Génie Mécanique**

**MODÉLISATION THERMOMÉCANIQUE D'UN
PIÉDROIT DE FOUR À COKE**

THÈSE DIRIGÉE PAR :

Alain GASSER

Professeur, Université d'Orléans

RAPPORTEURS :

Thierry CHOTARD

Professeur, Université de Limoges

Frédéric LEBON

Professeur, Université d'Aix-Marseille

JURY :

Nicolas SCHMITT

Professeur, Université Val-de-Marne (Paris 12)

Président du jury

Éric BLOND

Maître de Conférence, Université d'Orléans

Thierry CHOTARD

Professeur, Université de Limoges

Alain GASSER

Professeur, Université d'Orléans

Daniel ISLER

Responsable de Recherche, Centre de Pyrolyse de Marienau

Frédéric LEBON

Professeur, Université d'Aix-Marseille

Remerciements

Cette thèse a été réalisée dans le cadre d'un projet européen en collaboration avec le Centre de pyrolyse de Marienau et l'Institut PRISME.

Mes remerciements s'adressent tout d'abord à Alain Gasser pour m'avoir offert un sujet de thèse riche et passionnant. Je remercie aussi Daniel Isler et Jean-Paul Gaillet pour m'avoir accordé leur confiance et pour m'avoir fait profiter de leurs grandes connaissances du monde sidérurgique.

Je tiens également à remercier Monsieur Nicolas Schmitt pour avoir accepté de présider mon jury de thèse, Messieurs Chotard Thierry et Lebon Frédéric pour m'avoir fait l'honneur d'être rapporteur de mon travail. La pertinence de leurs remarques et suggestions, lors de la lecture de mon manuscrit et de la soutenance, m'ont permis d'apporter des améliorations menant à la qualité de ce dernier.

Je remercie tout particulièrement Éric Blond, qui a su orienter mes travaux par son aide et sa précieuse collaboration, et ainsi contribuer à l'aboutissement de cette étude. Merci pour ta disponibilité ainsi qu'à ta femme et tes enfants pour leur patience et encore merci de m'avoir accompagné tout au long de cette thèse, et ce même à distance !

J'exprime aussi ma gratitude à l'équipe du Centre de Pyrolyse de Marienau pour m'avoir accueilli et accompagné sur différentes batteries de fours à coke. Mes remerciements vont également vers l'équipe MMH et notamment JLD pour m'avoir aidé à dompter un cluster récalcitrant !! Merci aussi à Marie-Laure et Pascal de m'avoir fait goûter aux joies de l'expérimental !

Je remercie également tous mes collègues de bureau notamment Olivier, Manu, Hanh, pour nos moments de détente, nos équipées sportives et pour la bonne ambiance de travail qu'ils ont su créer. Un merci tout particulier à :

Jérôme, pour sa capacité d'écoute et l'attention dont il a fait preuve lors de la relecture de ce manuscrit

et à Guillaume, pour son tact et son amour de la poésie...

Enfin j'adresse mes remerciements les plus tendres à mes parents et ma sœur pour leur soutien sans défaut mais aussi à Audrey-Claire pour son enthousiasme à toute épreuve !!

Table des matières

Introduction	6
1 Étude des piédroits de cokerie	9
1.1 La cokerie au sein de la filière fonte	9
1.1.1 Élaboration de l'acier	9
1.1.2 Fonctionnement d'une cokerie	10
1.1.2.1 L'enfournement	10
1.1.2.2 La cuisson	11
1.1.2.3 Le défournement	11
1.1.2.4 L'extinction	11
1.1.2.5 Le criblage	12
1.1.3 Cokéfaction du charbon	13
1.1.3.1 Mécanismes de formation du coke	13
1.1.3.2 Chauffage des fours à coke	14
1.2 Matériaux utilisés dans les fours à coke	15
1.2.1 Propriétés de la silice	16
1.2.2 Les réfractaires de silice	17
1.3 Revue des sollicitations et des dégradations	18
1.3.1 Les sollicitations thermiques	18
1.3.2 Les sollicitations mécaniques	20
1.3.2.1 Les poids « morts » et « vivants »	20
1.3.2.2 Le serrage des tirants	20
1.3.2.3 La poussée du charbon	20
1.3.2.4 Efforts lors du défournement	22
1.3.3 Les dégradations	22
1.4 Principaux modèles existants	24
1.4.1 Modèles analytiques	24
1.4.1.1 Ahlers, 1959	24
1.4.1.2 Suga, 1970	25
1.4.1.3 Romasko, 1994	25
1.4.1.4 Bilan des modèles analytiques	26
1.4.2 Modèles numériques	27
1.4.2.1 McDermott, 1990	27
1.4.2.2 Merhof, 1995 et Unkenbold, 1996	28
1.5 Bilan	29

2	Modélisation des structures maçonnées	31
2.1	L'approche microscopique	32
2.1.1	Approche discrète	32
2.1.2	Approche continue	32
2.1.3	Bilan de la modélisation microscopique	34
2.2	L'approche macroscopique	34
2.2.1	L'approche phénoménologique	35
2.2.2	L'approche micromécanique	37
2.2.2.1	Principe de l'homogénéisation	38
2.2.2.2	Modèles élastiques linéaires	39
2.2.2.3	Modèles non-linéaires	42
2.2.3	Synthèse	45
2.3	Modèle à états de joints	45
2.3.1	Volume Élémentaire Représentatif	46
2.3.2	États de la maçonnerie	46
2.3.2.1	Conditions aux limites	48
2.3.2.2	Identification inverse	50
2.3.3	Transition entre les différents états	53
2.3.3.1	Critère d'ouverture local	53
2.3.3.2	Passage du local au global	54
2.4	Validation à partir d'essais issus de la littérature	56
2.4.1	Propriétés des matériaux	57
2.4.2	Essai de cisaillement sur un mur	58
2.4.3	Flexion d'une poutre épaisse	61
2.5	Bilan	62
3	Modélisation thermomécanique d'un piédroit de cokerie	64
3.1	Comportement thermomécanique des réfractaires de silice	64
3.1.1	Briques de silice	64
3.1.1.1	Essais de compression uniaxiale	64
3.1.1.2	Dilatation thermique	65
3.1.1.3	Propriétés thermiques	66
3.1.2	Mortier	68
3.1.2.1	Composition et microstructure	69
3.1.2.2	Essais de compression uniaxiale	69
3.1.2.3	Dilatation thermique	70
3.1.2.4	Propriétés thermiques	71
3.1.3	Tenue de l'interface brique/mortier	72
3.1.3.1	Contrainte ultime en cisaillement	72
3.1.3.2	Contrainte ultime en traction	76
3.2	Matériaux Homogènes Equivalents pour le piédroit	77
3.2.1	Définition des cellules élémentaires	77
3.2.2	Homogénéisation des propriétés mécaniques	79
3.2.3	Homogénéisation des propriétés thermiques et de couplage thermo- mécanique	82
3.2.3.1	Coefficients de dilatation thermique	82
3.2.3.2	Propriétés thermiques	83
3.3	Simulation du piédroit	86
3.3.1	Géométrie et maillage	86

3.3.2	Conditions aux limites	86
3.3.2.1	Sollicitations thermiques	87
3.3.2.2	Sollicitations mécaniques	94
3.3.3	Résultats	99
3.3.3.1	Modèle thermique	100
3.3.3.2	Modèles thermomécaniques	102
3.4	Bilan	105
Conclusion et Perspectives		105
Bibliographie		107
A Algorithme d'identification inverse		115
B Micrographies de sections polies		117
C Synthèse des propriétés thermomécaniques de la silice KD		119
D Synthèse des propriétés thermomécaniques du mortier KS-94		120
E Matériaux Homogènes Équivalents		121

Introduction

Le développement industriel mondial entraîne une consommation croissante d'acier. Ainsi, depuis 2004, la production mondiale annuelle s'élève à plus d'un milliard de tonnes selon la World Steel Association, association qui regroupe 85% des producteurs d'acier dans le monde [Les, 2009]. Une des premières étapes, avant l'élaboration de l'acier par la filière, consiste à la production de coke pour les hauts fourneaux dans les batteries de fours. En Europe, les besoins en coke sont supérieurs aux capacités de production, c'est pourquoi des imports de coke provenant principalement de la Chine doivent être opérés. La Chine, avec 50,7 millions de tonnes d'acier issues de ses hauts fourneaux en juillet 2009, représente désormais presque 50% de la production mondiale [Les, 2009]. Ces productions et consommations croissantes laissent envisager une baisse de l'exportation du coke afin de pouvoir alimenter ses propres hauts fourneaux. L'objectif des groupes sidérurgiques européens est donc d'accroître la durée de vie des batteries de 10 ans tout en conservant un taux de production élevé, dans le but d'assurer à terme la production de coke en Europe .

La nécessité de produire une quantité croissante de coke conduit les responsables de cokeries à diminuer sa durée de cuisson, et donc à augmenter la température des batteries ainsi que le nombre de défournements, mais également à utiliser des charbons dits « dangereux ». Les batteries de fours à coke, et principalement celles conçues avec des grands fours (supérieurs à 6 m), peuvent alors souffrir de chargements inadéquats, ce qui les endommagent très rapidement. Des opérations de maintenance et de réparation, très onéreuses, doivent être alors opérées. L'objectif du projet européen Coke Oven Operating Limits (COOL), dans lequel s'inscrit cette thèse, est de connaître les chargements limites acceptables pour les fours à coke. Ce projet s'articule autour d'une nouvelle approche de modélisation des parois de fours à coke (appelées piédroits), alimentée par des données expérimentales extraites de diverses instrumentations thermiques et mécaniques. Les modèles de piédroits existants à ce jour présentent tous de nombreuses simplifications, soit géométriques, soit de chargements, soit de non prise en compte des joints. De telles hypothèses ne permettent pas de reproduire fidèlement le comportement non-linéaire du piédroit. Pour répondre à toutes ces contraintes, un modèle 3D prenant en compte le comportement des joints mais aussi les diverses sollicitations thermomécaniques a été développé. Ce modèle s'appuie sur la géométrie du piédroit 305 de la batterie 3 de l'usine de Fos-sur-Mer appartenant au groupe ArcelorMittal.

La connaissance du fonctionnement d'une cokerie est l'une des clefs permettant l'identification des sources de dégradation de cette structure maçonnée. Le premier chapitre est ainsi consacré à l'étude du fonctionnement d'une cokerie et à l'analyse bibliographique des

modèles de piédroits. Cette partie volontairement descriptive met en exergue les points importants à considérer pour modéliser finement un piédroit et ceci à quatre échelles : l'échelle du four, l'échelle du piédroit, l'échelle de la panneresse et enfin l'échelle des matériaux et de leur interface.

L'objet du second chapitre intitulé « Modélisation des structures maçonnées » consiste à répondre aux problèmes qui se posent à l'échelle de la panneresse et des matériaux. Une maçonnerie est un matériau composite qui présente des propriétés d'anisotropie induites par les joints qui agissent comme des plans de faiblesse. La représentation numérique de son comportement peut se concentrer sur la micro-modélisation des différents composants, à savoir, des unités (briques, blocs, etc.) et du mortier ou sur la macro-modélisation de la maçonnerie comme un matériau homogène. Une revue du champ d'applications de ces méthodes est brièvement présentée dans la première partie de ce chapitre. Au cours de la seconde partie, un modèle à états de joints est proposé. Ce modèle s'appuie sur les travaux récents de Nguyen [Nguyen *et al.*, 2009] dans le cadre des maçonneries à joints sans mortier. Le modèle est finalement validé par comparaison avec des essais extraits de la littérature.

L'étude réalisée sur des maçonneries simples est ensuite transposée au piédroit dans le chapitre 3. Les phénomènes se déployant à l'échelle du piédroit et des fours sont alors considérés. Le piédroit est modélisé en 3D en intégrant les chargements thermomécaniques présentés dans le chapitre 1. Le modèle est alimenté par les résultats de l'instrumentation du piédroit 305 mais aussi par des essais mécaniques et thermiques menés à ICAR et au laboratoire Conditions Extrêmes et Matériaux : Haute Température et Irradiation (CEMHTI). Les premières simulations thermomécaniques réalisées à l'échelle du piédroit sont mises en parallèle avec les dégradations observées lors d'inspections de fours à coke.

Chapitre 1

Étude des piédroits de cokerie

Dans ce premier chapitre, le procédé de cokéfaction est présenté afin de situer et de définir le rôle des piédroits de cokerie dans l'industrie sidérurgique. Un descriptif synthétique du fonctionnement des piédroits et des matériaux réfractaires utilisés est ensuite proposé. Enfin, un état de l'art des modèles de piédroits est établi dans le but d'identifier les principales difficultés inhérentes à la modélisation de telles structures. Cette étude permet de dégager les points clés de la problématique de modélisation de structures maçonnées soumises à des sollicitations thermomécaniques, et ainsi de proposer une nouvelle approche.

1.1 La cokerie au sein de la filière fonte

1.1.1 Élaboration de l'acier

L'acier est un élément de base pour de nombreuses industries métallurgiques et mécaniques. A titre d'exemple, en 2004, la production d'acier brut a atteint le milliard de tonnes [Grumbach, 2006] à l'échelle mondiale. Comme illustré sur la figure 1.1, cette production se fait par deux filières principales : la voie fonte basée sur le minerai, désignée également sous le nom de filière intégrée puisqu'elle contient toutes les installations nécessaires à la production et la voie four électrique basée sur les ferrailles.

La production d'acier se déroule en trois étapes fondamentales : élaboration, coulée et mise en forme. L'opération d'élaboration se décompose elle-même en plusieurs phases. Pendant la phase dite d'agglomération, le minerai de fer est cuit puis concassé et calibré. Parallèlement, le charbon est transformé en coke dans la cokerie par distillation. Le minerai et le coke sont enfournés en couches alternées dans la partie supérieure du haut fourneau (*le gueulard*). L'air chaud (1200°C) insufflé à la base provoque la combustion du coke et la production de dioxyde de carbone. Le coke réagit avec le gaz carbonique selon la réaction de Boudouard pour donner du monoxyde de carbone nécessaire à la réduction des oxydes de fer [Isler, 2008]. Un bain de fonte à 1550°C est ainsi obtenu, qui est alors transvasé dans les poches et transporté jusqu'au convertisseur. Dans ce dernier, la fonte en fusion est versée sur un lit de ferraille issue du recyclage de l'acier. L'excès de carbone est alors oxydé par un procédé de brassage à l'oxygène pur. Cet acier dit *sauvage* est versé dans la poche à acier, pour être traité en station d'affinage afin d'acquérir la nuance souhaitée. C'est à ce niveau que la filière ferraille rejoint la filière minerai (figure 1.1). L'acier liquide est ensuite solidifié et stocké sous forme de brames lors de l'opération de coulée. Ces demi-produits sidérurgiques sont alors mis en forme par laminage à chaud.

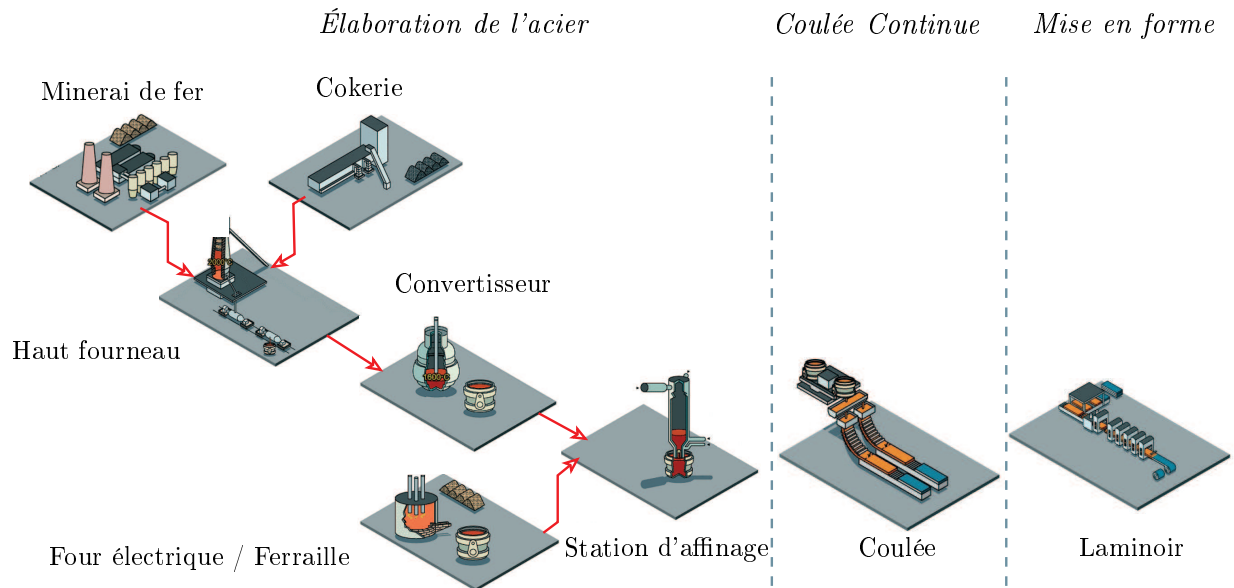


FIGURE 1.1 – Chaîne d'élaboration de l'acier.

1.1.2 Fonctionnement d'une cokerie

La cokerie se situe au début du processus d'élaboration de l'acier. Son rôle consiste à cokéfier le charbon par élimination des matières volatiles, et ce afin d'obtenir un coke perméable, réactif et résistant. Le rôle du coke pour le haut fourneau est triple :

- rôle chimique : réduction des oxydes de fer (Fe_2O_3 , Fe_3O_4) par l'intermédiaire de la réaction de Boudouard ;
- rôle mécanique : résistance mécanique aux diverses sollicitations lors de la traversée du haut fourneau, et perméabilité permettant la circulation des gaz à contre-courant ;
- rôle énergétique : combustion au niveau des tuyères du haut fourneau permettant de produire une part des besoins thermiques.

Ces trois points mettent en évidence l'importance de la qualité du coke sur la qualité de la fonte produite dans les hauts fourneaux et par conséquent sur la qualité finale de l'acier élaboré.

Le coke est obtenu par distillation du charbon dans un four à coke, à l'abri de l'air. Cette pyrolyse s'effectue au cours des opérations de cokéfaction que sont l'enfournement, la cuisson, le défournement, l'extinction et le criblage [Isler, 2008]. Pour réaliser ces étapes, diverses machines sont mises à disposition comme le schématise la figure 1.2. Par la suite, une description de chacune de ces étapes est effectuée de manière succincte.

1.1.2.1 L'enfournement

L'enfourneuse est placée sous la tour à charbon afin d'y être chargée de la quantité nécessaire de charbon pour remplir un four (40 à 50 t). Ensuite, celle-ci est déplacée au dessus des fours à coke afin de venir remplir l'un des nombreux fours. Le chargement se fait généralement par gravité par l'intermédiaire des 4 ou 5 bouches d'enfournement prévues dans la voûte. A la fin du chargement, une barre de repalage est introduite pour égaliser le niveau de charbon. Une autre technique d'enfournement est la technique du pilonnage. Le charbon est alors empilé par couches en continue par des pilons pour former un bloc appelé « pain pilonné ». Celui-ci est constitué sur une machine de service mixte réalisant aussi son enfournement. Cette technique permet d'obtenir une densité d'enfournement très

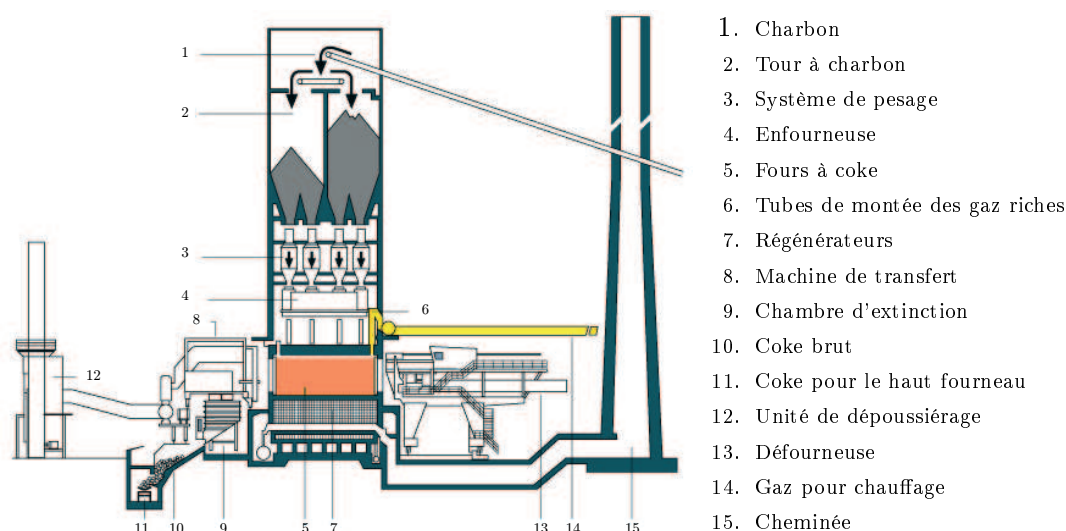


FIGURE 1.2 – Coupe d'une batterie avec ses machines d'après [TP0, 2007].

élevée, et également d'accroître la gamme de charbons utilisables [Isler, 2008].

1.1.2.2 La cuisson

Le four à coke est un parallélépipède rectangle de 12 à 20 m de long, de 0,40 m à 0,60 m de large et de 4 à 9 m de haut. Il est constitué de deux parois en briques réfractaires chauffées (appelées panneresses), d'une sole et d'une voûte non chauffées (figure 1.3). Ce four est fermé à ses extrémités par deux portes qui sont garnies de haut en bas, côté four, avec des briques silico-alumineuses ou du pisé réfractaire afin d'éviter les pertes thermiques. Les fours sont groupés en « batterie », et sont séparés par des parois (piédroits) composées d'un ensemble de conduits (carneaux) dans lesquels s'effectue la combustion du gaz de chauffage. Chaque piédroit chauffe ainsi deux fours ou chambres de carbonisation. Après une cuisson de 16 à 20h, la température au centre de la charge dépasse 1000°C, et le coke ainsi obtenu peut être défourné.

1.1.2.3 Le défournement

Une fois les deux portes du four enlevées, le saumon de coke incandescent est poussé à l'extérieur du four par le bélier de la défourneuse. A l'autre extrémité de la chambre, une machine guide-coke permet de faire glisser le coke dans le wagon à coke (figure 1.4). Pour faciliter ce défournement, la chambre de carbonisation est plus large du côté du wagon (« côté coke ») que du côté défourneuse (« côté machine »). Cette différence de largeur appelée conicité, peut atteindre 70 mm.

1.1.2.4 L'extinction

Le wagon à coke chargé se déplace à l'air libre jusqu'à une tour d'extinction où le coke est généralement refroidi par eau au moyen de rampes d'arrosage. L'arrosage terminé, le wagon à coke revient vers la batterie pour décharger les 30 ou 40 t de coke sur le quai à coke où il finira de se refroidir. Une autre technique d'extinction est l'extinction à sec qui se fait par étouffement en gaz inerte. Cette technique permet un refroidissement lent du coke réduisant ainsi les tensions internes dans le matériau. Cependant, ce procédé est peu développé en raison de l'investissement nécessaire et des frais de maintenance. Pendant

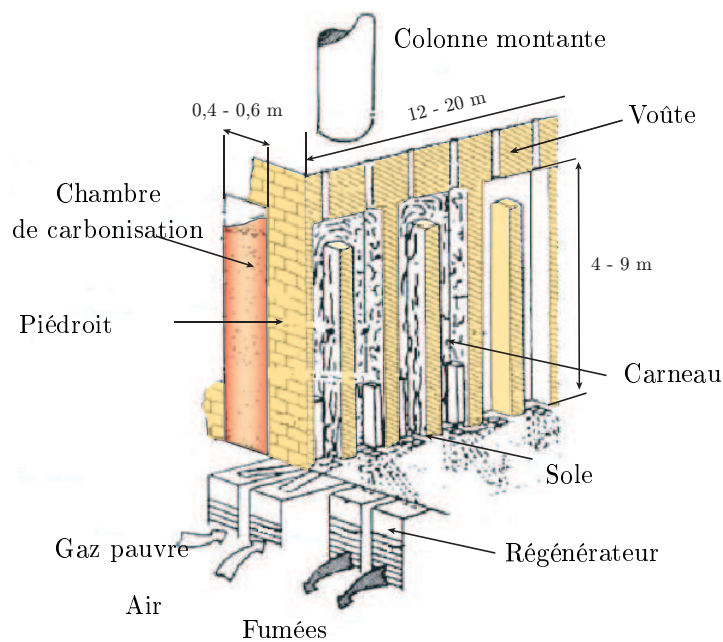


FIGURE 1.3 – Schéma d'un four à coke d'après documents internes du Centre de Pyrolyse de Marienau (CPM).

cette phase d'extinction, le béliet a été retiré du four, les portes remises en place, et le four à nouveau rempli de charbon pour la cuisson suivante.



FIGURE 1.4 – Défournement et coke défourné.

1.1.2.5 Le criblage

Le coke de quai est ensuite convoyé vers une station de criblage par chutes et trémies successives. Cette phase s'appelle la stabilisation mécanique du coke et correspond à l'ouverture des fissures principales contenues dans les morceaux après l'extinction. Le coke est alors criblé pour extraire le gros coke (10-35 mm) dit coke de haut fourneau du petit coke (0-10 mm). Le petit coke est utilisé comme combustible à l'agglomération tandis que le gros coke est chargé avec le minerai dans le haut fourneau. Après transport vers le réacteur, il est criblé de nouveau pour éliminer le coke de fragmentation et d'abrasion formé lors du transfert.

1.1.3 Cokéfaction du charbon

La cokéfaction consiste à éliminer du charbon les matières volatiles par distillation à l'abri de l'air et à pression atmosphérique. Tous les charbons ne sont pas cokéfiant, c'est-à-dire qu'ils n'ont pas les caractéristiques nécessaires pour être transformés en coke de qualité. Les charbons dits cokéfiant ont la propriété de passer par un état plastique lorsqu'ils sont chauffés, et sont connus sous l'appellation de charbons bitumineux. En général le coke est fabriqué à partir d'un mélange de charbons plus ou moins cokéfiant, qualifiés de « pâte à coke ». Cette pâte à coke est obtenue par un broyage à une granulométrie caractérisée par 70 à 80 % de passant au tamis de 2 mm.

1.1.3.1 Mécanismes de formation du coke

La pâte à coke est enfournée à température ambiante dans le four à coke chaud. Lorsque la température du charbon s'élève progressivement et atteint 100°C, l'humidité contenue dans le mélange s'évapore, puis se recondense partiellement dans les parties froides situées au centre du four jusqu'à ce que tous les points de la charge atteignent 100°C. L'élévation de température se poursuit essentiellement par conduction, mais aussi par convection des différents gaz produits par la distillation du charbon et par rayonnement entre les grains de charbon [Griffay, 1988].

A une température d'environ 350-400°C, les grains se ramollissent, deviennent plus ou moins « plastiques », gonflent et s'agglomèrent entre eux pour former une masse pâteuse. La viscosité de cette phase diminue, devient minimale vers 450-480°C puis augmente jusqu'à resolidification définitive (vers 500°C). Cette étape s'accompagne d'un dégagement gazeux de matières volatiles primaires qui sont principalement composées des goudrons contenus dans le charbon. A une température voisine de 500°C et selon la qualité des charbons, la phase plastique se resolidifie pour donner un semi-coke cohérent et poreux. Au fur et à mesure de l'élévation de température, le semi-coke subit deux types de transformation : d'une part un dégagement des matières volatiles secondaires, d'autre part une contraction volumique qui rend la charge plus dure et moins poreuse. Les contractions horizontales se traduisent par l'apparition d'une fissure centrale et d'un espace de quelques millimètres entre les paneresses et le coke. Ce retrait est nécessaire pour permettre le défournement. Ces différentes étapes de la formation du coke sont schématisées et illustrées sur la figure 1.5, sur laquelle peut être observée la progression de la zone plastique ainsi que le réseau de fissures perpendiculaires aux piédroits.

Les fissures s'expliquent par les différents gradients thermiques évoluant en fonction de la largeur du four, ainsi que par la variation du coefficient de contraction du semi-coke dépendant de la température, provoquant ainsi des tensions internes dans la charge. La photographie de la figure 1.5 représente un « saumon » de coke (terme utilisé en cokerie pour désigner la masse de coke rouge) préparé dans le four pilote du Centre de Pyrolyse de Marienau. La cuisson est terminée lorsque la quasi totalité des matières volatiles du semi-coke est éliminée. Cette étape est réalisée lorsque le point le moins chaud de la charge, situé au centre du four, a atteint une température d'environ 1000°C. A la sortie du four, trois sortes de produits sont recueillies : le coke solide, les produits condensables (eau, goudron,...) et les gaz non condensables (gaz de cokerie). A titre d'exemple, en fin de cokéfaction, l'équilibre massique suivant est obtenu : pour 1280 kg de charbon et 110 kg d'humidité enfournés, sont produits 205 kg de gaz de cokerie, 1000 kg de coke, 147 kg d'eau et 38 kg de goudron [Isler, 2007].

Les gaz récupérés lors de la pyrolyse du charbon sont collectés dans le canal sous-voûte, puis traités. Le gaz ainsi épuré sert alors de combustible pour la cokerie et les autres

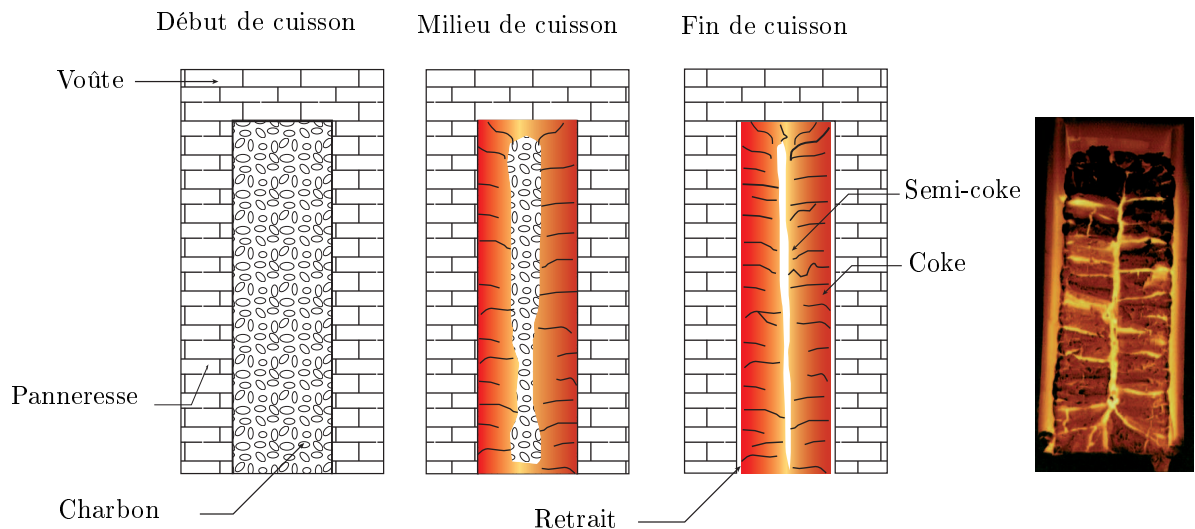


FIGURE 1.5 – Formation du coke et photographie d'un « saumon » de coke à la sortie d'un four pilote de 400 kg.

installations présentes dans l'usine.

1.1.3.2 Chauffage des fours à coke

Le chauffage des fours constitue l'un des problèmes majeurs durant l'exploitation de la cokerie. En effet, il doit répondre à diverses exigences :

- une consommation minimale d'énergie ;
- une température aussi uniforme et constante que possible sur toute la surface des piédroits pour obtenir une cuisson homogène et donc un coke de qualité ;
- une adaptabilité face aux changements de process ;
- des émissions de NO_x et de CO les plus faibles possibles.

Actuellement, la plupart des batteries sont dites « compound » parce qu'elles peuvent être chauffées soit avec du gaz de cokerie (gaz riche : $\text{PCI} \approx 18$ à 19 MJ/N.m^3), soit avec du gaz de haut fourneau (gaz pauvre : $\text{PCI} \approx 3,5$ à 4 MJ/N.m^3) éventuellement dopé avec du gaz de cokerie. L'utilisation de gaz pauvre nécessite de le chauffer préalablement avant de l'envoyer dans les carnaux alors que le gaz riche y est directement injecté. Les carnaux sont des conduits d'environ 5 à 6 m de hauteur et de section rectangulaire ($0,4 \text{ m} \times 0,9 \text{ m}$), généralement jumelés deux à deux, c'est-à-dire qu'à un instant donné, seulement un carneau sur deux est alimenté en gaz, l'autre se trouvant en descente de fumées. L'ensemble des 30 à 36 carnaux adjacents forme ainsi un piédroit (figure 1.6). Les fumées produites par la combustion du gaz sortent des carnaux à une température très élevée ($\approx 1300^\circ\text{C}$), et généralement leur chaleur est récupérée par les régénérateurs situés sous les fours afin de chauffer le gaz pauvre et l'air. Ces régénérateurs sont constitués d'un empilement de briques réfractaires dont la température augmente au contact des fumées les traversant. Après 20 à 30 minutes de chauffage, les circuits sont inversés, et les régénérateurs sont parcourus en sens inverse par l'air ou le gaz pauvre, tandis que les fumées sont envoyées vers les régénérateurs voisins. Durant cette phase, les briques cèdent leur chaleur aux fluides froids à préchauffer pour que ces derniers pénètrent dans les carnaux de chauffage à une température voisine de 1000°C . Toutes les 20 à 30 minutes, les circuits sont inversés, conduisant à un fonctionnement cyclique des régénérateurs et des carnaux comme schématisé sur la

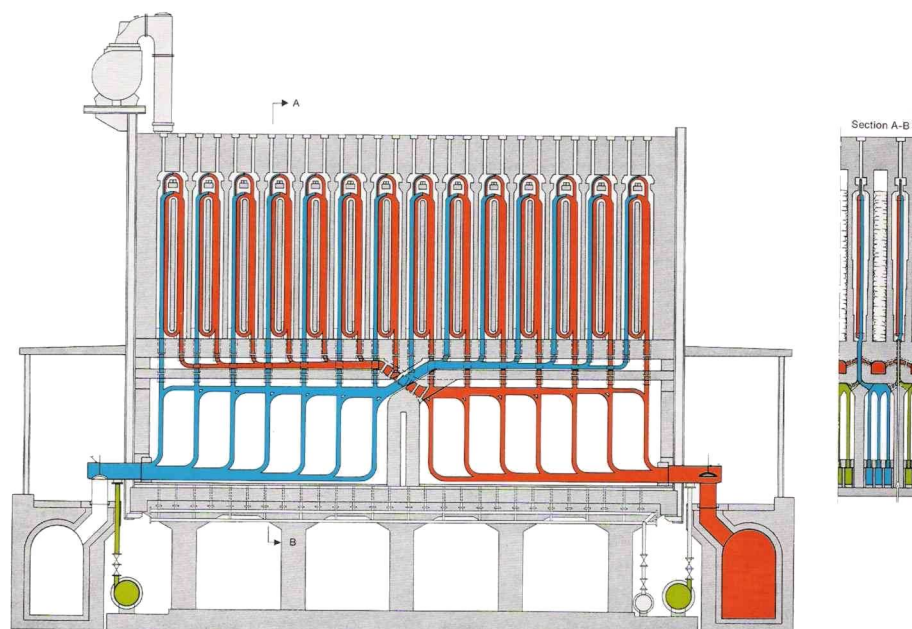


FIGURE 1.6 – Disposition des carnaux de chauffage d'après documents internes CPM.

figure 1.7. Ce système est très efficace puisqu'il permet de récupérer plus de 80 % de l'énergie des fumées [Griffay, 1988]. Au niveau des carnaux de chauffage, les carnaux sont dits « en flamme » lorsque la flamme est ascendante et « en fumées » pendant la descente de fumées.

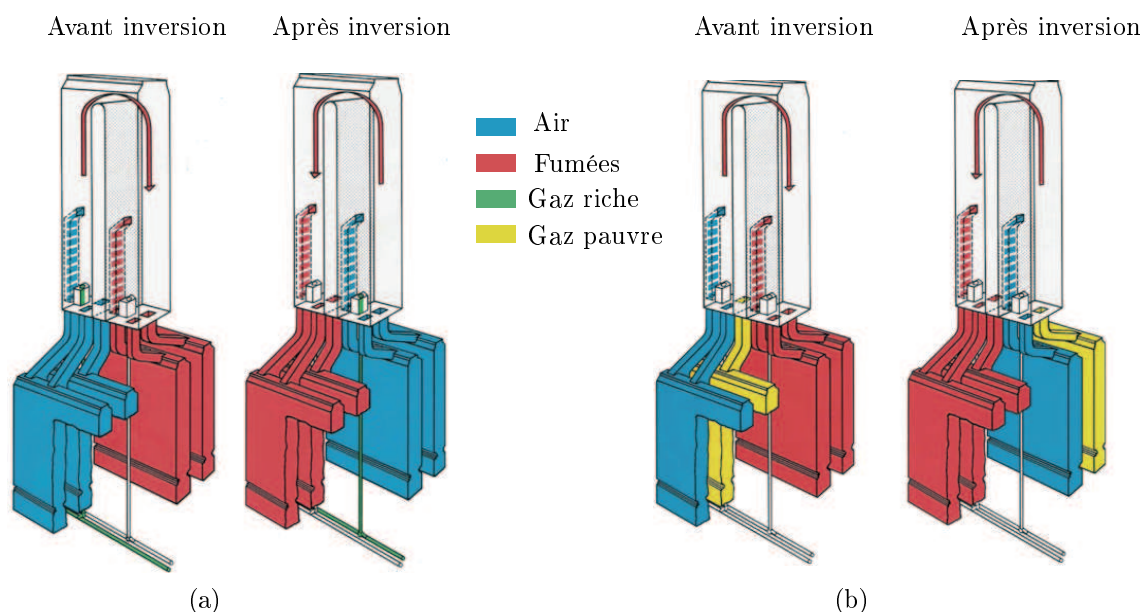


FIGURE 1.7 – Chauffage au gaz riche (a) et au gaz pauvre ou enrichi (b).

1.2 Matériaux utilisés dans les fours à coke

Comme décrit précédemment, un four à coke est constitué d'un ensemble de chambres de combustion dans lesquelles le charbon est enfourné pour y être pyrolysé par conduc-

tion au travers des panneresses. Les contraintes auxquelles doivent répondre les matériaux composant les piédroits sont [Lapoujelade et Le Mat, 1994] :

- i) des variations brutales de température entre 600 et 1000°C provoquées par l'enfournement du charbon froid ;
- ii) des charges de compression à températures élevées dues aux dimensions de la structure ;
- iii) une forte conductibilité thermique pour faciliter les transferts thermiques dans les parois.

Les réfractaires de silice ont donné les meilleurs résultats à ces conditions d'emploi pour les fours à coke [Konopicky, 1961]. D'après la classification des produits réfractaires, les produits de silice contiennent plus de 93 % de silice. La silice se trouve sous un grand nombre de variétés parmi lesquelles les quartzites qui sont les plus utilisées pour la production de ces réfractaires.

1.2.1 Propriétés de la silice

La silice est utilisée en raison de ses excellentes propriétés dans le domaine des températures de travail des fours à coke, c'est-à-dire entre 800 et 1350°C. Lors de l'élaboration des produits de silice, il est important de contrôler la teneur en alumine car celle-ci entraîne une baisse rapide du point de fusion comme présenté sur le diagramme binaire silice-alumine de la figure 1.8.

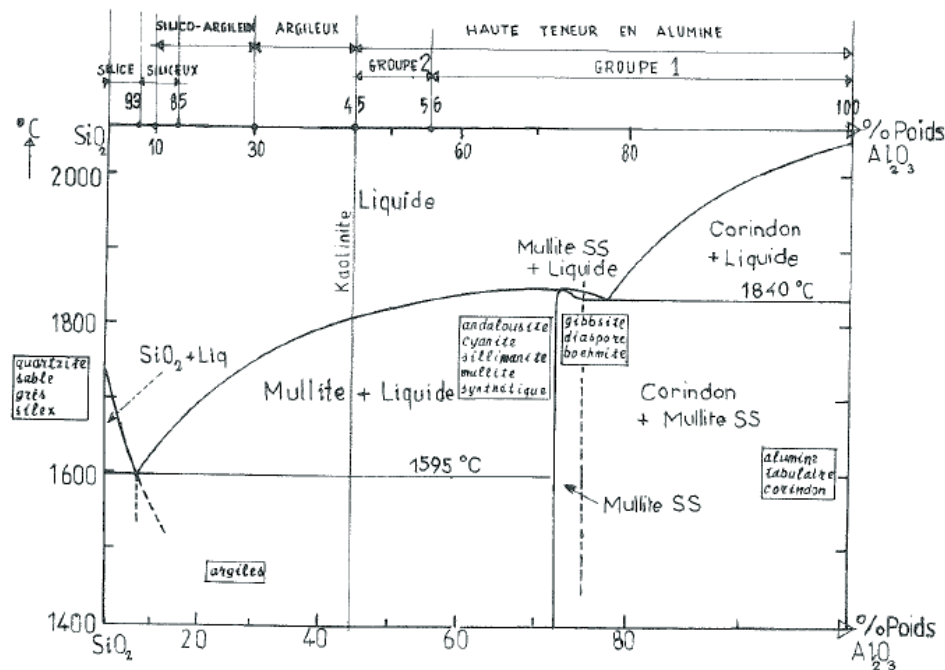


FIGURE 1.8 – Diagramme binaire alumine-silice [Lapoujelade et Le Mat, 1994].

La silice est un matériau polymorphique. La figure 1.9 illustre les différentes formes cristallines de la silice en fonction de la température. Les phases stables sont représentées par les zones délimitées par les lignes en gras. Chacune de ces variétés possède une courbe de dilatation thermique différente en fonction de la température. Les courbes de la figure 1.10 montrent clairement les sauts de dilatation des différentes structures qui peuvent être préjudiciables lors de la mise en chauffe d'une batterie mais aussi pendant les opérations de maintenance.

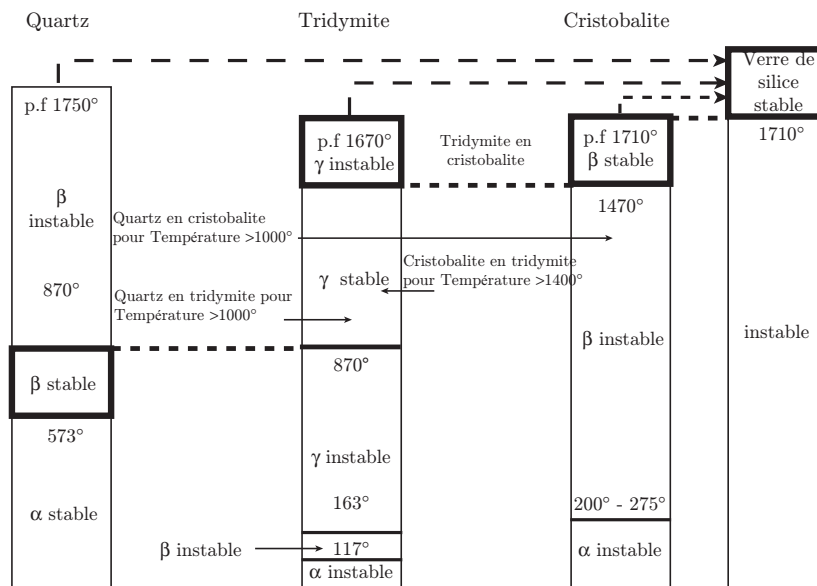


FIGURE 1.9 – Schématisation des structures de la silice et de leurs transformations [Lapoujelade et Le Mat, 1994].

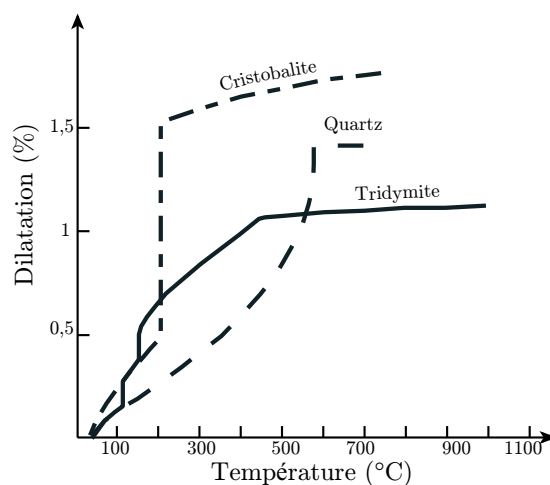


FIGURE 1.10 – Dilatation thermique des différentes structures de la silice [Aliprandi, 1989].

1.2.2 Les réfractaires de silice

Les produits de silice ont été choisis puisque ceux-ci possèdent une courbe de dilatation avec un palier entre 600 et 1500°C, ce qui la rend insensible aux variations brusques de température sur cette plage. Cependant, comme montré sur la figure 1.11, deux dilatations importantes se produisent sur la silice non transformée. La première, réversible, correspond au passage du quartz α au quartz β à 573°C et l'autre à 1470°C, qui traduit la transformation en cristobalite. Ce fort gonflement se manifeste par une dilatation de l'ordre de 4%, ce qui est inacceptable en service. En conséquence, les produits doivent être stabilisés, c'est-à-dire que les briques de silice doivent être cuites dans la plage de température concernée afin de transformer la quasi-totalité du quartz en cristobalite [Baumgart *et al.*, 1984]. Cette opération effectuée, le produit obtenu correspond à la courbe de la silice transformée de la

figure 1.11. Il conserve alors une forte dilatation de 20 à 500°C due à la transformation de la cristobalite α et β , puis présente un palier entre 600 et 1500°C. De plus, les réfractaires de

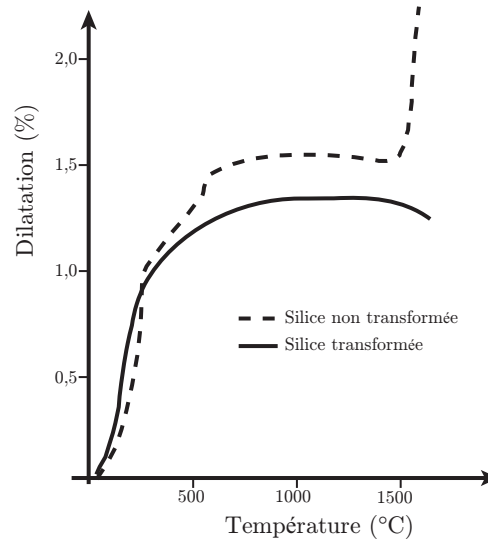


FIGURE 1.11 – Dilatation des réfractaires de silice [Aliprandi, 1989].

silice possèdent une bonne stabilité mécanique sur cette plage d'utilisation. Ainsi la résistance mécanique est constante jusqu'à environ 50°C de la température de fusion (1710°C). Toutes ces propriétés thermomécaniques en font le matériau de prédilection pour répondre aux exigences des fours à coke.

1.3 Revue des sollicitations et des dégradations

Les différentes étapes de cokéfaction engendrent diverses sollicitations sur les piédroits. Outre les sollicitations thermomécaniques qui sont les plus importantes, les briques de silice sont soumises à des attaques chimiques par les fondants contenus dans les charbons. Dans le cadre de cette étude, seuls les chargements thermiques et mécaniques seront pris en compte.

1.3.1 Les sollicitations thermiques

Les piédroits sont sollicités thermiquement par l'action des gaz qui circulent dans les carnaux. Ces variations de température sont à la fois spatiales et temporelles. Les variations spatiales sont dues à la conicité du piédroit et également à la hauteur de flamme dans les carnaux. A cela s'ajoute une baisse de température aux extrémités des fours, due à l'ouverture des portes lors des défournements.

Les variations temporelles sont provoquées d'une part par les inversions cycliques du chauffage, et d'autre part par les enfournements successifs des fours à coke. Au cours d'une période d'inversion, la température d'un carneau en flamme augmente, alors qu'elle diminue dans un carneau en fumée. Ces variations sont plus importantes dans la partie inférieure des carnaux qu'en haut. Au cours de la cuisson, la température varie également à cause des enfournements des fours voisins. La température moyenne dans un carneau décroît aussitôt après l'enfournement, passe par un minimum, puis croît lentement ensuite jusqu'à l'enfournement du four voisin. Pour des raisons de stabilité thermique de la batterie, les fours ne sont pas chargés (ou déchargés) les uns après les autres. Ce décalage suit une loi

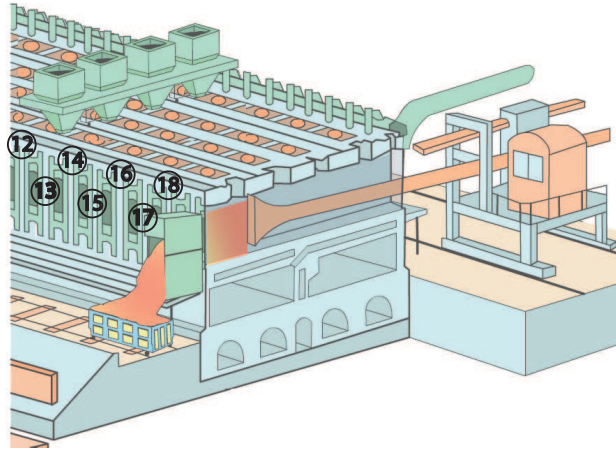


FIGURE 1.12 – Numérotation des fours d'une batterie.

d'enfournement propre à chaque cokerie. Une loi classiquement utilisée consiste à réaliser des enfournements par 5, c'est-à-dire que l'on commence à enfourner les fours 1, 6, 11, ..., puis les fours 3, 8, 13, ..., puis les fours 5, 10, 15, ..., puis les fours 2, 7, 12, ..., et enfin les fours 4, 9, 14, ... (figure 1.12) [Isler, 2008]. Dans ces conditions, deux fours voisins sont toujours dans un état de cuisson très différent et le besoin thermique global est quasiment constant pour tous les carneaux.

Comme illustré sur la figure 1.13, il existe donc deux niveaux de fluctuation des températures dans un piédroit au cours du temps : l'une au niveau de la vingtaine de minutes (inversions), et l'autre au niveau de la vingtaine d'heures (cuissons).

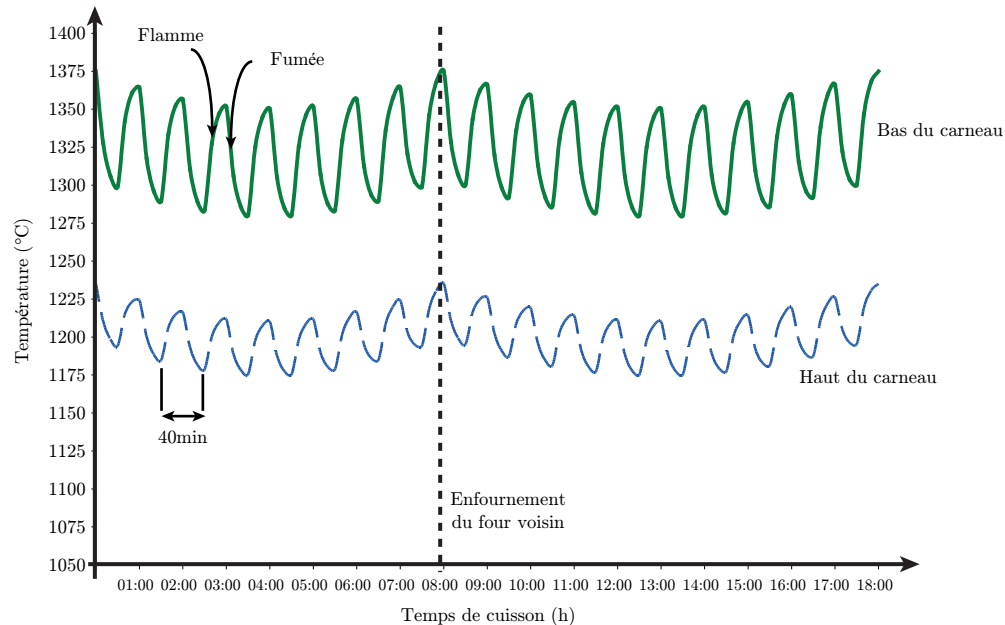


FIGURE 1.13 – Variation des températures dans les carneaux [Griffay, 1988].

1.3.2 Les sollicitations mécaniques

En plus des sollicitation thermiques, viennent s'ajouter les sollicitations mécaniques. Ces chargements peuvent être découpés en fonction de leurs types. Il existe les chargements dus au poids de la structure et de ses composants, les précontraintes engendrées par le système de tirants et enfin les poussées latérales exercées sur les panneresses.

1.3.2.1 Les poids « morts » et « vivants »

Les poids « morts » sont les poids des murs et de la couverture. Ils ont un effet positif sur la structure en jouant le rôle de précontrainte de compression. Contrairement aux poids « morts », le poids de l'enfourneuse est un poids « vivant » car il n'est pas toujours situé au même endroit. Il faut que ce poids soit directement transmis aux panneresses. Les rails reposent sur des supports eux-mêmes placés sur les murs des piédroits. Le système de support de l'enfourneuse est conçu pour optimiser la surface de transfert de chargement afin de diminuer les fortes concentrations de contraintes de compression dans le four.

1.3.2.2 Le serrage des tirants

Les armatures (montants et dormants) et les ancrages (tirants supérieurs et inférieurs, ainsi que les ressorts) disposés en tête de piédroit, décrits sur la figure 1.14, permettent d'imposer une précontrainte de compression horizontale dans le piédroit. Ce système est essentiel car plus les fours sont grands (longs et hauts) plus les piédroits fléchissent, et plus le risque de traction induite est élevé. Il est ainsi nécessaire de prendre en compte le chargement dû au système d'ancrage dans la durée de vie d'une cokerie, sachant que son effet dépend de facteurs extérieurs tels que les déformations thermiques variables sur les montants et les tirants. Il est à noter que les ressorts sont réglables et permettent ainsi de compenser la dilatation.

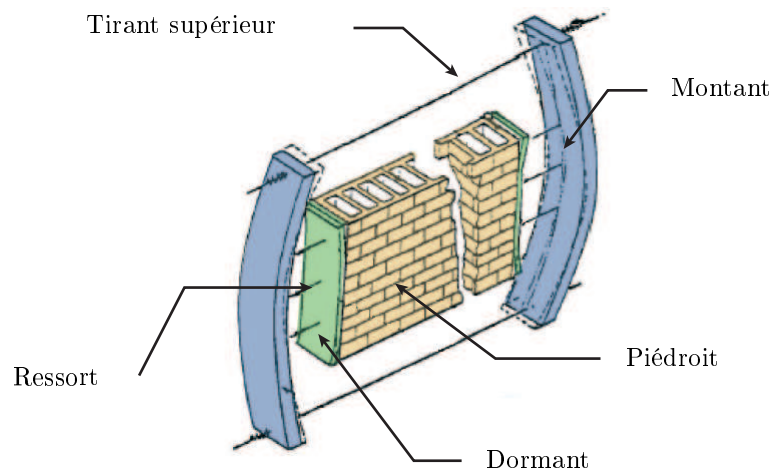


FIGURE 1.14 – Schéma des composants d'un piédroit.

1.3.2.3 La poussée du charbon

Durant sa cokéfaction, le charbon exerce une pression latérale sur les piédroits qui est due à l'expansion du charbon. Cette poussée du charbon est le chargement le plus critique

pour le piédroit puisqu'il provoque une flexion de celui-ci et donc des sollicitations de traction préjudiciables pour la tenue de la structure.

Dans le four à coke, en raison du système de chauffage, la transformation du charbon se fait dans un gradient de température allant de la paroi vers le cœur, de manière symétrique. Ainsi, pour chaque demi-largeur de cellule, la couche plastique est délimitée par les isothermes correspondant aux températures de début de fusion et de resolidification. Elle se réduit donc, dans un cas idéal, à une zone plane, parallèle aux piédroits dont l'épaisseur dépend du gradient thermique. Elle est de quelques millimètres près des parois et augmente graduellement au fur et à mesure que cette couche plastique progresse vers le centre du four. A cet endroit, les deux couches plastiques se rejoignent, puis disparaissent lorsque la partie médiane de la charge atteint la température de resolidification. Comme le montre la figure 1.15, avant ce stade coexistent dans le four à coke, en partant de la paroi : du coke déjà formé, du semi-coke, la couche plastique et du charbon pas encore transformé. La présence simultanée de ces différents états déter-

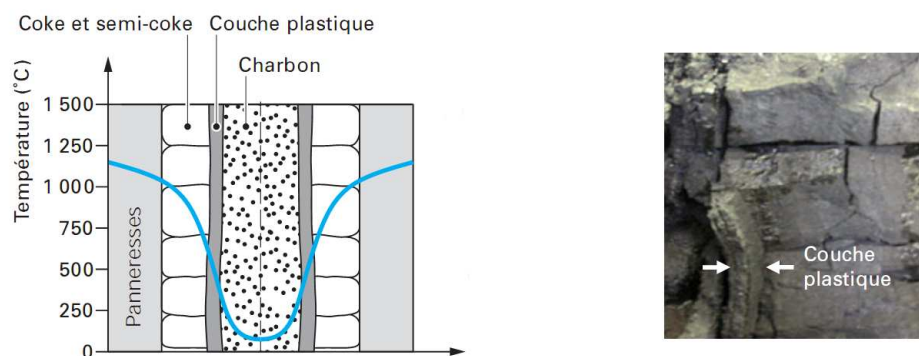


FIGURE 1.15 – Coupe de la charge avant la jonction plastique d'après [Isler, 2008].

mine dans une large mesure la poussée résultante sur la paroi. Selon plusieurs auteurs [CPM, 1960, Loison *et al.*, 1989, Bahe, 2001, Bahe *et al.*, 2003], la poussée du coke est générée en deux phases :

- première phase (température à cœur inférieure à 300-350°C) : un gonflement des deux zones plastiques parallèles aux piédroits est provoqué par la difficulté que rencontrent les gaz de distillation à s'en échapper. Ce gonflement crée une force qui se répercute sur les piédroits par l'intermédiaire du semi-coke et du coke ;
- deuxième phase (température à cœur supérieure à 350°C) : à ce stade de la cuisson les deux zones plastiques progressent vers le centre du four. La carbonisation se poursuivant, une montée rapide de la pression survient lors de la coalescence des deux couches, empêchant temporairement les gaz de s'échapper.

Durant ces deux phases, les effets précédemment évoqués peuvent se manifester de manière plus ou moins importante. Ainsi, dans la pratique, les formes de courbes de poussée sont très variées. La figure 1.16 présente les 4 types de courbes les plus fréquemment observées dans des essais en four à paroi mobile.

Dans le but d'analyser la forme des courbes, celles-ci sont considérées comme la somme de deux courbes de base correspondant aux deux phases de la poussée. Le type 1 correspond à une première phase présentant un maximum, peu de temps avant la rencontre des deux zones plastiques et une seconde phase à maximum très élevé. La progression de la poussée est régulière et ce type de courbe est rencontré avec les charbons très poussants. Le type 2 se caractérise par une première phase à maximum assez plat et apparaissant nettement avant

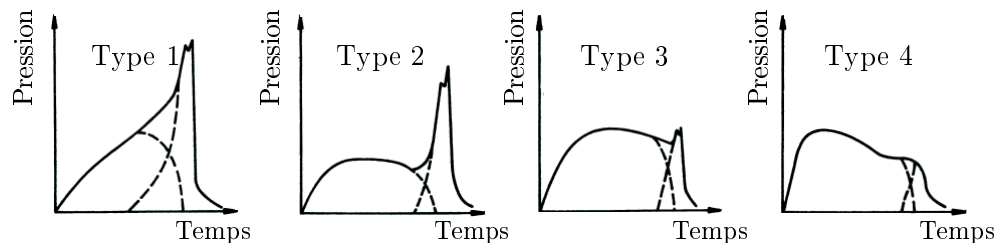


FIGURE 1.16 – Les 4 types de courbe de poussée d'après [Loison et al., 1989].

la rencontre des zones plastiques ; la seconde phase est comparable à celle du type 1. Cela conduit à une forme assez générale présentant souvent un petit creux juste avant la pointe finale. Ce type est assez courant, et il se rencontre fréquemment avec les charbons ayant déjà une poussée notable [Loison *et al.*, 1989]. Les courbes de type 3 et 4 sont rencontrées en technique pilonnée et la forme de courbe est propre à une densité de charge très élevée pour laquelle le charbon est quasiment incompressible. Dans ce cas, il peut y avoir une montée progressive de la poussée sur la paroi en début de cuisson, puis une diminution avant le pic à la jonction des couches plastiques. Le premier maximum de pression peut paraître plus élevé qu'à la jonction des phases plastiques car la section de couche plastique qui pousse diminue au fur et à mesure de l'avancement de la cuisson en raison des effets de bord en four pilote. En pondérant par la surface de la couche plastique, une croissance progressive jusqu'à la jonction est observée. Ces courbes ne correspondent pas au contexte de cette étude puisque la cokerie de Fos-sur-Mer, cadre de l'étude, a adopté un chargement par gravité.

1.3.2.4 Efforts lors du défournement

A l'issue de la cokéfaction du charbon, il existe un retrait entre le saumon de coke et les panneresses des piédroits (1 cm de part et d'autre du coke pour une chambre de carbonisation de 50 cm de largeur). Pour défourner le coke, une pression supérieure aux efforts de frottement du coke sur la sole y est appliquée par l'intermédiaire du béliet de la défourneuse. La figure 1.17 représente le défournement du coke ainsi que l'évolution de l'effort durant cette opération.

Si le pain de coke était un solide indéformable, il n'y aurait aucun effort sur les panneresses mais ce n'est pas le cas puisque le saumon de coke est composé d'un empilement de morceaux fissurés (figure 1.5), qui s'apparente davantage à un milieu granulaire. De ce fait, lors de la poussée du béliet, les morceaux de coke viennent au contact des panneresses, ce qui peut engendrer des efforts préjudiciables pour la durée de vie des piédroits. De même lorsque la stabilité du saumon de coke est précaire ou que le retrait est trop faible, une poussée plus importante est nécessaire pour défourner le coke. Il a été introduit un facteur β qui correspond au ratio entre la pression appliquée par le béliet et la pression transmise sur les panneresses. Ce facteur dépend évidemment du retrait qui est fonction de la quantité de matières volatiles dans le charbon, de la température finale de cuisson, de la vitesse de chauffage ou encore de la dimension des fours.

1.3.3 Les dégradations

Au cours de l'inspection de différentes batteries, des dégradations mécaniques apparaissent régulièrement sur les piédroits. Plusieurs modes de fissurations sont répertoriés [Hanrot, 1994] : des briques cassées mais les morceaux restent jointifs, des « coups de

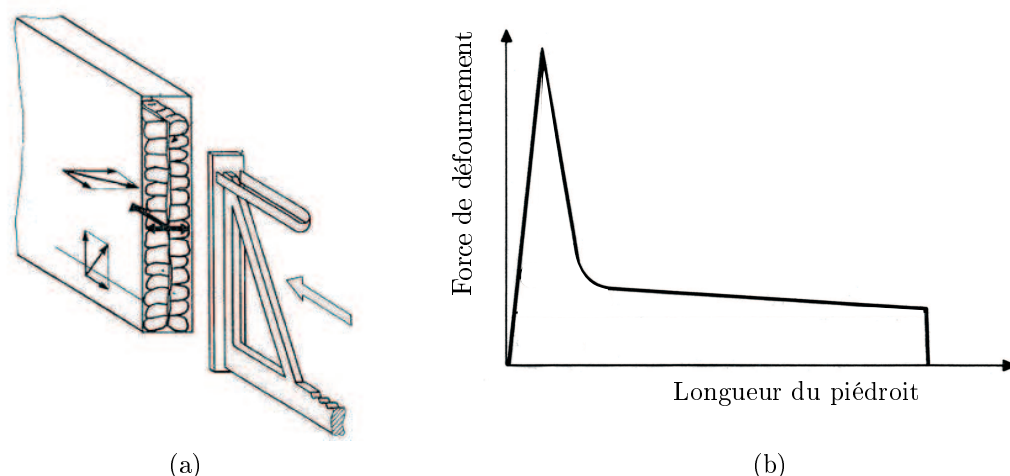


FIGURE 1.17 – (a) Schéma du béliet lors du défournement, (b) Courbe typique de l'évolution de l'effort.

sabre » (ouverture des joints verticaux qui se propagent à travers les briques laissant apparaître des saignées verticales) ou encore des « marches d'escalier » (ouverture des joints sans rupture des briques). Ces dégradations sont schématisées sur la figure 1.18. Il est classiquement observé des incidents sur les briques de tête sous l'effet des chocs thermiques (ouvertures des portes lors des défournements), des chocs mécaniques (mauvaise mise en place des portes, ...) ou à cause des mouvements de la panneresse lors de la poussée. Il apparaît alors une saignée verticale en tête de piédroits.

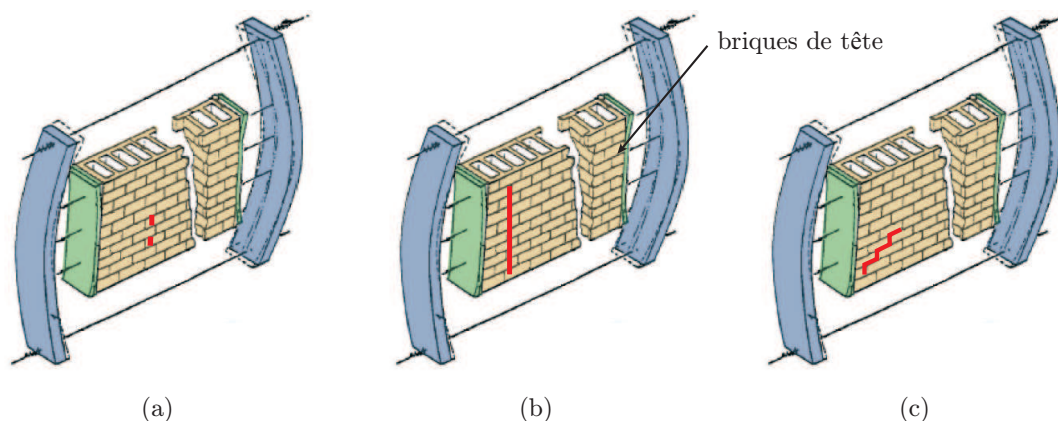


FIGURE 1.18 – Schémas des dégradations observées : (a) briques fissurées, (b) coups de sabre, (c) ouvertures en escalier.

Des fissures verticales se forment dans les panneresses mais aussi dans les carnaux. Ces ouvertures dans les carnaux sont à éviter car elles génèrent des « repassages », c'est-à-dire un passage de gaz à travers les carnaux qui perturbe alors le chauffage du piédroit. Le rôle des poids « morts » et « vivants », des tirants ou encore des parties métalliques est de maintenir une contrainte de compression pour retarder ces processus de dégradation. L'amorce de ces dégradations n'est pas parfaitement connue actuellement, mais plusieurs origines peuvent être évoquées :

- une origine mécanique : la poussée du coke lors de sa cuisson et de son défournement engendre des sollicitations mécaniques dans les panneresses susceptibles de provoquer



FIGURE 1.19 – *Exemple de panneresse endommagée d'après [Nivoix, 2008].*

la rupture de la brique ou de créer des ouvertures de joints.

- une origine thermique : l'ouverture des portes, l'introduction de pâte à coke froide, les pertes thermiques par les dormants provoquent des variations et des gradients de température dans les piédroits. Des chocs thermiques ainsi que des températures inférieures à 500°C peuvent entraîner la création d'ouvertures de joints.
- une origine microstructurale : les sollicitations cycliques peuvent endommager la structure du matériau et modifier son comportement et ses caractéristiques mécaniques. Ce dernier point semble le moins probable puisque des études sur le comportement de briques saines et post-mortem n'ont révélé aucun changement minéralogique et mécanique [Piccavet, 1997].

1.4 Principaux modèles existants

Comme présenté précédemment, le risque majeur de détérioration des piédroits de fours à coke est dû à la poussée des charbons pendant leur cuisson. Ce problème n'est pas récent et différents travaux ont déjà été effectués pour déterminer la limite maximale de la poussée. Cette partie établit un bilan des différents modèles de piédroit développés au cours des 50 dernières années. Naturellement avec l'évolution des moyens de calculs, une distinction entre les approches analytiques et les méthodes numériques sera effectuée.

1.4.1 Modèles analytiques

1.4.1.1 Ahlers, 1959

Le premier modèle de piédroit a été développé par Ahlers et a permis de dimensionner des cokeries pendant des décennies [Dürselen, 1999]. Ce modèle considère une partie centrale du piédroit modélisé en 1D à l'aide d'une seule pièce composée d'un matériau isotrope. Une théorie de flexion du premier ordre est utilisée, c'est-à-dire que les calculs d'effort sont effectués sur la forme non déformée. Des chargements latéraux (pression de gonflement uniforme) s'exercent sur le piédroit, conduisant à des moments de flexion, provoquant des contraintes de compression sur une face et de traction sur l'autre face avec ouverture des joints. Ce sont les joints horizontaux qui s'ouvrent là où les moments sont les plus grands : aux extrémités hautes et basses où il y a encastrement, et approximativement au milieu de la hauteur. Lorsque la pression augmente sur les parois latérales, les joints s'ouvrent de plus en plus, tandis que les contraintes de compression deviennent grandes et

finissent par provoquer la destruction du mur. Cela permet de déterminer une valeur critique de pression. Ahlers a montré qu'en prenant 90% de cette valeur critique, on obtient la valeur de pression admissible pour ne pas dépasser une contrainte de compression de 1 MPa qu'Ahlrs postule comme étant sans risque pour un matériau à base de silice à la température d'une cokerie.

1.4.1.2 Suga, 1970

Dans les années 1970, Suga reprend les travaux d'Ahlrs [Suga, 1970]. Il considère quelques simplifications pour aboutir à une formule analytique qui prédit la limite à rupture du piédroit [Dürselen, 1999, Bahe, 2005]. Les hypothèses effectuées par Suga sont :

1. la structure du four est simple ;
2. la force de liaison des joints de briques est nulle ;
3. le coefficient de frottement au niveau des joints de briques est élevé ;
4. la limite à la rupture des briques est élevée ;
5. la poussée est uniforme sur toute la hauteur du piédroit même au niveau du canal sous-voûte.

A partir de ces hypothèses, la formule qui donne la poussée limite à rupture s'écrit sous la forme suivante [Suga, 1970] :

$$W = \frac{2(\sqrt{M_T} + \sqrt{M_B})^2}{El^2} \quad (1.1)$$

avec

$M_T = 2EAB \frac{D}{2} \rho_R$ le moment de flexion limite à la jonction piédroit/voûte,

$M_B = (2EAB\rho_R + 2ECD\rho_S + 4G(l - C)E\rho_S + 2(D - 2G)F(l - H - C)\rho_R) \frac{D}{2}$ le moment de flexion limite à la jonction piédroit/sole. A désigne la distance entre les axes de deux fours, B la hauteur de voûte au dessus des fours, C la différence de hauteur entre le carneau et le four, D la largeur du piédroit, E la largeur entre les axes de deux entretoises, F l'épaisseur d'une entretoise, G l'épaisseur d'une panneresse, H la hauteur du canal de renversement, l la hauteur du four, ρ_R la masse volumique de la couverture (vides inclus) et ρ_S la masse volumique des briques du piédroit. Ces caractéristiques géométriques sont définies sur la figure 1.20.

Ce modèle donne des valeurs trop restrictives, si bien que le résultat du calcul est considéré comme la contrainte maximale à ne pas dépasser pour que le piédroit reste dans le domaine élastique plutôt que la limite à la rupture du piédroit [Bahe, 2005, Dürselen, 1999]. Ce modèle est encore couramment utilisé pour dimensionner les nouvelles batteries du fait de sa simplicité.

1.4.1.3 Romasko, 1994

Le modèle de Romasko reprend le modèle d'Ahlrs, mais en utilisant une théorie de flexion du second ordre, c'est-à-dire que les calculs d'effort sont menés cette fois-ci sur la structure déformée [Dürselen, 1999]. Cette approche permet de prendre en compte l'effet du poids de la structure comme schématisé sur la figure 1.21. En effet, par rapport au modèle d'Ahlrs, en plus des moments de flexion dus au chargement latéral, des moments dus aux poids de la couverture et des murs sont pris en compte. La répartition de la pression due à la

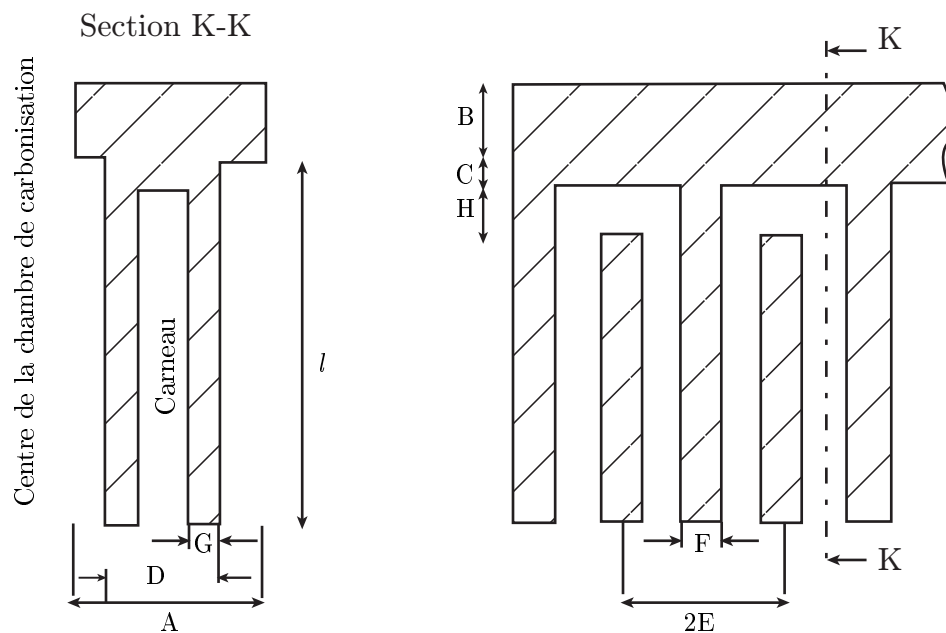


FIGURE 1.20 – Paramètres géométriques intervenant dans le modèle de Suga.

poussée des charbons est choisie uniforme. Ce modèle conduit à un résultat surprenant pour Dürselen : même avec des chargements latéraux supérieurs à la valeur critique d'Ahlens, le piédroit est capable d'atteindre un équilibre élastique stable alors qu'un effondrement du mur est attendu sous ces conditions selon Ahlers.

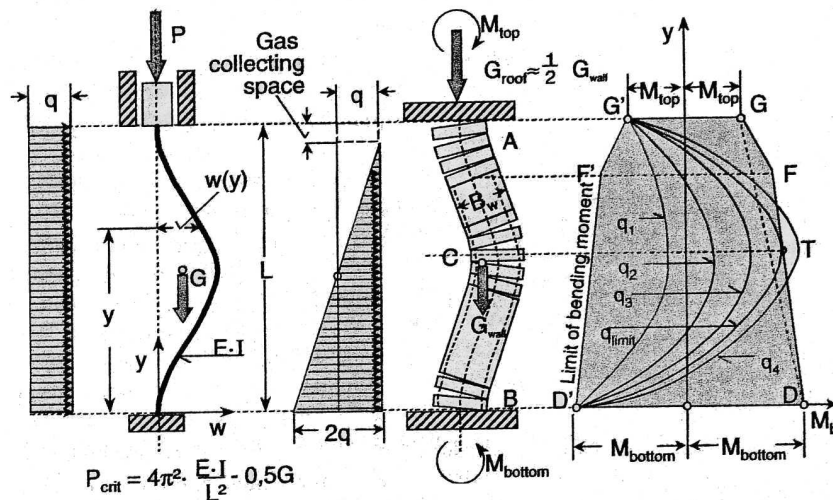


FIGURE 1.21 – Modélisation de Romasko d'après [Dürselen, 1999].

1.4.1.4 Bilan des modèles analytiques

Le tableau 1.1 présente un comparatif des modèles de Suga et d'Ahlens dans le cas d'une pression uniforme (cas originel), mais également l'extension à une pression non uniforme [Dürselen, 1999]. Il apparaît que le modèle de Suga donne des pressions maximales admissibles inférieures au modèle d'Ahlens. Quant au modèle de Romasko, il présente peu de différences par rapport à celui d'Ahlens en ce qui concerne la déflexion (déplacement

latéral) du piédroit pour la partie élastique. En effet, ces déplacements sont faibles, et donc les moments dus au poids de la couverture et des chargements axiaux dans les murs restent peu élevés par rapport aux moments dus à la pression latérale. Par contre, lorsque la pression latérale devient forte (et s'approche de la valeur critique d'Ahlors), la déflexion devient grande, ce qui augmente les moments de flexion additionnels. Cette théorie du second ordre n'est donc utile que pour calculer la charge critique, mais n'est pas nécessaire pour des chargements plus faibles.

TABLEAU 1.1 – Pressions maximales d'après les modèles d'Ahlors et de Suga.

	Uniforme	Linéaire suivant la hauteur
		
Suga	9,8 kPa	10,4 kPa
Ahlors	10,5 kPa	10,9 kPa

1.4.2 Modèles numériques

1.4.2.1 McDermott, 1990

Le modèle développé par McDermott [McDermott, 1990] est un modèle éléments finis 2D représentant une section pleine du piédroit, alors qu'en réalité certaines sections sont creuses (intérieur d'un carneau). Il utilise des éléments quadrangles séparés par des joints horizontaux. Ces joints sont modélisés par des éléments d'interface qui sont des ressorts ayant la rigidité du mortier en compression et une rigidité nulle en traction. De plus, les nœuds alignés verticalement de part et d'autre du même joint sont couplés afin d'obtenir le même déplacement horizontal. Tous les joints ne sont pas modélisés pour des problèmes de temps de calcul. Le comportement de la silice est considéré comme isotrope et linéaire. Le chargement est le suivant :

- champ thermique constant selon la verticale ;
- pression uniforme unilatérale sur toute la hauteur ;
- poids de la couverture appliqué au travers d'un effort linéique (4630 kg/m).

Les mouvements horizontaux sont bloqués seulement en bas et en haut du plan central du mur. Quant aux rotations au niveau de la sole et de la voûte, elles sont obtenues par un calcul éléments finis sur le logiciel ANSYS sur une série de fours à l'aide d'une représentation simplifiée sans éléments d'interface, comme illustré sur la figure 1.22.

Tous les calculs sur le modèle 2D convergent jusqu'à une pression d'environ 12 kPa, puis divergent pour une pression supérieure. Cette valeur correspond donc à la pression de ruine. Faute de coefficient de sécurité défini pour une cokerie, McDermott préconise de privilégier la valeur utilisée par les Américains en génie civil, c'est-à-dire un coefficient de 1,7. La valeur de pression limite vaut alors 7 kPa ce qui est inférieure aux limites trouvées par Ahlors et Suga (respectivement 10,5 et 9,8 kPa). Les contraintes de compression maximales se situent sur la panneresse où s'exerce la pression, et augmentent brusquement avant la ruine pour atteindre une valeur proche de celle de la rupture de la brique de silice (20,7 kPa).

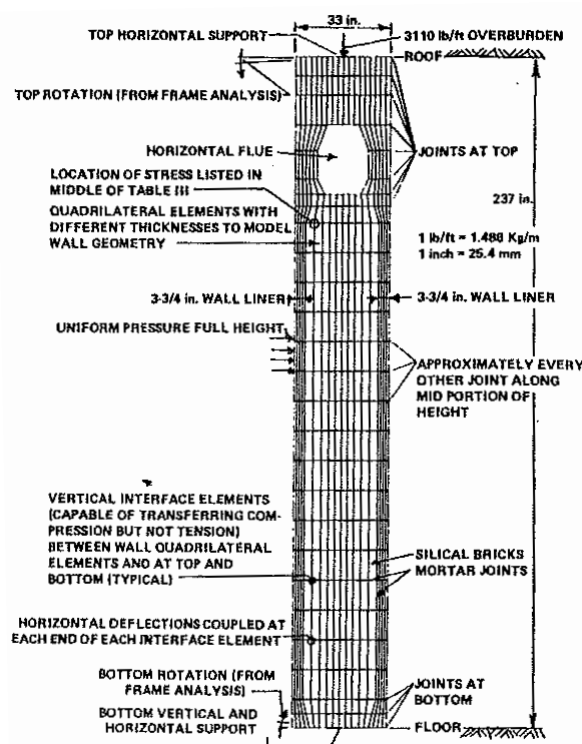


FIGURE 1.22 – Modèle du piédroit développé par McDermott [McDermott, 1990].

Les résultats de ce modèle montrent que des fissures sont déjà présentes pour des pressions faibles, ce qui reflète l'effet du champ thermique. Les fissures s'élargissent progressivement en fonction de la pression, jusqu'à une brusque augmentation avant la pression critique. L'ouverture des joints ne peut pas être prise en compte comme critère car il n'existe pas de définition d'ouverture maximale autorisée pour les joints. De plus, le fait de choisir un module d'élasticité indépendant de la température implique que les joints soient plus ouverts dans le modèle que dans les faits.

1.4.2.2 Merhof, 1995 et Unkenbold, 1996

Le modèle de Merhof [Dürselen, 1999] est le modèle éléments finis le plus complet. Il prend en compte le système d'ancrage, le poids de la couverture, le chargement thermique ainsi qu'une pression latérale non uniforme (linéaire suivant la hauteur du piédroit). Cette répartition de la pression est en stricte opposition avec les hypothèses des modèles d'Ahlens et de Suga. Ce piédroit est modélisé par un bloc continu d'un matériau isotrope aux propriétés élastiques linéaires ignorant ainsi le mécanisme d'ouverture des joints. En ce qui concerne le modèle d'Unkenbold il s'agit d'un modèle éléments finis simplifié : le piédroit est modélisé par une plaque solide orthotrope, les joints n'étant pas pris en compte [Dürselen, 1999]. La structure creuse est simulée par différentes rigidités en flexion orthogonale qui ont été déterminées par des simulations de compression réalisées par éléments finis. Les moments sont fixés le long des bords de la plaque. La pression latérale est non uniforme (linéaire suivant la hauteur du piédroit) comme pour le modèle de Merhof. Quant au chargement thermique, les températures relevées lors d'un défournement sont imposées sur les deux surfaces de la plaque. Le champ de température intérieur à la plaque est alors calculé en régime stationnaire par conduction. Cela implique un champ de température

interne compris entre les valeurs des deux surfaces, ce qui ne correspond pas à la réalité puisque la température intérieure est en réalité supérieure à la température de surface. Les figures 1.23 et 1.24 illustrent ces deux modèles.

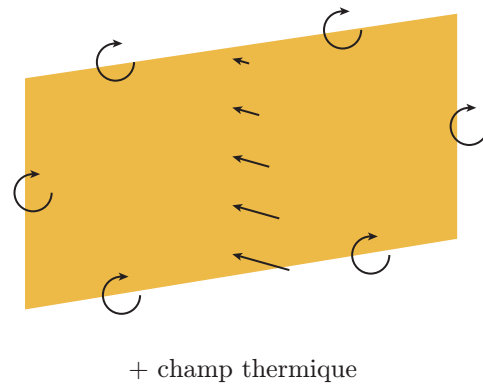
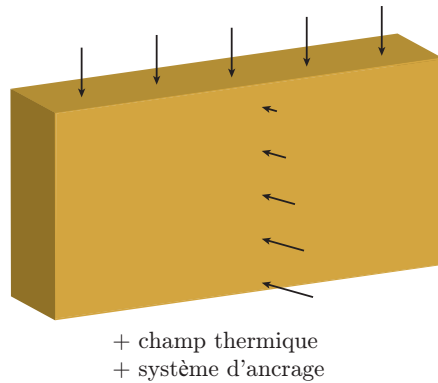


FIGURE 1.23 – *Modélisation de Merhof.* FIGURE 1.24 – *Modélisation de Unkenbold.*

Ces deux modèles présentent des résultats relativement contradictoires en ce qui concerne les déflexions : le modèle de Merhof donne des déflexions dues à la température (de 3,3 mm) très supérieures à celles dues à la pression, tandis que c'est l'inverse pour le modèle d'Unkenbold (déflexion de 0,03 mm, c'est-à-dire 100 fois moins que pour Merhof). Le modèle d'Ahlens donne des déplacements de 3 mm dans le cas où les joints ne sont pas pris en compte. Par contre, en ce qui concerne les contraintes de traction maximales dues à la température seule, les deux modèles donnent le même ordre de grandeur : 10 MPa pour Merhof et 3,3 MPa pour Unkenbold. Il semble également douteux que la silice résiste à une contrainte de traction de 10 MPa à 1250°C. Il est à noter que les résultats de ces deux modèles diffèrent des résultats expérimentaux, ce qui provient essentiellement du fait qu'ils ne prennent pas en compte l'ouverture des joints et qu'ils négligent l'inhomogénéité du chargement thermique.

1.5 Bilan

Le fonctionnement d'une cokerie en exploitation ainsi que les mécanismes de formation du coke ont été abordés au cours de ce chapitre. Une description synthétique des sollicitations et dégradations auxquelles les piédroits sont soumis, a ensuite été menée. Ces chargements sont à la fois d'ordre mécanique (poids, serrage des tirants, poussée) et thermique (chauffage des carnaux, enfournement, etc). Ces sollicitations engendrent alors des phénomènes de compression et/ou de traction conduisant à l'ouverture des joints ou autres dégradations. Les modèles de piédroit ont ensuite été explorés et on ne peut que constater le fait qu'ils possèdent de nombreuses limites. La revue de ces modèles met en exergue un point. A savoir, le modèle le plus complexe, qui tient compte de manière la plus réaliste possible de l'ensemble des mécanismes qui définissent le comportement que ce soit à l'échelle locale des matériaux, jusqu'à l'échelle globale du four, n'est pas le modèle optimal. Il ressort ainsi de ce tour d'horizon, que les points essentiels à la modélisation d'un piédroit se positionnent à 4 échelles distinctes :

1. *à l'échelle d'un four* : les piédroits sont au contact de la sole, de la voûte et d'armatures métalliques (montants-dormants). Ces éléments extérieurs doivent être pris en compte car ils influencent notablement le comportement global de la structure.

2. *à l'échelle du piédroit* : le piédroit est une structure composée de carneaux avec un champ de température ayant deux niveaux de fluctuations : un lors de l'enfournement (défournement) du charbon et un second lors du chauffage des carneaux. Le piédroit subit une poussée latérale lors de la pyrolyse qui évolue aussi au cours du temps. La complexité de ces chargements doit être reproduite.
3. *à l'échelle d'une panneresse* : chaque paroi est composée de briques de silice et de joints de mortier, dont l'assemblage est fait par tenon et mortaise. Cet assemblage influence fortement le phénomène d'ouverture des joints. La géométrie complexe de l'assemblage doit être intégrée au modèle.
4. *à l'échelle des matériaux* : les briques et le mortier ont des comportements dépendants de la température. L'ouverture des joints de la maçonnerie implique que la tenue mécanique de l'interface entre ces deux matériaux soit définie, puis introduite dans la modélisation du piédroit.

Les points 3 et 4 font échos aux problèmes rencontrés lors de la modélisation des structures maçonnées. Pour répondre à ces problèmes, différentes approches sont envisageables. Ainsi, les maçonneries peuvent être traitées soit à l'échelle macroscopique, où le milieu est supposé homogène et continu, soit à l'échelle microscopique, où le milieu est considéré comme hétérogène continu ou discret. Cette question fera l'objet du chapitre 2 « Modélisation des structures maçonnées ».

Une fois le modèle de maçonnerie établi, l'étude numérique du piédroit peut être envisagée. Pour construire ce modèle, les points 1 et 2 exigent une connaissance des conditions aux limites à l'échelle du four et du piédroit. Une instrumentation thermique et mécanique a donc été menée sur le site de Fos-sur-Mer pour quantifier ces conditions aux limites. L'installation et les résultats de ces mesures sont présentés dans le troisième chapitre. Pour alimenter le modèle, une campagne d'essais de caractérisations thermomécaniques des matériaux du piédroit a été conduite au CEMHTI et ICAR. L'ensemble de ces données a permis de réaliser des simulations numériques du piédroit. Ce travail est présenté dans le troisième chapitre « Modélisation thermomécanique d'un piédroit de cokerie ».

Chapitre 2

Modélisation des structures maçonneries

Deux approches se distinguent dans la littérature pour décrire le comportement mécanique des maçonneries :

1. La première considère la structure maçonnerée comme étant une structure hétérogène. On parle alors d'approche microscopique. Cette approche microscopique nécessite de prendre en compte les différents constituants (briques, mortier, interfaces) d'un point de vue matériel et géométrique. Cette approche compte deux sous catégories selon que les joints soient modélisés ou non. Dans la première, nommée ici approche micro-détaillée, les briques et les joints sont représentés par des éléments continus alors que l'interface entre les briques et le mortier est représentée par des éléments discontinus (figure 2.1a). La deuxième approche est qualifiée d'approche micro-simplifiée puisque les joints ne sont pas représentés. Les briques sont alors élargies et représentées par des éléments continus tandis que le comportement du mortier et de l'interface brique/mortier est reproduit par des éléments discontinus (figure 2.1b).
2. La seconde considère la structure maçonnerée comme une structure homogène. Avec cette approche, aucune distinction entre les briques, le mortier et les interfaces n'est réalisée (figure 2.1c). Le matériau maçonnerie est caractérisé par une loi de comportement homogène. On parle ainsi d'approche macroscopique.

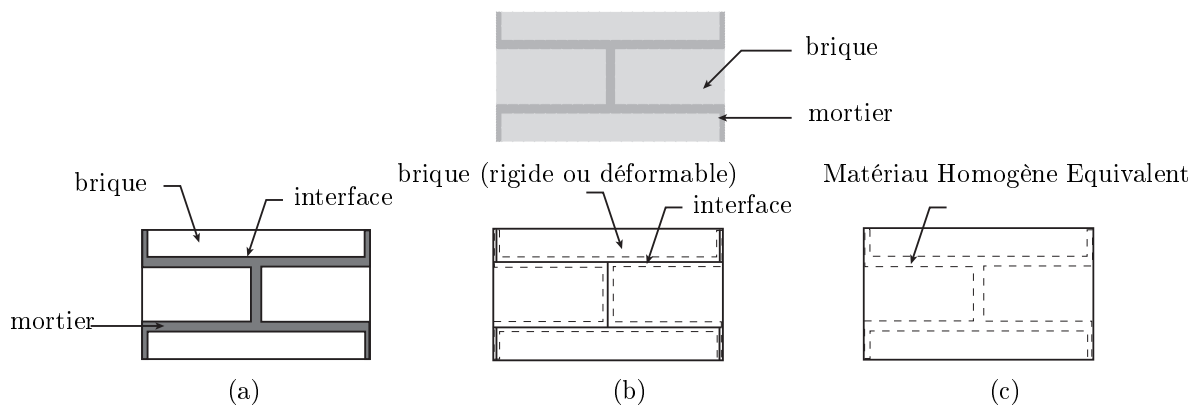


FIGURE 2.1 – *Stratégie de modélisation des structures maçonnerées : (a) approche micro-détaillée ; (b) approche micro-simplifiée ; (c) approche macro d'après [Lourenço, 2002].*

Selon le niveau de précision et de simplicité souhaité, l'une ou l'autre des techniques de modélisation peut être mise en application. Les deux types d'approches sont présentées plus en détail dans les sections suivantes afin d'établir leurs champs d'application ainsi que leurs limites.

2.1 L'approche microscopique

Cette approche est fondée sur l'idée qu'une maçonnerie est une structure hétérogène. Les constituants sont alors modélisés séparément. Deux classes de modélisation se distinguent : l'approche discrète et l'approche continue.

2.1.1 Approche discrète

Cette approche met en avant l'aspect discret de la maçonnerie. La structure étudiée est considérée comme un assemblage de corps (déformables ou non) reliés entre eux par des lois d'interaction prenant en compte le comportement des joints. Cette méthode a été développée initialement par Cundall [Cundall, 1971] pour traiter des problèmes de mécanique des roches. Cette méthode permet de simuler le comportement des matériaux granulaires par un ensemble de particules interagissant entre-elles au niveau de leurs points de contact. Les méthodes numériques, développées pour résoudre ce type de problèmes, se regroupent sous le terme de Méthode aux Éléments Distincts (MED). Les lois d'interaction les plus communément utilisées sont la loi de Signorini pour le contact et une loi de type Coulomb pour le frottement. Le comportement de l'interface brique/mortier et du mortier est retranscrit au travers de ces lois d'interaction. Cette méthode combinée avec la méthode de résolution Non Smooth Contact Dynamics (NSCD) permet actuellement de modéliser de grandes structures telles que des arches ou encore les arènes de Nîmes [Chetouane *et al.*, 2005, Rafiee *et al.*, 2008a, Rafiee *et al.*, 2008b].

L'avantage majeur de cette méthode est le fait qu'elle nécessite peu de degrés de liberté par rapport à la Méthode des Éléments Finis (MEF), et présente donc un coût numérique moindre en rapport de son efficacité. L'inconvénient est la nécessité de dessiner les différents corps : ceci peut s'avérer dérisoire lorsque la structure maçonnée possède un arrangement structural simple et homogène (briques parallélépipédiques dans un mur plan) mais est inenvisageable lorsqu'il s'agit de modéliser une structure telle qu'un piédroit. En effet, un piédroit de cokerie est composé de milliers de briques avec plus de 1000 références différentes (figure 2.2). De plus, l'assemblage des briques des piédroits est réalisé en tenon et mortaise afin d'empêcher l'ouverture des joints verticaux [Dürselen, 1999] et donc la géométrie des briques est trop complexe pour pouvoir utiliser la MED.

2.1.2 Approche continue

Dans l'approche continue, le comportement non-linéaire de la maçonnerie n'est pas retranscrit au travers de lois d'interaction mais par le comportement des constituants et/ou de l'interface brique/mortier. Deux types de modèles existent : les modèles à deux phases et ceux à trois phases. Dans les modèles à deux phases, les briques et le mortier sont modélisés séparément par un milieu continu régi par une loi de comportement ; quant au comportement mécanique de l'interface, il est pris en compte dans la loi d'interface (figure 2.1b). Dans les modèles à trois phases, la modélisation est encore plus détaillée puisque les briques et les joints sont modélisés par des éléments finis tandis que l'interface est représentée par un élément discontinu (figure 2.1a). Les théories de la plasticité et



FIGURE 2.2 – Géométrie des briques et arrangement architectural d'un piédroit lors de sa construction.

de l'endommagement peuvent être alors introduites dans les lois de comportements des différents milieux pour décrire les divers phénomènes se produisant dans la maçonnerie.

Un des premiers auteurs à modéliser le comportement d'une maçonnerie fut Page [Page, 1978]. Il avait supposé un comportement élastique linéaire pour la brique tandis que les joints étaient modélisés par des éléments d'interface avec un comportement non-linéaire à rupture fragile. Depuis, les modèles des joints de mortier se sont complexifiés en introduisant par exemple des modèles d'interface élasto-plastique avec adoucissement [Lourenço, 1996]. Le comportement plastique de l'interface est modélisé à l'aide de critères multi-surfaces qui prennent en compte le comportement en traction, en cisaillement et en compression. La traction est ainsi caractérisée par un critère de « troncature » (cut-off), le cisaillement par un critère de frottement de type Coulomb, tandis que le comportement en compression est délimité par un critère « cap », utilisé en mécanique des sols pour décrire la compaction plastique des sols (figure 2.3).

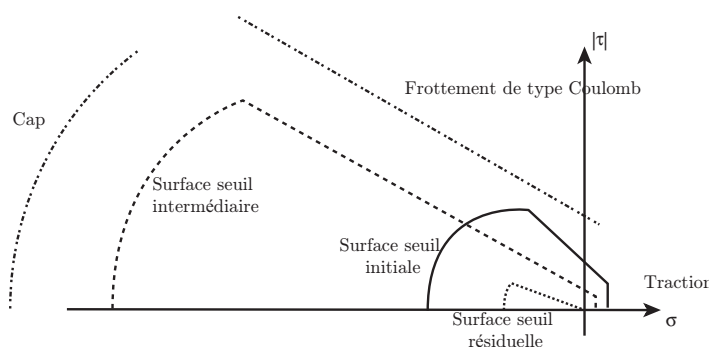


FIGURE 2.3 – Surface limite pour le comportement des interfaces d'après [Lourenço, 1996].

D'autres auteurs, parmi lesquels Giambanco [Giambanco *et al.*, 2001], ont établi des modèles d'interface basés sur des approches tribologiques. Dans ce type d'approche, se trouve également une modélisation élasto-plastique des joints, basée sur le critère de Mohr-Coulomb avec un seuil en traction. L'originalité de cette approche réside dans le fait que la dégradation des joints de mortier est liée aux formes des aspérités qui évoluent en fonction de la cohésion. D'autres auteurs se sont intéressés à des modèles avec endommagement du joint de mortier [Gambarotta et Lagomarsino, 1997, Alfano et Sacco, 2006,

Fouchal *et al.*, 2009, Pelissou et Lebon, 2009]. Dans son modèle, Gambarotta a pris en compte le comportement de tous les composants ainsi que de l'interface : un comportement fragile pour les briques et une loi de comportement qui prend en compte la décohé-sion et le glissement dans le joint de mortier par l'intermédiaire de deux variables internes représentant le glissement et l'endommagement [Gambarotta et Lagomarsino, 1997]. Dans les travaux d'Alfano [Alfano et Sacco, 2006], une nouvelle méthode permettant de com-biner à la fois l'endommagement et le frottement est présentée. Cette méthode est basée sur l'hypothèse qu'à l'échelle mésomécanique, une surface élémentaire représentative peut être partitionnée en une partie saine et une partie endommagée où le frottement peut apparaître. D'autres auteurs comme Pelissou [Pelissou et Lebon, 2009] utilisent une ap-proche asymptotique [Lebon *et al.*, 2004] pour modéliser l'endommagement quasi-fragile dans l'interface. Ce travail constitue une extension du modèle introduit par Gambarotta [Gambarotta et Lagomarsino, 1997] qui prend en compte l'endommagement du joint de mortier. Quant aux travaux de Fouchal [Fouchal *et al.*, 2009], le modèle RCCM (Raous-Cangémi-Cocou-Monerie) prédisant l'évolution de l'endommagement à l'interface entre deux corps déformables initialement collés [Raous *et al.*, 1999], a été adapté en fonction d'une variable interne traduisant l'intensité de l'adhésion.

2.1.3 Bilan de la modélisation microscopique

Idéalement, la modélisation des structures maçonnées devrait être réalisée à l'échelle mi-croscopique puisque celle-ci permet d'incorporer les comportements des divers constituants ainsi que leur arrangement spatial, et donc d'accéder à une bonne compréhension du com-portement à l'échelle locale. Selon qu'une approche continue ou discrète soit privilégiée, deux méthodes se distinguent. L'approche discrète qui se base sur des conditions d'impéné-trabilité et de frottement, se révèle efficace numériquement pour modéliser de grandes struc-tures. Cependant la représentation des blocs peut s'avérer fastidieuse pour des structures de grande taille à géométrie complexe. L'approche continue souffre des mêmes conclusions puisqu'elle demande un effort numérique plus important, elle est d'ailleurs réalisée en 2D dans la plupart des publications. De plus, l'identification des paramètres introduits dans les lois de comportement (Mohr-Coulomb, cap, Rankine,...) reste un problème délicat. En effet, les essais disponibles sur des structures maçonnées et qui plus est à température, se résument souvent à des essais de compression ou dans une moindre mesure, à des essais de traction/flexion. L'identification des paramètres en cisaillement ou en traction reste alors fortement dépendante de l'ingéniosité de l'expérimentateur [Gabor, 2002].

La conclusion qui se dégage de cette approche microscopique est que cette méthode n'est pas adaptée à l'étude de structures de type industriel qui multiplient les références tant en matériaux qu'en géométries. Il est virtuellement impossible de réaliser une étude à cette échelle, même en utilisant les technologies informatiques les plus avancées.

2.2 L'approche macroscopique

Lorsque des structures de taille importante sont à étudier, le recours à l'approche ma-croscopique est l'option la plus pertinente. Dans cette approche, le comportement de la maçonnerie est représenté par une seule phase appelée Matériau Homogène Equivalent (MHE) où les comportements des briques et du mortier sont intégrés. Des relations sont alors établies entre les déformations et les contraintes macroscopiques de la maçonnerie. Par la suite, on verra que ces propriétés équivalentes de la maçonnerie peuvent être dé-terminées de plusieurs manières : à partir d'essais (approche phénoménologique) ou bien à

partir d'approches micromécaniques (homogénéisation).

2.2.1 L'approche phénoménologique

L'approche classique permettant de trouver le comportement équivalent consiste en la détermination des lois de comportement dans tous les états de contrainte. Le modèle le plus complet [Syrmakezis et Asteris, 2001] reproduit le comportement de la maçonnerie avec un matériau orthotrope caractérisé par un comportement non-linéaire suivant chaque axe matériel. D'autres auteurs ont préféré introduire de l'endommagement dans leur comportement global [Berto *et al.*, 2002, Papa et Nappi, 1997]. Généralement ces modèles se placent sous l'hypothèse des contraintes planes, ce qui s'applique surtout à des panneaux ou aux murs sollicités en cisaillement. Les travaux de référence dans ce domaine sont les travaux de Lourenço [Lourenço, 1996, Lourenço, 1998, Lourenço, 2002] qui a établi un modèle de plasticité orthotrope avec adoucissement, et les travaux de Papa et Nappi [Papa et Nappi, 1997] avec un modèle couplé endommagement/plasticité. Par la suite, le modèle de Lourenço sera brièvement présenté afin de souligner les avantages et inconvénients de ce type d'approche.

Un modèle de plasticité orthotrope avec adoucissement

Selon le travail de Lourenço [Lourenço, 1996], le matériau équivalent est considéré orthotrope sous l'hypothèse des contraintes planes. La surface seuil est définie à partir de critères orthotropes : un critère de type Hill en compression associé à un critère de type Rankine orthotrope en traction (figure 2.4). L'idée consiste à construire une surface seuil comme dans le §2.1.2, mais en se plaçant à l'échelle macroscopique. Le critère de Ran-

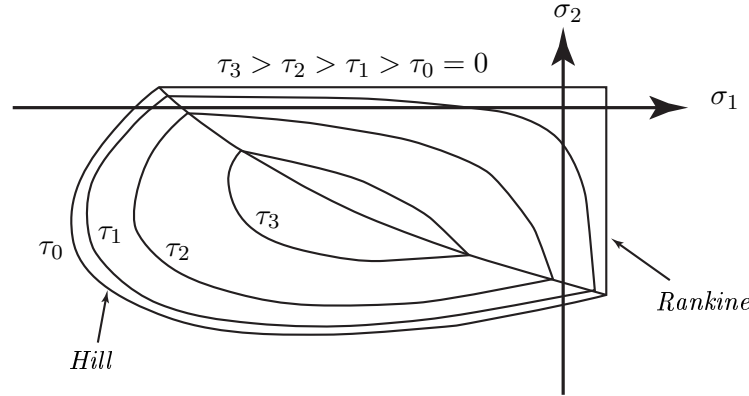


FIGURE 2.4 – Critère de plasticité orthotrope pour les maçonneries selon [Lourenço, 1996].

kine permet de limiter la contrainte principale maximale en traction par une valeur seuil. Lourenço a modifié ce critère de manière à faire apparaître des seuils distincts suivant les directions d'orthotropie 1 et 2. De plus, un paramètre α est introduit pour caractériser la contribution des contraintes de cisaillement sur le seuil de plasticité. Le critère s'écrit :

$$f_1 = \frac{(\sigma_1 - \bar{\sigma}_{t1}) + (\sigma_2 - \bar{\sigma}_{t2})}{2} + \sqrt{\left(\frac{(\sigma_1 - \bar{\sigma}_{t1}) - (\sigma_2 - \bar{\sigma}_{t2})}{2}\right)^2 + \alpha \tau_{12}^2} \quad (2.1)$$

avec

$$\alpha = \frac{f_{t1}f_{t2}}{\tau_{ut}^2} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \bar{\sigma}_{t1} = f_{t1} * e^{-\frac{l}{G_{t1}}\kappa_t} \\ \bar{\sigma}_{t2} = f_{t2} * e^{-\frac{l}{G_{t2}}\kappa_t} \end{cases} \quad (2.2)$$

où f_{t1} et f_{t2} sont les limites à rupture en traction respectivement dans les directions 1 et 2, tandis que τ_{ut} est la résistance limite en cisaillement. L'évolution des contraintes seuils σ_{t1} et σ_{t2} est décrite par une loi adoucissante dépendant du taux d'énergie de rupture en traction, G_{ti} . Le paramètre l est la longueur caractéristique des éléments du maillage tandis que κ_t est le scalaire contrôlant l'adoucissement [Lourenço, 1996].

Le critère de compression est un critère de type Hill, écrit en contraintes planes. Le critère est donné par l'équation suivante :

$$f_2 = A\sigma_1^2 + B\sigma_1\sigma_2 + C\sigma_2^2 + D\tau_{12}^2 - 1 \quad (2.3)$$

où A , B , C et D sont quatre paramètres matériaux définissant la convexité du domaine élastique. Leur définition est la suivante :

$$\begin{aligned} A &= \frac{1}{\bar{\sigma}_{c1}^2(\kappa_c)} & B &= \frac{\beta}{\bar{\sigma}_{c1}(\kappa_c)\bar{\sigma}_{c2}(\kappa_c)} \\ C &= \frac{1}{\bar{\sigma}_{c1}^2(\kappa_c)} & D &= \frac{\gamma}{\bar{\sigma}_{c1}(\kappa_c)\bar{\sigma}_{c2}(\kappa_c)} \end{aligned} \quad (2.4)$$

Comme pour le critère de Rankine, les contraintes seuils $\bar{\sigma}_{ci}$ dépendent du paramètre κ_c qui contrôle le taux d'adoucissement dans les deux directions. Les paramètres β et γ sont des paramètres matériaux additionnels qui contrôlent la forme de la surface seuil. Le paramètre β contrôle le couplage entre les deux contraintes σ_1 et σ_2 , tandis que γ détermine la contribution de la contrainte de cisaillement à la rupture. Ils sont donnés par les relations :

$$\begin{aligned} \beta &= \left(\frac{1}{f_{45^\circ}^2} - \frac{1}{f_{c1}^2} - \frac{1}{f_{c1}^2} \right) f_{c1}f_{c2} \\ \gamma &= \frac{f_{c1}f_{c2}}{\tau_{uc}^2} \end{aligned} \quad (2.5)$$

où f_{c1} et f_{c2} représentent les limites à rupture en compression uniaxiale respectivement dans les directions 1 et 2. Le terme f_{45° est la résistance en compression biaxiale à 45° par rapport aux axes matériaux. De même que pour le critère de Rankine, le comportement non-linéaire est donné par une loi d'adoucissement/durcissement construite à l'image du critère « cap », caractérisée par les énergies de rupture G_{ci} . Ce modèle a été validé par une comparaison avec des résultats expérimentaux trouvés dans la littérature [Ganz et Thürlimann, 1984]. Les comparaisons numériques-expérimentales sont détaillées dans [Lourenço, 1996]. La figure 2.5 qui présente les résultats numériques et expérimentaux obtenus à partir de différents essais, montre une bonne corrélation. Cette étude a été explicitée dans le but de montrer qu'il est possible de faire des modèles macroscopiques complets et précis. Cependant un tel modèle requiert d'énormes moyens expérimentaux, 11 paramètres mécaniques étant à identifier ($f_{c1}, f_{c2}, f_{t1}, f_{t2}, f_{45^\circ}, \tau_{uc}, \tau_{ut}, G_{c1}, G_{c2}, G_{t1}, G_{t2}$). Pour alimenter son modèle, Lourenço a utilisé 7 essais issus de la littérature [Ganz et Thürlimann, 1984] (essais

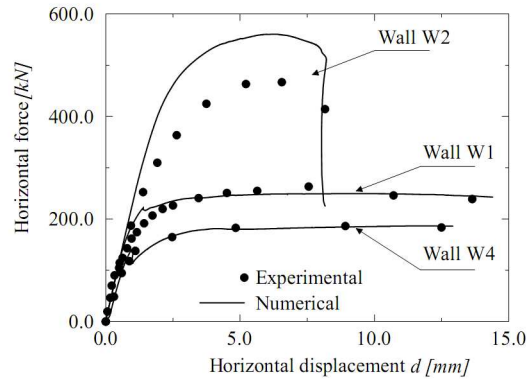


FIGURE 2.5 – Résultats du modèle de plasticité orthotrope avec adoucissement [Lourenço, 1996].

uniaxiaux et biaxiaux en traction et compression sur des corps d'épreuves relativement larges, présentés sur la figure 2.6) afin de déterminer les résistances et énergies de rupture en compression et traction. De plus, ces essais doivent être réalisés en déplacement imposé afin de pouvoir déterminer les énergies de rupture. Ainsi une telle campagne nécessite un investissement conséquent, tant au niveau du temps que des moyens.

Le problème majeur de cette approche phénoménologique réside dans l'identification des paramètres matériaux inclus dans les lois de comportement. En effet, plus les lois de comportement sont riches plus elles requièrent un nombre important d'essais, souvent spécialement conçus, qui s'avèrent onéreux. De surcroît, ces essais sont sujets à l'influence des conditions aux limites mais aussi au facteur d'échelle. Une solution qui s'est alors déployée depuis ces dernières années, est l'approche micromécanique puisqu'elle permet d'obtenir à partir des lois de comportement locales le comportement à l'échelle macroscopique.

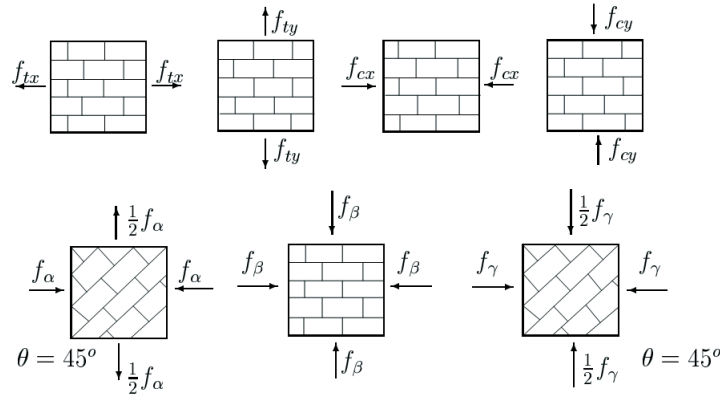


FIGURE 2.6 – Essais de caractérisation nécessaires pour l'identification des paramètres matériaux utilisés dans le modèle de Lourenço [Ganz et Thürlimann, 1984].

2.2.2 L'approche micromécanique

Contrairement à l'approche phénoménologique qui identifie directement le comportement global, l'approche micromécanique cherche à déduire le comportement macroscopique à partir du comportement local des constituants composant la structure. Ce type d'approche permet de prendre en compte les mécanismes de déformation locaux,

mais aussi la répartition spatiale des composants afin de résoudre le problème de changement d'échelle. Comme présenté dans la thèse de Rekik [Rekik, 2006], il existe deux grandes familles d'approches micromécaniques se différenciant par la représentation adoptée pour la microstructure. Dans la suite de cette étude, seules les méthodes d'homogénéisation basées sur la représentation statistique seront considérées. Les méthodes fondées sur une représentation déterministe tel le calcul par transformées de Fourier rapides (FFT) [Moulinec et Suquet, 1994, Moulinec et Suquet, 1995] ou encore les méthodes stochastiques [Falsone et Lombardo, 2007], ne seront donc pas développées. Dans la suite de cette section, une revue des différentes méthodes de modélisation des structures maçonnées utilisant une approche micromécanique est présentée.

2.2.2.1 Principe de l'homogénéisation

Cette section rappelle brièvement les bases de la théorie de l'homogénéisation appliquée aux structures maçonnées dans le cas particulier des arrangements périodiques. Soit une maçonnerie constituée d'un arrangement périodique de briques et de joints de mortier comme montré sur la figure 2.7. Les méthodes d'homogénéisation en champs moyens reposent classiquement sur trois étapes : la représentation, la localisation et l'homogénéisation. La première étape consiste à définir un Volume Élémentaire Représentatif (VER)

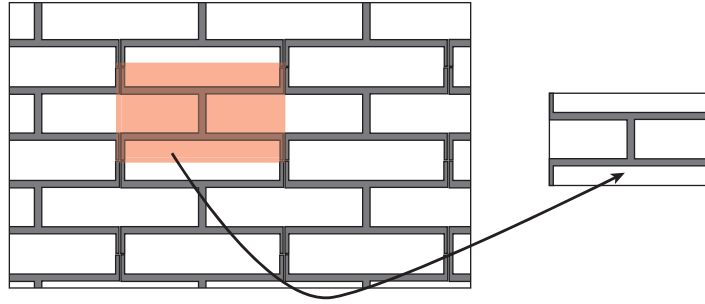


FIGURE 2.7 – Exemple de définition d'un VER pour une structure maçonnée.

du matériau hétérogène [Bornert *et al.*, 2001, Kanit *et al.*, 2003]. Il doit être suffisamment grand par rapport à la taille des hétérogénéités pour être représentatif de leur répartition spatiale et de leur mécanisme de déformation, et suffisamment petit à l'échelle macroscopique pour que les champs mécaniques calculés avec le modèle macroscopique soient très peu variables dans le VER. Ici la structure est l'échelle macroscopique et la brique l'hétérogénéité du milieu (figure 2.7). L'étape de localisation consiste à relier le champ local en tout point $\underline{y}$ du VER au chargement macroscopique appliqué. Les conditions aux limites imposées au bord du VER peuvent être homogènes en contrainte $\underline{\underline{\sigma}}(\underline{y})$ ou en déformation $\underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{y})$.

Si le comportement local est linéaire, alors la relation entre les champs locaux et macroscopiques est linéaire et il suffit d'évaluer les tenseurs de localisation suivants :

$$\begin{aligned}\underline{\underline{\varepsilon}} &= \underline{\underline{A}} : \underline{\underline{E}} && \text{avec } \underline{\underline{A}} \text{ tenseur de localisation des déformations} \\ \underline{\underline{\sigma}} &= \underline{\underline{B}} : \underline{\underline{\Sigma}} && \text{avec } \underline{\underline{B}} \text{ tenseur de localisation des contraintes}\end{aligned}\tag{2.6}$$

où $\underline{\underline{E}}$ et $\underline{\underline{\Sigma}}$ représentent respectivement les déformations et contraintes macroscopiques

définies sur le VER V telles que :

$$\begin{aligned}\underline{\underline{\Sigma}} &= \langle \underline{\underline{\sigma}} \rangle_V = \frac{1}{V} \int_V \underline{\underline{\sigma}} dV \\ \underline{\underline{E}} &= \langle \underline{\underline{\varepsilon}} \rangle_V = \frac{1}{V} \int_V \underline{\underline{\varepsilon}} dV\end{aligned}\tag{2.7}$$

Par contre, si le comportement est non-linéaire, différentes procédures de linéarisation peuvent être employées comme décrit dans la thèse de Rekik [Rekik, 2006].

Enfin, l'étape d'homogénéisation conduit au comportement homogénéisé du problème en appliquant la relation moyenne au champ de déformation local si la sollicitation est en contrainte macroscopique imposée ou à la contrainte locale s'il s'agit d'une sollicitation en déformation imposée. L'homogénéisation par approche en déformation permet ainsi d'identifier le tenseur d'élasticité global associé au domaine Ω , défini tel que :

$$\forall \underline{\underline{E}} \quad \underline{\underline{\Sigma}} = \underline{\underline{C}}^{eff} : \underline{\underline{E}}\tag{2.8}$$

De façon analogue, l'homogénéisation par approche en contrainte permet d'obtenir le tenseur de souplesse effectif.

Dans la suite, les différentes méthodes de modélisation des structures maçonnerées seront classées suivant deux domaines : le premier est le cas de l'élasticité linéaire alors que le second s'intéresse aux modèles dans le domaine non-linéaire.

2.2.2.2 Modèles élastiques linéaires

Cette section fait le point sur les méthodes les plus populaires pour déterminer les modules d'élasticité homogénéisés dans le domaine élastique. Étant donné la complexité géométrique du VER, les premières idées furent de simplifier la géométrie afin d'obtenir une solution analytique approchée pour le problème d'homogénéisation [Pande *et al.*, 1989, Maier *et al.*, 1991]. Dans le but d'étudier les propriétés homogénéisées, Pande propose une procédure d'homogénéisation simplifiée, qui consiste à étudier l'influence des joints verticaux et horizontaux séparément [Pande *et al.*, 1989]. Cette homogénéisation en deux étapes entraîne une sous-estimation des modules d'élasticité effectifs car l'arrangement géométrique de la maçonnerie n'est pas pris en considération. De plus, le résultat dépend de la séquence d'homogénéisation choisie (figure 2.8). Cette idée d'homogénéisation à plusieurs étapes a été reprise par d'autres auteurs en y apportant de nouvelles hypothèses [Pietruszczak et Niu, 1992].

D'autres auteurs [Cecchi et Sab, 2002a, Cecchi et Sab, 2002b] proposent de déterminer, toujours de manière analytique, le comportement global de la maçonnerie en introduisant des paramètres intrinsèques qui caractérisent la microstructure. Ce travail est d'abord réalisé en 2D [Cecchi et Sab, 2002a] puis étendu à un modèle 3D [Cecchi et Sab, 2002b]. Cette approche permet de réaliser une homogénéisation paramétrique d'une maçonnerie au comportement élastique. Cette étude est fonction de trois paramètres : le facteur d'échelle ϵ , le paramètre β qui représente le ratio entre l'épaisseur du joint de mortier et la longueur caractéristique de la microstructure et le paramètre α qui définit le ratio entre la rigidité du joint et celle de la brique, sans oublier les paramètres géométriques de la maçonnerie : a la hauteur de la brique, b sa largeur, e^h l'épaisseur horizontale du mortier et e^v l'épaisseur verticale. La figure 2.9 illustre les dimensions des briques et des joints de mortier dans le cas d'une maçonnerie où tous les joints sont traversants.

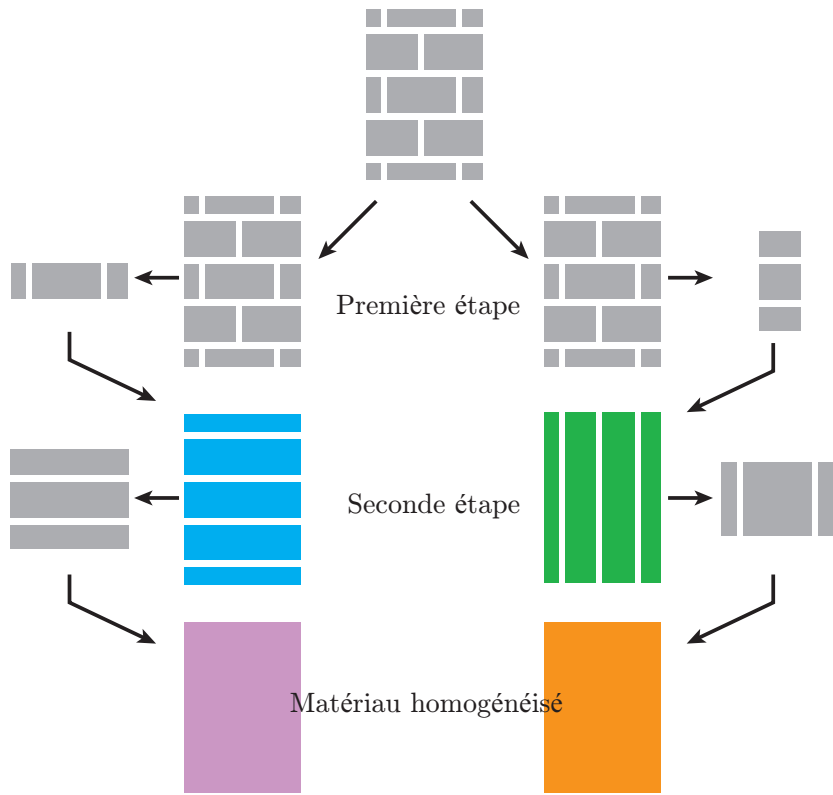


FIGURE 2.8 – Homogénéisation en deux étapes par Pande [Pande et al., 1989] d'après [Lourenço et al., 2007].

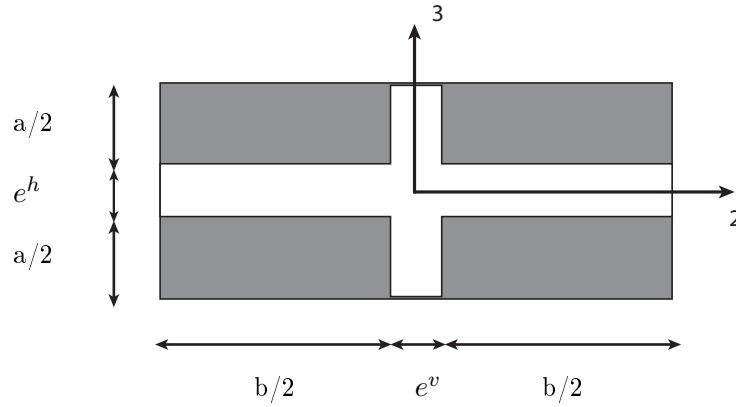


FIGURE 2.9 – Dimensions de la cellule élémentaire utilisée par [Cecchi et Sab, 2002a].

Le but de ce modèle est de fournir une expression du tenseur d'élasticité homogénéisé $\underline{\underline{C}}^{eff}$ pour des petites valeurs de α et de β . L'étude asymptotique du rapport α/β , aboutit à 3 tenseurs d'élasticité distincts :

1. $\frac{\alpha}{\beta} \rightarrow \omega \neq 0$: cas des joints fermés $\Rightarrow \underline{\underline{C}}^{eff}$
2. $\frac{\alpha}{\beta} \rightarrow \infty$: cas d'une parfaite continuité entre les briques $\Rightarrow \underline{\underline{C}}^{brique}$ le tenseur de la brique
3. $\frac{\alpha}{\beta^2} \rightarrow \omega \neq 0$: cas des joints fermés avec briques indéformables $\Rightarrow \underline{\underline{C}}^F$ le tenseur du modèle de Felice [de Felice, 1995]

Les expressions des constantes d'élasticité homogénéisées dans le cas des joints fermés sont les suivantes :

$$C_{2222}^{eff} = \frac{(C_{2222}^{brique} K' + B \frac{e^h}{a})(4K' \frac{e^h}{a} + \frac{b}{a} K'' \frac{e^v}{a})}{4 \frac{e^{h2}}{a^2} \frac{e^v}{b} B + C_{2222}^{brique} \frac{e^h}{a} C + K' D} \quad (2.9)$$

$$C_{3333}^{eff} = K' \times \frac{B \frac{e^v}{b} + K' C_{2222}^{brique}}{B \frac{e^h}{a} \frac{e^v}{b} + K' C_{2222}^{brique} (\frac{e^h}{a} + \frac{e^v}{b}) + K'^2} \quad (2.10)$$

$$C_{2233}^{eff} = \frac{C_{2233}^{brique} K' (4K' \frac{e^h}{a} + \frac{b}{a} K'' \frac{e^v}{a})}{4 \frac{e^{h2}}{a^2} \frac{e^v}{b} B + C_{2222}^{brique} \frac{e^h}{a} C + K' D} \quad (2.11)$$

$$C_{2323}^{eff} = \frac{C_{2323}^{brique} K'' (K' \frac{e^v}{b} + \frac{4a}{b} K'' \frac{e^h}{b})}{C_{2323}^{brique} \frac{e^h}{a} F + K'' G} \quad (2.12)$$

avec K', K'', B, C, D, F et G des constantes définies ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{ll} K' = 2\mu^{mortier} + \lambda^{mortier} \text{ et } K'' = \mu^{mortier} & \text{en déformations planes} \\ K' = 2\mu^{mortier} + \lambda^{mortier*} \text{ et } K'' = \mu^{mortier} & \text{en contraintes planes} \\ B = (C_{2222}^{brique})^2 - (C_{2233}^{brique})^2 \\ C = 4K' \frac{e^h}{a} + \frac{b}{a} K'' \frac{e^v}{a} + 4K' \frac{e^v}{b} \\ D = 4K' \frac{e^h}{a} + \frac{b}{a} K'' \frac{e^v}{a} \\ F = K' \frac{e^v}{b} + \frac{4a}{b} K'' \frac{e^h}{b} + \frac{4a^2}{b^2} K'' \frac{e^v}{b} \\ G = K' \frac{e^v}{b} + \frac{4a}{b} K'' \frac{e^h}{b} \end{array} \right.$$

Les inconvénients de cette méthode résident dans la perte de précision lorsque l'épaisseur des joints de mortier est importante, puisque développée pour des joints de faible épaisseur. Pour dépasser les limites des techniques d'homogénéisation présentées précédemment, Anthoine [Anthoine, 1995, Anthoine, 1997] a suggéré d'utiliser les codes Éléments Finis pour résoudre le problème d'homogénéisation pour les milieux périodiques. Ainsi, cette méthode corrige les inconvénients vus précédemment, puisqu'Anthoine effectue une homogénéisation en une seule étape sur la géométrie exacte du VER.

Les approches développées jusqu'à présent ne sont valables que dans le cas élastique, c'est-à-dire qu'elles ne permettent pas de simuler le comportement non-linéaire d'une maçonnerie. Il existe deux types d'approche pour prendre en compte cette non-linéarité : soit un comportement non-linéaire est appliqué aux composants et des méthodes d'homogénéisation non-linéaires doivent être utilisées pour obtenir le comportement macroscopique [Sacco, 2008], soit l'hypothèse d'élasticité des composants est conservée et la non-linéarité du comportement est introduite par la notion d'états de joints [Luciano et Sacco, 1997, Gasser *et al.*, 2004, Nguyen *et al.*, 2009].

2.2.2.3 Modèles non-linéaires

Cette section met en avant les méthodes les plus utilisées dans la littérature pour simuler le comportement non-linéaire à l'échelle macroscopique. Trois approches issues de la bibliographie sont développées :

- une approche qui considère des mécanismes de déformation interne additionnels ;
- une approche continue basée sur la définition d'une surface seuil macroscopique, à partir de laquelle le matériau s'endommage ;
- une approche à états de joints, définissant la maçonnerie selon différents états d'ouverture.

La complexité de chaque modèle, notamment le nombre de paramètres nécessaires et leur identification, ainsi que leur faculté à retranscrire le comportement macroscopique d'une maçonnerie 3D sollicitée à des températures allant jusqu'à 1400°C seront discutées.

Approche avec prise en compte des mécanismes de déformations internes

Zucchini et Lourenço [Zucchini et Lourenço, 2002] ont montré que les propriétés mécaniques d'un matériau équivalent orthotrope non-linéaire peuvent être identifiées à partir d'un modèle micromécanique en ajoutant des mécanismes de déformation prenant en compte la forme des joints dans la maçonnerie. Les contraintes et déformations microscopiques sont alors déterminées par des équations d'équilibre aux différentes interfaces des composants de la cellule élémentaire, par des hypothèses cinématiques sur la déformation de la cellule élémentaire et en imposant que l'énergie de déformation du matériau homogénéisé et du modèle soit identique. Cette procédure a aussi été étendue aux problèmes non-linéaires en y intégrant des modèles de plasticité et d'endommagement [Zucchini et Lourenço, 2004, Zucchini et Lourenço, 2007, Zucchini et Lourenço, 2009]. Ce type d'approche a été implémenté dans un code éléments finis par l'intermédiaire d'une routine définissant le comportement mécanique du matériau homogénéisé. Le modèle permet ainsi de simuler le comportement de larges structures en tenant compte de l'arrangement structural des briques et des joints de mortier (figure 2.10).

Cette méthodologie est relativement complexe tant au niveau des algorithmes qu'au niveau des paramètres mécaniques à déterminer. Pour surmonter les problèmes de convergence dus aux fortes non-linéarités du comportement de la maçonnerie, Zucchini et Lourenço ont employé un algorithme de type « line search », un schéma de résolution non symétrique et une méthode de stabilisation. Quant aux paramètres des matériaux, ils sont extraits pour la plupart de la littérature.

Analyse limite

L'approche par analyse limite s'appuie sur la définition de surfaces seuils qui délimitent le comportement homogénéisé de la structure non endommagée. Ces surfaces atteintes, le matériau perd de sa rigidité et laisse apparaître un comportement adoucissant que le modèle doit reproduire. Les surfaces seuils, les lois d'adoucissement, ainsi que la méthode pour leur identification rencontrées dans la littérature sont succinctement présentées ici. De par ses constituants, la maçonnerie présente un comportement différent en traction et en compression. De nombreux auteurs font appel à une surface seuil propre au mode de sollicitation. La surface seuil en traction est majoritairement définie par un critère de type Rankine [Lourenço *et al.*, 1997, Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008, Kawa *et al.*, 2008, Grande *et al.*, 2008, Dhanasekar et Haider, 2008] alors que plusieurs critères sont envisa-

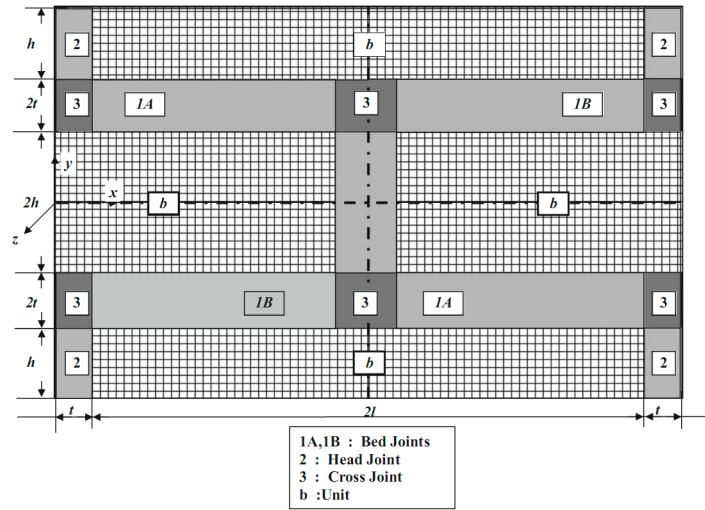


FIGURE 2.10 – Découpage de la cellule élémentaire selon le modèle de Zucchini [Zucchini et Lourenço, 2009].

geables en compression. Ainsi, des surfaces seuils de type Mohr-Coulomb sont identifiées dans [Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008, Kawa *et al.*, 2008] avec variation des paramètres des surfaces seuils (la cohésion c et l'angle de frottement ϕ) en fonction de l'orientation des joints. Des surfaces de type Tsai-Wu ou définies à partir de résultats d'essais (expérimentaux ou simulés) [Berto *et al.*, 2002, Milani *et al.*, 2006a, Wu et Hao, 2006, Wu et Hao, 2008] sont également recensées dans la littérature. La plupart des modèles macroscopiques évoqués précédemment ont été utilisés pour des structures en sollicitations planes. L'identification des paramètres de ces surfaces seuils requiert différents chargements en traction et en compression selon les axes naturels de la maçonnerie. Comme décrit dans l'approche phénoménologique, les campagnes expérimentales sont compliquées à mettre en œuvre et souvent les auteurs utilisent plutôt la simulation numérique pour obtenir les différents paramètres [Wu et Hao, 2006, Wu et Hao, 2008] comme illustré sur la figure 2.11.

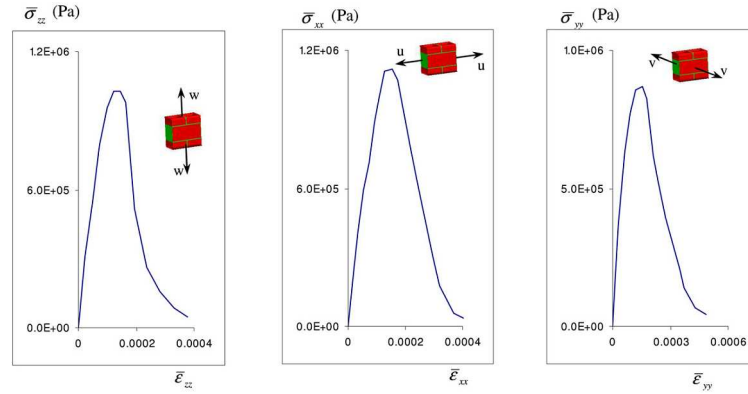


FIGURE 2.11 – Extraits de simulations réalisées pour obtenir le comportement équivalent et une surface seuil macroscopique [Wu et Hao, 2008].

Une fois la surface seuil atteinte, les contraintes dans la structure chutent, c'est alors qu'une loi d'adoucissement doit être définie. Elle est souvent identifiée à partir de simulations réalisées sur la cellule hétérogène dans laquelle une loi d'endommagement est intégrée au comportement du mortier et de la brique. C'est le cas dans [Anthoine, 1995,

Pegon et Anthoine, 1997, Wu et Hao, 2006, Wu et Hao, 2008], où un endommagement de type Mazars est utilisé pour la brique et le mortier, ou encore dans [Lourenço *et al.*, 1997, Berto *et al.*, 2002, Massart *et al.*, 2004, Zucchini et Lourenço, 2009] où un modèle d'endommagement avec évolution exponentielle est considéré.

Approche à états de joints

Les modèles à états s'appuient sur l'utilisation de la méthode d'homogénéisation périodique pour identifier le comportement macroscopique de la maçonnerie selon différents états d'ouverture de joints. Un comportement fragile est considéré et la rupture a lieu uniquement au niveau du mortier.

Luciano et Sacco ont défini dans [Luciano et Sacco, 1997, Luciano et Sacco, 1998] pour une maçonnerie 2D, huit cellules périodiques avec différentes localisations de joints ouverts dans la cellule. Les transitions entre les états s'appuient soit sur un critère énergétique de type Griffith, soit sur un critère cohésif de Coulomb. La figure 2.12 présente la définition des états selon ces auteurs, accompagnée de leurs résultats de simulation d'un mur soumis à un déplacement horizontal appliqué dans le coin supérieur droit.

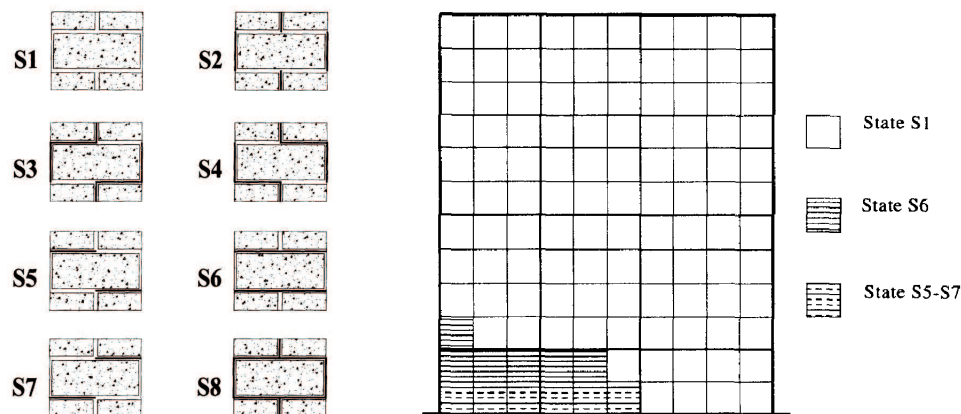


FIGURE 2.12 – Définition des états possibles d'endommagement selon Luciano et Sacco accompagnée d'un résultat de simulation d'un mur chargé horizontalement [Luciano et Sacco, 1997, Luciano et Sacco, 1998].

Le même type d'approche a été développé sur des maçonneries 2D sans mortier dans les travaux de [Gasser *et al.*, 2004] et [Nguyen *et al.*, 2009]. Le comportement élastique orthotrope homogénéisé de la maçonnerie est identifié pour quatre états de joints. Une fermeture progressive des joints n'est pas introduite dans le comportement, ils sont soit ouverts soit fermés. Les transitions entre les états sont pilotées par des conditions de contact unilatéral écrites en fonction des déformations macroscopiques. Ce modèle permet de retranscrire le comportement globalement anisotrope de la maçonnerie via le comportement orthotrope qui peut différer en chaque point de la maçonnerie. La figure 2.13 illustre cette approche en confrontant les résultats numériques et expérimentaux d'un essai de compression biaxiale non équilibrée sur maçonnerie à joints sans mortier [Nguyen, 2007]. De plus, le nombre de paramètres à identifier est très faible puisqu'il s'agit uniquement de connaître le comportement élastique linéaire de la brique, du mortier aux températures souhaitées, ainsi que les valeurs initiales de l'épaisseur des joints pour une maçonnerie à joints secs.

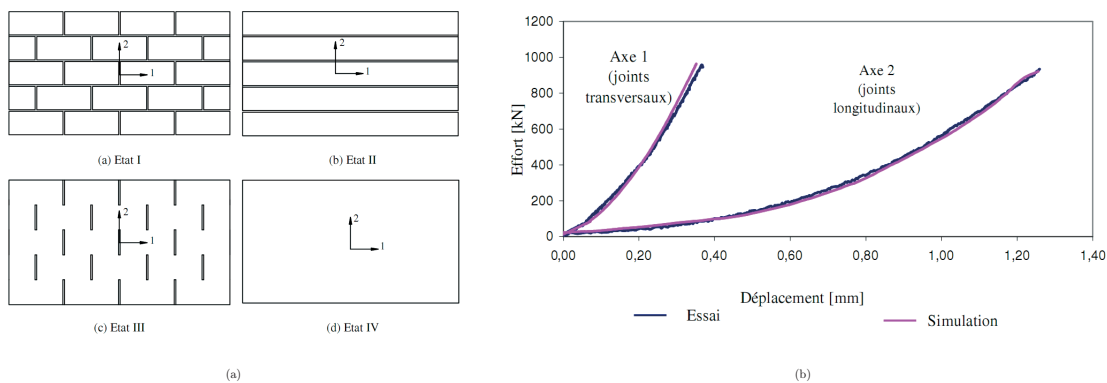


FIGURE 2.13 – (a) Définition des états pour une maçonnerie sans mortier.
 (b) Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques lors d'un essai de compression biaxiale non équilibrée d'après [Nguyen et al., 2009].

2.2.3 Synthèse

Différentes approches sont envisageables pour modéliser les structures maçonnées, qu'elles soient basées sur une approche microscopique ou macroscopique. L'approche microscopique est caractérisée à la fois par une haute capacité à reproduire le comportement non-linéaire des maçonneries et par l'effort numérique à fournir en contre partie, limitant ainsi son utilisation à des structures dont la grandeur caractéristique est de l'ordre du mètre. Pour modéliser une structure telle que le piédroit, l'approche macroscopique couplée aux méthodes d'homogénéisation représente une solide alternative. En effet, l'arrangement des briques et des joints de mortier de ce type de structure est régulier et se répète périodiquement. Dans ce cas, il est alors possible de déterminer le comportement macroscopique équivalent en résolvant le problème sur une cellule élémentaire. Ainsi, seules les propriétés thermomécaniques des constituants restent à déterminer. Les approches micromécaniques décrites précédemment mettent en évidence qu'il est possible de réaliser des modèles complets pour traduire le comportement non-linéaire de la maçonnerie, mais elles sont confrontées au manque de données expérimentales pour les renseigner. Par exemple, dans le dernier modèle de Zucchini avec endommagement [Zucchini et Lourenço, 2009], les paramètres matériaux nécessaires sont extraits d'un article datant de 1997 à l'exception des énergies à rupture qui ne sont pas disponibles.

L'objectif de cette thèse consiste à développer un modèle thermomécanique de piédroit. Cette structure industrielle référence plus de mille types de briques, ce qui exclut une approche microscopique au profit de l'approche macroscopique associée aux techniques d'homogénéisation. Le caractère industriel de cette étude implique des changements de matériaux fréquents ce qui impose un modèle de comportement relativement simple avec peu de paramètres à identifier expérimentalement. Un modèle de maçonnerie a donc été développé durant cette thèse afin de répondre à ces diverses contraintes. Le modèle développé ci-après est une extension des travaux de Gasser [Gasser *et al.*, 2004] et Nguyen [Nguyen, 2007] sur la modélisation des maçonneries à joints secs aux maçonneries avec joints de mortier.

2.3 Modèle à états de joints

Le modèle mis en œuvre dans cette thèse s'inscrit dans la continuité des travaux de Gasser [Gasser, 2002] et Nguyen [Nguyen *et al.*, 2009]. Leur approche consiste à déterminer

le comportement macroscopique équivalent d'une maçonnerie sans joint par les méthodes d'homogénéisation périodique pour un mécanisme de fermeture des joints donné. Dans la suite, cette méthode a été élargie au cas des maçonneries avec mortier. Pour cela, différents états d'ouverture de joints sont explicités afin de leur associer un Matériau Homogène Équivalent. Un critère de transition a ensuite été construit entre ces différents états avant de confronter finalement le modèle avec des essais issus de la littérature.

2.3.1 Volume Élémentaire Représentatif

Pour déterminer le comportement équivalent de la maçonnerie dans chaque état, les méthodes d'homogénéisation périodique sont préférées puisque la géométrie étudiée présente des caractéristiques géométriques particulières (distribution périodique des constituants, figure 2.2). La première étape réside dans la détermination d'un Volume Élémentaire Représentatif pour une maçonnerie 3D. Un milieu périodique est défini par une cellule de base qui peut être déplacée par translation dans les trois directions de l'espace [Bornert *et al.*, 2001]. Cette cellule n'est pas définie de façon unique, mais les propriétés macroscopiques, même calculées sur des cellules différentes, sont déterminées de façon unique. Ce VER est choisi de telle façon que celui-ci possède 3 plans de symétrie orthogonaux passant par l'origine, comme illustré sur la figure 2.14. Le problème se réduit alors à un 1/8 du VER en appliquant les conditions de périodicité et aux limites correspondantes aux propriétés de symétrie du chargement macroscopique [Bornert *et al.*, 2001].

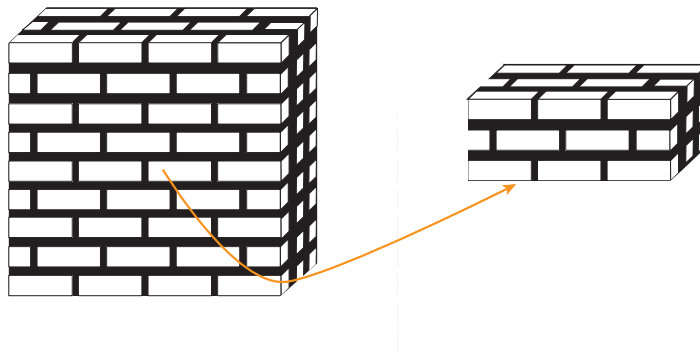


FIGURE 2.14 – Définition d'un VER pour une structure maçonnée 3D.

2.3.2 États de la maçonnerie

Comme décrit dans l'approche de Luciano et Sacco [Luciano et Sacco, 1997], la rupture des joints de mortier est supposée se produire à l'interface. Cette hypothèse se justifie du fait de la faible épaisseur des joints de mortier (~ 4 mm pour la maçonnerie d'un piédroit) et de la meilleure tenue mécanique en traction des briques. Ainsi en schématisant les différentes ruptures pouvant intervenir dans une cellule élémentaire, 8 états de joints ont été définis comme illustré sur la figure 2.15. En d'autres termes, il existe un nombre fini de configurations d'ouverture de joints pour la cellule élémentaire. Ce choix d'une cellule élémentaire symétrique implique des états d'ouverture symétriques, et donc une description des états de la maçonnerie moins riche que les travaux de Luciano et Sacco. Initialement tous les joints sont fermés (état 0), puis selon les chargements appliqués sur la structure, les joints peuvent s'ouvrir dans les trois directions selon différents chemins. Notons l'état i , l'état où les joints sont ouverts dans la direction orthogonale à la direction i et l'état

$i - j$, l'état où les joints sont ouverts dans les directions orthogonales aux directions i et j (figure 2.15). Chaque cas correspond à une structure périodique différente et donc à un comportement macroscopique équivalent différent. Il est alors nécessaire de déterminer ce comportement macroscopique équivalent pour chaque état.

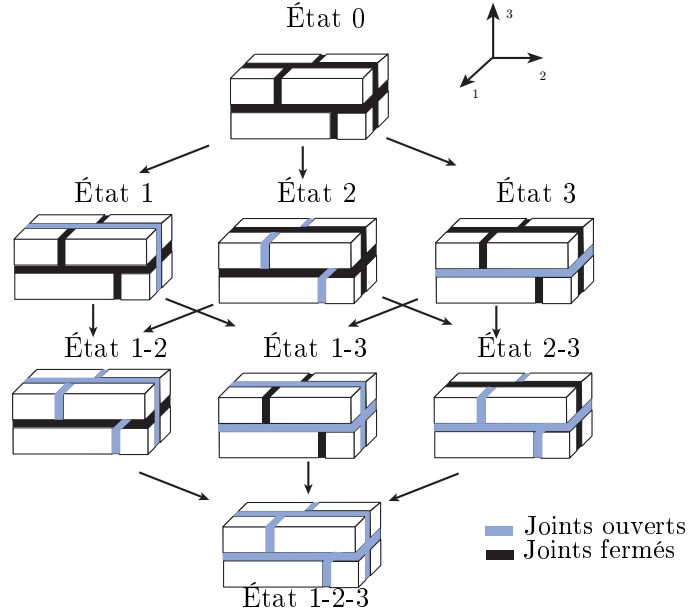


FIGURE 2.15 – Les différents états des joints pour une cellule élémentaire 3D.

Les maçonneries étudiées et celles présentes en grande majorité dans la littérature sont composées d'une seule épaisseur de briques. De ce fait, aucune ouverture de joints n'est identifiable dans la direction perpendiculaire au plan de la maçonnerie. Ainsi seulement 4 états sont, le plus souvent, nécessaires pour caractériser une maçonnerie (figure 2.16) :

- état 0 : tous les joints sont fermés, la structure est alors homogène ;
- état 2 : les joints verticaux sont ouverts tandis que les joints horizontaux sont fermés, la structure est un milieu contenant des fissures ;
- état 3 : les joints horizontaux sont ouverts et les joints verticaux sont fermés, la cellule élémentaire est alors composée de couches homogènes ;
- état 2-3 : tous les joints sont ouverts, la structure est discrète avec une rigidité nulle.

De plus, comme la maçonnerie peut avoir une proportion de joints différente selon les trois directions, le comportement du Matériau Homogène Équivalent est supposé orthotrope dans ces travaux. Dans le repère principal d'orthotropie, la loi de comportement peut donc se mettre sous la forme [Lemaitre et Chaboche, 1996] :

$$\begin{pmatrix} E_{11} \\ E_{22} \\ E_{33} \\ 2E_{12} \\ 2E_{13} \\ 2E_{23} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_1^{eq} & -\nu_{12}^{eq}/E_1^{eq} & -\nu_{13}^{eq}/E_1^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{21}^{eq}/E_2^{eq} & 1/E_2^{eq} & -\nu_{23}^{eq}/E_2^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{31}^{eq}/E_3^{eq} & -\nu_{32}^{eq}/E_3^{eq} & 1/E_3^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12}^{eq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13}^{eq} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23}^{eq} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Sigma_{11} \\ \Sigma_{22} \\ \Sigma_{33} \\ \Sigma_{12} \\ \Sigma_{13} \\ \Sigma_{23} \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

avec E_i^{eq} les modules d'élasticité suivant les directions d'orthotropie, ν_{ij}^{eq} les coefficients de

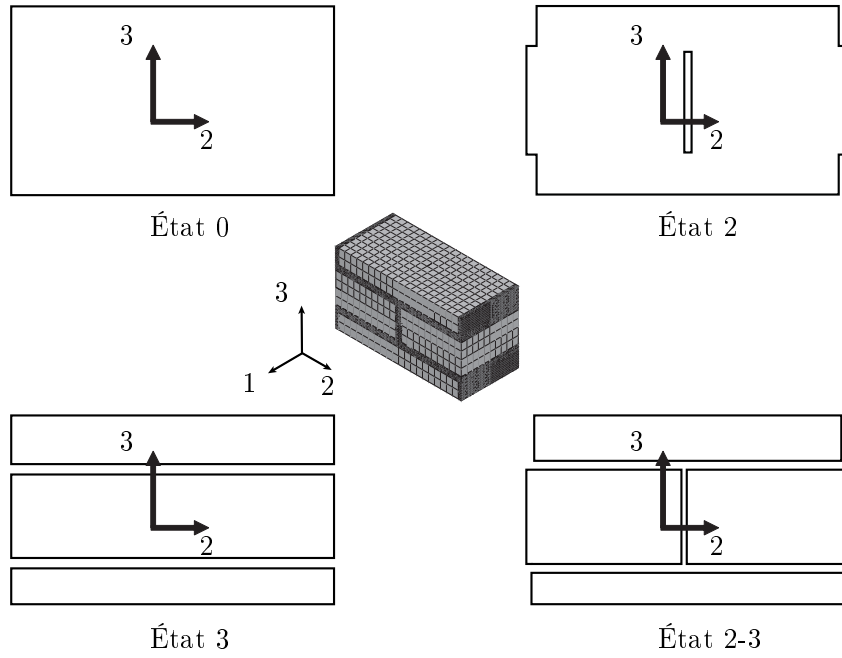


FIGURE 2.16 – Les 4 états de joint pour une maçonnerie avec une seule épaisseur de briques dans la direction 1.

Poisson et G_{ij}^{eq} les modules de cisaillement.

2.3.2.1 Conditions aux limites

Des conditions aux limites homogènes en contraintes ou en déformations peuvent alors être appliquées sur la cellule élémentaire. L'implémentation de cette technique dans un code éléments finis a favorisé le choix de conditions aux limites en déformations qui s'écrivent de la manière suivante :

$$\underline{u} = \underline{\underline{E}} \cdot \underline{y} \quad (2.14)$$

avec $\underline{\underline{E}}$ le tenseur des déformations macroscopiques et $\underline{u}$ le vecteur déplacement au point local $\underline{y}$.

Considérons un élément de volume périodique, mais de grande taille contenant un grand nombre de cellules de base. Lorsque l'on impose un déplacement $\underline{u} = \underline{\underline{E}} \cdot \underline{y}$ au bord de cet élément de volume, l'état de déformation qui en résulte dans le matériau homogénéisé est uniforme $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{E}}$ et l'état de contrainte l'est aussi $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\Sigma}}$. Dans le milieu hétérogène réel, les champs locaux $\underline{\underline{\sigma}}$ et $\underline{\underline{\varepsilon}}$ sont oscillants et fluctuent respectivement autour des valeurs moyennes $\underline{\underline{\Sigma}}$ et $\underline{\underline{E}}$. Comme la géométrie du milieu est invariante par translation le long des vecteurs de périodicité, les solutions $\underline{\underline{\sigma}}$ et $\underline{\underline{\varepsilon}}$ possèdent également cette propriété d'invariance ; ils sont donc périodiques. Le champ local de déformations peut être décomposé en un champ moyen $\underline{\underline{E}}$ qui serait le champ de déformations si le milieu était homogène et une correction fluctuante $\underline{\underline{\varepsilon}}^{per}$ qui tient compte de la présence des hétérogénéités. Ce terme dérive d'un déplacement périodique $\underline{u}^{per}$. Les champs de déformations et de déplacements admettent alors la décomposition suivante :

$$\begin{cases} \underline{u}(\underline{y}) = \underline{\underline{E}} \cdot \underline{y} + \underline{u}^{per}(\underline{y}) \\ \underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{u}(\underline{y})) = \underline{\underline{E}} + \underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{u}^{per}(\underline{y})) \end{cases} \quad (2.15)$$

Finalement, lorsque des conditions aux limites homogènes en déformation sont imposées au bord du VER, le problème à résoudre sur une cellule de base est :

$$\begin{cases} \underline{\text{div}} \underline{\sigma} + \underline{f}_v = \underline{0} \\ \underline{\sigma} = \underline{\underline{a}} : \underline{\underline{\varepsilon}} \\ \underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2}(\underline{\underline{\text{grad}}} \underline{u} + \underline{\underline{\text{grad}}}^T \underline{u}) \\ \underline{u}^{per} \text{ périodique} \end{cases} \quad (2.16)$$

avec $\underline{f}_v$ est le vecteur des forces volumiques extérieurs et $\underline{\underline{a}}$ le tenseur d'élasticité au point local.

Pour déterminer le comportement équivalent pour chaque état des joints, il faut identifier les neuf paramètres d'élasticité macroscopiques. Ces coefficients ont été déterminés par l'approche énergétique à l'aide du code de calcul par éléments finis ABAQUS.

Ainsi, l'énergie de déformation du Matériau Homogène Équivalent doit être égale à celle du matériau hétérogène soumis au même chargement [Nguyen, 2007]. Afin de les identifier, chaque paramètre de la loi de comportement orthotrope doit être sollicité. Le plus simple étant de les solliciter un par un et indépendamment, neuf chargements différents sont appliqués à la cellule (trois tractions simples, trois tractions biaxiales et trois cisaillements purs). Ces chargements permettent alors de déduire les conditions aux limites à imposer aux bords du domaine de calcul.

Afin d'illustrer la manière d'obtenir les conditions aux limites sur le bord du domaine de calcul, les calculs sont détaillés pour un cisaillement pur sur l'état de joint 2 (figure 2.17). Le chargement macroscopique s'écrit $\underline{\underline{E}} = E_{12}(\underline{e}_1 \otimes \underline{e}_2 + \underline{e}_2 \otimes \underline{e}_1)$ ce qui permet de

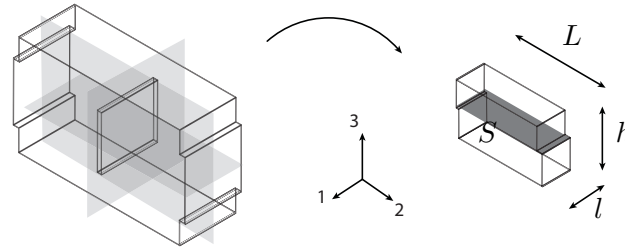


FIGURE 2.17 – Exemple de cellule élémentaire pour l'état de joint 2 : (a) Cellule élémentaire avec 3 plans de symétrie orthogonaux, (b) Domaine de calcul.

déduire le champ de déplacement suivant grâce à l'équation 2.15 :

$$\underline{u} = \begin{pmatrix} y_2 E_{12} + u_1^{per} \\ y_1 E_{12} + u_2^{per} \\ u_3^{per} \end{pmatrix} \quad (2.17)$$

Les conditions de symétrie selon les plans $y_1 = 0$, $y_2 = 0$ et $y_3 = 0$ donnent [Bornert *et al.*, 2001] :

$$\left\{ \begin{array}{l} u_2^{per}(-y_1, y_2, y_3) = -u_2^{per}(y_1, y_2, y_3) \\ u_3^{per}(-y_1, y_2, y_3) = -u_3^{per}(y_1, y_2, y_3) \\ u_3^{per}(y_1, y_2, -y_3) = -u_3^{per}(y_1, y_2, y_3) \\ u_1^{per}(y_1, -y_2, y_3) = -u_1^{per}(y_1, y_2, y_3) \\ u_3^{per}(y_1, -y_2, y_3) = -u_3^{per}(y_1, y_2, y_3) \end{array} \right\} \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} u_2^{per}(0, y_2, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(0, y_2, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(y_1, y_2, 0) = 0 \\ u_1^{per}(y_1, 0, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(y_1, 0, y_3) = 0 \end{array} \right. \quad (2.18)$$

En tenant compte de la condition de périodicité :

$$\left\{ \begin{array}{l} u_2^{per}(-l, y_2, y_3) = u_2^{per}(l, y_2, y_3) \\ u_3^{per}(-l, y_2, y_3) = u_3^{per}(l, y_2, y_3) \\ u_3^{per}(y_1, y_2, -h) = u_3^{per}(y_1, y_2, h) \\ u_1^{per}(y_1, -L, y_3) = u_1^{per}(y_1, L, y_3) \\ u_3^{per}(y_1, -L, y_3) = u_3^{per}(y_1, L, y_3) \end{array} \right. \quad (2.19)$$

et des conditions de symétrie, on obtient :

$$\left\{ \begin{array}{l} u_2^{per}(l, y_2, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(l, y_2, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(y_1, y_2, h) = 0 \\ u_1^{per}(y_1, L, y_3) = 0 \\ u_3^{per}(y_1, L, y_3) = 0 \end{array} \right. \quad (2.20)$$

En remplaçant le terme de déplacement périodique dans l'équation 2.15, les conditions aux limites pour chaque paire de faces sont obtenues comme schématisé sur la figure 2.18.

$$\left\{ \begin{array}{l} u_2(0, y_2, y_3) = 0 \\ u_3(0, y_2, y_3) = 0 \\ u_3(y_1, y_2, 0) = 0 \\ u_1(y_1, 0, y_3) = 0 \\ u_3(y_1, 0, y_3) = 0 \end{array} \right. \quad \text{et} \quad \left\{ \begin{array}{l} u_2(l, y_2, y_3) = lE_{12} \\ u_3(l, y_2, y_3) = 0 \\ u_3(y_1, y_2, h) = 0 \\ u_1(y_1, L, y_3) = LE_{12} \\ u_3(y_1, L, y_3) = 0 \end{array} \right. \quad (2.21)$$

Une fois les conditions aux limites définies pour chacun des 9 chargements, le calcul éléments finis peut être effectué sur chacune des structures (homogènes et hétérogènes) afin de déterminer les énergies de déformation respectives.

2.3.2.2 Identification inverse

Communément utilisée pour déterminer les paramètres d'une loi de comportement à partir de résultats expérimentaux, une méthode d'identification inverse a été ici mise en œuvre pour identifier automatiquement les paramètres des Matériaux Homogènes Équivalents. Les énergies de déformation des cellules hétérogènes, calculées par le logiciel ABAQUS

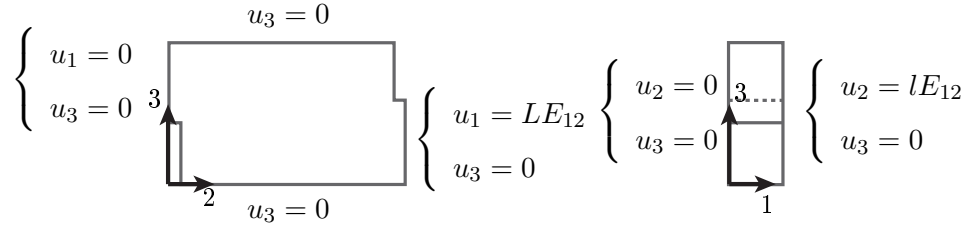


FIGURE 2.18 – Conditions aux limites sur le domaine de calcul, pour l'état 2.

pour chaque sollicitation, servent de référence dans le schéma d'identification inverse. On cherche alors les paramètres matériaux du MHE qui permettent de minimiser l'erreur entre les énergies de déformation de la cellule hétérogène et celles de la cellule homogène associée (figure 2.19). Sont définis ainsi :

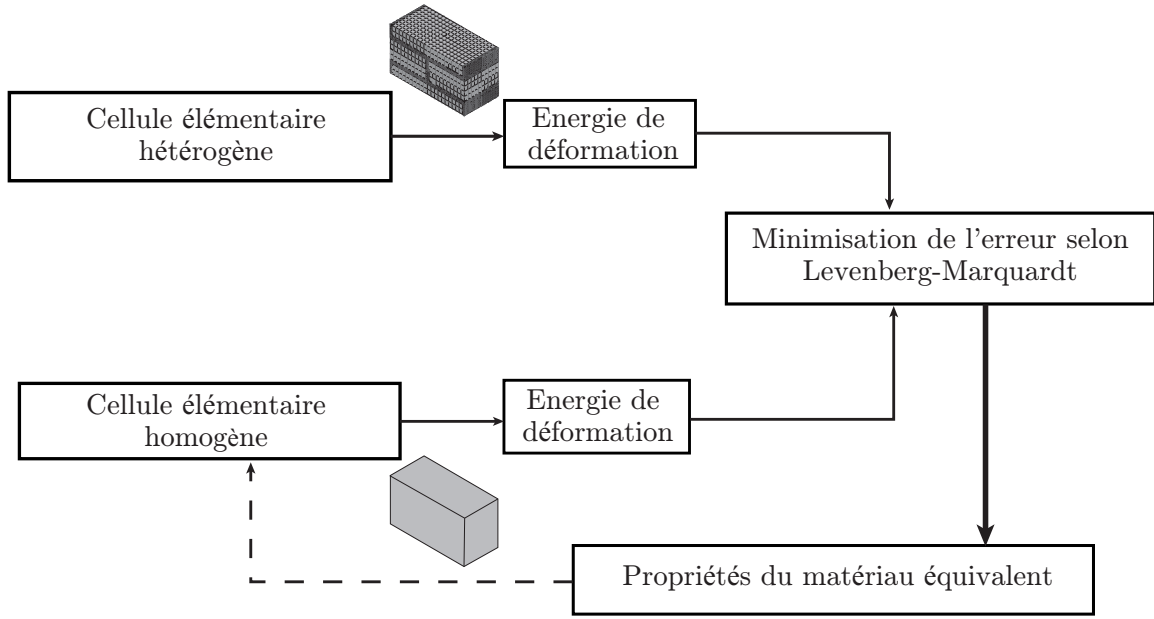


FIGURE 2.19 – Schéma de la méthode d'identification inverse.

- $p = 9$, le nombre de paramètres recherchés pour chaque état de joints
- $\underline{m}$, le vecteur contenant les p paramètres : E_1^{eq} , E_2^{eq} , E_3^{eq} , ν_{12}^{eq} , ν_{13}^{eq} , ν_{23}^{eq} , G_{12}^{eq} , G_{13}^{eq} , G_{23}^{eq}
- $n_{ref} = 9$, le nombre d'énergies de référence par état de joints

Le vecteur $\underline{r}$ représente la différence entre les énergies de déformation calculées pour la cellule hétérogène $\underline{W}_i^{ref}$ et la cellule homogène $\underline{W}_i^{eq}$ pour chaque sollicitation i et s'écrit :

$$\underline{r}_i = \underline{W}_i^{eq} - \underline{W}_i^{ref} \quad (2.22)$$

La fonction erreur est alors définie par :

$$e(\underline{m}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{n_{ref}} (\underline{r}_i(\underline{m}))^2 \quad (2.23)$$

La minimisation de cette fonction a été réalisée avec l'algorithme d'optimisation de Levenberg-Marquardt [Levenberg, 1944, Marquardt, 1963]. Les paramètres $\underline{m}$ doivent être physiquement réalistes pour que le modèle garde un sens physique et qu'il soit mathématique-

ment défini. Par exemple, les modules d'élasticité et de cisaillement doivent rester positifs. Ainsi la fonction erreur $e(\underline{m})$ a été modifiée pour prendre en compte ces contraintes [Schnur et Zabaras, 1992]. La nouvelle fonction erreur est alors définie par :

$$e(\underline{m})^* = e(\underline{m}) + \sum_{j=1}^q \frac{\omega_j}{c_j(\underline{m})} \quad (2.24)$$

où les ω_j sont les poids de signe positif, les $c_j(\underline{m})$ les fonctions contraintes et q le nombre de contraintes. Les fonctions de pénalité sont introduites par l'intermédiaire de la variable ξ définie telle que :

$$\xi_j = \frac{\omega_j}{c_j(\underline{m})} \quad (2.25)$$

A chaque itération, l'incrément $d\underline{m}$ est calculé par résolution de l'équation suivante :

$$[(\underline{J}^{(k)})^T (\underline{J}^{(k)}) + \lambda^{(k)} \underline{I} + \underline{H}^{(k)}] d\underline{m}^{(k)} = -(\underline{J}^{(k)})^T \underline{f}^{(k)} + \underline{f}^{(k)} \quad (2.26)$$

λ est le paramètre scalaire de Levenberg-Marquardt qui est ajusté de manière à augmenter la vitesse de convergence. La stratégie mise au point par Marquardt consiste à diminuer λ à chaque itération convergente et à l'augmenter dans le cas contraire. $\underline{J}$ est la matrice jacobienne de $e(\underline{m})^*$, $\underline{f}$ et $\underline{H}$ désignent les dérivées première et seconde des fonctions de pénalité à chaque itération (k) . Leurs composantes s'écrivent :

$$\left\{ \begin{array}{ll} J_{i\alpha} = \frac{\partial r_i}{\partial m_\alpha} = \frac{\partial W_i^{eq}}{\partial m_\alpha} & \text{pour } i = 1, n_{ref} \text{ et } \alpha = 1, p \\ f_\alpha = -\sum_{j=1}^q \frac{\partial \xi_j}{\partial m_\alpha} = \sum_{j=1}^q \frac{\omega_j}{C_j^2} \left(\frac{\partial C_j}{\partial m_\alpha} \right) & \text{pour } \alpha = 1, p \\ H_{\alpha\beta} = \sum_{j=1}^q \frac{\partial^2 \xi_j}{\partial m_\alpha \partial m_\beta} \approx \sum_{j=1}^q \frac{\omega_j}{C_j^3} \left[2 \left(\frac{\partial C_j}{\partial m_\alpha} \right) \left(\frac{\partial C_j}{\partial m_\beta} \right) \right] & \text{pour } \alpha = 1, p \text{ et } \beta = 1, p \end{array} \right. \quad (2.27)$$

L'algorithme d'identification inverse présenté dans l'annexe A, a été codé en langage FORTRAN. Après avoir chargé les énergies de références $\underline{W}_i^{ref}$, le programme lance un calcul sur chaque cellule homogène avec les propriétés initiales m^0 . Les énergies de déformation sont extraites des fichiers résultats fournis par le logiciel ABAQUS, puis la boucle d'optimisation non-linéaire sous contraintes est lancée jusqu'à ce que le critère d'arrêt soit satisfait. Le critère retenu est celui proposé par Marquardt [Marquardt, 1963]. Ainsi la variation de chaque propriété doit être devenue suffisamment négligeable devant la valeur de la propriété elle-même :

$$\frac{|d\underline{m}_\alpha^{(k)}|}{\gamma + |\underline{m}_\alpha^{(k)}|} < \epsilon \quad (2.28)$$

où γ et ϵ sont des constantes choisies selon les recommandations de Marquardt $\gamma = 10^{-5}$ et $\epsilon = 10^{-3}$. L'homogénéisation périodique couplée à l'identification inverse permet ainsi d'identifier les neuf modules effectifs du MHE à comportement orthotrope, tout en tenant compte de la géométrie réelle de la structure étudiée mais aussi de l'état d'ouverture de la maçonnerie.

2.3.3 Transition entre les différents états

2.3.3.1 Critère d'ouverture local

Après avoir développé une méthode permettant d'identifier le comportement effectif pour chaque état de joints, un critère doit être introduit afin de définir l'état des joints dans la structure. La construction de ce critère pourrait s'appuyer sur les modèles développés dans les articles de [Luciano et Sacco, 1997, Luciano et Sacco, 1998]. En effet dans ces publications, un critère énergétique et un critère cohésif de type Coulomb ont été définis pour passer d'un état de joint à l'autre. Le critère énergétique repose sur la détermination des énergies de rupture qui doivent être identifiées expérimentalement, ce qui est loin d'être évident lorsque les ruptures sont fragiles. Dans la littérature, deux types de rupture sont majoritairement répertoriés à l'interface brique/mortier : rupture en traction et en cisaillement [Abdou *et al.*, 2006, Kawa *et al.*, 2008]. Ces observations conduisent à l'utilisation, dans cette thèse, d'un critère en deux parties : un critère de troncature en traction et un critère de type Mohr-Coulomb en cisaillement. L'ouverture des joints dépend donc des contraintes normales et tangentielles à l'interface brique/mortier, et donc des contraintes à rupture lors de ces sollicitations. Ces contraintes sont à l'échelle de la brique, c'est-à-dire l'échelle locale, alors que la simulation de la structure avec les MHE donne seulement des grandeurs macroscopiques. Le critère doit être capable de détecter l'état des joints et donc le comportement équivalent correspondant à cet état. Un passage de l'échelle locale à l'échelle globale doit donc être effectué dans le critère. La formulation du critère est présentée ci-après tandis que le passage du local au global sera abordé dans la partie suivante.

Afin de traduire les ouvertures de joint en cisaillement et en traction, le critère doit s'exprimer en fonction des contraintes locales. Soient σ_{ii} les contraintes normales dans la direction i et σ_{ji} les contraintes tangentielles à l'échelle locale. Le critère d'ouverture des joints peut s'écrire de la manière suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{ou} \\ \sigma_{ii} > f_t \\ \sqrt{\sigma_{ji}^2 + \sigma_{ki}^2} > f_{cis} \end{array} \right. \quad (2.29)$$

où f_t et f_{cis} dénomment respectivement les valeurs à rupture en traction et en cisaillement de l'interface brique/mortier. Le critère associe ainsi un critère de troncature en traction à un critère de type Mohr-Coulomb. Ce dernier est modifié afin de considérer l'évolution de la valeur à rupture en cisaillement en fonction du chargement normal. En effet, un terme a été ajouté à l'équation classique pour prendre en compte l'écrouissage de la valeur à rupture lors de sollicitations en compression. La valeur à rupture en cisaillement f_{cis} s'exprime alors comme suit :

$$f_{cis} = c - \frac{1}{2} \tan \phi (1 - \text{sign}(\sigma_{ii})) \sigma_{ii} \quad (2.30)$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{sign}(\sigma_{ii}) = -1 & \text{si } \sigma_{ii} < 0 \\ \text{sign}(\sigma_{ii}) = 1 & \text{si } \sigma_{ii} > 0 \end{array} \right.$$

avec c la cohésion de l'interface brique/mortier et ϕ l'angle de frottement. La figure 2.20 illustre le critère de transition entre les différents états de joints.

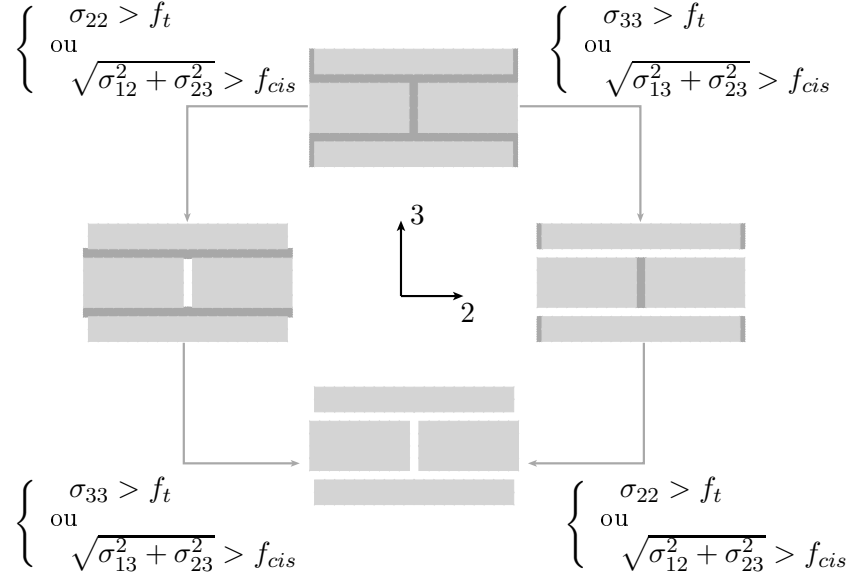


FIGURE 2.20 – Critère d'ouverture.

2.3.3.2 Passage du local au global

Le critère a été défini à l'échelle locale afin de prendre en compte les paramètres physiques intervenant dans l'ouverture des joints. Maintenant qu'il est explicité, il est nécessaire de définir les relations entre les contraintes locales et les contraintes macroscopiques issues de la simulation. Pour cela, une approche similaire aux travaux de Nguyen [Nguyen, 2007] a été adoptée. Le comportement de la maçonnerie évolue au cours des sollicitations, une forme incrémentale pour l'écriture des contraintes est donc la plus adaptée. De plus comme le comportement local est linéaire, la relation entre les champs locaux et macroscopiques peut s'écrire d'après l'équation 2.7 :

$$d\underline{\underline{\underline{\sigma}}} = \underline{\underline{\underline{B}}}^{(k)} : d\underline{\underline{\underline{\Sigma}}} \quad (2.31)$$

avec $\underline{\underline{\underline{B}}}^{(k)}$ le tenseur de localisation des contraintes pour l'état (k) . En combinant la loi de comportement du Matériau Homogène Équivalent avec l'équation précédente, on en déduit que le tenseur de contrainte microscopique dépend linéairement du tenseur de déformation macroscopique :

$$d\underline{\underline{\underline{\sigma}}} = \underline{\underline{\underline{B}}}^{(k)} : d\underline{\underline{\underline{\Sigma}}} = \underline{\underline{\underline{B}}}^{(k)} : \underline{\underline{\underline{A}}}^{(k)} : d\underline{\underline{\underline{E}}} = \underline{\underline{\underline{L}}}^{(k)} : d\underline{\underline{\underline{E}}} \quad (2.32)$$

avec $\underline{\underline{\underline{A}}}^{(k)}$ le tenseur des coefficients d'élasticité macroscopiques de l'état numéro (k) et $\underline{\underline{\underline{L}}}^{(k)}$, le tenseur des coefficients physiques de l'état numéro (k) , qui permet de définir la contrainte locale connaissant la déformation globale. Il est défini ainsi comme le produit doublement contracté du tenseur de concentration $\underline{\underline{\underline{B}}}^{(k)}$ et du tenseur d'élasticité $\underline{\underline{\underline{A}}}^{(k)}$. Le tenseur de contraintes locales résulte alors de l'intégration de l'équation 2.32 entre l'état

initial et l'état courant :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \int_{\underline{\underline{E}}_{ini}}^{\underline{\underline{E}}_{cur}} d\underline{\underline{\sigma}} \quad (2.33)$$

Étant donné que le comportement des MHE est élastique linéaire par morceaux, l'équation précédente peut s'écrire sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \sum_{n=1}^p \underline{\underline{L}}^n : \Delta \underline{\underline{E}}^n + \underline{\underline{\sigma}}_0 \quad (2.34)$$

où p est le nombre de changements d'états de joints au cours d'un chargement donné, $\underline{\underline{\sigma}}_0$ le tenseur des contraintes initiales et $\underline{\underline{L}}^n$ correspond au comportement associé à l'étape n du matériau. Le terme $\Delta \underline{\underline{E}}^n$ représente le tenseur de déformation globale durant l'étape numéro n . Afin d'illustrer cette équation, prenons l'exemple d'un essai de traction dans la direction perpendiculaire aux joints horizontaux. Le matériau homogène peut passer, par exemple, par 3 étapes ($p=3$) : état 0, état 3 puis l'état 2-3 (figure 2.15). Dans ce cas là, les étapes 1, 2 et 3 correspondent respectivement aux états de joints 0, 3 et 2-3.

L'équation 2.34 permet d'exprimer les contraintes tangentielles et normales à l'échelle locale et ainsi de réécrire le critère (2.29) en fonction des déformations macroscopiques, dans le cas où il n'y a pas de contrainte initiale :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{k=1}^n L_{iilm}^{(k)} \Delta E_{lm}^{(k)} > f_t \\ \text{ou} \\ \sqrt{\left(\sum_{k=1}^n L_{jilm}^{(k)} \Delta E_{lm}^{(k)} \right)^2 + \left(\sum_{k=1}^n L_{kilm}^{(k)} \Delta E_{lm}^{(k)} \right)^2} > f_{cis} \end{array} \right. \quad (2.35)$$

Pour obtenir l'expression complète des contraintes locales, il faut donc déterminer les coefficients $L_{ijlm}^{(k)}$ pour les différents états de joints. Comme décrit précédemment 4 cas se distinguent dans le cas des maçonneries sans joint de mortier dans une direction. Pour chacun de ces états, la détermination de ces constantes est explicitée par la suite.

État 0

Dans cet état de joint, la maçonnerie de la cellule élémentaire est continue puisque tous les joints sont parfaitement fermés. Pour le critère d'ouverture, la contrainte normale locale est assimilée à la moyenne des contraintes locales normales sur toute la surface S (figure 2.17). Le critère peut alors s'écrire directement :

$$\left\{ \begin{array}{l} \Sigma_{ii} > f_t \\ \text{ou} \\ \sqrt{\Sigma_{ji}^2 + \Sigma_{ki}^2} > f_{cis} \end{array} \right. \quad (2.36)$$

D'après la relation macroscopique contrainte-déformation $\underline{\underline{\Sigma}} = \underline{\underline{A}} : \underline{\underline{E}}$, le critère d'ouverture se formule en fonction des déformations macroscopiques. Ainsi, par exemple, le critère en traction devient :

$$\Sigma_{ii} = \sum_{j=1}^3 A_{iijj} E_{jj} > f_t \quad (2.37)$$

ce qui permet de déduire les coefficients suivants :

$$\begin{cases} L_{iijj}^{(0)} = A_{iijj} \\ L_{ijij}^{(0)} = A_{ijij} \end{cases} \quad (2.38)$$

État 2

Dans cet état de joint, la structure n'est plus un milieu continu (figure 2.16), les coefficients doivent donc être déterminés numériquement. Le critère d'ouverture dans la direction i est donné par la formule suivante :

$$\begin{cases} \sigma_{ii} > f_t \\ \text{ou} \\ \sqrt{\sigma_{ji}^2 + \sigma_{ji}^2} > f_{cis} \end{cases} \quad (2.39)$$

Pour estimer les coefficients $L_{iijj}^{(2)}$ et $L_{ijij}^{(2)}$ avec $i \neq j$, 5 chargements élémentaires doivent être appliqués sur les bords de la cellule hétérogène. Les coefficients recherchés sont alors déduits en divisant la moyenne des contraintes locales σ_{ii} par la déformation appliquée :

$$\begin{cases} L_{iijj}^{(2)} = \frac{\int_S \sigma_{ii} dS}{S \times E_{ii}} \\ L_{ijij}^{(2)} = \frac{\int_S \sigma_{ij} dS}{S \times E_{ij}} \end{cases} \quad (2.40)$$

État 3

Dans ce cas où les joints horizontaux sont ouverts, la structure de la cellule élémentaire est composée de 3 tranches continues (figure 2.16). Cet état de joints est donc un cas particulier de l'état 0. Ainsi les contraintes locales dans la direction i (c'est-à-dire dans la direction perpendiculaire aux joints horizontaux) coïncident avec les contraintes macroscopiques dans la direction i , ainsi que les contraintes tangentielles. On obtient donc les relations suivantes : $\sigma_{ii} = \Sigma_{ii}$, $\sigma_{ij} = \Sigma_{ij}$ avec $i \neq j$. Le critère d'ouverture s'écrit alors :

$$\begin{cases} \sigma_{ii} = \Sigma_{ii} > f_t \\ \text{ou} \\ \sqrt{\Sigma_{ji}^2 + \Sigma_{ki}^2} > f_{cis} \end{cases} \quad (2.41)$$

Les coefficients d'ouverture se présentent ainsi sous la forme :

$$\begin{cases} L_{iijj}^{(3)} = A_{iijj} \\ L_{ijij}^{(3)} = A_{ijij} \quad j \neq i \end{cases} \quad (2.42)$$

2.4 Validation à partir d'essais issus de la littérature

Dans ce manuscrit, des essais de cisaillement [Raijmakers et Vermeltfoort, 1992] et des essais de flexion sur poutre épaisse [Page, 1978] serviront de référence pour la validation du modèle à l'instar de ce qui est couramment pratiqué dans la littérature [Sutcliffe *et al.*, 2001, Milani *et al.*, 2006b, Chaïmoon et Attard, 2007, Dhanasekar et Haider, 2008].

2.4.1 Propriétés des matériaux

Ces deux essais ont été conçus avec les mêmes matériaux, c'est-à-dire avec des briques d'argile. Comme il est décrit dans la thèse de Lourenço [Lourenço, 1996], la maçonnerie du mur pour l'essai de cisaillement est composée de briques de dimensions $210 \times 52 \times 100 \text{ mm}^3$ avec des joints de mortier d'épaisseur 10 mm. Pour l'essai de flexion, l'arrangement architectural des briques est identique mais les dimensions des briques changent ainsi que l'épaisseur du joint de mortier. Les briques mesurent $122 \times 37 \times 54 \text{ mm}^3$ et le joint de mortier a une épaisseur de 5 mm. On remarque tout de même que la proportion brique/mortier est sensiblement la même pour les deux maçonneries. Les propriétés mécaniques des constituants sont données dans le tableau 2.1.

TABLEAU 2.1 – *Propriétés mécaniques de la brique et du mortier d'après [Lourenço, 1996].*

	Module d'Young (MPa)	ν	f_t (MPa)	c (MPa)	$\tan \phi$
Brique	16700	0,15	-	-	-
Mortier	1030	0,15	0,25	$1,4 \times f_t$	0,75

L'agencement des briques dans les deux essais est périodique sans joint de mortier dans la direction perpendiculaire au plan de la maçonnerie. Ainsi, on peut aisément appliquer le modèle à états de joints proposé plus haut à ces deux structures. Les modules effectifs, obtenus par identification inverse (§ 2.3.2.2), sont résumés dans le tableau 2.2 pour chacun des 4 états. Les propriétés mécaniques effectives sont cohérentes. En effet, les modules d'élasticité sont inférieurs à ceux de la brique. De plus, dans les états de joint 2 ou 3, de part l'ouverture des joints verticaux ou horizontaux, les modules d'Young sont dans les directions d'ouverture inférieurs à ceux de l'état 0. Comme mentionné précédemment dans le paragraphe §2.3.3.2, les coefficients du critère d'ouverture sont déduits ou évalués numériquement. Ces résultats sont regroupés dans le tableau 2.3. Les paramètres du critère sont les mêmes pour les deux essais étant donné la similitude des maçonneries et de leurs composants.

Une fois les paramètres matériaux identifiés, les essais ont été simulés avec le logiciel commercial ABAQUS. Ce type de modèle sans transition progressive entre les différents états de joints pose quelques problèmes numériques, notamment lors des fortes diminutions de la rigidité. Ces problèmes numériques sont accentués par les non-linéarités du comportement de la maçonnerie [Zucchini et Lourenço, 2009]. Afin d'éviter le cumul de divers algorithmes (« the line search algorithm », un schéma de résolution non symétrique et des options de stabilisation), un schéma de résolution explicite a été privilégié. Le critère d'ouverture a donc été implémenté par l'intermédiaire d'une routine VUMAT. La VUMAT est une routine FORTRAN où la loi de comportement et le critère sont codés afin d'être utilisés par le code Éléments Finis [Abaqus, 2007]. En ce qui concerne l'analyse numérique, les modèles des maçonneries étudiées sont représentés par des éléments à 8 nœuds. Maintenant que les propriétés mécaniques et les paramètres du critère sont définis, les essais de Rajmakers et Vermeltfoort et de Page vont être successivement étudiés.

TABLEAU 2.2 – Matériaux Homogènes Équivalents après la procédure d'identification inverse.

Paramètres effectifs	État 0	État 2	État 3	État 2-3
E_1^{eq} (MPa)	13575	13536	13410	13410
E_2^{eq} (MPa)	9513	4955	8380	0
E_3^{eq} (MPa)	4815	4710	0	0
ν_{12}^{eq}	0,15	0,15	0,15	0
ν_{13}^{eq}	0,15	0,14	0	0
ν_{23}^{eq}	0,12	0,09	0	0
G_{12}^{eq} (MPa)	4404	3080	3635	0
G_{13}^{eq} (MPa)	2093	2067	0	0
G_{23}^{eq} (MPa)	1937	1657	0	0

TABLEAU 2.3 – Coefficients $L_{ijlm}^{(2)}$ pour l'état de joints 2.

	$L_{3311}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3322}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3333}^{(2)}$ (MPa)	$L_{1313}^{(2)}$ (MPa)	$L_{2323}^{(2)}$ (MPa)
État 2	1271	217	752	152	0,1

2.4.2 Essai de cisaillement sur un mur

Le mur d'essai mesure $990 \times 1000 \text{ mm}^2$ et est édifié avec 18 assises dont 2 sont collées avec une poutre en acier, comme représenté sur la figure 2.21. Les essais se déroulent en deux étapes : tout d'abord, une pression verticale est appliquée sur le mur, puis dans un second temps un déplacement monotone horizontal est imposé. Ce déplacement est appliqué de manière confinée, c'est-à-dire que le haut et le bas de la maçonnerie restent horizontaux tout en empêchant les déplacements verticaux [Zucchini et Lourenço, 2009]. Dans le modèle numérique proposé, la poutre en acier est modélisée et un corps rigide est utilisé pour imposer les déplacements horizontaux et relever les efforts.

La figure 2.22 présente les ouvertures de joints sur la maçonnerie à la fin du chargement. Les essais ont été réalisés sur différentes maçonneries et le comportement des différents murs est similaire. Comme décrit dans les articles de Lourenço et Zucchini [Lourenço, 1996, Zucchini et Lourenço, 2009], lors du chargement les joints horizontaux des coins de la maçonnerie commencent à s'ouvrir, puis survient une ouverture des joints dans la diagonale qui mène à la destruction du mur. Il est à noter que l'ouverture des joints dans la diagonale commence par le centre de la structure. Les résultats de la simulation

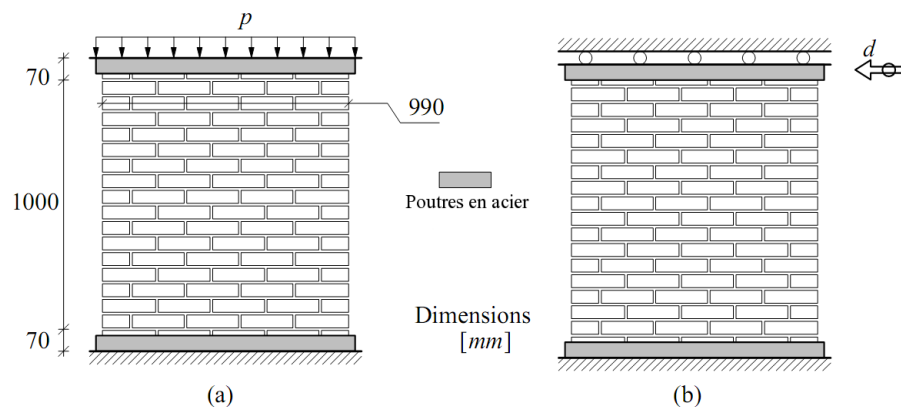


FIGURE 2.21 – Essai de cisaillement : (a) 1^{ère} étape - pression verticale; (b) 2^{nde} étape - déplacement horizontal d'après [Raijmakers et Vermeltfoort, 1992].

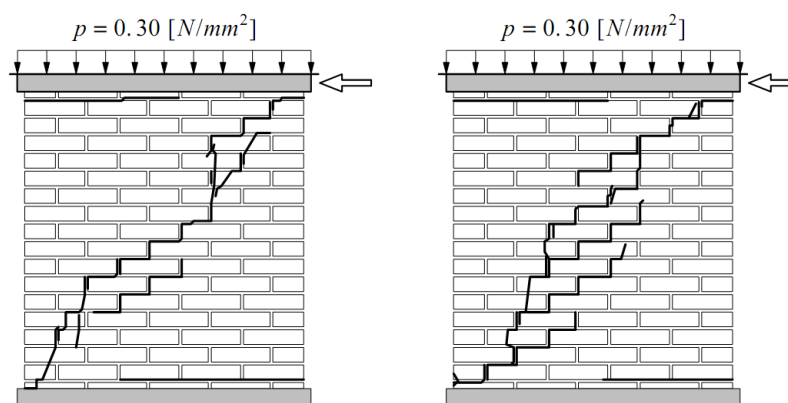


FIGURE 2.22 – Résultats expérimentaux des essais de cisaillement d'après [Lourenço, 1996].

éléments finis sont donnés sur les figures 2.23 et 2.24. Le comportement global de la maçonnerie est bien retranscrit par le modèle à états de joints. En effet, ce modèle permet de reproduire l'ouverture des joints dans les coins du mur, puis l'ouverture des joints s'amorce au centre de la structure avant de se propager suivant la diagonale. Lors des essais, les efforts de réaction ont été mesurés sur la poutre, ce qui permet de présenter en figure 2.24 une comparaison entre les efforts expérimentaux et ceux calculés lors de la simulation en fonction du déplacement horizontal. A la vue de la figure 2.24, il est raisonnable de dire que le modèle est en accord avec les résultats expérimentaux bien qu'aucun modèle d'endommagement ou de plasticité n'ait été introduit. Le modèle présenté ici peut donc restituer le comportement non-linéaire de la maçonnerie sans considérer le comportement non-linéaire des constituants. Dans cette approche, il n'existe pas d'état intermédiaire entre deux cas d'ouverture : à chaque changement d'état, un saut de rigidité plus ou moins important intervient selon le nombre d'ouvertures de joints concerné. Ce type d'évolution avait déjà été observé dans les travaux de Luciano et Sacco [Luciano et Sacco, 1998].

A chaque ouverture de joints, le module d'Young équivalent de la zone concernée diminue, d'où une chute brutale de la raideur de la structure et donc de la charge à déplacement constant. Quand le déplacement continue à évoluer, la charge augmente à nouveau en suivant la nouvelle pente qui correspond à la nouvelle raideur de la structure, et ce jusqu'à atteindre à nouveau une contrainte locale critique, entraînant une nouvelle évolution de

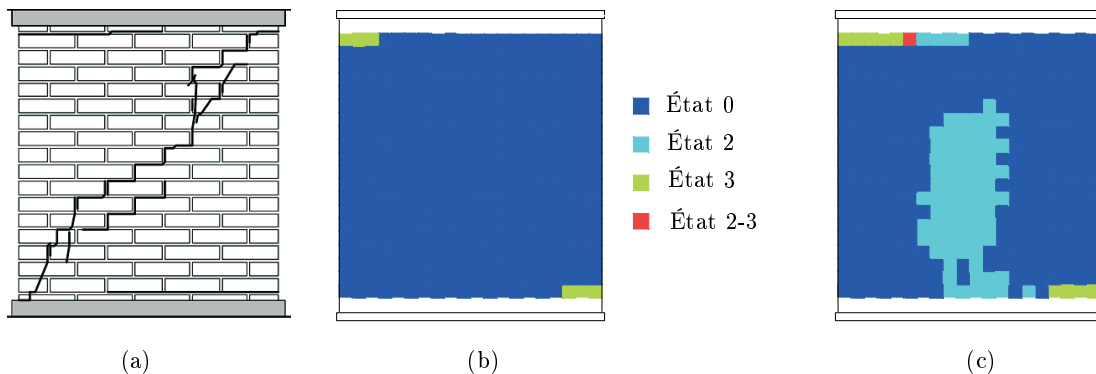


FIGURE 2.23 – Ouverture des joints : (a) Résultats expérimentaux ; Résultats numériques : (b) en début d'essai, (c) initiation des ouvertures de joint dans la diagonale.

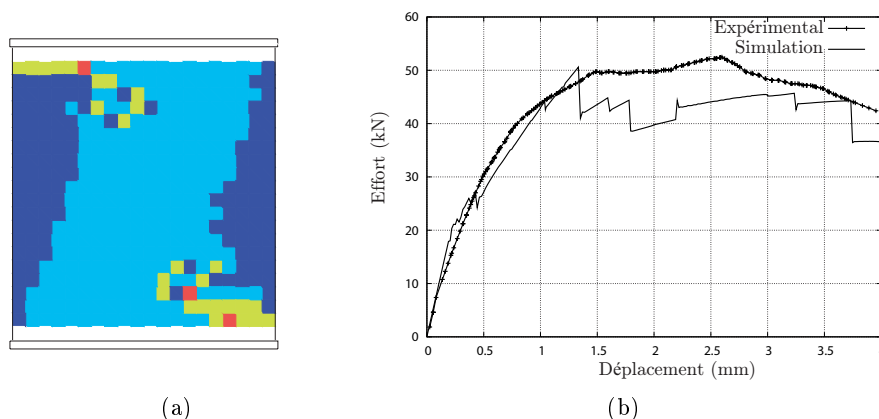


FIGURE 2.24 – (a) Ouverture des joints en fin de simulation, (b) Comparaison entre les courbes efforts/déplacements.

la raideur locale et donc de la souplesse globale, comme illustré sur la figure 2.24b. Il n'existe pas ici d'endommagement au sens strict du terme mais une élasticité hétérogène linéaire par morceaux. Ce comportement élastique linéaire par morceaux permet ainsi de capturer différents phénomènes (ouverture des joints dans les coins, ouverture suivant la diagonale) et de reproduire le comportement global de la maçonnerie. Les non-linéarités observables à l'échelle macroscopique semblent donc être principalement dues au comportement hétérogène de la maçonnerie, puisque chaque point d'intégration n'a pas les mêmes constantes d'élasticité. Un comportement élastique hétérogène permet ainsi de reproduire un comportement non-linéaire complexe.

Ces mêmes essais ont aussi été réalisés sur des murs avec une ouverture centrale. Les murs ont subi le même chargement avec les mêmes propriétés matériaux. Le comportement expérimental comme reporté dans [Raijmakers et Vermeltfoort, 1992] est illustré sur la figure 2.25. On observe des ouvertures de joints diagonales à partir des coins de l'ouverture centrale, mais également des ouvertures de joints horizontales de part et d'autre de cet orifice. Toujours dans l'optique de valider le modèle proposé, ces essais ont été simulés et les résultats sont présentés sur la figure 2.26. Les réponses obtenues sont satisfaisantes puisque le comportement global de la structure est bien retranscrit par le modèle ; en outre il permet de reproduire les phénomènes apparus expérimentalement, c'est-à-dire l'ouverture des joints au niveau du trou qui se propage ensuite vers les coins du mur. Ces essais ont permis de valider la partie cisaillement du critère. Ainsi, dans la suite, un essai de flexion

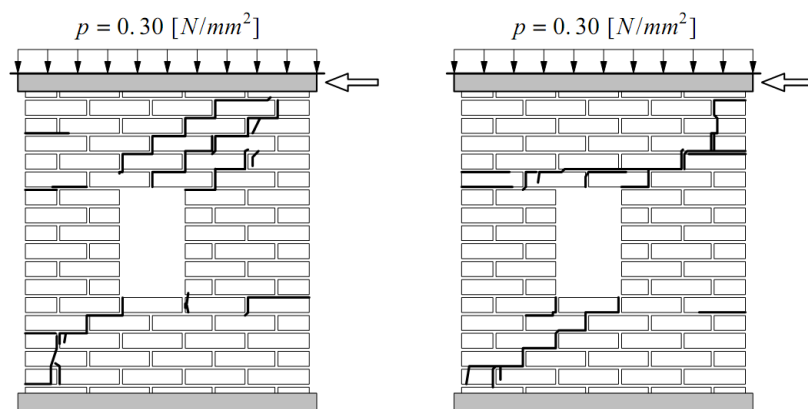


FIGURE 2.25 – Résultats expérimentaux des essais de cisaillement sur un mur avec ouverture d'après [Lourenço, 1996].

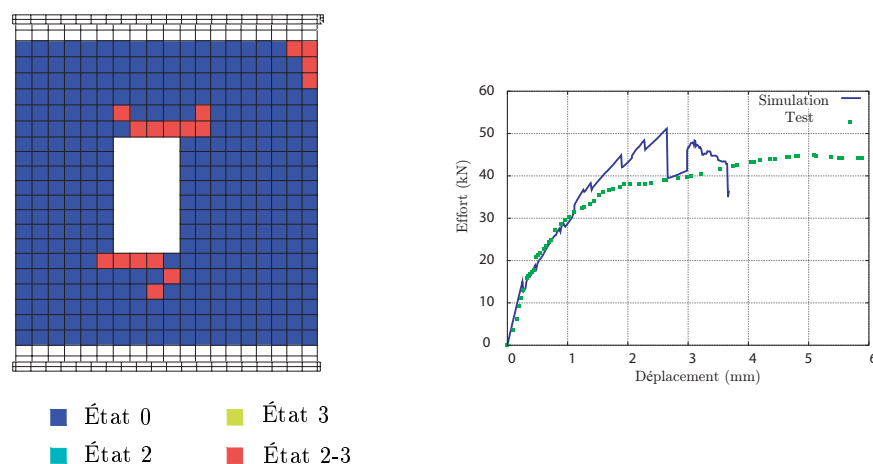


FIGURE 2.26 – (a) Ouverture des joints en fin de simulation, (b) Comparaison entre les courbes efforts/déplacements.

sur poutre épaisse a été adopté pour valider la partie traction du critère.

2.4.3 Flexion d'une poutre épaisse

Dans cette partie, le modèle proposé dans ce manuscrit est testé sur une poutre épaisse maçonnée [Page, 1978]. Le mur présente une longueur égale à 754 mm pour une hauteur de 457 mm. Il est en appui sur deux supports en acier qui mesurent 188 mm, comme illustré sur le schéma de la figure 2.27. La pression verticale p , uniformément répartie, est appliquée par l'intermédiaire d'une poutre en acier. Cet essai a déjà été modélisé par Lourenço avec un modèle élasto-plastique [Lourenço, 1996] et par Sutcliffe avec une approche par analyse limite [Sutcliffe *et al.*, 2001].

Les conditions aux limites pour ce modèle sont les suivantes : les supports ne sont pas modélisés, ainsi les nœuds sont bloqués dans la direction verticale tandis que la pression verticale est appliquée par l'intermédiaire d'une poutre en acier. Dans ses travaux [Page, 1978], Page ne rapporte pas les déformations mesurées mais les contraintes d'où la figure 2.28 qui présente la distribution des contraintes verticales obtenue par le modèle à états de joints et expérimentalement. Il est à noter que de part le manque d'informations sur la position des jauges de déformation, les valeurs des contraintes sont relevées à la

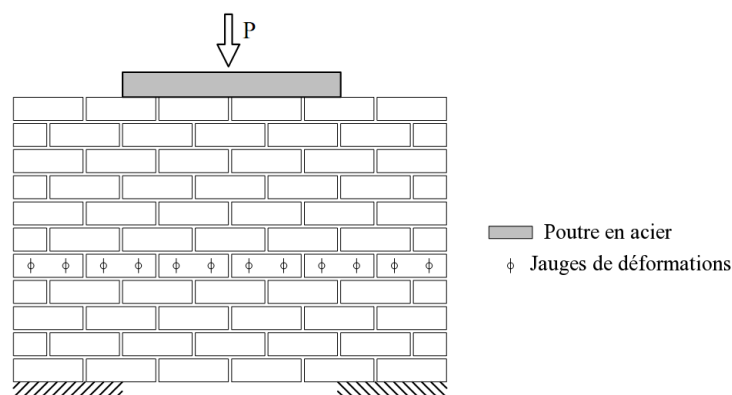


FIGURE 2.27 – Essai de flexion sur poutre épaisse [Page, 1978].

mi-hauteur de la maçonnerie, comme dans la thèse de Lourenço [Lourenço, 1996]. Les résultats mettent en avant une correspondance satisfaisante entre les valeurs numériques et expérimentales. Le modèle reproduit correctement les profils à deux pics des contraintes. La figure 2.28 montre aussi les ouvertures de joints se produisant dans le mur. En haut de la maçonnerie, les ouvertures de joints sont dues au cisaillement qui se produit entre la poutre en acier et le mur. Dans la partie en traction, il se produit une ouverture des joints verticaux (état 2) mais on aperçoit également une zone de cisaillement au-dessus des supports. Comme pour les essais de cisaillement, le changement d'état des joints permet de bien reproduire les non-linéarités de la maçonnerie.

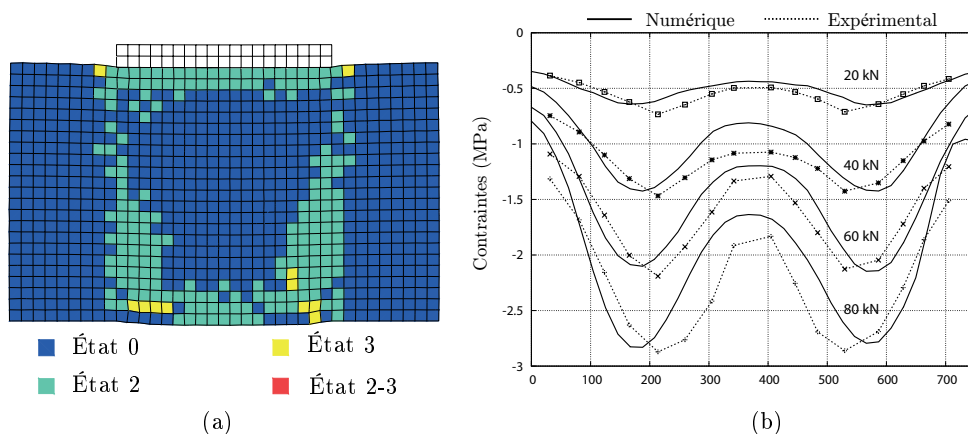


FIGURE 2.28 – Poutre épaisse en flexion : (a) Ouverture des joints; (b) Profil des contraintes verticales pour différents efforts verticaux.

2.5 Bilan

Les problématiques liées à la modélisation de structures maçonnées ont été présentées afin de mettre en lumière les difficultés majeures rencontrées dans la modélisation de structures industrielles ou de grandes dimensions. Dans l'optique de modéliser un piédroit de cokerie tout en considérant les problèmes d'ouverture des joints, un modèle à états de joints a été développé. Ce modèle est fondé sur l'hypothèse qu'il existe 4 états de joints différents (état sain, état avec ouverture des joints verticaux, respectivement horizontaux, et un état de ruine). Le comportement de la maçonnerie est alors décrit par une combinaison de dif-

férents états qui se succèdent grâce à un critère de transition. Des essais de cisaillement sur un mur plein ou avec une ouverture centrale, ainsi que des essais de flexion ont été simulés afin de valider le modèle. Les résultats de ces simulations numériques mettent en évidence que les non-linéarités apparaissant à l'échelle globale sont retranscrites grâce au comportement hétérogène de la maçonnerie. De plus, ce modèle permet de capturer aussi les phénomènes de dégradation sans introduire ni endommagement, ni plasticité. De ce fait le modèle est relativement simple en termes de paramètres à identifier mais aussi en terme d'interopérabilité.

L'outil construit dans ce chapitre répond au cahier des charges du chapitre 1, c'est-à-dire un modèle capable de prendre en compte la complexité globale de la structure, et le comportement de l'interface brique/mortier. Pour simuler le piédroit, il est maintenant nécessaire de connaître le comportement thermomécanique des constituants ainsi que les sollicitations à appliquer à cette structure. Ce travail fait l'objet du chapitre suivant.

Chapitre 3

Modélisation thermomécanique d'un piédroit de cokerie

Au cours du chapitre précédent, un modèle permettant de reproduire le comportement des structures maçonnées a été développé. Ce dernier chapitre présente l'application à un piédroit de cokerie de la méthodologie élaborée au chapitre 2. Dans le cadre de cette étude, les sollicitations ne sont pas uniquement mécaniques, la thermique étant prise en compte. De plus, les interactions entre le piédroit et les autres composants de la batterie sont considérées.

Dans un premier temps, les résultats des campagnes expérimentales menées à la fois sur les briques, le mortier et des sandwichs brique/mortier sont présentés. L'identification des propriétés de ces matériaux permet de définir, dans un second temps, les caractéristiques des différents Matériaux Homogènes Équivalents ainsi que les paramètres du critère d'ouverture des joints. Les conditions aux limites sont ensuite établies à partir des résultats de l'instrumentation thermomécanique du piédroit 305 de Fos-sur-Mer. Enfin, des simulations numériques sur le piédroit sont réalisées afin d'évaluer la poussée maximale admissible.

3.1 Comportement thermomécanique des réfractaires de silice

Les propriétés générales des réfractaires de silice ont été introduites dans le chapitre 1 (paragraphe §1.2). Le piédroit étudié est composé de briques de haute densité de nom commercial KD (fiche produit en annexe C) et d'un joint de mortier à base de silice (fiche produit en annexe D). Dans le but de déterminer les paramètres effectifs de la maçonnerie du piédroit, des essais ont été réalisés dans deux laboratoires spécialisés dans l'étude et la caractérisation des matériaux réfractaires, à savoir ICAR et le CEMHTI. Les propriétés mécaniques ont été étudiées à trois températures : 800, 1080 et 1350°C. Ces valeurs ont été choisies de manière à appartenir à la plage de température d'une cokerie en fonctionnement tout en évitant les changements de phase de la silice.

3.1.1 Briques de silice

3.1.1.1 Essais de compression uniaxiale

Les essais de compression ont été réalisés sur une presse statique INSTRON (modèle 4505) équipée d'un four annulaire (four de compression à chaud uniaxial, de fabrication « ICAR », formé de deux coques cylindriques articulées). Les échantillons sont des cylindres

de 25 mm de diamètre et de 62 mm de longueur. Ils sont positionnés dans le four à la température d'essai, puis y sont maintenus 10 minutes avant l'essai. Pour chaque température (800, 1080 et 1350°C), trois essais ont été effectués :

- 1 essai de compression monotone pour déterminer le niveau de rupture ;
- 2 essais de compression avec 3 cycles de charge/décharge, puis rupture.

Les figures 3.1 et 3.2 présentent les résultats obtenus lors de ces essais. L'influence de la température sur le comportement mécanique est clairement visible sur la figure 3.1 : plus la température augmente, plus la rigidité des briques de silice diminue. Les données bibliographiques et expérimentales sont superposées sur la figure 3.2 et confirment l'évolution du module d'élasticité en fonction de la température. Pour la suite, l'évolution du module d'élasticité sera supposée linéaire entre les points expérimentaux comme schématisé sur la figure 3.2.

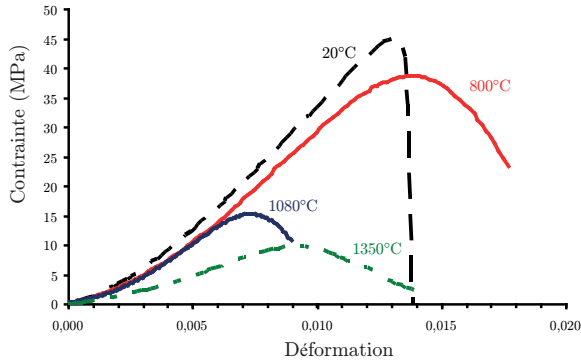


FIGURE 3.1 – Essais de compression uniaxiaux à différentes températures.

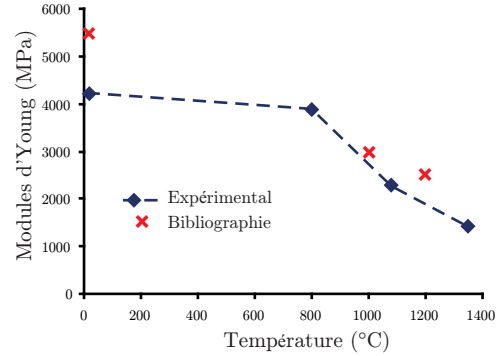


FIGURE 3.2 – Comparaison des modules d'élasticité expérimentaux et bibliographiques [Terny-Rebeyrotte, 2005].

3.1.1.2 Dilatation thermique

Le coefficient de dilatation thermique constitue une donnée essentielle pour la réalisation de simulations thermomécaniques. La détermination de ce coefficient a été réalisée selon la norme EN 821-1. Cet essai consiste à enregistrer l'allongement en dilatation libre d'un échantillon soumis à une élévation de température. Les déformations thermiques sont enregistrées pendant la montée et la descente de la température. La figure 3.3 présente les résultats obtenus. La dilatation thermique augmente rapidement jusqu'à 500°C, puis se stabilise autour d'une déformation de 1,1%. Cette courbe présente le comportement typique d'un réfractaire de silice qui a déjà été exposé sur la figure 1.10. On remarque qu'entre 100°C et 250°C, deux sauts sont observés : ils sont dus aux changements de phase cristobalite α en β et tridymite β en γ .

Le coefficient de dilatation thermique α est défini par la relation :

$$\alpha(T) = \frac{\varepsilon_{th}}{T - T_0} \quad (3.1)$$

où ε_{th} est la déformation thermique, T la température et T_0 la température de référence. Dans le cadre de cet essai, la température de référence est fixée à 25°C. Les résultats de cet essai sont exposés sur la figure 3.3. Les premiers points de mesure ne permettent pas de déterminer avec une précision suffisante le coefficient de dilatation thermique α . C'est pourquoi seuls les résultats de déformation thermique au delà de 150°C ont été utilisés. Le

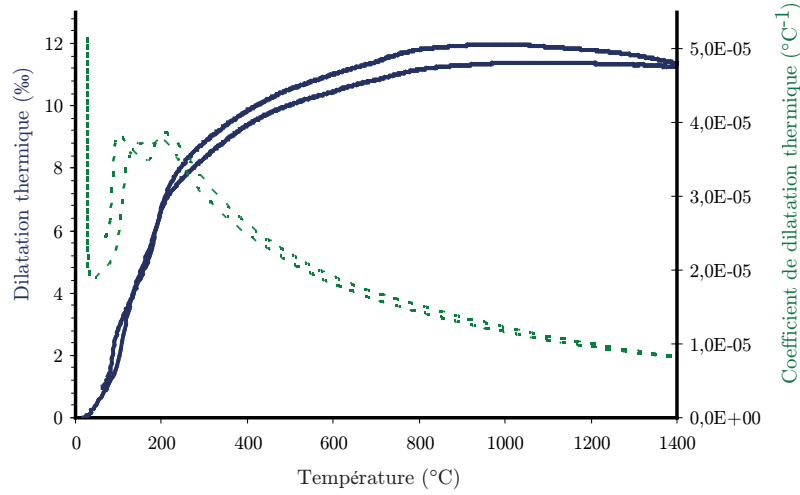


FIGURE 3.3 – *Dilatation thermique (trait continu) et coefficient de dilatation (trait pointillé) pour la brique KD.*

coefficient de dilatation thermique décroît de $3,86 \cdot 10^{-5}$ à $8,24 \cdot 10^{-6} \text{°C}^{-1}$ sur une plage de température allant de 150°C à 1400°C .

3.1.1.3 Propriétés thermiques

Les transferts thermiques dans le piédroit sont directement liés à ses constituants. Ce transfert de chaleur correspond à un transport d'énergie d'une zone à une autre qui est régi par l'équation de la chaleur. Cette équation s'écrit pour un solide homogène isotrope de la manière suivante [Lemaitre et Chaboche, 1996] :

$$\lambda \Delta T + m = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.2)$$

avec :

λ la conductivité thermique du matériau ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

m le terme source de chaleur (W.m^{-3})

ρ la masse volumique du matériau (kg.m^{-3})

C_p la capacité thermique massique du matériau ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

T la température au point considéré

Dans le cadre de cette étude, aucune source interne de chaleur n'est considérée, ainsi seuls les paramètres λ , ρ et C_p ont été déterminés par différents essais à ICAR et au CEMHTI. Le tableau 3.1 résume l'ensemble des résultats obtenus.

Les propriétés des briques KD correspondent aux propriétés des produits réfractaires denses de silice puisque la composition dépasse 93% de SiO_2 et la porosité est proche de 18%. Comme présenté sur la figure 3.4, la conductivité thermique augmente avec la température. Il est à noter que l'augmentation progressive jusqu'à 500°C est due au changement de phase quartz α en β . Une étude calorimétrique a aussi été menée afin d'identifier

TABLEAU 3.1 – Propriétés des briques.

Silice KD		
Densité ($kg.m^{-3}$)	1802	
Composition chimique selon DIN 1089 partie 1 (% massique)	$SiO_2\%$	$\geq 95,0$
	$Al_2O_3\%$	$\leq 1,5$
	$Fe_2O_3\%$	$\leq 1,0$
	$CaO\%$	$\leq 3,0$
	$Na_2O + K_2O\%$	$\leq 0,35$
Porosité apparente (% volumique)	18 - 21	
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	40°C	1,36
	800°C	1,42
	1200°C	1,95
	200°C	0,97 10^3
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	800°C	1,19 10^3
	1200°C	1,28 10^3

la capacité thermique massique à pression constante, C_p . Elle est définie par l'expression suivante, avec H l'enthalpie :

$$C_p = \frac{1}{m} \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_p \quad (3.3)$$

La détermination de la capacité thermique massique a été réalisée par une méthode à programmation de température continue [Legendre *et al.*, 2006]. Cette méthode nécessite trois essais successifs réalisés dans des conditions expérimentales identiques. Le premier essai, appelé « blanc », est effectué au moyen de deux creusets vides qui seront utilisés au cours des deux essais suivants. Le deuxième essai consiste à appliquer le même traitement thermique en positionnant dans l'un des deux creusets un matériau de référence dont la capacité thermique est parfaitement connue (ici le saphir). Enfin, le troisième essai est mis en œuvre avec le matériau à caractériser toujours dans les mêmes conditions. La masse de l'échantillon doit être du même ordre de grandeur que celle du matériau de référence. La capacité thermique est alors déterminée à une température T à l'aide de l'expression suivante [Legendre *et al.*, 2006] :

$$C_{pe}(T) = \frac{\Phi_e - \Phi_b}{\Phi_r - \Phi_b} \frac{m_r}{m_e} C_{pr}(T) \quad (3.4)$$

- Φ_b le flux mesuré lors de l'essai sans échantillon
 Φ_e le flux mesuré lors de l'essai avec échantillon
 Φ_r le flux mesuré lors de l'essai avec le matériau de référence
 où : m_e la masse de l'échantillon
 m_r la masse de la référence
 $C_{pr}(T)$ la capacité thermique du matériau de référence
 $C_{pe}(T)$ la capacité thermique de l'échantillon

La figure 3.4 présente l'évolution du flux mesuré en fonction de la température. Le pic qui apparaît aux environs de 250°C est provoqué par le changement de phase cristobalite α en β . Aucun pic n'est relevé à 500°C pour le changement de phase quartz α en β puisque les briques de silice sont des produits transformés (figure 1.11). Les pics émergeant aux alentours de 800-1000°C n'apparaissent pas sur la courbe de descente et sont donc dus à la transformation irréversible d'un composé. L'identification de ce composé sort du cadre de cette étude. Avant la descente en température, un palier à 1400°C a été réalisé ce qui se traduit par une chute du flux au cours de cette période.

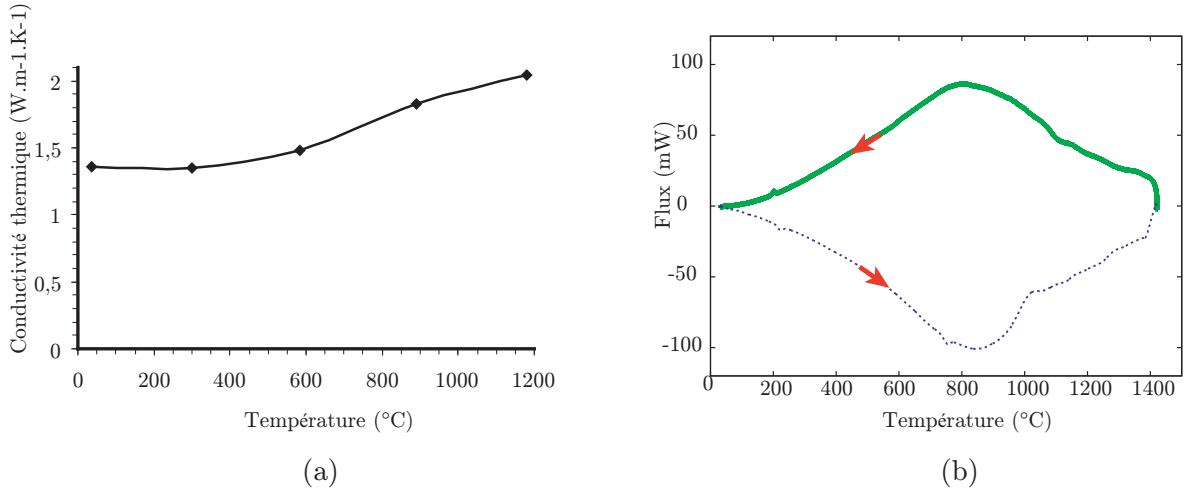


FIGURE 3.4 – (a) Conductivité thermique, (b) Évolution du flux lors de la montée, puis descente en température pour des briques de silice KD.

3.1.2 Mortier

Le mortier étudié est celui présent dans la maçonnerie du piédroit, qui est différent de celui utilisé dans la voûte ou les régénérateurs. Le nom commercial de ce mortier de silice est KS-94 (fiche produit en annexe D).

3.1.2.1 Composition et microstructure

Les résultats de l'analyse chimique par fluorescence X sont restitués dans le tableau 3.2. La composition chimique est identique à celle de la brique : c'est un réfractaire de silice avec une teneur en SiO_2 supérieure à 93%. Le mortier possédant une granulométrie fine (6% de refus au tamis de 0,5 mm), des éprouvettes de mortier ont donc pu être élaborées pour des essais de compression.

TABLEAU 3.2 – *Composition chimique du mortier KS-94.*

(% massique)	Mortier KS-94
$SiO_2\%$	$\geq 95,3$
$Al_2O_3\%$	0,84
$Fe_2O_3\%$	0,42
$CaO\%$	0,98
$Na_2O + K_2O\%$	0,37

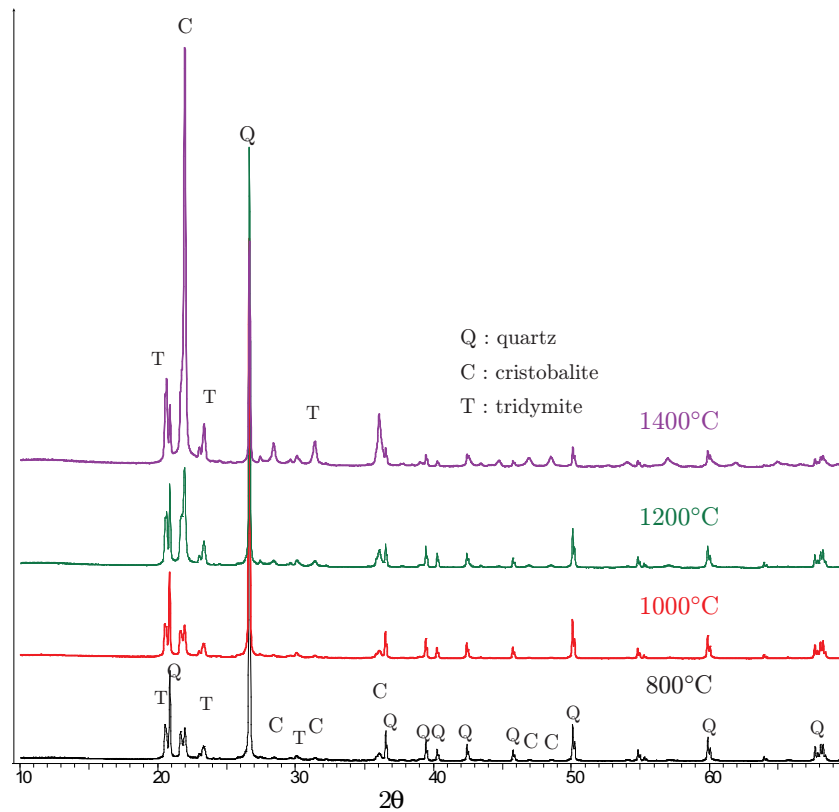
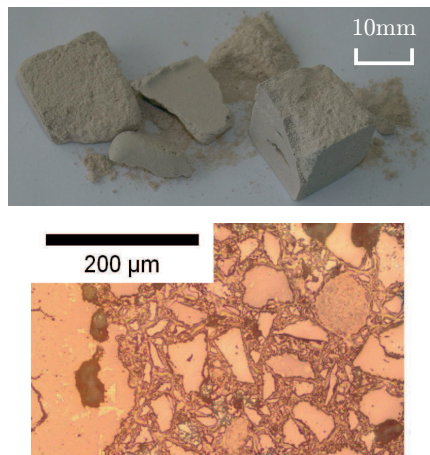
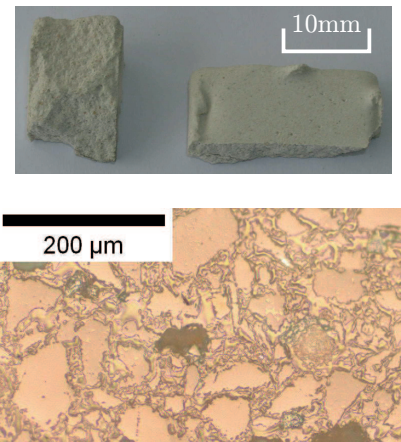
Afin de mieux cerner le comportement du mortier, une étude de l'évolution de sa microstructure en fonction de la température a été menée. Quatre échantillons de mortier ont été cuits respectivement à 800, 1000, 1200 et 1400°C. Chaque échantillon a été chauffé à la même vitesse (300°C/h) puis stabilisé à la température désirée. Ensuite à température ambiante, chaque lot a servi à deux études différentes. La première est une diffractométrie de rayons X (DRX), alors que la seconde est une micrographie de sections polies.

La figure 3.5 expose les résultats de la DRX en fonction de la température de traitement. L'intensité des pics de quartz diminue avec la température alors que celle de la cristobalite et tridymite augmente. Comme schématisé sur la figure 1.9, page 17, le quartz se convertit en cristobalite et tridymite à partir d'une température supérieure à 1000°C.

Les photographies 3.6 et 3.7 montrent les micrographies de sections polies pour les températures de 800 et 1200°C, les températures de 1000 et 1400°C étant présentées en annexe B. Ces micrographies illustrent les changements de microstructure. Sur les échantillons à 800 et 1000°C, il n'existe pas de lien chimique entre les différents grains, alors qu'à partir de 1200°C les grains commencent à fusionner. Ces observations microscopiques sont corrélées avec les observations macroscopiques : à 800 et 1000°C, le mortier ne présente aucune cohésion et se révèle très friable. La densification de la structure commence donc aux environs de 1200°C.

3.1.2.2 Essais de compression uniaxiale

Afin de déterminer les modules d'élasticité du mortier en fonction de la température, des essais de compression uniaxiale ont été réalisés. Le protocole expérimental est identique à celui employé pour la caractérisation des briques de silice. La figure 3.8 montre les résultats obtenus. Un comportement identique aux briques de silice est observé, c'est-à-dire une perte de rigidité avec la température. En comparaison avec les briques, il existe un rapport 10 entre les modules d'Young.

FIGURE 3.5 – *Diffractométrie de rayons X sur le mortier.*FIGURE 3.6 – *Photographie d'un échantillon de mortier cuit à 800°C accompagnée de la micrographie de section polie associée.*FIGURE 3.7 – *Photographie d'un échantillon de mortier cuit à 1200°C accompagnée de la micrographie de section polie associée.*

3.1.2.3 Dilatation thermique

La détermination du coefficient de dilatation thermique du mortier a été réalisée selon la norme EN 821-1. La figure 3.9 propose une comparaison des courbes de dilatation thermique des briques et du mortier. Le comportement des deux composants est semblable : une forte dilatation jusqu'à 500°C, puis un palier. Les changements de phase cristobalite β en γ à

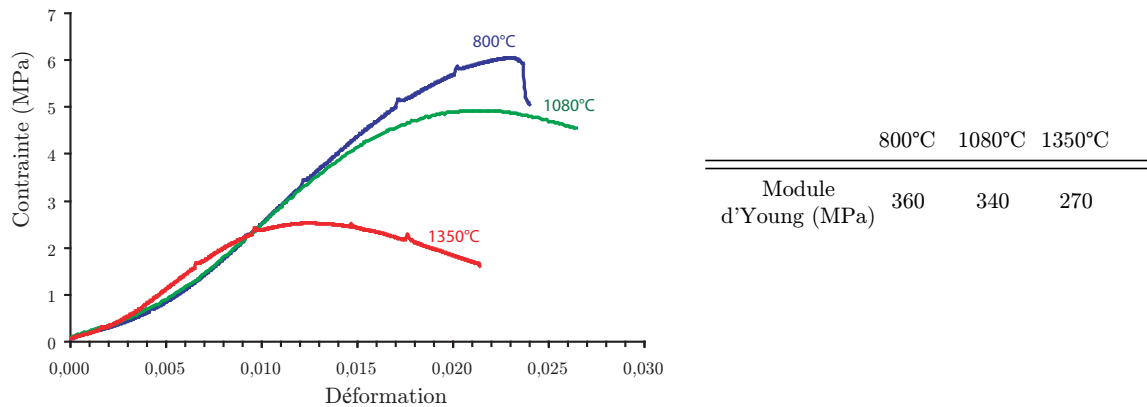


FIGURE 3.8 – Compression uniaxiale : influence de la température sur les courbes contrainte / déformation.

200°C et quartz α en β à 530°C sont davantage prononcés sur le mortier du fait qu'il s'agisse d'un produit cru et donc le quartz α n'a pas encore été transformé en quartz β . La chute de la dilatation thermique après 800°C est due à la réduction de volume du quartz (figure 1.10). Ensuite à 1100°C, la dilatation augmente de nouveau de part la transformation du quartz en cristobalite qui a une dilatation plus élevée.

Pendant la phase de refroidissement, la dilatation thermique est stable jusqu'à la température du premier changement de phase (573°C). Cet essai est très intéressant car les courbes de la figure 3.9 mettent en évidence le comportement similaire de la brique et du mortier sur la plage de température utilisée pour le fonctionnement de la cokerie. Ainsi, il existe une faible dilatation différentielle entre les deux matériaux.

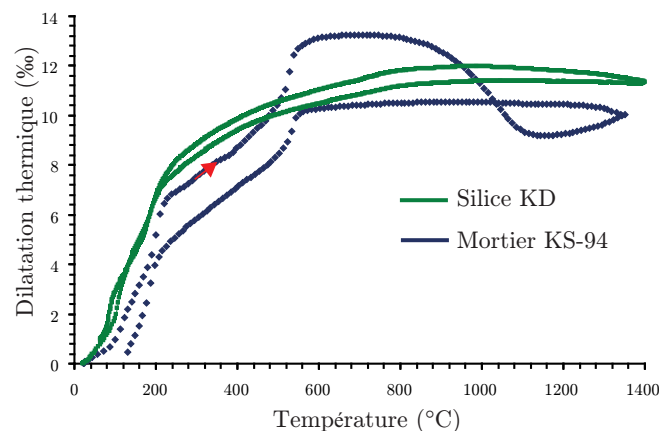


FIGURE 3.9 – Comparaison des dilatations thermiques de la brique et du mortier.

3.1.2.4 Propriétés thermiques

Les propriétés thermiques du mortier sont rassemblées dans le tableau 3.3. La figure 3.10 représente l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température. La brique est un meilleur conducteur que le mortier. Comme mentionné précédemment, une augmentation de la conductivité thermique a lieu à partir du changement de phase quartz α en β . Sur la figure 3.11, sont superposées les courbes de chaleur spécifique du mortier

TABLEAU 3.3 – Propriétés du mortier d'après les mesures expérimentales.

Mortier KS-94		
Densité ($kg.m^{-3}$)		1503
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	25° C	0,68
	600° C	0,44
	1200° C	1,24
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	200° C	1,01 10^3
	800° C	1,15 10^3
	1200° C	1,10 10^3

cru et cuit. La courbe de montée permet de retrouver les différents changements de phase abordés jusqu'à présent tandis que la courbe de descente met en évidence uniquement les changements de phase réversibles. Les courbes de la montée et descente ne sont pas continues car un palier a été effectué pendant une heure sans enregistrement avant la redescente.

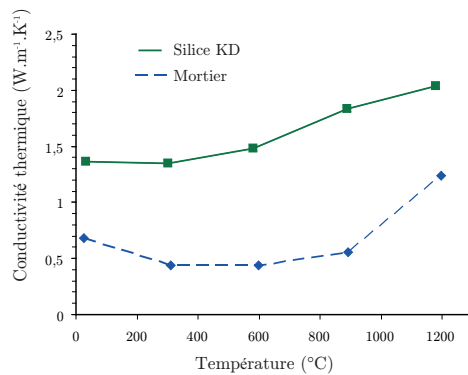


FIGURE 3.10 – Comparaison de la conductivité thermique des briques de silice et du mortier.

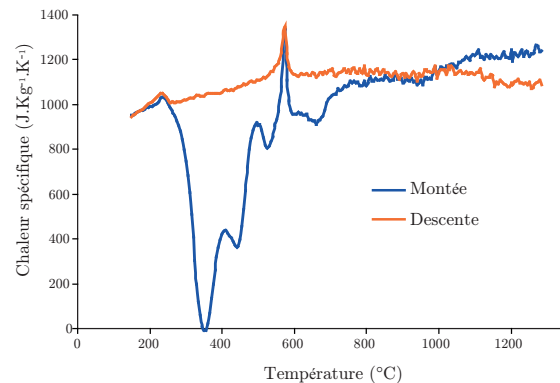


FIGURE 3.11 – Chaleur spécifique du mortier au cours de la montée et descente en température.

3.1.3 Tenue de l'interface brique/mortier

Le modèle d'ouverture des joints développé dans cette thèse est alimenté par différents paramètres que sont la limite à rupture en traction f_t , la cohésion c et l'angle de frottement ϕ . Il est donc nécessaire de caractériser expérimentalement ces paramètres.

3.1.3.1 Contrainte ultime en cisaillement

L'étude expérimentale de la tenue en cisaillement d'assemblages maçonneries a déjà été menée par de nombreux chercheurs. Plusieurs auteurs ont effectué des caractérisations soit sur des échantillons de maçonnerie comportant plusieurs joints horizontaux et verticaux

[Lourenço *et al.*, 2004], soit sur des échantillons composés d'un seul joint [Raffard *et al.*, 2001, Riddington et Juke, 1994, Abdou *et al.*, 2006]. La figure 3.12 présente les essais classiquement rencontrés dans la littérature : les échantillons se composent alors de deux (« couplet »), trois (« triplet ») ou quatre demi-briques.

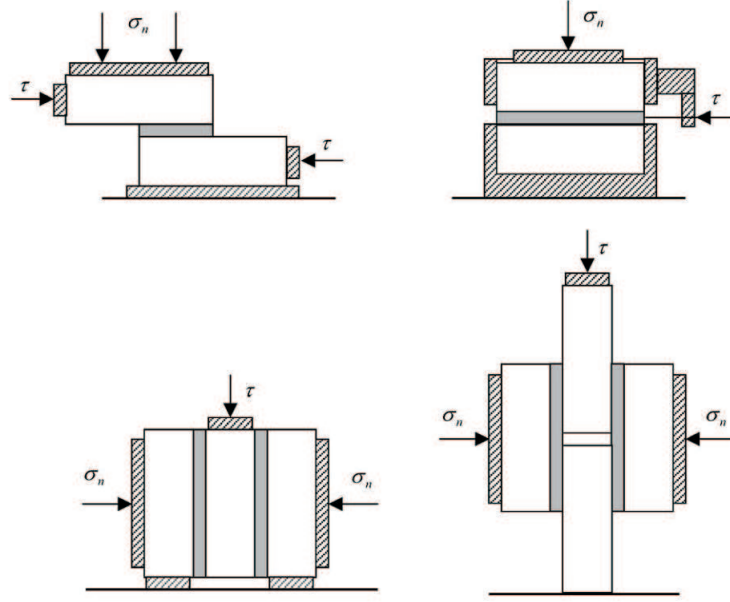


FIGURE 3.12 – Exemples d'essais pour l'étude du comportement en cisaillement d'après [Abdou *et al.*, 2006].

Les essais évoqués ci-dessus ont été conduits à température ambiante. Pour simuler correctement le comportement du piédroit, il est nécessaire de prendre en compte l'effet de la température sur la tenue mécanique de l'interface. Cependant compte tenu des températures d'essais requises (supérieures à 1000°C), peu de matériaux et de systèmes de serrage permettent de réaliser ces essais, qui plus est dans un espace réduit en raison de la taille des fours.

Ce travail s'est donc orienté vers des essais combinés de compression/cisaillement, plus rapides à mettre en œuvre dans le cadre de cette thèse. L'essai consiste en la compression d'un échantillon prismatique qui contient un joint de mortier incliné d'un angle α comme schématisé sur figure 3.13, et ce à trois températures différentes (800, 1080 et 1350°C). Tous les échantillons sont chauffés jusqu'à 1000°C où ils sont maintenus pendant une heure, puis sont amenés à la température d'essai où un deuxième palier de 30 min est effectué avant le chargement jusqu'à rupture.

Dans le but de choisir les meilleures inclinaisons, les contraintes normales et tangentielles ont été déterminées dans le repère local du joint de mortier. Le tenseur des contraintes de cet essai s'écrit dans le repère global :

$$\underline{\underline{\Sigma}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (3.5)$$

Ce tenseur permet de définir une contrainte normale σ_n et une contrainte tangentielle τ s'exerçant à l'interface. La contrainte normale est la projection du vecteur contrainte $\underline{T}$ sur

la normale à l'interface. Elle s'exprime sous la forme :

$$\sigma_n = \underline{T} \cdot \underline{n} \quad \text{avec} \quad \underline{T} = \underline{\underline{\Sigma}} \cdot \underline{n} \quad (3.6)$$

La contrainte tangentielle τ s'exerçant sur une facette est la projection du vecteur contrainte sur cette interface, c'est-à-dire sur le plan de normale $\underline{n}$. Les contraintes tangentielles et normales s'expriment alors dans le repère local sous la forme :

$$\begin{cases} \sigma_n = \cos(\alpha)^2 \sigma \\ \tau = \cos(\alpha) \sin(\alpha) \sigma \end{cases} \quad (3.7)$$

L'évolution de ces contraintes est représentée sur la figure 3.14 en fonction de l'inclinaison du joint par rapport à l'horizontal pour une contrainte σ unitaire. Les inclinaisons ont été choisies de telle manière que la contrainte de cisaillement soit supérieure à la contrainte normale, tout en prenant garde à ce que les échantillons puissent être usinés et placés dans le four. Les angles de 45° , 55° et 65° ont été retenus. Les trois échantillons ont alors été sollicités jusqu'à rupture pour chaque température.

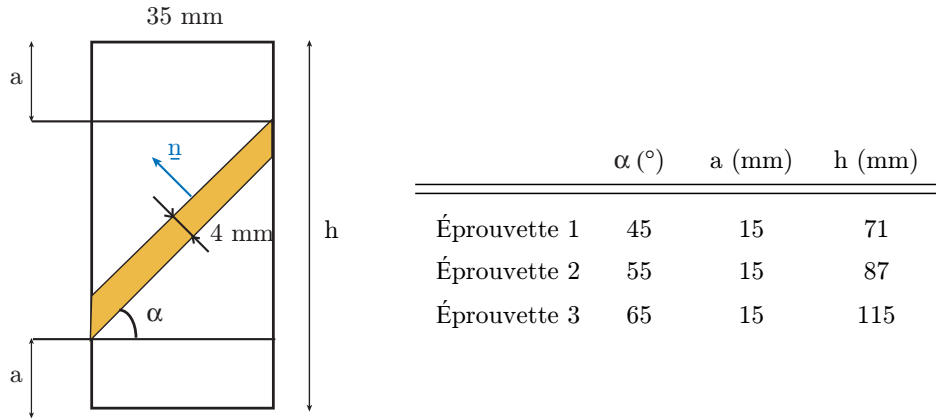


FIGURE 3.13 – Échantillons pour les essais combinés compression/cisaillement.

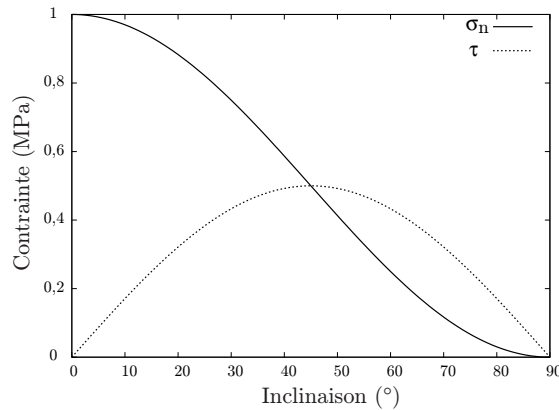


FIGURE 3.14 – Évolution des contraintes normale et tangentielle en fonction de l'inclinaison de l'interface.

A partir des efforts enregistrés pendant les essais, les contraintes normale σ_n et tangentielle τ ultimes sont calculées dans le repère local. L'évolution de ces contraintes ultimes (pour les

différentes inclinaisons) est reportée sur la figure 3.15 pour les trois températures d'essai. Une régression linéaire sur ces différentes courbes permet d'obtenir les paramètres du critère de Mohr-Coulomb (équation 2.31) en fonction de la température. Les valeurs obtenues sont résumées dans le tableau de la figure 3.15.

Dans la littérature, les valeurs de $\tan \phi$, à température ambiante, sont habituellement comprises entre 0,7 et 1,2 selon les matériaux utilisés [Abdou *et al.*, 2006]. Les valeurs identifiées par ces essais sont donc tout à fait cohérentes et il convient de noter que l'angle de frottement semble être peu dépendant de la température. Quant aux valeurs de cohé-

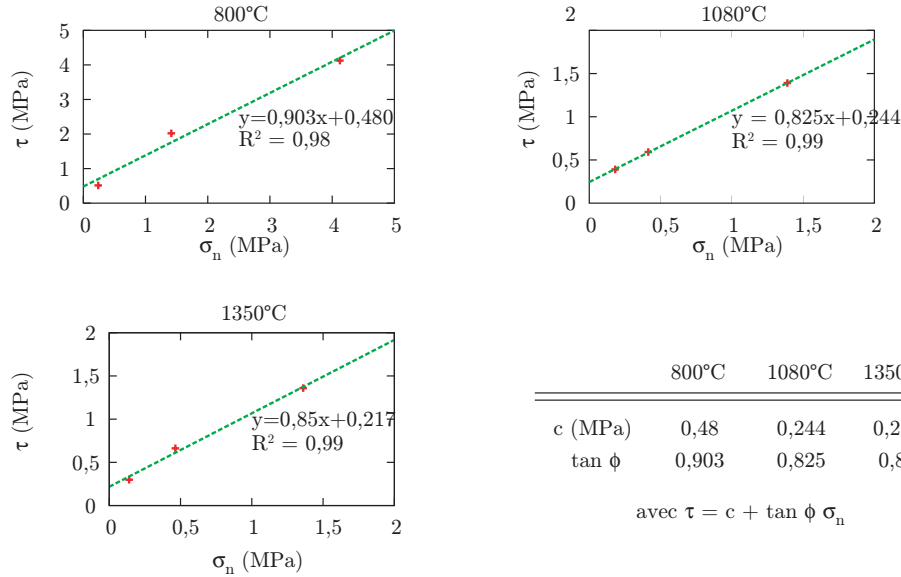


FIGURE 3.15 – Identification des paramètres de Mohr-Coulomb à différentes températures.

sion identifiées, elles diminuent avec la température mais restent globalement faibles. Ces essais permettent de valider l'hypothèse de rupture à l'interface choisie pour le modèle puisque pour tous les échantillons, le plan de fissure se localise à l'interface supérieure brique/mortier (figure 3.16). Maintenant que les paramètres du critère de rupture en cisaillement sont identifiés, la tenue de l'interface en traction va l'être également.



FIGURE 3.16 – Mode de rupture des échantillons avec joint de mortier incliné.

3.1.3.2 Contrainte ultime en traction

Deux phénomènes provoquent l'ouverture des joints à l'interface : l'un associé à une rupture en cisaillement et l'autre à une rupture en traction [Lourenço, 2002]. Différents essais ont été développés pour caractériser la tenue en traction des interfaces brique/mortier. Cela inclut les essais de flexion (trois points, quatre points) [Schubert et Hetzemacher, 1992], des essais de traction indirecte (fendage) [Drysdale *et al.*, 1979] ou encore des essais de traction directe [Almeida *et al.*, 2002]. L'essai de traction directe est le plus représentatif du phénomène de traction mais reste très délicat à réaliser. Un essai de traction réussi consiste en l'application d'une contrainte uniaxiale afin d'éviter tout effort de flexion ou de torsion parasite. Les écarts sont essentiellement causés par des systèmes d'amarrage qui ne sont pas alignés, un axe de la tête d'éprouvette qui ne coïncide pas avec celui des mors, ou encore par une dissymétrie de l'éprouvette [Massard, 2005]. Dans l'article de Almeida [Almeida *et al.*, 2002], un résumé des différentes méthodes de traction directe est présenté. Le système utilisé le plus simple est un montage où les briques sont boulonnées au support. D'autres auteurs optent pour le collage des briques au support comme les essais développés au Groupe d'Etude des Matériaux Hétérogènes [Ghassemi Kakroudi *et al.*, 2008, Ghassemi Kakroudi *et al.*, 2009a, Ghassemi Kakroudi *et al.*, 2009b]. Enfin certains auteurs utilisent un système original où les briques sont croisées afin d'exercer un effort de traction à partir d'une machine appliquant un chargement de compression. Ces multiples systèmes de fixation sont illustrés sur la figure 3.17. Il est à noter que tous ces essais sont effectués à température ambiante.

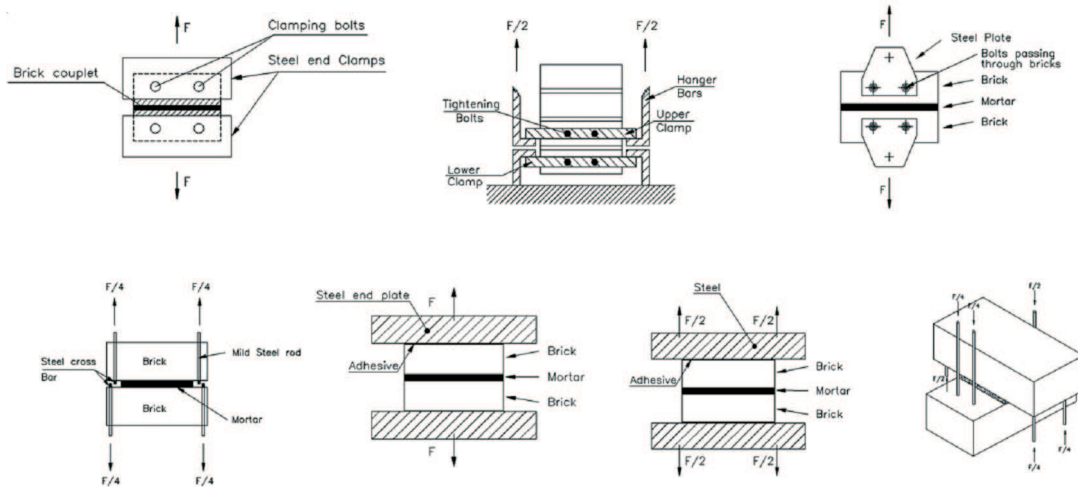


FIGURE 3.17 – Différentes méthodes de fixation pour les essais de traction directe.

Des essais de traction à hautes températures (supérieures à 1000°C) ont été développés au Centre des Matériaux de l'École des Mines de Paris ou encore chez ICAR. Le montage conçu au Centre des Matériaux, consiste en l'utilisation d'un système de chargement inversé et d'une géométrie d'éprouvette de traction originale. En effet, la tendance actuelle consiste à développer des éprouvettes circulaires avec un épaulement pris dans le dispositif d'attache (type « os de chien » ou « queue d'aronde ») [Massard, 2005]. L'usinage de telles éprouvettes est complexe et n'a jamais été utilisé pour faire des essais sur des couplets. Dans le cadre de cette thèse, un essai de traction relativement simple a été développé afin d'estimer la tenue mécanique de l'interface. L'essai consiste à imposer un déplacement uniaxial sur deux câbles collés au couplet (figure 3.18). Cet essai a été réalisé à température ambiante mais l'objectif est de l'effectuer à hautes températures. Cet essai permet

seulement d'obtenir la contrainte à rupture puisque la réponse mesurée mélange le comportement du câble, des briques, du mortier ou encore celui de la colle. Cependant l'avantage majeur de cette expérience est l'auto-alignement des câbles du fait de leur flexibilité, ce qui engendre une contrainte uniaxiale si toutefois les faces des briques sont parallèles et les perçages alignés.

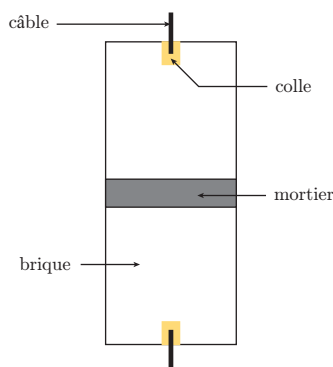


FIGURE 3.18 – *Schéma de l'essai de traction réalisé à température ambiante.*

La limite à rupture obtenue pour l'interface brique/mortier est alors de 0,2 MPa. Cette valeur confirme la faible tenue de l'interface, puisque le plan de fissure se localise aussi à l'interface. Une étude de ce type de mortier avait déjà été effectuée sur une autre cokerie et la limite à rupture en flexion d'un barreau de mortier cuit à 1100°C était d'environ 0,6 MPa [Piccavet, 1997], c'est-à-dire une valeur extrêmement faible. Ce résultat confirme l'ordre de grandeur obtenu à froid. Finalement, la valeur de 0,2 MPa sera retenue dans la suite de l'étude.

3.2 Matériaux Homogènes Equivalents pour le piédroit

Dans le but de construire un modèle thermomécanique complet, les méthodes d'homogénéisation périodique décrites dans le chapitre 2 sont appliquées dans la suite aux maçonneries du piédroit. Cette partie est consacrée à la définition des cellules élémentaires du piédroit, puis à la détermination des propriétés mécaniques et thermiques effectives.

3.2.1 Définition des cellules élémentaires

La figure 3.19 présente le piédroit servant de support à cette thèse. La coupe B-B représente l'arrangement des briques au niveau de la première assise. Deux cellules élémentaires ont été choisies pour modéliser l'ensemble du piédroit : une pour les panneresses et une autre pour les entretoises. La figure 3.20 illustre les deux géométries.

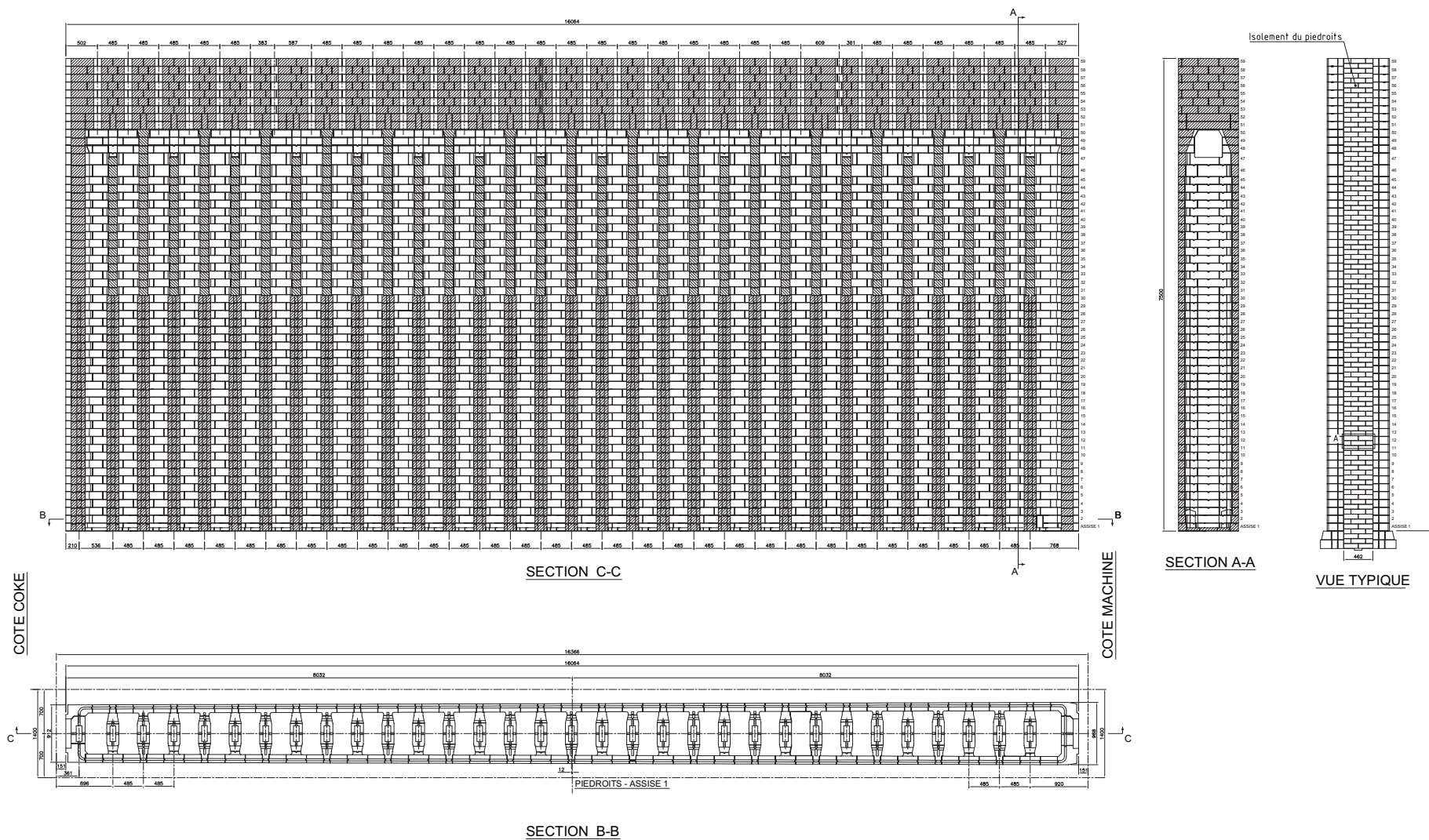


FIGURE 3.19 – Plan du piédroit 305 de Fos-sur-Mer.

Les cellules élémentaires possèdent seulement 2 plans de symétrie orthogonaux de part l'assemblage à tenons et mortaises entre les briques des différentes assises mais conservent tout de même les conditions de périodicité.

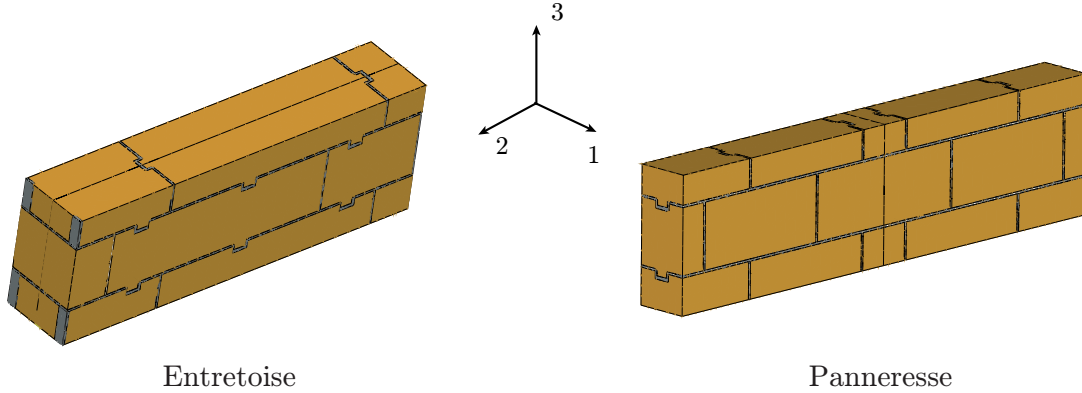


FIGURE 3.20 – Cellules élémentaires du piedroit.

La géométrie des briques composant ces cellules élémentaires est complexe. En effet, les tenons et mortaises sont cylindriques ce qui génère des solides complexes à mailler en particulier lorsque ceux-ci se croisent perpendiculairement (figure 3.21a).

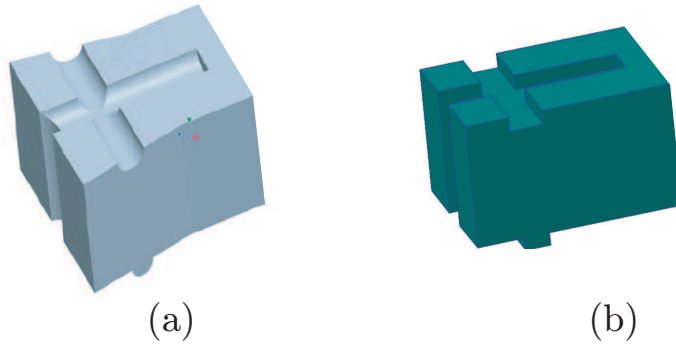


FIGURE 3.21 – Exemple de géométrie de briques : (a) forme réelle, (b) forme simplifiée.

Dans le but d'obtenir un maillage régulier sans obtenir un nombre d'éléments exorbitant, la forme cylindrique des tenons et mortaises a été simplifiée par une forme rectangulaire, comme illustré sur la figure 3.21. Les différentes briques ainsi que les joints peuvent alors être maillés en éléments hexaédriques à 8 nœuds. Néanmoins, de part la faible épaisseur des joints (4 mm) et la présence des tenons et mortaises, environ 100000 éléments sont nécessaires pour mailler les joints horizontaux et 800 pour chacune des briques (figure 3.22). De cette manière, le maillage des briques et des joints est indépendant, ce qui rend la modélisation des différentes cellules élémentaires plus aisée et moins onéreuse en terme d'éléments. Les structures homogènes exigent quant à elles, seulement 500 éléments pour les mailler.

3.2.2 Homogénéisation des propriétés mécaniques

Pour chaque chargement sur les deux domaines de calcul 3D hétérogènes, l'énergie de déformation est calculée via le logiciel ABAQUS et comparée à l'énergie de déformation de

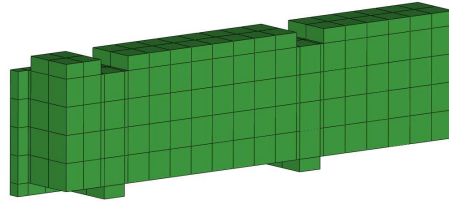


FIGURE 3.22 – Maillage d'une demi-brique après simplification des tenons et mortaises.

la structure homogène au comportement équivalent soumise au même chargement. La détermination des modules du MHE se fait alors par une méthode d'identification inverse avec une minimisation de l'erreur selon l'algorithme de Levenberg-Marquardt comme présenté dans le chapitre 2 (figure 2.19, § 2.3.2.2). La méthode adoptée précédemment (homogénéisation périodique couplée à une identification inverse) a été employée pour évaluer le comportement global de la panneresse et des entretoises à partir de cellules périodiques simples. La valeur des coefficients matériaux identifiés dépend des différents états de la maçonnerie et de la température.

Les figures 3.23, 3.24 et 3.25 présentent l'évolution des modules d'élasticité en fonction de la température et de l'état des joints; les coefficients de Poisson et les modules de cisaillement étant détaillés dans l'annexe E.

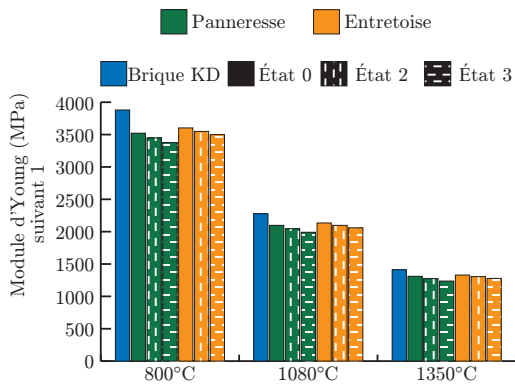


FIGURE 3.23 – Module d'élasticité dans la direction 1.

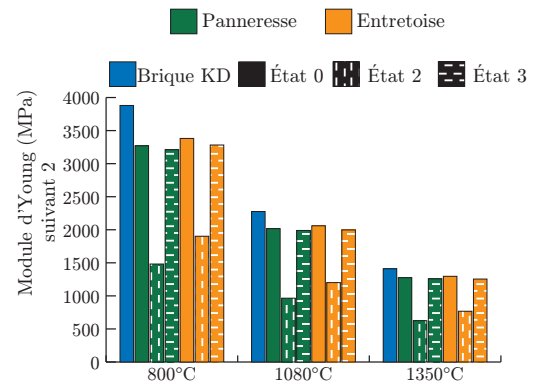


FIGURE 3.24 – Module d'élasticité dans la direction 2.

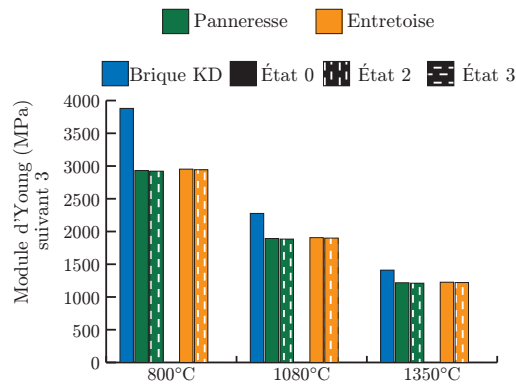


FIGURE 3.25 – Module d'élasticité dans la direction 3.

Qualitativement les paramètres identifiés sont cohérents : les modules d'Young sont inférieurs à ceux de la brique de part la présence du mortier. Dans l'état de joint 2, les

modules d'élasticité dans la direction 2 sont les plus faibles (du fait de l'ouverture des joints) et dans l'état de joint 3, les modules d'élasticité dans la direction 3 sont nuls puisqu'il n'y a aucune rigidité dans cette direction. Pour valider quantitativement les paramètres identifiés, deux tests ont été effectués : le premier compare les résultats analytiques d'homogénéisation de Cecchi et Sab [Cecchi et Sab, 2002a] avec les résultats de l'identification inverse, tandis que le deuxième est une simulation numérique sur un élément de carneau.

Les valeurs des constantes d'élasticité homogénéisées dans le cas des joints fermés sont établies à partir des équations 2.9 à 2.12. Il est à noter que dans l'approche analytique développée par Cecchi et Sab, l'assemblage en tenons et mortaises des joints et briques n'est pas intégré. Les résultats des deux techniques d'homogénéisation sont rassemblés dans le tableau 3.4.

TABLEAU 3.4 – Comparaison des constantes d'élasticité homogénéisées pour l'état 0.

Paramètres effectifs	1080°C			1350°C		
	Cecchi- Sab	Ident. inverse	Écart relatif	Cecchi- Sab	Ident. inverse	Écart relatif
C_{2222}^{eff}	2421	2402	0,01	1508	1518	0,01
C_{3333}^{eff}	2437	2254	0,07	1544	1450	0,06
C_{2233}^{eff}	730	577	0,21	464	371	0,20
C_{2323}^{eff}	1355	1439	0,06	857	937	0,09

Les erreurs relatives de chaque constante d'élasticité sont faibles à l'exception des constantes hors diagonales. Cet écart entre les résultats peut s'expliquer d'une part par la différence de géométrie entre les deux méthodes ; d'autre part le modèle de Cecchi et Sab est établi sous l'hypothèse des contraintes planes et a été développé dans le cas de maçonneries composées de joints de faible épaisseur, avec des rapports de rigidité brique/mortier faibles. Dans le cadre des maçonneries de piédroit, le rapport de rigidité est de 10 et les calculs d'homogénéisation ont été menés en 3D.

Toujours dans l'objectif de valider ces propriétés effectives, une pression latérale semblable à celle exercée par le coke sur le piédroit a été appliquée sur deux éléments de carneau : le premier est agencé de briques et de mortier, tandis que le deuxième est constitué des deux matériaux homogènes équivalents. Les mêmes conditions aux limites et chargements sont appliqués aux deux structures, à savoir des conditions de périodicité sur les faces supérieures et inférieures, des conditions de symétrie pour les faces des entretoises et enfin une pression latérale sur une seule face des panneresses. La figure 3.26 représente les champs de contraintes des deux cellules suivant les directions 2 et 3. Les échelles de contraintes sont identiques pour la structure hétérogène et homogène.

Comme illustré sur la figure 3.26, le jeu de paramètres identifié permet d'obtenir globalement le même comportement entre une structure hétérogène et une autre homogène. Les zones de concentration de contraintes sont plus marquées sur la cellule hétérogène à cause de la présence de mortier et des tenons et mortaises, cependant le comportement global est identique. Cette technique est très intéressante pour cette étude puisque le maillage de la cellule hétérogène requiert environ 400000 éléments alors que seulement 564 éléments sont utilisés pour la cellule homogène, ce qui permet finalement de diviser le temps de calcul par 20. Cet exemple permet d'illustrer les limites des modèles à 2 ou 3 phases développés dans le paragraphe §2.1.

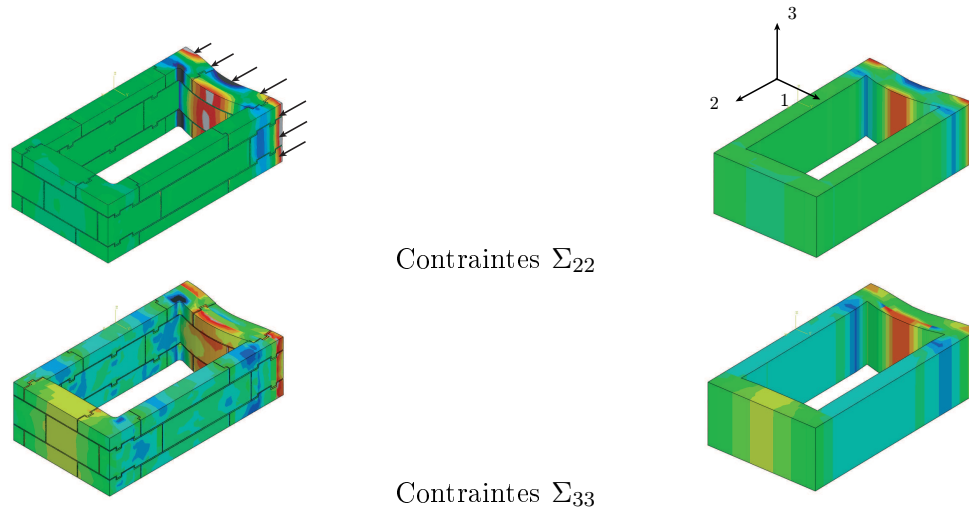


FIGURE 3.26 – Comparaison des champs de contraintes Σ_{22} et Σ_{33} des structures hétérogènes et homogènes.

3.2.3 Homogénéisation des propriétés thermiques et de couplage thermomécanique

Pour construire un modèle thermomécanique, les propriétés thermiques et de couplage équivalentes doivent être aussi déterminées. Pour cela, les coefficients de dilatation thermique ont été évalués par identification inverse, afin d'obtenir la même énergie de déformation pour les cellules homogène et hétérogène. Quant aux propriétés thermiques équivalentes, des méthodes d'homogénéisation plus classiques ont été appliquées.

3.2.3.1 Coefficients de dilatation thermique

Pour déterminer les coefficients de dilatation thermique équivalents, la méthode employée est la même que celle utilisée pour les propriétés mécaniques (figure 2.19) excepté que c'est un chargement de dilatation sous contrainte qui est appliqué aux cellules hétérogènes et homogènes. La dilatation est choisie orthotrope pour prendre en compte la différence de proportion de joints dans les différentes directions de la maçonnerie. Le tableau 3.5 présente les résultats d'identification pour la cellule élémentaire de l'entretoise.

TABLEAU 3.5 – Coefficients de dilatation thermique homogénéisés (en $^{\circ}\text{C}^{-1}$).

	800 $^{\circ}\text{C}$			1080 $^{\circ}\text{C}$			1350 $^{\circ}\text{C}$		
	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3
α_1	$1,13^{-5}$	$1,30^{-5}$	$1,44^{-5}$	$6,21^{-6}$	$6,47^{-6}$	$7,18^{-6}$	$2,57^{-6}$	$2,73^{-6}$	$3,33^{-6}$
α_2	$1,16^{-5}$	$1,22^{-5}$	$1,45^{-5}$	$5,89^{-6}$	$7,26^{-6}$	$7,47^{-6}$	$2,43^{-6}$	$3,04^{-6}$	$3,12^{-6}$
α_3	$1,13^{-5}$	$1,30^{-5}$	$9,62^{-5}$	$6,05^{-6}$	$6,26^{-6}$	$2,03^{-4}$	$2,48^{-6}$	$2,61^{-6}$	$7,81^{-5}$

L'orthotropie de la dilatation est plus marquée par l'ouverture des joints que par la différence de proportion de joints. En effet, puisque l'ouverture des joints dans notre modèle signifie absence de mortier, il est évident que cela influence grandement la dilatation.

3.2.3.2 Propriétés thermiques

Pour leur détermination, une distinction entre les différents paramètres thermiques a été effectuée. La capacité thermique massique et la masse volumique des briques et du mortier étant semblables, une simple moyenne volumique est suffisante pour déterminer la capacité thermique et la masse volumique équivalente. La fraction volumique de briques, f_b , dans le piédroit est évaluée à 90%. Les résultats de la capacité thermique équivalente sont présentés sur la figure 3.27. La masse volumique équivalente est quant à elle égale à 1770 kg.m^{-3} .

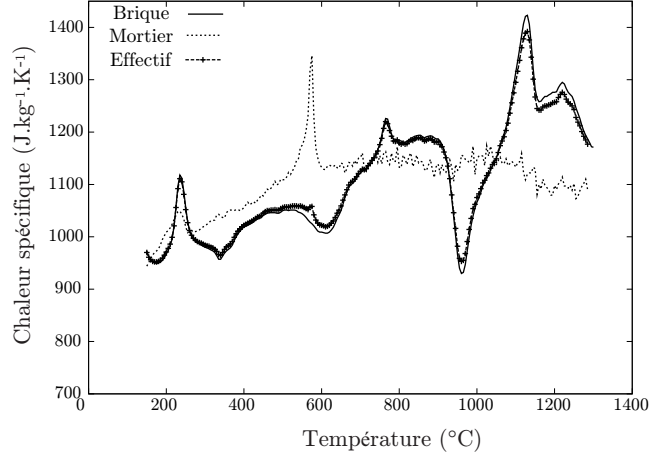


FIGURE 3.27 – Chaleur spécifique équivalente.

De nombreux modèles permettent de déterminer la conductivité thermique effective en fonction des conductivités thermiques λ_i des matériaux présents et de leurs fractions volumiques f_i . Une brève revue des principaux modèles analytiques, puis des modèles numériques est exposée afin d'identifier la conductivité thermique équivalente.

Modèles en série et en parallèle

Ces deux modèles à bornes sont les plus simples et ont un caractère universel puisqu'ils encadrent le plus largement possible les propriétés réelles d'un matériau [Tessier-Doyen, 2003]. Ces modèles sont aussi connus sous le nom de modèles de Wiener [Carson *et al.*, 2005] ou encore modèle de Voigt-Reuss en mécanique. Les expressions de ces bornes inférieure et supérieure sont données par les équations 3.8 et 3.9.

$$\frac{1}{\lambda_{-}^{eff}} = \frac{f_b}{\lambda_b} + \frac{f_m}{\lambda_m} \quad (3.8) \quad \lambda_{//}^{eff} = \lambda_b f_b + \lambda_m f_m \quad (3.9)$$

avec :

- λ la conductivité thermique indicée m pour le mortier et b pour la brique
- f la fraction volumique indicée m pour le mortier et b pour la brique
- λ_{-}^{eff} la borne inférieure de la conductivité thermique effective
- $\lambda_{//}^{eff}$ la borne supérieure de la conductivité thermique effective

Modèle de Hashin et Shtrikman

La plage entre les bornes de Wiener est trop importante pour identifier la conductivité thermique équivalente. Leur utilisation reste limitée puisqu'elles ne prennent en compte que

la fraction volumique des phases et non pas leur morphologie ni leur distribution. Hashin a réduit ces bornes pour tout composite constitué de deux phases (qu'importe sa géométrie). Elles reposent sur la reformulation du problème variationnel permettant de prendre en compte une information supplémentaire sur l'isotropie de la distribution des phases et sur l'introduction d'un milieu infini qui s'identifie à l'un des deux constituants. Ce modèle fait aussi l'hypothèse que le champ de température est uniforme dans chaque inclusion représentée sous la forme d'une sphère. L'inclusion est supposée ne pas perturber le champ de température à son voisinage [Hashin, 1962]. Ce modèle permet de calculer les bornes inférieure et supérieure les plus restrictives de la conductivité thermique effective d'un matériau biphasé. Les équations 3.10 et 3.11 donnent respectivement les bornes inférieure et supérieure de la conductivité [Naitali, 2005, Benazzouk *et al.*, 2008].

$$\lambda_{HS-}^{eff} = \lambda_m + \frac{f_b}{\frac{1}{\lambda_b - \lambda_m} + \frac{f_m}{3\lambda_m}} \quad (3.10) \quad \lambda_{HS+}^{eff} = \lambda_b + \frac{f_m}{\frac{1}{\lambda_m - \lambda_b} + \frac{f_b}{3\lambda_b}} \quad (3.11)$$

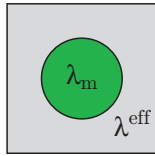
avec :

λ_{HS+}^{eff} la borne inférieure de Hashin-Shtrikman

λ_{HS-}^{eff} la borne supérieure de Hashin-Shtrikman

Modèle par homogénéisation auto-cohérente

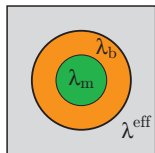
Une autre technique pour déterminer la conductivité thermique équivalente est basée sur les méthodes d'homogénéisation auto-cohérente. On suppose l'existence d'un motif générique (par exemple des inclusions sphériques) qui est noyé dans un milieu infini qui s'identifie cette fois-ci au milieu effectif à déterminer (figures 3.28 et 3.29). Dans la littérature, différents types d'inclusions sphériques sont considérés : inclusions simples [Carson *et al.*, 2005], inclusions bicomposites [Cerezo, 2005]. La méthode auto-cohérente à simple inclusion permet de calculer la conductivité thermique effective λ_{SC1}^{eff} en résolvant l'équation 3.12.



$$\frac{\lambda_b - \lambda_{SC1}^{eff}}{\lambda_b + 2\lambda_{SC1}^{eff}} f_b + \frac{\lambda_m - \lambda_{SC1}^{eff}}{\lambda_m + 2\lambda_{SC1}^{eff}} f_m = 0 \quad (3.12)$$

FIGURE 3.28 – Homogénéisation auto-cohérente à inclusion sphérique simple

Dans le cas d'un modèle à inclusions bicomposites, la conductivité λ_{SC2}^{eff} est obtenue directement par la relation 3.13. Cette méthode peut être étendue au cas d'inclusions sphériques tricomposites [Benazzouk *et al.*, 2008], mais aussi généralisée à des inclusions à n phases.



$$\lambda_{SC2}^{eff} = \lambda_m \left(1 + \frac{f_b}{\frac{f_m}{3} + \frac{1}{\lambda_b/\lambda_m - 1}} \right) \quad (3.13)$$

FIGURE 3.29 – Homogénéisation auto-cohérente à inclusions sphériques bicomposites

Modèle numérique

Pour déterminer numériquement la conductivité thermique, la méthode s'appuie sur la loi de conduction de la chaleur de Fourier. Selon le type de conditions aux limites imposées,

deux méthodes sont envisageables afin d'identifier la conductivité effective [Tessier-Doyen, 2003] [Xu et Yagi, 2004, Grandjean *et al.*, 2006]. Soit le modèle est soumis à une différence de température sur deux faces opposées ; la moyenne du flux de chaleur, lorsque l'équilibre thermique est atteint, dans un plan perpendiculaire à la direction du transfert de chaleur permet alors de calculer la conductivité thermique effective. Soit le modèle est soumis à un flux de chaleur sur deux faces opposées, respectivement entrant et sortant ; le calcul de la conductivité thermique est effectué en réalisant la moyenne des températures sur la face du flux sortant .

Les différents modèles présentés pour déterminer la conductivité thermique effective ont été appliqués pour une température de 800°C. Concernant l'approche numérique, la méthode avec les conditions aux limites en température a été préférée. Ce modèle éléments finis a permis d'examiner le comportement de la conductivité thermique équivalente (isotrope ou orthotrope) mais aussi de s'intéresser à l'influence des ouvertures de joint. La figure 3.30 présente les résultats des différents modèles. Pour les modèles analytiques, la fraction volumique de brique est égale à 90%. Cette forte proportion de briques se traduit graphiquement par un faible écart entre les bornes supérieure et inférieure des modèles de Wiener et de Hashin-Shtrikman. Les conductivités équivalentes des autres modèles se situent bien entre ces bornes. La figure 3.31 présente l'influence des ouvertures et des différentes proportions de joints suivant les trois directions pour le modèle numérique.

L'ouverture des joints dans la direction i se traduit par une augmentation de la conductivité dans cette même direction. Cette tendance est contraire aux effets attendus puisque l'air joue un rôle d'isolant. Dans cette étude, l'ouverture des joints signifie absence de mortier et donc le rayonnement entre les briques a été pris en compte. Comme le mortier joue un rôle de barrière thermique de part sa faible conductivité, lorsque les joints sont ouverts (et donc absence de mortier), le rayonnement thermique entre les briques permet d'augmenter la conductivité thermique globale. Néanmoins dans la réalité, le joint de mortier peut être encore présent et donc ces résultats se placent dans un cas particulier. Toutefois, les variations mises en jeu sont minimales sachant que l'incertitude sur les mesures expérimentales de conductivité est de l'ordre de 3 à 7%.

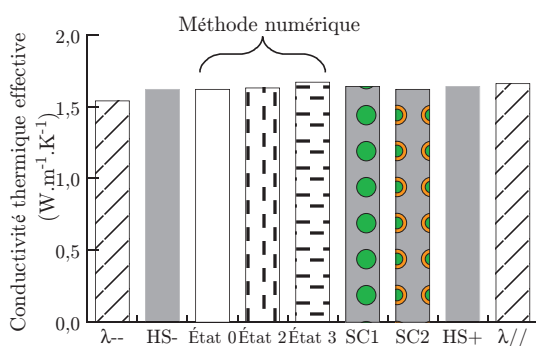


FIGURE 3.30 – Comparaison des modèles de détermination de la conductivité thermique effective.

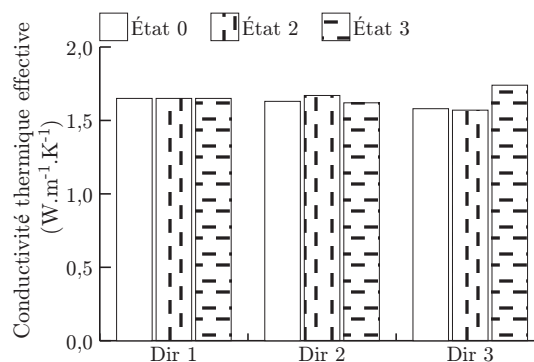


FIGURE 3.31 – Évolution de la conductivité thermique en fonction de l'ouverture et de la proportion de joints (modèle numérique).

En considérant la forte proportion de briques et les incertitudes de mesures, tous les méthodes sont équivalentes et par conséquent, le modèle d'homogénéisation auto-cohérente à sphères bicomposites a été préférée par la suite de part sa simplicité. La conductivité

thermique équivalente sera donc dépendante de la température avec un comportement isotrope et indépendant de l'ouverture des joints. La figure 3.32 représente l'évolution de cette conductivité thermique en fonction de la température.

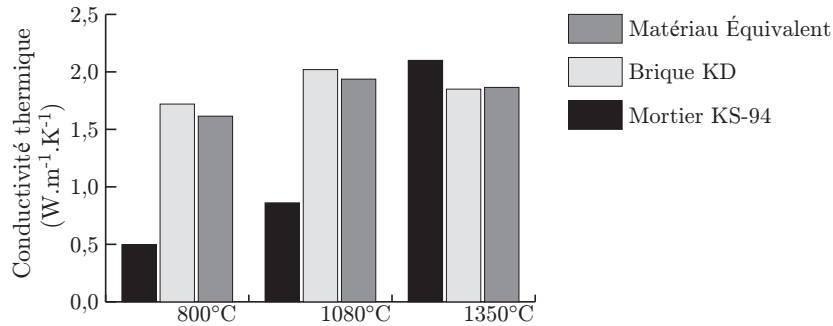


FIGURE 3.32 – Conductivité thermique équivalente.

3.3 Simulation du piédroit

Tous les outils permettant de modéliser le comportement thermomécanique du piédroit ont été définis au cours du chapitre 2 et les données ont toutes été mesurées au cours des différents essais. Cette dernière partie est donc consacrée à la modélisation géométrique du piédroit. Dans un premier temps, la géométrie du piédroit sera présentée ; les conditions aux limites appliquées sur la structure seront ensuite détaillées afin d'exploiter finalement les résultats de cette modélisation.

3.3.1 Géométrie et maillage

Le modèle établi dans cette thèse s'appuie sur la géométrie du piédroit 305 de la cokerie de Fos-sur-Mer (figure 3.19). Comme vu au chapitre 1, la géométrie du modèle se construit à l'échelle d'un four et doit donc tenir compte des éléments extérieurs. Dans cette étude, la sole est modélisée par un corps rigide indéformable ; la voûte est prise en compte par l'intermédiaire des conditions aux limites (§3.3.2.2). Quant aux armatures métalliques, seuls les dormants sont représentés avec un comportement élastique isotrope tout en respectant les plans constructeurs. Le piédroit est modélisé par deux matériaux homogènes équivalents au comportement orthotrope, un pour les panneresses et l'autre pour les entretoises. Le comportement des briques isolantes placées en tête de piédroit est pris en compte. Le modèle considère aussi la conicité du piédroit. Les figures 3.33 et 3.34 représentent ces différentes structures.

Ces éléments sont dessinés sous Pro-Engineer, puis exportés sous ABAQUS afin de les assembler, puis de les mailler. Le maillage est réalisé avec des éléments linéaires à 8 nœuds et comporte finalement 501026 éléments. Les simulations thermiques et mécaniques ont été découplées : le calcul thermique fournit le champ spatio-temporel de température qui sert de chargement au calcul mécanique.

3.3.2 Conditions aux limites

Maintenant que le comportement thermomécanique des Matériaux Homogènes Équivalents est connu, et conformément aux points 1 et 2 du bilan du chapitre 1, les conditions aux

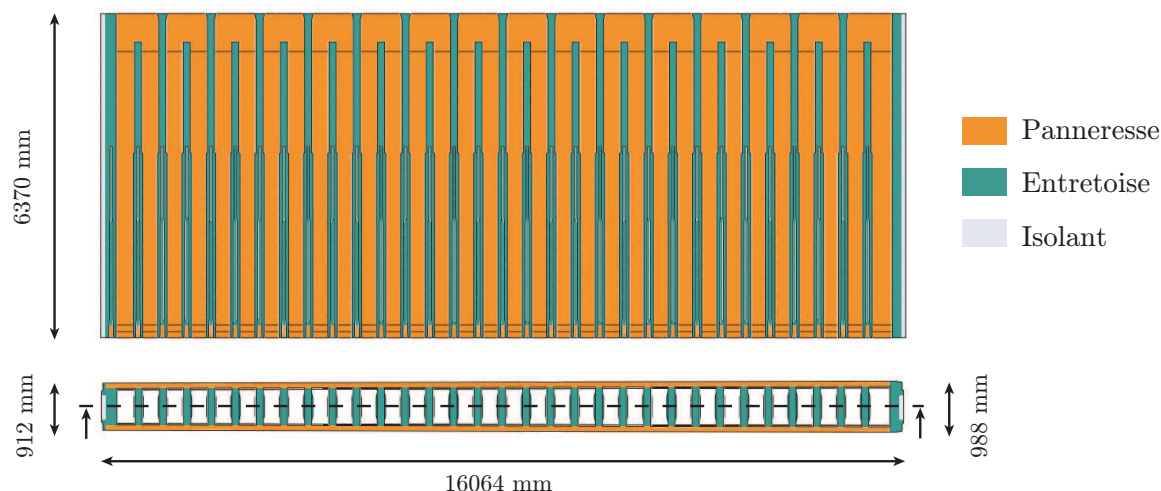


FIGURE 3.33 – Géométrie du piédroit avec ses matériaux.

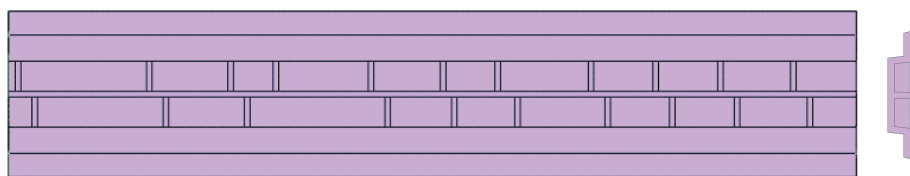


FIGURE 3.34 – Géométrie d'un des deux dormants (côté machine).

limites de cette étude vont être détaillées. Les sollicitations mises en jeu s'articulent autour de phénomènes mécanique et thermique, c'est pourquoi dans le cadre de cette thèse, une instrumentation thermomécanique d'un piédroit a été effectuée par le Centre de Pyrolyse de Marienau, lors de la construction d'une nouvelle batterie en 2005-2006. La figure 3.35 représente l'instrumentation du piédroit utilisée dans cette étude. Ce schéma illustre la position des thermocouples dans la maçonnerie mais aussi aux interfaces dormant/piédroit et piédroit/isolant. 16 capteurs d'effort ont été placés en quinconce entre les montants et dormants, ainsi que deux capteurs au niveau des tirants supérieurs du côté coke (CC). Cette instrumentation permet de déterminer à la fois le champ de température dans la maçonnerie mais également les efforts dus au système d'ancrage de manière à définir correctement les conditions aux limites.

3.3.2.1 Sollicitations thermiques

Pour simuler le comportement thermique du piédroit, les phénomènes présents à l'échelle du four et du piédroit doivent être pris en considération. Les échanges thermiques entre le piédroit et les éléments externes se décomposent en 4 groupes : les échanges entre le coke et le piédroit, les échanges entre les dormants et le piédroit, les échanges entre les dormants et l'extérieur et enfin le chauffage des carnaux. Avant de définir ces jeux de conditions aux limites, l'instrumentation thermique permettant d'alimenter le modèle est présentée.

Mesures des températures

Des thermocouples de type K (gamme de température comprise entre -200 et 1250°C) ont été installés dans la maçonnerie et en tête de piédroit à différentes assises, pendant la construction de la batterie, afin d'évaluer le champ de température dans le piédroit.

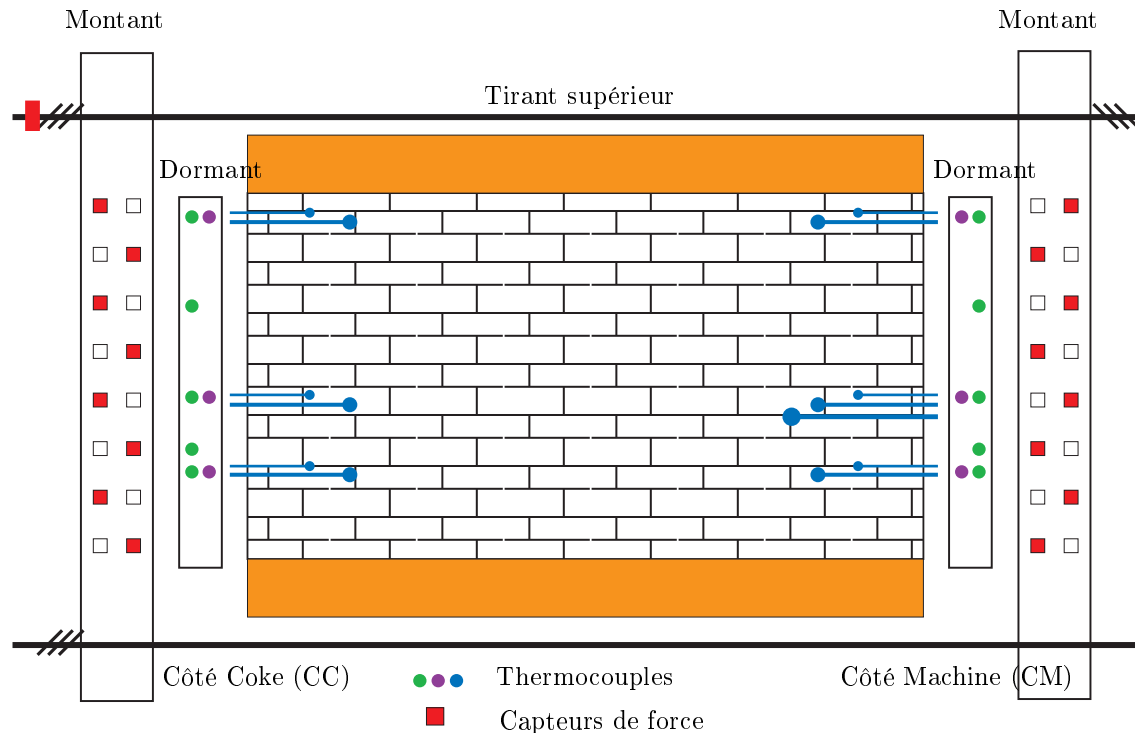


FIGURE 3.35 – Schéma de l'instrumentation du piédroit 305 de la cokerie de Fos-sur-Mer.

Des thermocouples ont également été placés à différentes profondeurs pour s'affranchir du refroidissement des têtes de piédroit par l'air ambiant (figure 3.35). Suite aux recommandations du constructeur Paul Wurth, aucune gaine ne protège les thermocouples et ce afin d'éviter toutes associations chimiques Fe/Si aux températures proches de 1200°C. La figure 3.36 illustre la mise en place des thermocouples lors de l'élévation de la batterie.



FIGURE 3.36 – Position des thermocouples en tête de piédroit.

Les figures 3.37, 3.38 et 3.39 représentent l'évolution des températures du côté coke (CC) et du côté machine (CM) au niveau des dormants, des briques isolantes et dans la maçonnerie lors de la mise en chauffe de la batterie. Les données présentées correspondent aux relevés bruts de l'instrumentation thermique entre la deuxième semaine d'avril 2006 et septembre 2006.

L'évolution des températures pendant la mise en chauffe est cohérente avec les valeurs attendues par les constructeurs et le CPM. À l'issue du premier enfournement, une chute importante des températures est observée en particulier pour les thermocouples situés

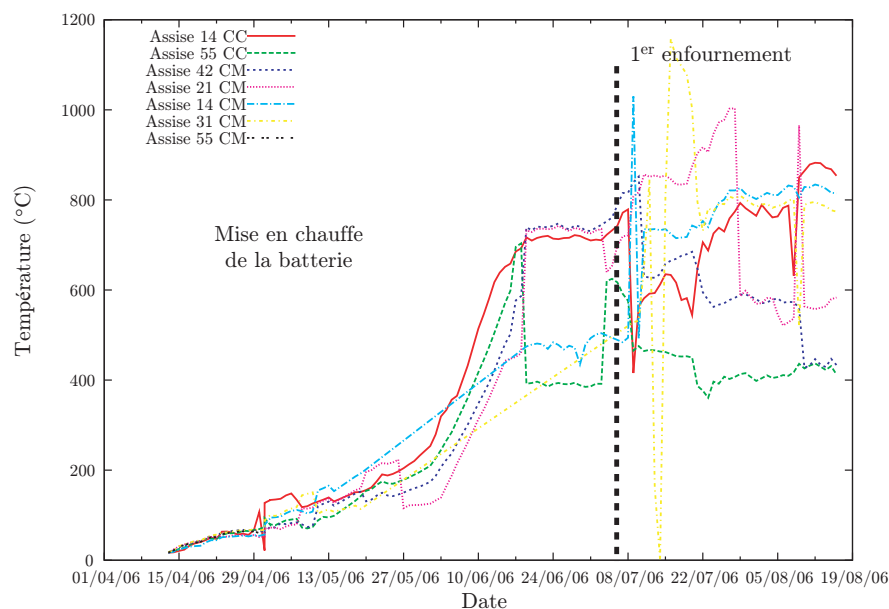


FIGURE 3.37 – Relevé des thermocouples à l'interface dormant/piédroit [Gasser et al., 2007a].

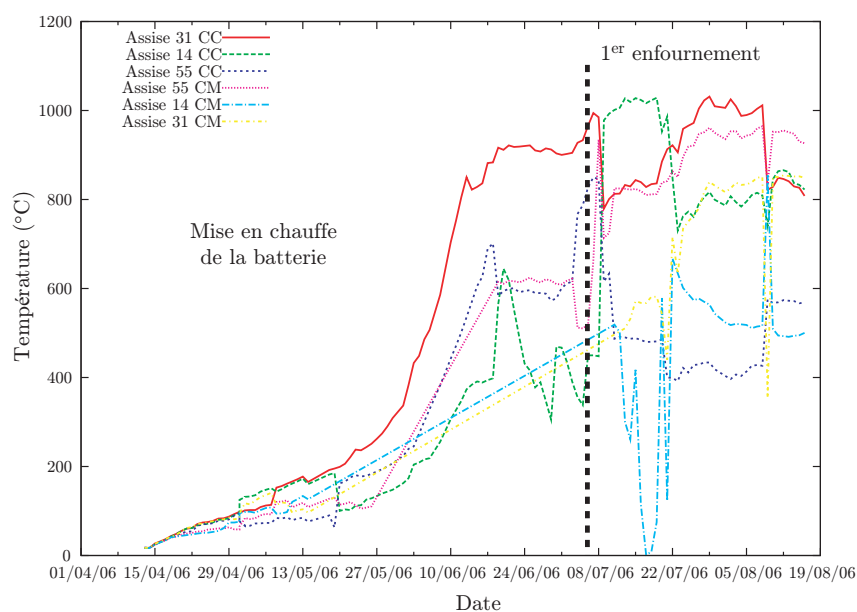


FIGURE 3.38 – Relevé des thermocouples à l'interface isolant/piédroit [Gasser et al., 2007a].

dans la maçonnerie. Les températures relevées ensuite sont toujours valides pour les têtes de piédroit, c'est-à-dire au niveau des dormants et des briques isolantes, mais semblent trop faibles selon les constructeurs et le CPM au cœur du piédroit. Cet écart avec les températures attendues (environ 1000°C dans la maçonnerie) est imputé à l'absence de gaines provoquant des court-circuits et endommageant ainsi les thermocouples. Les thermocouples ne pouvant être changés, la température dans la maçonnerie a alors été déterminée grâce à la sonde Pyrofil développée au CPM [Sierpinski et Philippe, 1984].

La sonde Pyrofil permet d'obtenir la température des parois des carnaux de chauffage

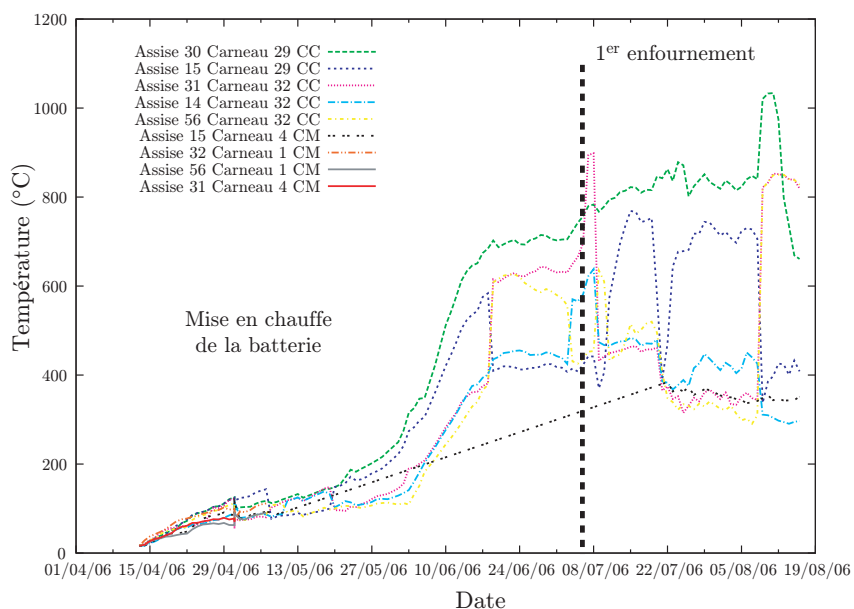


FIGURE 3.39 – Relevé des thermocouples au cœur du piédroit [Gasser et al., 2007a].

en flamme ou en fumées. Cette sonde comporte une tête de mesure constituée par un pyromètre optique isolé thermiquement par un manchon fibreux. Cette tête de mesure est soutenue verticalement par le haut, au moyen d'une gaine d'acier souple contenant les fils de mesure et isolée thermiquement par une gaine en fibreux. La manutention s'effectue à l'aide d'un tambour d'enroulement situé au dessus des fours, comme illustré sur la figure 3.40. La longueur d'onde du pyromètre optique est choisie de manière à annuler l'influence des gaz sur la mesure, et la tenue thermique de la sonde est suffisante pour effectuer des mesures dans les flammes à plus de 1500°C [Griffay, 1988]. Les mesures ont été réalisées, dans le cas présent sur 5 piédroits au cours des 15 dernières minutes de l'inversion dans les carneaux en fumées.

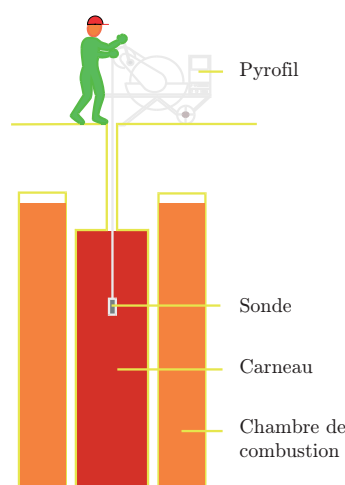


FIGURE 3.40 – Schéma de fonctionnement de la sonde Pyrofil d'après les documents internes du CPM.

La figure 3.41 indique les profils thermiques moyens dans les carneaux en fumées de 5 piédroits. Cette moyenne a été effectuée :

- en réalisant une moyenne des mesures individuelles par pas de 10 cm dans le sens vertical,
- en effectuant la moyenne des 5 carneaux appartenant à la même file, une file étant un groupe de carneaux de même numéro .

Deux types de profils se distinguent : un premier pour les carneaux « intérieurs » (n°5 à 28) et un second pour les carneaux de tête (n°1 et 32). Les profils des carneaux intérieurs sont relativement homogènes d'une file à l'autre. Seul le profil moyen des carneaux n°28 s'écarte du groupe en dessous de 3 m. En bas de carneaux, la température moyenne des carneaux n°28 est 40°C plus froide que la moyenne de l'ensemble des carneaux. Les carneaux de tête sont quant à eux plus froids de part leur proximité avec l'environnement extérieur.

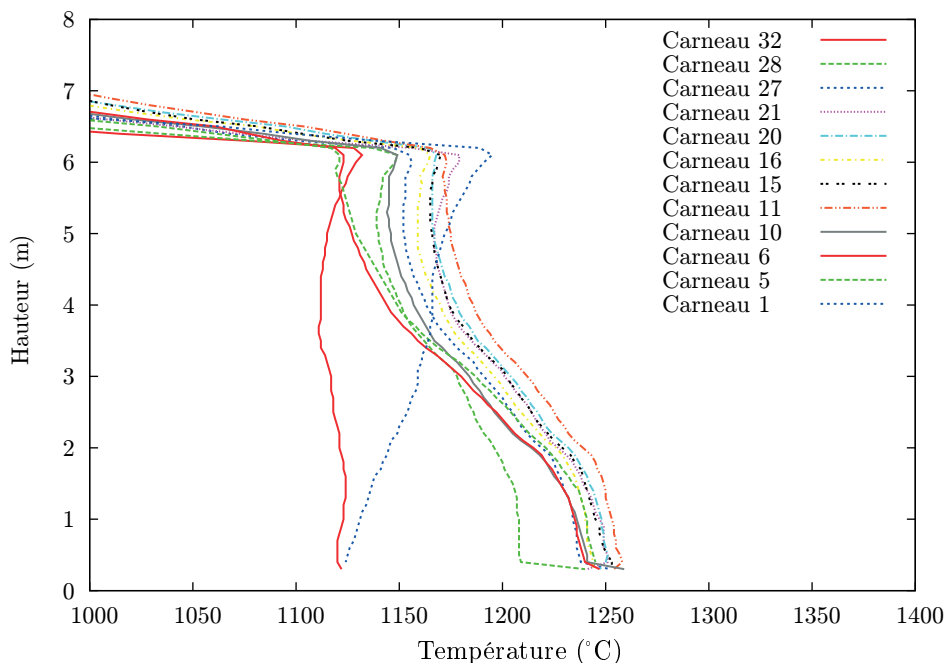


FIGURE 3.41 – *Profils thermiques moyens verticaux dans les carneaux en fumées.*

Les profils issus de cette campagne d'essais confirment le doute sur les valeurs mesurées par les thermocouples puisque les températures relevées par la sonde sont largement supérieures. La sonde Pyrofil mesurant une température de surface, il est logique que les températures enregistrées soient supérieures à celles des thermocouples. Néanmoins, la cuisson du coke est théoriquement finie lorsque la température au centre de la charge a atteint 1000°C. La température des panneresses doit donc être supérieure à cette borne ce qui est contraire aux relevés des thermocouples. Dans la suite, seuls les résultats de la sonde Pyrofil seront utilisés pour la définition des conditions aux limites.

Conditions aux limites et chargements

• **Chauffage des carneaux**

Compte tenu du fonctionnement des carneaux décrit au §1.1.3.2 et des relevés de température de la sonde Pyrofil, une température égale à celle mesurée a été imposée dans chaque carneau (figure 3.41). La période des inversions cycliques est égale à 20 minutes et leur amplitude a été intégrée dans ABAQUS par l'intermédiaire d'une décomposition en

série de Fourier. L'évolution de la température au cours du temps, pour chaque carneau, est alors semblable à la courbe de la figure 1.13.

• Échanges thermiques entre les dormants et l'extérieur

Comme illustré sur les figures 1.14 et 3.42, les dormants sont en contact avec les montants en fonte qui échangent thermiquement avec l'air ambiant. Pour traduire correctement ces phénomènes, un coefficient d'échange global k_{global} a été introduit. Ce coefficient est défini de telle sorte que si φ est la densité de flux qui passe du dormant à l'air ambiant, la relation suivante puisse être établie :

$$\varphi = k_{global} (T_{dormant} - T_{air}) \quad (3.14)$$

Le coefficient d'échange global se calcule en additionnant les résistances thermiques de l'air et du montant [Padet, 2005]. En notant h_{air} le coefficient d'échange de l'air, $e_{montant}$ l'épaisseur du montant, $\lambda_{montant}$ sa conductivité, le coefficient d'échange global s'écrit :

$$\frac{1}{k_{global}} = \frac{1}{h_{air}} + \frac{e_{montant}}{\lambda_{montant}} \quad (3.15)$$

Les valeurs numériques de ces propriétés sont rassemblées dans le tableau 3.6.

TABLEAU 3.6 – Échanges thermiques entre les dormants et l'extérieur.

h_{air}	$e_{montant}$	$\lambda_{montant}$	T_{air}	k_{global}
$20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$	685 mm	$60 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	25°C	16,3 $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$

• Échanges thermiques entre les dormants et le piédroit

Lors de la construction de fours à coke, une nappe de fibres céramiques de conductivité thermique égale à $0,5 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et d'épaisseur 30 mm, est glissée entre le piédroit et les dormants afin de les protéger. De même, des briques de remplissage en chamotte de conductivité thermique égale à $1,2 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et d'épaisseur 100 mm, sont fixées entre le piédroit et les dormants. La figure 3.42 illustre les propos précédents en s'appuyant sur une conception de piédroits différente de celle de cette étude. Puisque ces constituants ne sont pas modélisés, leurs propriétés thermiques sont introduites par l'intermédiaire de conditions de contact entre le piédroit et les dormants.

La loi de contact est décrite à partir de l'évolution de la conductivité thermique en fonction de l'épaisseur, ce qui permet alors de retranscrire le comportement thermique de la nappe céramique et des briques de chamotte. Les propriétés de cet échange thermique sont résumées dans le tableau 3.43.

• Échanges thermiques entre le coke et le piédroit

Les échanges thermiques entre le coke et le piédroit ont été modélisés par une condition de même type que l'échange entre les dormants et l'extérieur. Pour cela, le coefficient d'échange a été pris égal à $100 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et la température du coke a été déterminée

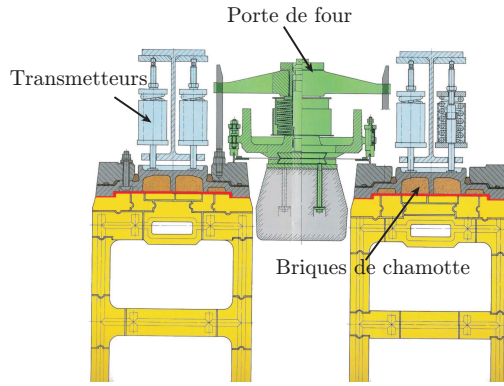


FIGURE 3.42 – Plan de la tête d'un piédroit.

TABLEAU 3.43 – Échanges thermiques entre les dormants et l'extérieur.

e (mm)	$\lambda(e)$ ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
0	∞
1	0,5
30	0,5
31	1,2
100	1,2
∞	0

en fonction du temps et de la hauteur. Pour obtenir cette température, deux simulations thermiques ont été réalisées selon deux plans de coupe différents. Le premier plan est orthogonal à la sole et permet d'obtenir l'évolution de la température en fonction de la hauteur (figure 3.44), tandis que le deuxième plan (orthogonal au premier) donne l'évolution de la température en fonction du temps (figure 3.45). Pour ces deux simulations thermiques, une cuisson complète du coke a été simulée. Pour cela, les inversions cycliques ont été imposées dans les carneaux, et une conduction parfaite entre la panneresse et le coke a été supposée. Pour modéliser finement le comportement du charbon en fonction de la température, les changements de phase sont pris en compte par l'ajout des chaleurs latentes dans la loi de conservation [Petit, 2002].

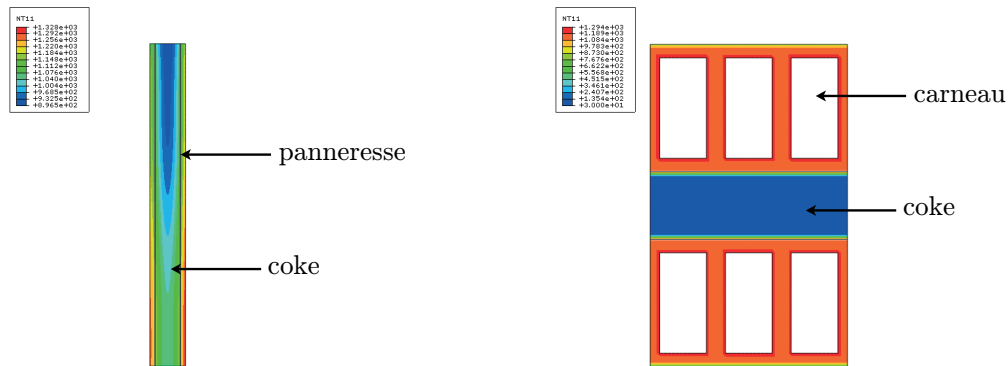


FIGURE 3.44 – Profil thermique vertical. FIGURE 3.45 – Profil thermique horizontal.

A partir de ces simulations, les températures à l'interface panneresse/coke sont relevées en fonction du temps et de la hauteur afin de déduire la température du coke (figure 3.46) et l'implémenter dans ABAQUS par l'intermédiaire d'une routine FILM [Abaqus, 2007]. Cette routine nécessite comme données d'entrée les paramètres de l'échange thermique par convection, à savoir le coefficient de convection et la température du coke. Cette routine permet de prendre en compte la loi d'enfournement des fours, ce qui a été traduit par une évolution différente de la température du coke dans les fours attenants au piédroit. La simulation de l'enfournement du charbon du four voisin à $t=12h$ se traduit alors par une chute de la température, comme illustré sur la figure 3.46.

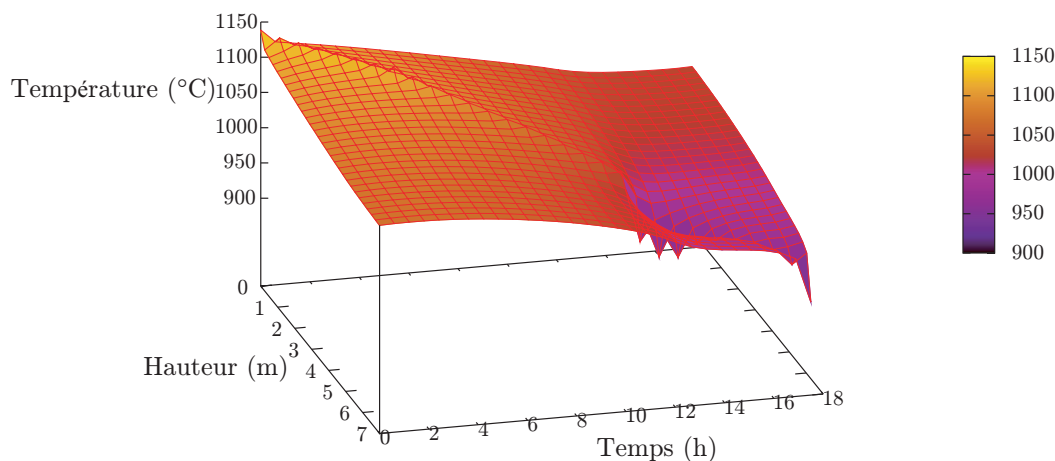


FIGURE 3.46 – Évolution de la température à l'interface panneresse/coke en fonction de la hauteur et de la cuisson.

Une fois les conditions aux limites et les chargements thermiques appliqués sur le piédroit, deux cuissons de 18 heures chacune ont été simulées. Ne connaissant pas le champ thermique avant le premier enfournement, une première simulation a été faite en imposant une température initiale de 1000°C dans le piédroit, de 400°C dans les dormants et de 800°C dans l'isolant. Le résultat de cette simulation fournit le champ thermique réel dans le piédroit après une cuisson qui est alors utilisé comme état initial pour simuler une deuxième cuisson. Le champ thermique spatio-temporel finalement obtenu sera alors appliqué pour les calculs thermomécaniques.

3.3.2.2 Sollicitations mécaniques

Les sollicitations thermiques étant maintenant connues, les chargements mécaniques vont être abordés. Pour cela, une étude expérimentale sur le serrage des parties métalliques a été menée en collaboration avec le Centre de Pyrolyse de Marienau dans l'optique de définir correctement les efforts appliqués sur le piédroit.

Mesures expérimentales

Les parties métalliques (tirants supérieurs et ressorts) ont été équipées au moyen de capteurs dans le but de mesurer les efforts lors de la montée en température de la cokerie, puis lors du fonctionnement quotidien. Huit capteurs d'une capacité de 100 kN ont été placés en quinconce entre le dormant et le montant du côté machine (respectivement du côté coke (figure 3.35)) ainsi que deux autres d'une capacité de 300 kN au niveau des tirants supérieurs mais seulement du côté coke (figure 3.47).

La mesure des efforts dans les tirants supérieurs et les transmetteurs s'est avérée complexe. En effet, suite à un incident technique, les capteurs des tirants supérieurs ont été endommagés et n'ont pu être remplacés du fait de la conception du système d'ancrage des montants. En ce qui concerne les capteurs placés entre les montants et les dormants, ceux-ci ont enregistré les efforts jusqu'au 27 juillet 2006 comme montré sur la figure 3.48.

Cette figure met en évidence l'évolution des efforts sous l'ajustement des ressorts pendant la phase de préchauffage. Les grands sauts présents sur cette figure correspondent aux réglages des opérateurs pour compenser la dilatation de la cokerie pendant la montée en température. De plus, on remarque des sauts d'effort plus fréquents, ceci est attribué aux

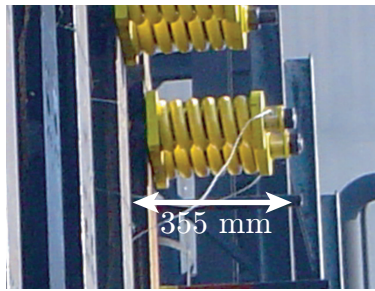


FIGURE 3.47 – Capteurs sur les tirants supérieurs.

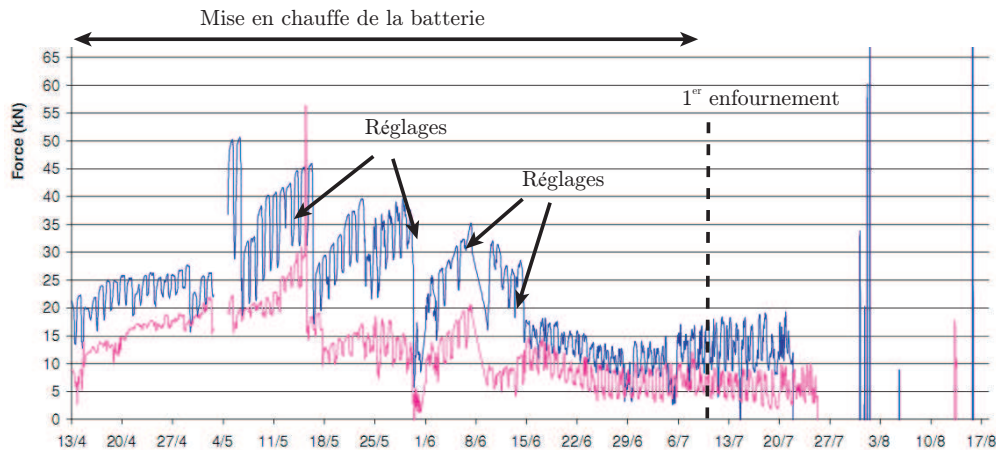


FIGURE 3.48 – Évolution des efforts dans les transmetteurs placés entre les montants et les dormants [Gasser et al., 2007a].

variations de température entre la journée et la nuit. À partir du 27 juillet 2006, aucun signal n'a été relevé par ces capteurs en raison de flammes qui ont brûlé la connectique. Ces capteurs n'étant plus fonctionnels, le CPM en a installé d'autres mais cette fois-ci entre la vis de serrage et le ressort des transmetteurs (figure 3.42). La figure 3.49 montre les efforts mesurés avec les nouveaux capteurs pendant le mois de juillet 2007. La répartition des efforts est conforme aux exigences constructeurs, mais les valeurs des efforts sont largement inférieures aux préconisations (tableau 3.7). Cette différence s'explique en raison de la déflexion de l'un des montants du piédroit mais aussi par un mauvais serrage. Comme pour les résultats précédents, les fluctuations quotidiennes dues à l'effet jour/nuit sont toujours visibles.

• Influence des cycles d'enfournement/défournement

Pour déterminer l'influence des poussées et des chargements des fours voisins sur le piédroit 305, la fréquence d'enregistrement des mesures a été augmentée sur une courte période ($\simeq 24$ heures). Les efforts fournis par les transmetteurs sont présentés sur les figures 3.50 et 3.51. Trois enfournements et défournements ont eu lieu pendant cette période.

Les cycles d'enfournement/défournement apparaissent uniquement sur le transmetteur situé au niveau 1 m du côté coke. L'effort augmente de 2 kN avant de se restabiliser 6 h après l'enfournement. La même tendance est observée aux niveaux 2 et 3 m avec une amplitude

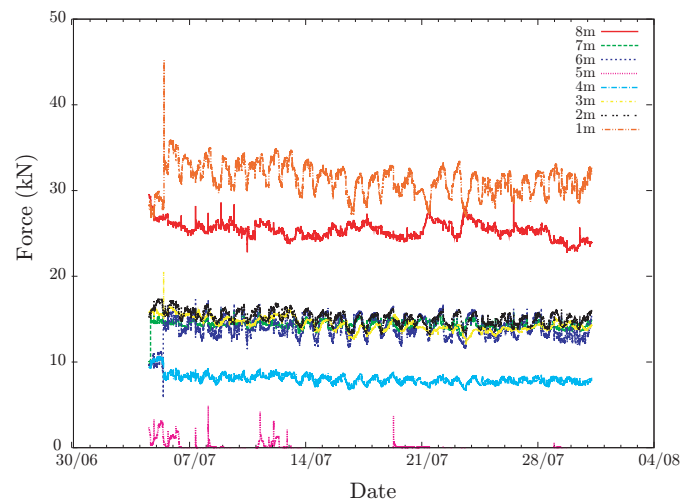


FIGURE 3.49 – Évolution des efforts avec les nouveaux capteurs (Côté Coke)
[Gasser et al., 2007a].

TABLEAU 3.7 – Comparaison entre les valeurs théoriques et expérimentales des efforts dans les transmetteurs d'après [Gasser et al., 2007b].

Hauteur (m)	Efforts théoriques (kN)	Efforts mesurés (kN)
8	44	25,4
7	18	14,3
6	18	14
5	10,3	Hors Service
4	10,3	8
3	18	14,4
2	18	15,2
1	38	31,3

plus faible, sinon aucun changement significatif n'est à noter pour les autres ressorts. De petites fluctuations, inférieures à 1 kN, apparaissent sur tous les ressorts du côté coke après chaque enfournement. Elles sont dues au passage du guide-coke sur le quai qui est supporté par les montants en partie inférieure (au niveau des régénérateurs). Du côté machine, le système de fixation du quai est différent, et ainsi aucune fluctuation n'est notable.

• Influence du serrage sur les transmetteurs

L'effet du serrage réalisé lors des opérations de maintenance du piédroit est peu visible sur les ressorts du côté machine mais apparaît clairement sur les transmetteurs du côté coke (figures 3.53 et 3.52).

Sur l'enregistrement présenté figure 3.53, un serrage des ressorts des niveaux 2 et 8 m a été effectué. Cet ajustement se traduit par une augmentation des efforts pour ces deux ressorts tandis qu'au niveau 1 m, les efforts diminuent. On remarque que cette opération n'a eu

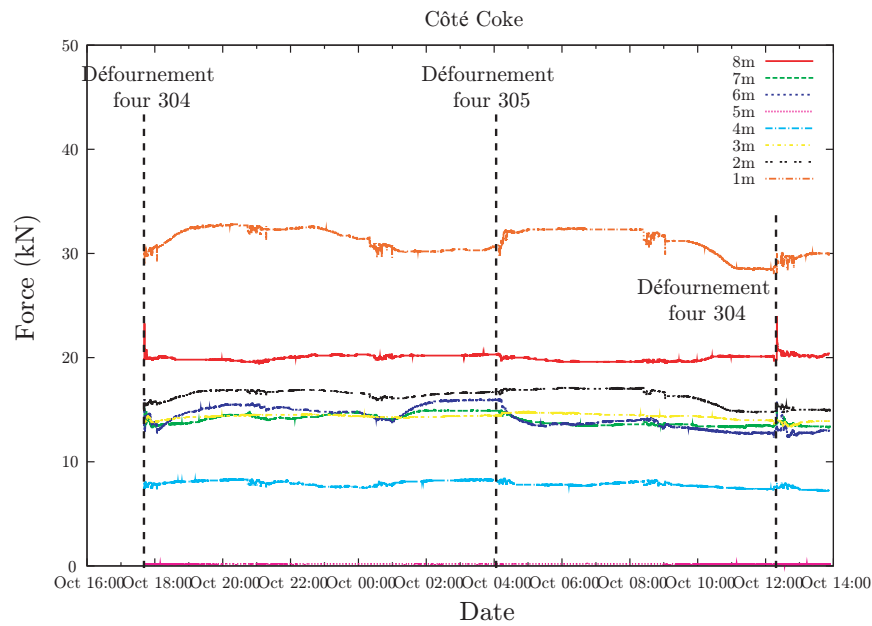


FIGURE 3.50 – Influence des cycles d'enfournement/défournement du côté coke [Gasser et al., 2007a].

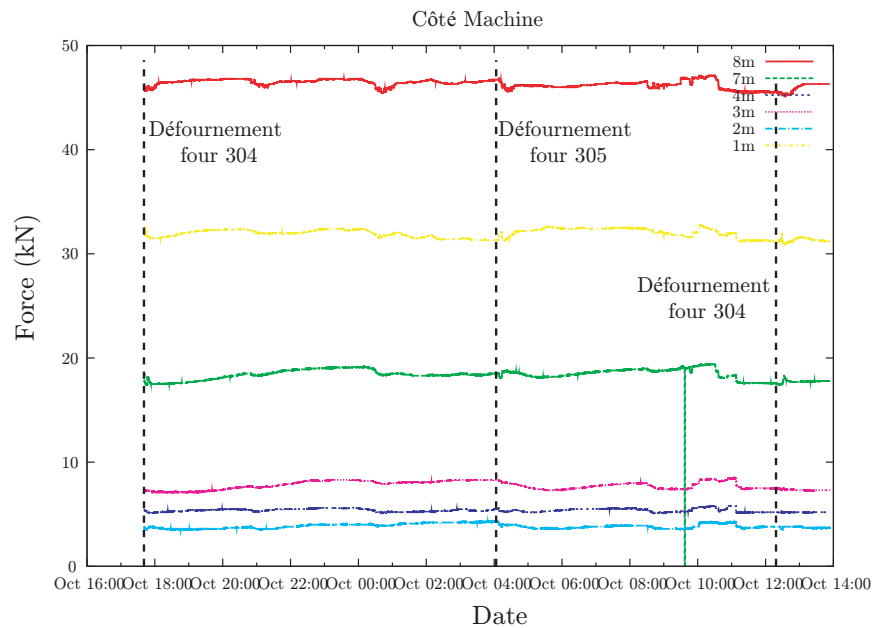


FIGURE 3.51 – Influence des cycles d'enfournement/défournement du côté machine [Gasser et al., 2007a].

aucune influence sur les transmetteurs des niveaux 3 et 4 m.

Conditions aux limites et chargements

Sur le plan mécanique, les chargements définis dans le §1.3.2 sont abordés suivant trois groupes.

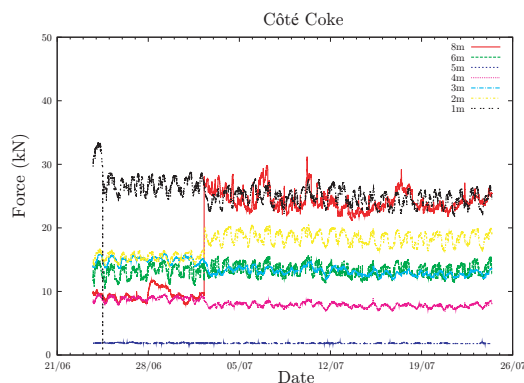


FIGURE 3.52 – Influence du serrage sur les transmetteurs du côté coke [Gasser et al., 2007a].

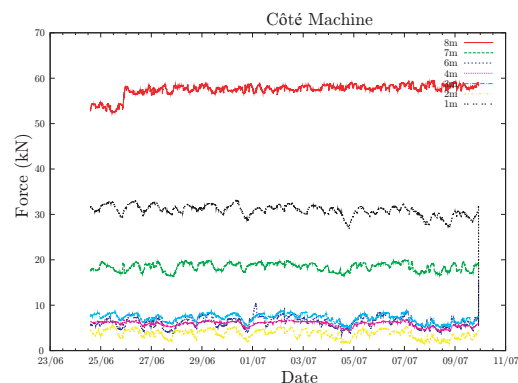


FIGURE 3.53 – Influence du serrage sur les transmetteurs du côté machine [Gasser et al., 2007a].

• Interactions entre les dormants, le piédroit et la sole

Le piédroit est en contact avec la sole et les dormants. Les contacts entre ces différents composants sont modélisés par une loi de contact normal qui transmet les efforts seulement en compression et d'un coefficient de frottement qui dépend de l'interface considérée (voir tableau 3.8). Les coefficients de frottement du tableau 3.8 ont été déterminés expérimentalement à partir d'essais sur un plan incliné.

TABLEAU 3.8 – Coefficients de frottement.

Types d'interface	f
Brique/Acier	0,64
Brique/Brique	0,48

Ces conditions aux limites au niveau de la sole sont différentes des hypothèses utilisées dans les modèles mentionnés dans le chapitre 1. En effet, selon ces modèles, les interactions entre la sole et le dormant sont soit traduites en imposant un moment (Romasko, McDermott [McDermott, 1990]), soit en encastrant le piédroit (Alhers).

• Serrage des tirants et poussée du coke

Comme les montants et les transmetteurs ne sont pas modélisés, le serrage des tirants est appliqué sur les dormants par l'intermédiaire d'efforts ponctuels. Les valeurs de ces efforts sont égales aux valeurs théoriques du constructeur référencées dans le tableau 3.7.

Le calcul mécanique se décompose en deux étapes. La première est la mise en place des conditions aux limites, du serrage des tirants et de l'application du champ thermique initial (celui de la fin de la première cuisson). La seconde étape est la simulation d'une cuisson, la poussée du coke ainsi que le champ de température de la deuxième cuisson sont alors imposés. Suite aux discussions avec le CPM, une répartition de la pression du coke linéaire suivant la hauteur a été implémentée de valeur moyenne 10,5 kPa, avec une distribution de 15 kPa en bas des fours et 6 kPa à une hauteur de 6,4 m (figure 3.54). Étant donné que deux fours consécutifs ne sont pas chargés l'un après l'autre, l'évolution de la poussée au cours du temps est différente pour les deux panneresses. Ce décalage temporel est pris en

compte dans le modèle en imposant deux amplitudes de poussée différentes comme illustré sur la figure 3.54.

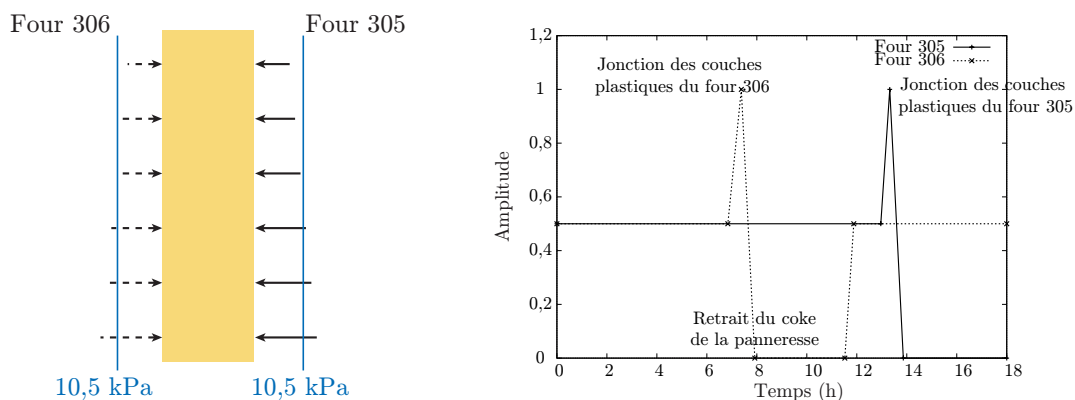


FIGURE 3.54 – Répartition et amplitude de la poussée du coke pour les fours 305 et 306.

• Blocages

La sole est supposée immobile au cours des simulations et est donc encastree. Les dormants ne sont pas représentés suivant toute la hauteur puisque le modèle ne prend pas en compte les régénérateurs et la voûte. Pour permettre l'ouverture des portes lors du défournement, aucun mouvement suivant les directions verticale et horizontale n'est toléré pour les montants, ainsi les faces supérieures et inférieures des montants sont bloquées suivant ces directions.

L'interaction entre la voûte et le piédroit a été remplacée par une pression verticale sur sa face supérieure. Cette condition aux limites permet de prendre correctement en compte les chargements verticaux mais néglige l'interdépendance des piédroits. La voûte mesure 3 m de haut et se compose de briques de chamotte de masse volumique égale à 2000 kg.m^{-3} , la pression alors exercée sur le piédroit est d'environ 0,1 MPa. Afin d'empêcher tout mouvement de corps rigide, l'arête centrale de la face inférieure du piédroit est bloquée dans la direction longitudinale. La mise en place des conditions aux limites sur les différents éléments du modèle est schématisée sur la figure 3.55.

3.3.3 Résultats

Le recours au calcul parallèle a été nécessaire pour la simulation complète du piédroit. La simulation a été réalisée sur un cluster composé de 4 nœuds de calculs (Dell PE M605) comportant un total de 32 processeurs (8 Quad cores Opteron avec une fréquence de 2,1GHz chacun) pour 64 Go de mémoire vive. Un calcul d'une journée a permis d'obtenir le champ thermique, avec un pas de temps constant de 500 s (soit environ 5 incréments par cycle d'inversion). Ce pas de temps a été choisi de telle manière à concilier la reproduction des inversions (figure 3.58) et la génération d'un fichier de résultats de taille raisonnable (inférieur à 2 Go). Quant aux calculs complets (thermomécanique + critère d'ouverture des joints), les résultats ont été obtenus après 10 jours de calculs. En effet, l'utilisation d'un schéma de résolution explicite impose l'utilisation d'incrément de temps petits sous peine de divergence des calculs. La convergence est assurée seulement si l'incrément de temps Δt est inférieur à un incrément critique. Sous ABAQUS/Explicit, la limite de cette stabilité

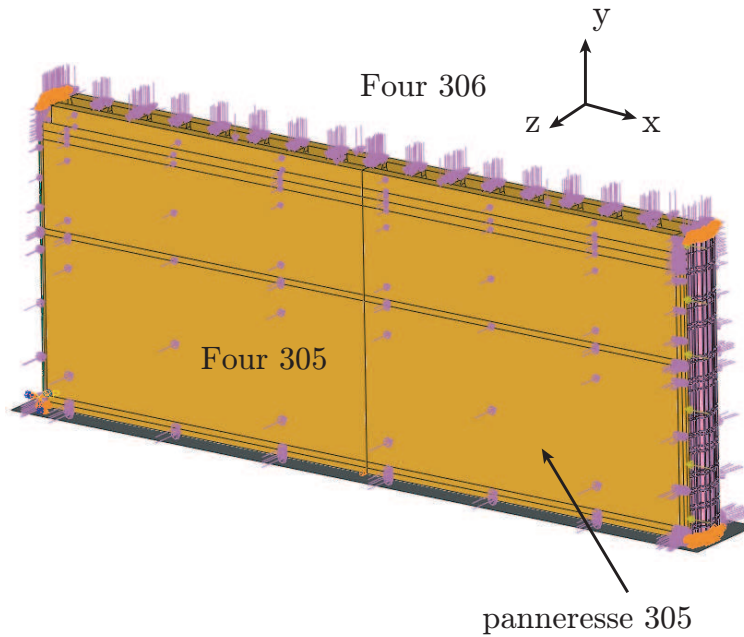


FIGURE 3.55 – Conditions aux limites sur le piédroit et ses composants.

est donnée en terme de plus grande valeur propre du système et s'écrit :

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}} \quad (3.16)$$

où ω_{max} est la plus grande valeur propre. Une estimation de cette valeur propre est obtenue en déterminant la dilatation maximale des éléments du maillage grâce à un algorithme interne [Abaqus, 2007]. Cet algorithme met à jour continuellement cette valeur au cours du calcul. L'incrément de temps permettant la stabilité est alors donné par :

$$\Delta t = \min\left(\frac{L_e}{c_d}\right) \quad (3.17)$$

où L_e est la dimension caractéristique des éléments du maillage et c_d est la longueur d'onde de dilatation dans le matériau. Cette longueur d'onde est définie par :

$$c_d = \sqrt{\frac{(\hat{\lambda} + 2\hat{\mu})}{\rho}} \quad (3.18)$$

avec $\hat{\lambda}$ et $\hat{\mu}$ les constantes de Lamé effectives et ρ la masse volumique [Abaqus, 2007]. Ainsi une ouverture des joints qui se traduit par une perte de rigidité, entraîne une diminution du pas de temps afin de conserver la convergence, et donc une augmentation du temps de calculs. Dans la suite, les résultats de la simulation thermique sont tout d'abord présentés. Ces résultats permettent d'obtenir le champ thermique dans la maçonnerie au cours d'une cuisson. Ce champ thermique est alors appliqué à plusieurs modèles thermomécaniques afin de mettre en évidence l'influence du comportement de la maçonnerie sur le comportement global du piédroit.

3.3.3.1 Modèle thermique

Comme établi dans la partie précédente, deux cycles thermiques ont été simulés afin d'obtenir à la fin de la première cuisson un champ initial de température représentatif. Les

figures 3.56 et 3.57 représentent respectivement le champ de température au niveau d'une tête de piédroit et dans le piédroit.

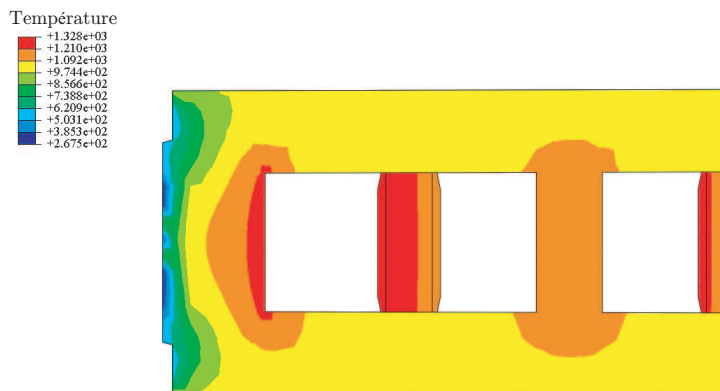


FIGURE 3.56 – *Champ thermique au niveau des têtes de piédroit.*

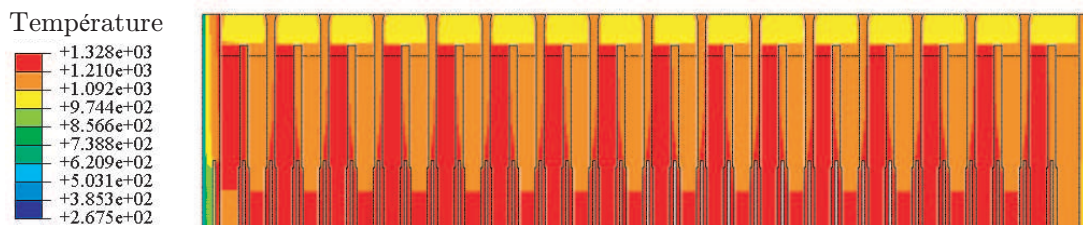


FIGURE 3.57 – *Champ thermique à l'intérieur du piédroit.*

Le champ de température pour les dormants est compris entre 170 et 270°C. Les températures maximales se situent à l'interface dormant/piédroit et s'étalent sur une plage comprise entre 230 et 270°C selon la hauteur. Cet intervalle est compris dans celui relevé par les thermocouples même s'il se situe plutôt vers la borne inférieure [Gasser *et al.*, 2007a]. Ce champ de température peut être affiné en ajustant les paramètres intervenant dans la définition du coefficient d'échange global k_{global} (équation 3.15), en fonction des conditions climatiques.

Sur la figure 3.57, le champ de température est observé à un instant donné, ce qui met en évidence les inversions dans les carnaux de chauffage. Ce chauffage à carnaux jumelés fournit ainsi un champ homogène de température dans les panneresses du piédroit comme illustré sur les deux figures précédentes. L'évolution de la température dans les carnaux est conforme aux exigences, à savoir une température plus chaude en bas et une inversion toutes les 20 min. Ces résultats sont présentés sur la figure 3.58. Il est à noter que l'effet de l'enfournement du four voisin n'est pas aussi prononcé que sur la figure 1.13 car la température de surface des carnaux est directement imposée.

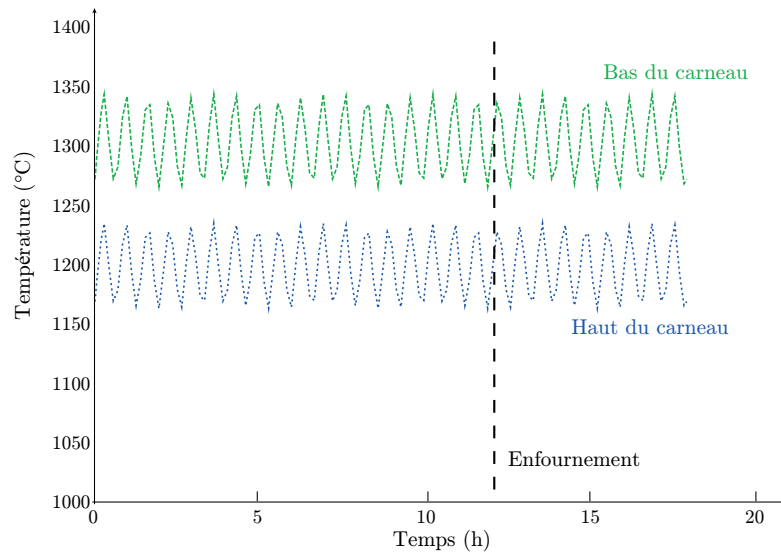


FIGURE 3.58 – Évolution de la température dans les carneau.

3.3.3.2 Modèles thermomécaniques

Dans le cadre de cette thèse, trois modèles ont été élaborés pour illustrer l'importance de la prise en compte des ouvertures des joints dans la modélisation de structures maçonnées. Dans ces trois modèles, les jeux de conditions aux limites sont identiques, seul le comportement de la maçonnerie diffère. Pour le premier modèle, le comportement thermomécanique isotrope de la brique identifié au paragraphe §3.1.1 a été appliqué à toute la structure. Ce modèle se nommera dans la suite Modèle Brique (MB). Pour le deuxième modèle, les comportements thermomécaniques orthotropes homogénéisés évalués au paragraphe §3.2 (avec joints fermés) sont attribués aux paneresses et entretoises. Ce modèle sera appelé par la suite Modèle Homogénéisé (MH). Quant au dernier modèle, le comportement de la maçonnerie est identique au modèle MH mais combiné au critère d'ouverture des joints. Ce modèle s'appellera donc Modèle Homogénéisé avec Critère (MHC). Le calcul sur le piédroit est réalisé en deux étapes : la mise en place du champ thermique et du serrage des transmetteurs, puis la cuisson avec les poussées en décalage. Il est à noter que les deux premières simulations (MB et MH) sont effectuées en implicite contrairement à la simulation avec prise en compte des ouvertures des joints (MHC) réalisée en explicite. Dans un premier temps, les déplacements maximaux à la fin de la première étape sont comparés dans le tableau 3.9. Les résultats obtenus sont cohérents : le déplacement minimum est obtenu avec le modèle Brique MB puisque le comportement global de la structure est plus raide. En effet contrairement aux autres modèles, le comportement des joints de mortier

TABLEAU 3.9 – Comparatif des déplacements verticaux maximaux après la première étape.

Modèle	MB	MH	MHC
Déplacement vertical maximal (mm)	-5,2	-6,2	-6,3

n'est pas pris en compte dans les caractéristiques matériaux. Les résultats des deux autres modèles sont semblables car étant donné les chargements appliqués dans la première étape,

peu d'ouvertures de joints se produisent et donc les propriétés matériaux des deux modèles demeurent identiques. Malgré la similitude des modèles MH et MHC, des ouvertures de joints au niveau de la voûte et des entretoises peuvent toutefois être observées comme présenté sur la figure 3.59. Ces ouvertures sont dues à l'apparition d'une zone de traction au niveau supérieur des entretoises due à la pression exercée par le poids de la voûte.

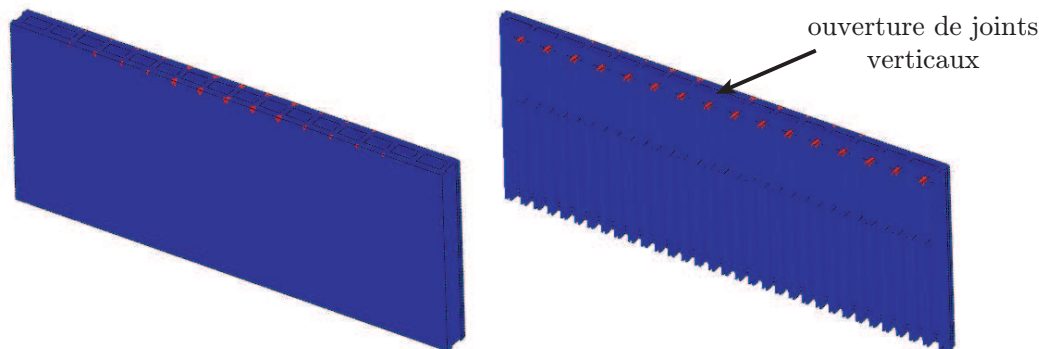


FIGURE 3.59 – Ouverture des joints verticaux avant la cuisson.

Au cours de la seconde étape, le profil des contraintes normales à la panneresse 305 (figure 3.55) a été relevé à la mi-hauteur du piédroit et comparé selon les différents modèles à différentes avancées de la cuisson. Les résultats sont présentés sur la figure 3.60. A l'issue de l'enfournement on observe une compression de la panneresse 305, le maximum se localisant en milieu de piédroit (figure 3.60a). Ce comportement est logique du fait du champ thermique imposé à ce moment du calcul. En effet les contraintes sont relevées après l'enfournement ; le piédroit possède alors une face chaude et une face froide à cause du charbon enfourné à température ambiante. Ce gradient thermique suivant la largeur du piédroit entraîne une flexion de la structure.

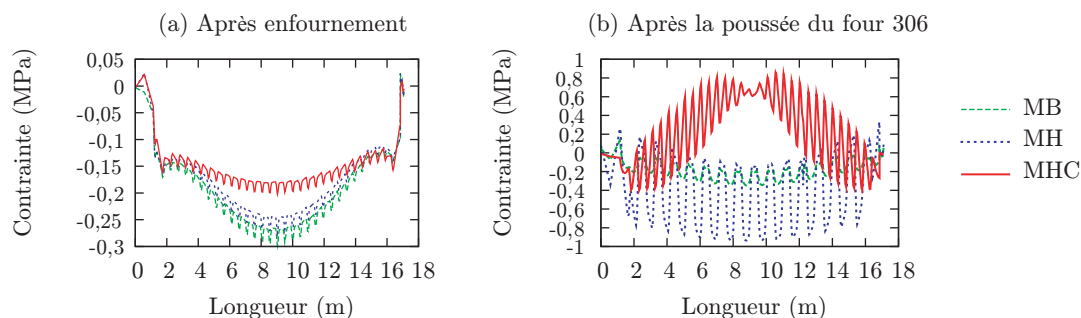


FIGURE 3.60 – Profil des contraintes normales à la panneresse 305 au cours de la cuisson du charbon.

La répartition des profils des trois modèles, illustrée sur la figure 3.60a, est cohérente puisque que le modèle le plus raide atteint des niveaux de contrainte les plus importants. Le modèle MB possède donc les contraintes les plus élevées, suivi du modèle MH et enfin le modèle MHC. Cette figure montre l'importance de la prise en compte du comportement du mortier dans la modélisation des structures maçonnées pour ne pas surestimer les contraintes. Dans cet exemple, le modèle MB surestime d'environ 10% les contraintes par rapport au modèle homogénéisé (MH) et de 40% par rapport au modèle homogénéisé avec critère. On retrouve ici les mêmes conclusions que Dürselen à propos du modèle de Merhof [Dürselen, 1999] (paragraphe §1.4.2.2), c'est-à-dire que les modèles sans ouverture

de joints surévaluent les contraintes.

Ensuite, la fin de la cuisson du coke est simulée et les résultats du modèle homogénéisé avec critère montrent des dégradations au niveau des entretoises s'amorçant au milieu du piédroit et se propageant vers les têtes. Ces ouvertures des joints verticaux (État 2) sont rapportées sur les figures 3.61 et 3.62. Globalement, les résultats sont cohérents avec les dégradations couramment observées sur sites, c'est-à-dire des fissures verticales ou des « coups de sabre » localisés au niveau des entretoises, induites par la flexion de la panneresse. De même, des ouvertures de joints verticaux apparaissent aussi sur la face opposée au chargement dans les coins inférieurs de la panneresse. Ces ouvertures sont dues au système d'ancrage du piédroit.

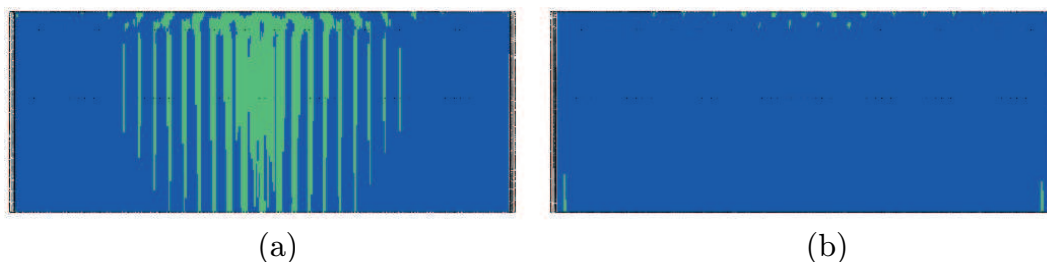


FIGURE 3.61 – Répartition des ouvertures des joints verticaux sur les deux panneresses : (a) panneresse 305, (b) panneresse 306.

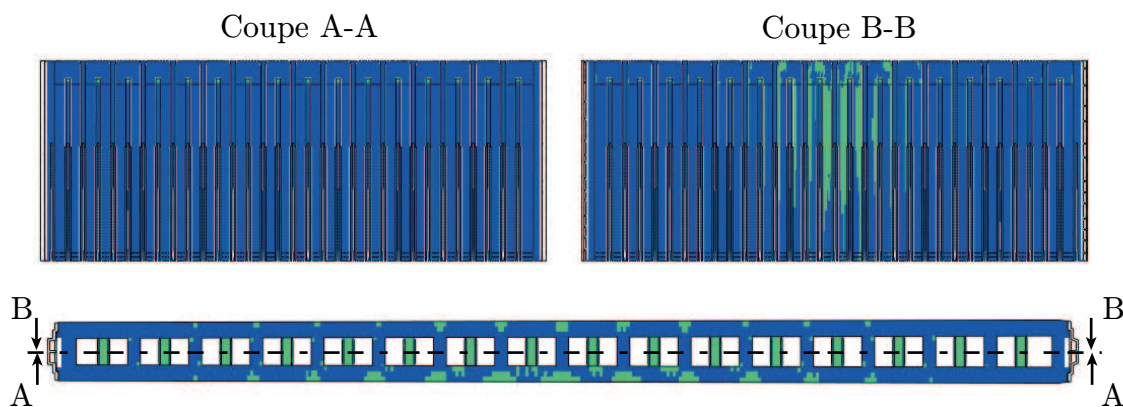


FIGURE 3.62 – Répartition des ouvertures des joints verticaux vue de l'intérieur des carneaux.

Les zones de dégradations maximales se situent au centre du piédroit, ce qui est en accord avec l'hypothèse d'Alhers (§1.4.1.1). Le profil de contraintes de la figure 3.60b montre les conséquences des ouvertures des joints sur le comportement global de la structure où une redistribution des contraintes est observée suite aux dégradations. L'allure des profils de contraintes est alors complètement différente entre les modèles linéaires et le modèle avec ouvertures de joints. Ce comportement différent se traduit aussi sur le déplacement horizontal de la structure. Ainsi le tableau 3.10 répertorie les déplacements juste après la poussée du coke. L'évolution des déplacements en fonction des modèles est logique puisque que l'on retrouve les déplacements les plus faibles pour les structures les plus raides. Le déplacement relevé pour le modèle avec ouverture des joints est surestimé puisque le saumon de coke n'est pas pris en compte dans le modèle, mais aussi de part les conditions aux limites appliquées au niveau de la voûte. En effet, la liaison entre le haut des piédroits et la voûte empêche celui-ci de se déplacer librement, ce qui n'est pas convenablement retranscrit en

appliquant une pression.

TABEAU 3.10 – Comparatif des déplacements horizontaux après la poussée du coke.

Modèle	MB	MH	MHC
Déplacement horizontal suite à la poussée (mm)	10	18	54

En conclusion, le modèle développé dans cette thèse permet d'obtenir une modélisation cohérente des structures maçonnées, c'est-à-dire un modèle qui ne surestime pas les contraintes dans la maçonnerie tout en étant capable de reproduire les dégradations. L'application sur un piédroit de cokerie donne des premiers résultats intéressants mais reste à effectuer une validation.

3.4 Bilan

Afin de déterminer le comportement des briques et du mortier de silice et d'évaluer les paramètres du modèle développé dans le chapitre 2, une campagne expérimentale a été menée dans divers laboratoires. Ces essais ont alors permis d'identifier les paramètres thermiques et mécaniques des Matériaux Homogènes Equivalents.

L'implémentation du modèle dans le code de calculs par éléments finis ABAQUS, a nécessité une définition précise des conditions aux limites s'exerçant sur le piédroit. Pour cela, une instrumentation thermique et mécanique du support de cette étude a été conduite par le Centre de Pyrolyse de Marienau. La complexité de l'installation et les incidents rencontrés n'ont pas permis d'obtenir l'ensemble des résultats attendus. Les chargements ont donc été déterminés soit d'après les valeurs théoriques (efforts sur les dormants), soit grâce à d'autres mesures expérimentales (sonde Pyrofil).

La simulation du piédroit a été découpée : un calcul thermique simulant deux cuissons a été effectué, puis le champ thermique de la deuxième cuisson a été injecté dans le calcul mécanique. Plusieurs modèles aux lois de comportement différentes ont été simulés afin de mettre en évidence l'influence des joints sur le comportement global des structures. Les différents résultats obtenus montrent une bonne corrélation entre les zones de dégradations obtenues sur sites et celles obtenues par le calcul. Ainsi, le modèle développé au cours de cette étude est opérationnel mais manque de confrontations avec des résultats expérimentaux. Pour des questions de temps, une étude de sensibilité aux conditions aux limites et aux chargements, notamment thermiques, n'a pas été menée.

Conclusion et Perspectives

Menée dans le cadre du projet européen COOL « Coke Oven Operating Limits », cette thèse avait pour objectif de déterminer la poussée maximale admissible par les piédroits en fonctionnement. Pour répondre à cette problématique, une étude numérique d'un piédroit de cokerie a été proposée. La modélisation d'une telle structure résulte à la fois de la connaissance du comportement thermique et mécanique des constituants de sa maçonnerie, mais aussi des chargements extérieurs. Ce travail s'est tout d'abord axé sur la modélisation mécanique des structures maçonnées dans le but de construire un outil reproduisant le comportement non-linéaire des maçonneries. Cet outil a ensuite été appliqué à la modélisation thermomécanique d'un piédroit en y intégrant les propriétés propres aux matériaux de silice.

Les piédroits sont des structures alvéolaires composées de briques et de joints de mortier assemblés par tenons et mortaises. Les paneresses des piédroits sont chauffées par une circulation cyclique de gaz qui donne lieu à la cuisson du charbon par conduction thermique. Au cours de cette cuisson, la pyrolyse du charbon en coke engendre une poussée qui peut alors mener à des dégradations irréversibles. Une étude bibliographique de la modélisation des piédroits de cokerie a permis d'identifier les principaux obstacles rencontrés dans la modélisation de ces structures. Il ressort deux points indispensables à la modélisation du piédroit : une connaissance des conditions de chargements thermiques et mécaniques à l'échelle d'un four et d'un piédroit, et une intégration du comportement non-linéaire de la maçonnerie à l'échelle des paneresses et des matériaux.

La modélisation de structures maçonnées a fait l'objet de nombreuses publications depuis une décennie. L'emploi de ces modèles se différencie en fonction du domaine d'application mais aussi des structures étudiées. Des approches dites microscopiques sont plus adaptées pour comprendre les phénomènes de dégradation aux interfaces mais ne peuvent pas s'appliquer à la modélisation de structures industrielles telles qu'un piédroit. Les approches dites macroscopiques correspondent mieux à cette démarche puisque le comportement de la maçonnerie est remplacé par un matériau homogène équivalent au comportement global identique. Le modèle construit au cours du deuxième chapitre est basé sur cette approche. Le matériau effectif prend à la fois en compte le comportement des briques et du mortier, mais également la possibilité d'ouverture des joints. Ce modèle à états de joints permet de reproduire correctement le comportement non-linéaire des maçonneries à partir d'un comportement élastique hétérogène linéaire par morceaux. Les non-linéarités observables à l'échelle de la structure semblent donc être principalement dues au comportement hétérogène de la maçonnerie.

Le comportement thermomécanique des composants du piédroit ainsi que les diverses interactions sont des données essentielles pour une modélisation fine. Une campagne expérimentale a été menée sur ces deux matériaux et a permis de déterminer le comportement thermomécanique homogène équivalent du piédroit. L'instrumentation du piédroit 305 n'a pas fourni tous les résultats escomptés, mais complétée avec des mesures par sonde Pyrofil et des résultats théoriques, elle a contribué à l'établissement des conditions aux limites. A l'issue de ce travail, des simulations numériques ont été réalisées à l'échelle du piédroit. Dans le cadre de ces simulations, un calcul thermomécanique découplé a été effectué. Les résultats obtenus montrent une bonne corrélation entre les dégradations observées sur site et les ouvertures de joints obtenues par simulation. Grâce à ce modèle, il est maintenant possible de définir un niveau de dégradations acceptables et ainsi d'identifier la pression maximale admissible.

A court terme, une étude de sensibilité aux conditions aux limites et aux chargements doit être effectuée afin d'évaluer leurs influences sur la poussée maximale. Il est ainsi important d'améliorer les interactions entre le coke et le piédroit, mais aussi la liaison voûte/piédroit. De même, une étude distincte de l'influence du chargement thermique et des chargements mécaniques doit être envisagée. En effet, le premier chapitre a mis en exergue le fait que l'amorce des dégradations peut être soit d'origine thermique induite par l'ouverture des portes ou par l'introduction de la pâte à coke froide, soit d'origine mécanique. Ces études permettront à l'avenir de déduire les sollicitations les plus critiques pour la tenue des piédroits.

A plus long terme, une analyse des conditions aux limites et du comportement thermomécanique de l'interface brique/mortier est indispensable pour la validation et l'amélioration du modèle. En effet, la tenue de l'interface des maçonneries à haute température (supérieure à 800°C) est actuellement peu développée et l'impossibilité d'accéder à des données précises est un obstacle majeur pour l'obtention de résultats quantitatifs. De même, une investigation plus poussée des conditions aux limites est à envisager car pour des structures de taille si importante, leur influence se répercute directement sur le comportement global de la maçonnerie. Enfin, le modèle développé dans cette thèse s'appuie sur la conception particulière de la batterie de Fos-sur-Mer ; il serait, à ce titre, judicieux d'appliquer cet outil à d'autres géométries de piédroits existants dans le but de trouver, pourquoi pas, une conception optimale de piédroit.

Bibliographie

- [TP0, 2007] (2007). <http://www.planete-tp.com>. Planète TP.
- [Les, 2009] (2009). <http://www.lesechos.fr/info/industrie/020107786039-acier—la-chine-en-tete-de-la-reliance-mondiale.htm>. Les Échos.
- [Abaqus, 2007] ABAQUS (2007). *Abaqus Standard Reference Manuals, version 6.7*. Simulia, Providence, RI, USA.
- [Abdou *et al.*, 2006] ABDOU, L., AMI SAADA, R., MEFTAH, F. et MEBARKI, A. (2006). Experimental investigations of the joint-mortar behaviour. *Mechanics Research Communications*, 33(3):370–384.
- [Alfano et Sacco, 2006] ALFANO, G. et SACCO, E. (2006). Combining interface damage and friction in a cohesive-zone model. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 68:542–582.
- [Aliprandi, 1989] ALIPRANDI, G. (1989). *Matériaux Réfractaires et Céramiques techniques*. Editions Septima Paris.
- [Almeida *et al.*, 2002] ALMEIDA, J. C., LOURENÇO, P. B. et BARROS, J. A. (2002). Characterization of brick and brick-mortar interface under uniaxial tension. In *VII International Seminar on Structural Masonry for Developping Countries*.
- [Anthoine, 1995] ANTHOINE, A. (1995). Derivation of the in-plane elastic characteristics of masonry through homogenization theory. *International Journal of Solids and Structures*, 32(2):137–163.
- [Anthoine, 1997] ANTHOINE, A. (1997). Homogenization of periodic masonry : plane stress, generalised plane strain or 3D modelling? *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 13(5):319–326.
- [Bahe, 2001] BAHE, J. (2001). Durée de vie des fours et poussée. Rapport technique, Document interne CPM : Etude 143 P.V. n°99.
- [Bahe, 2005] BAHE, J. (2005). Charge limite sur les piedroits selon le modèle de Suga. Rapport technique, Document interne CPM.
- [Bahe *et al.*, 2003] BAHE, J., PETIT, E. et VOGT, D. (2003). Extension of coke oven life. study of parameters involved in coking pressure generation. Laboratory, pilot and industrial tests. Rapport technique, Document interne CPM : Etude 143 P.V. n°104.
- [Baumgart *et al.*, 1984] BAUMGART, W., DUNHAM, A. et AMSTUTZ, C. G. (1984). *Process Mineralogy of Ceramic Materials*. Elsevier.
- [Benazzouk *et al.*, 2008] BENAZZOUK, A., DOUZANE, O., MEZREB, K., LAIDOUDI, B. et QUÉNEUDEC, M. (2008). Thermal conductivity of cement composites containing rubber waste particles : Experimental study and modelling. *Construction and Building Materials*, 22(4):573–579.

- [Berto *et al.*, 2002] BERTO, L., SAETTA, A., SCOTTA, R. et VITALIANI, R. (2002). An orthotropic damage model for masonry structures. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 55(2):127–157.
- [Bornert *et al.*, 2001] BORNERT, M., BRETHERAU, T. et GILORMI, P. (2001). *Homogénéisation en mécanique des matériaux 1*. HERMES Science.
- [Carson *et al.*, 2005] CARSON, J. K., LOVATT, S. J., TANNER, D. J. et CLELAND, A. C. (2005). Thermal conductivity bounds for isotropic, porous materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(11):2150–2158.
- [Cecchi et Sab, 2002a] CECCHI, A. et SAB, K. (2002a). A multi-parameter homogenization study for modeling elastic masonry. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 21(2):249–268.
- [Cecchi et Sab, 2002b] CECCHI, A. et SAB, K. (2002b). Out of plane model for heterogeneous periodic materials : the case of masonry. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 21(5):715–746.
- [Cerezo, 2005] CEREZO, V. (2005). *Propriétés mécaniques, thermiques et acoustiques d'un matériau à base de particules végétales : approche expérimentale et modélisation théorique*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon.
- [Chaimoon et Attard, 2007] CHAIMOON, K. et ATTARD, M. M. (2007). Modeling of unreinforced masonry walls under shear and compression. *Engineering Structures*, 29(9):2056–2068.
- [Chetouane *et al.*, 2005] CHETOUANE, B., DUBOIS, F., VINCHES, M. et BOHATIER, C. (2005). NSCD discrete element method for modelling masonry structures. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 64:65–94.
- [CPM, 1960] CPM (1960). Poussée des charbons au cours de la cokéfaction. Rapport technique, Laboratoire du Centre d'Étude et Recherche des Charbonnages de France.
- [Cundall, 1971] CUNDALL, P. A. (1971). A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems. In *Symposium of the International Society for Rock Mechanics (Nancy, France)*, volume 1.
- [de Felice, 1995] de FELICE, G. (1995). Détermination des coefficients d'élasticité de la maçonnerie par une méthode d'homogénéisation. In *Actes du 12ème Congrès Français de la Mécanique*, volume 1, pages 393–396.
- [Dhanasekar et Haider, 2008] DHANASEKAR, M. et HAIDER, W. (2008). Explicit finite element analysis of lightly reinforced masonry shear walls. *Computers & Structures*, 86(1-2):15–26.
- [Drysdale *et al.*, 1979] DRYSDALE, R., HAMID, A. et HEIDEBRECHT, A. (1979). Tensile strength of concrete masonry. *Journal of the Structural Division (ASCE)*, 105:1261–1276.
- [Dürselen, 1999] DÜRSELEN, H. (1999). Some critical considerations concerning new theoretical models for the stability of coke oven heating walls. In *Cokemaking International*, volume 1, pages 40–48.
- [Falsone et Lombardo, 2007] FALSONE, G. et LOMBARDO, M. (2007). Stochastic representation of the mechanical properties of irregular masonry structures. *International Journal of Solids and Structures*, 44(25-26):8600–8612.
- [Fouchal *et al.*, 2009] FOUCHAL, F., LEBON, F. et TITEUX, I. (2009). Contribution to the modelling of interfaces in masonry construction. *Construction and Building Materials*, 23(6):2428–2441.

- [Gabor, 2002] GABOR, A. (2002). *Contribution à la caractérisation et à la modélisation des maçonneries non renforcées et renforcées par matériaux composites*. Thèse de doctorat, Université Claude Bernard Lyon 1.
- [Gambarotta et Lagomarsino, 1997] GAMBAROTTA, L. et LAGOMARSINO, S. (1997). Damage models for the seismic response of brick masonry shear walls. part I : the mortar joint model and its applications. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 26:423–439.
- [Ganz et Thürlimann, 1984] GANZ, H. et THÜRLIMANN, B. (1984). Tests on masonry walls under normal and shear loading (in German). Report n° 7502-4, Institute of Structural Engineering, ETH Zurich, Zurich, Switzerland.
- [Gasser, 2002] GASSER, A. (2002). *Modélisation du comportement mécanique de composites réfractaires et de renforts tissés*. Habilitation à Diriger des Recherches.
- [Gasser et al., 2007a] GASSER, A., LANDREAU, M., KERKKONEN, O., MERTAS, B., VENTRELLA, G. et ISLER, D. (2007a). COOL : Coke oven operating limits, six-monthly report (2/4). Confidential, Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel.
- [Gasser et al., 2007b] GASSER, A., LANDREAU, M., KERKKONEN, O., MERTAS, B., VENTRELLA, G., ISLER, D. et KROH, D. (2007b). COOL : Coke oven operating limits, mid-term report. Confidential, Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel.
- [Gasser et al., 2004] GASSER, A., TERNY-REBEYROTTE, K. et BOISSE, P. (2004). Modelling of joint effects on refractory lining behaviour. *Journal of Materials : Design and Applications*, 218:19–28.
- [Ghassemi Kakroudi et al., 2009a] GHASSEMI KAKROUDI, M., HUGER, M., GAULT, C. et CHOTARD, T. (2009a). Damage evaluation of two alumina refractory castables. *Journal of the European Ceramic Society*, 29:2211–2218.
- [Ghassemi Kakroudi et al., 2008] GHASSEMI KAKROUDI, M., YEUGO-FOGAING, E., GAULT, C., HUGER, M. et CHOTARD, T. (2008). Effect of thermal treatment on damage mechanical behaviour of refractory castables : Comparison between bauxite and andalusite aggregates. *Journal of the European Ceramic Society*, 28:2471–2478.
- [Ghassemi Kakroudi et al., 2009b] GHASSEMI KAKROUDI, M., YEUGO-FOGAING, E., HUGER, M., GAULT, C. et CHOTARD, T. (2009b). Influence of the thermal history on the mechanical properties of two alumina based castables. *Journal of the European Ceramic Society*, 29:3197–3204.
- [Giambanco et al., 2001] GIAMBANCO, G., RIZZO, S. et SPALLINO, R. (2001). Numerical analysis of masonry structures via interface models. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 190(49-50):6493–6511.
- [Grande et al., 2008] GRANDE, E., MILANI, G. et SACCO, E. (2008). Modelling and analysis of FRP-strengthened masonry panels. *Engineering Structures*, 30(7):1842–1860.
- [Grandjean et al., 2006] GRANDJEAN, S., ABSI, J. et SMITH, D. (2006). Numerical calculations of the thermal conductivity of porous ceramics based on micrographs. *Journal of the European Ceramic Society*, 26(13):2669–2676.
- [Griffay, 1988] GRIFFAY, G. (1988). *Modélisation thermique globale du procédé de cokéfaction*. Thèse de doctorat, Université de Provence (Aix-Marseille 1).
- [Grumbach, 2006] GRUMBACH, M. (2006). *Principaux produits sidérurgiques*. Techniques de l’Ingénieur (M 7 020).

- [Hanrot, 1994] HANROT, F. (1994). Déformation des parties métalliques et réfractaires de B6. Rapport technique, Document interne CPM. A301/94/FHa.
- [Hashin, 1962] HASHIN, Z. (1962). The elastic moduli of heterogeneous material. *Journal of Applied Mechanics*, 29:143–150.
- [Isler, 2007] ISLER, D. (2007). Steel for steel people. Rapport technique, Document interne CPM.
- [Isler, 2008] ISLER, D. (2008). *Élaboration du métal primaire. Coke métallurgique*. Techniques de l'Ingénieur (M 7 340).
- [Kanit et al., 2003] KANIT, T., FOREST, S., GALLIET, I., MOUNOURY, V. et JEULIN, D. (2003). Determination of the size of the representative volume element for random composites : statistical and numerical approach. *International Journal of Solids and Structures*, 40(13-14):3647–3679.
- [Kawa et al., 2008] KAWA, M., PIETRUSZCZAK, S. et SHIEH-BEYGI, B. (2008). Limit states for brick masonry based on homogenization approach. *International Journal of Solids and Structures*, 45(3-4):998–1016.
- [Konopicky, 1961] KONOPICKY, K. (1961). *Les matériaux de construction réfractaires*. Société d'Éditions Scientifiques, Techniques et Artistiques Paris.
- [Lapoujelade et Le Mat, 1994] LAPOUJELADE, P. et LE MAT, Y. (1994). *Traité pratique sur l'utilisation des produits réfractaires*. H. VIAL.
- [Lebon et al., 2004] LEBON, F., RIZZONI, R. et RONEL-IDRISSI, S. (2004). Asymptotic analysis of some non-linear soft thin layers. *Computers & Structures*, 82(23-26):1929–1938.
- [Legendre et al., 2006] LEGENDRE, B., de GIROLAMO, D., le PARLOUER, P. et HAY, B. (2006). Détermination des capacités thermiques en fonction de la température par calorimétrie de chute. *Revue française de métrologie*, 5:23–30.
- [Lemaitre et Chaboche, 1996] LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J.-L. (1996). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod.
- [Levenberg, 1944] LEVENBERG, K. (1944). A method for the solution of certain problems in least squares. *The Quarterly of Applied Mathematics*, 2:164–168.
- [Loison et al., 1989] LOISON, R., FOCH, P. et BOYER, A. (1989). *Coke : Quality and Production*.
- [Lourenço, 1996] LOURENÇO, P. B. (1996). *Computational strategies for masonry structures*. Thèse de doctorat, Delft University of Technology.
- [Lourenço, 1998] LOURENÇO, P. B. (1998). Experimental and numerical issues in the modelling of the mechanical behaviour of masonry. In *International Seminar on Structural Analysis of Historical Constructions II*. Barcelona, Spain.
- [Lourenço, 2002] LOURENÇO, P. B. (2002). Computations on historic masonry structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 4:301–319.
- [Lourenço et al., 2004] LOURENÇO, P. B., BARROS, J. O. et OLIVEIRA, J. T. (2004). Shear testing of stack bonded masonry. *Construction and Building Materials*, 18(2):125–132.
- [Lourenço et al., 1997] LOURENÇO, P. B., de BORST, R. et ROTS, J. G. (1997). A plane stress softening plasticity model for orthotropic materials. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 40:4033–4057.
- [Lourenço et al., 2007] LOURENÇO, P. B., MILANI, G., TRALLI, A. et ZUCCHINI, A. (2007). Analysis of masonry structures : review of and recent trends in homogenization techniques. *Canadian Journal Of Civil Engineering*, 34:1443–1457.

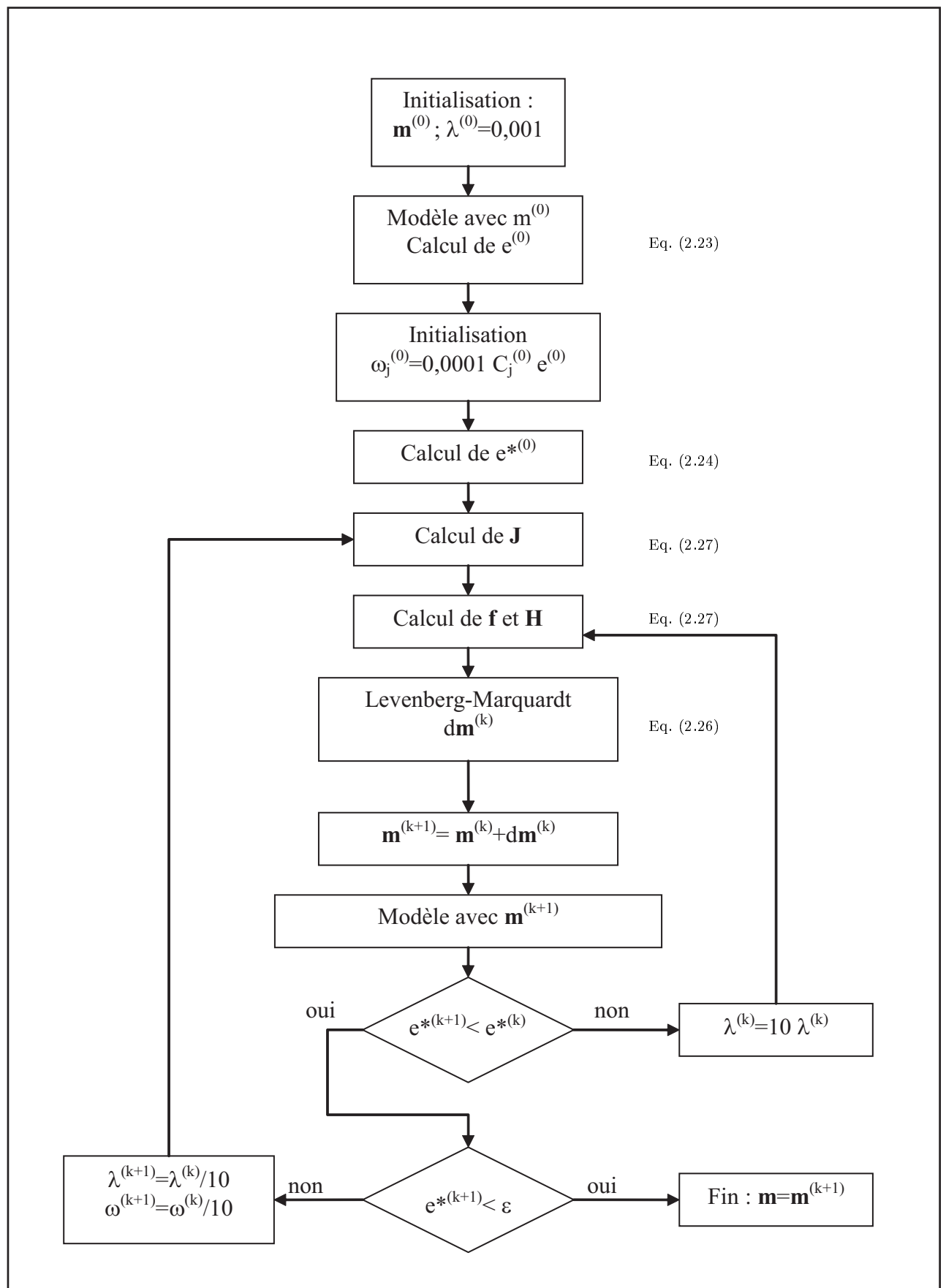
- [Luciano et Sacco, 1997] LUCIANO, R. et SACCO, E. (1997). Homogenization technique and damage model for old masonry material. *International Journal of Solids and Structures*, 34(24):3191–3208.
- [Luciano et Sacco, 1998] LUCIANO, R. et SACCO, E. (1998). A damage model for masonry structures. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 17(2):285–303.
- [Maier *et al.*, 1991] MAIER, G., PAPA, E. et NAPPI, A. (1991). On damage and failure of unit masonry. In *Experimental and Numerical Methods in Earthquake Engineering, Balkema, Brussels*, pages 223–45.
- [Marquardt, 1963] MARQUARDT, D. (1963). An algorytm for least squares estimation of non linear parameters. *SIAM Journal on Applied Mathematics*, 11:431–441.
- [Massard, 2005] MASSARD, L. (2005). *Étude du fluage de réfractaires électrofondus du système alumine-zircone-silice*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [Massart *et al.*, 2004] MASSART, T., PEERLINGS, R. et GEERS, M. (2004). Mesoscopic modeling of failure and damage-induced anisotropy in brick masonry. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 23(5):719–735.
- [McDermott, 1990] MCDERMOTT, J. F. (1990). Capacity of 6-metre coke-oven walls to resist unbalanced lateral pressure. *Iron and Steel Society*.
- [Milani *et al.*, 2006a] MILANI, G., LOURENÇO, P. et TRALLI, A. (2006a). Homogenised limit analysis of masonry walls, part I : Failure surfaces. *Computers & Structures*, 84(3-4):166–180.
- [Milani *et al.*, 2006b] MILANI, G., LOURENÇO, P. et TRALLI, A. (2006b). Homogenised limit analysis of masonry walls, part II : Structural examples. *Computers & Structures*, 84(3-4):181–195.
- [Moulinec et Suquet, 1994] MOULINEC, H. et SUQUET, P. (1994). A fast numerical method for computing the linear and nonlinear properties of composites. *Compte Rendu de l'Académie des Sciences, Paris II*, 318:1417–1423.
- [Moulinec et Suquet, 1995] MOULINEC, H. et SUQUET, P. (1995). A FFT based numerical method for computing the mechanical properties of composites from images of their microstructure. *Microstructure-Property Interactions in Composite Materials*, pages 235–246.
- [Naitali, 2005] NAITALI, B. (2005). *Elaboration, caractérisation et modélisation de matériaux poreux. Influence de la structure poreuse sur la conductivité thermique effective*. Thèse de doctorat, Université de Limoges.
- [Nguyen, 2007] NGUYEN, T. (2007). *Modélisation du comportement de maçonneries réfractaires comportant des joints sans mortier*. Thèse de doctorat, Université d'Orléans.
- [Nguyen *et al.*, 2009] NGUYEN, T., BLOND, E., GASSER, A. et PRIETL, T. (2009). Mechanical homogenisation of masonry wall without mortar. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 28(3):535–544.
- [Nivoix, 2008] NIVOIX, F. (2008). Age determination of Ostrava KB2 coke oven battery. Rapport technique, Document interne CPM. Confidentiel.
- [Padet, 2005] PADET, J. (2005). *Convection thermique et massique*. Techniques de l'Ingénieur (BE 8 205).
- [Page, 1978] PAGE, A. W. (1978). Finite element model for masonry. *Journal of the Structural Division*, 104:1267–1285.

- [Pande *et al.*, 1989] PANDE, G., LIANG, J. et MIDDLETON, J. (1989). Equivalent elastic moduli for unit masonry. *Computers and Geotechnics*, 8:243–265.
- [Papa et Nappi, 1997] PAPA, E. et NAPPI, A. (1997). Numerical modelling of masonry : A material model accounting for damage effects and plastic strains. *Applied Mathematical Modelling*, 21(6):319–335.
- [Pegon et Anthoine, 1997] PEGON, P. et ANTHOINE, A. (1997). Numerical strategies for solving continuum damage problems with softening : Application to the homogenization of masonry. *Computers & Structures*, 64(1-4):623–642.
- [Pelissou et Lebon, 2009] PELISSOU, C. et LEBON, F. (2009). Asymptotic modeling of quasi-brittle interfaces. *Computers & Structures*, doi :10.1016/j.compstruc.2008.12.002.
- [Petit, 2002] PETIT, E. (2002). Étude bibliographique sur les chaleurs de cokéfaction et les chaleurs de réactions de carbonisation. Rapport technique, Document interne CPM : Etude 146 P.V. n°81.
- [Piccavet, 1997] PICCAVET, E. (1997). Coups de sabre dans les piédroits de cokerie B6. Rapport technique, Note interne CPM. CRDM/EP/03/97/26.
- [Pietruszczak et Niu, 1992] PIETRUSZCZAK, S. et NIU, X. (1992). A mathematical description of macroscopic behaviour of brick masonry. *International Journal of Solids and Structures*, 29(5):531–546.
- [Raffard *et al.*, 2001] RAFFARD, D., IENNY, P., HENRY, J. P. et HOMAND, F. (2001). Masonry : stone/mortar interface behaviour characterization by optical extensometer. *Mechanics Research Communications*, 28(1):33–40.
- [Rafiee *et al.*, 2008a] RAFIEE, A., VINCHES, M. et BOHATIER, C. (2008a). Application of the NSCD method to analyse the dynamic behaviour of stone arched structures. *International Journal of Solids and Structures*, 45(25-26):6269–6283.
- [Rafiee *et al.*, 2008b] RAFIEE, A., VINCHES, M. et BOHATIER, C. (2008b). Modelling and analysis of the Nîmes arena and the Arles aqueduct subjected to a seismic loading, using the Non-Smooth Contact Dynamics method. *Engineering Structures*, 30(12):3457–3467.
- [Raijmakers et Vermeltfoort, 1992] RAIJMAKERS, T. et VERMELTFOORT, A. (1992). Deformation controlled tests in masonry shear walls (en Néerlandais). Rapport technique, TNO-Bouw, Delft, The Netherlands.
- [Raous *et al.*, 1999] RAOUS, M., CANGÉMI, L. et COCU, M. (1999). A consistent model coupling adhesion, friction, and unilateral contact. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 177(3-4):383–399.
- [Rekik, 2006] REKIK, A. (2006). *Une méthodologie pour une évaluation précise des procédures de linéarisation en homogénéisation non-linéaire*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique.
- [Riddington et Juke, 1994] RIDDINGTON, J. R. et JUKE, P. (1994). A masonry joint shear strength test method. *Proceedings of the ICE - Structures and Buildings*, 104:267–274.
- [Sacco, 2008] SACCO, E. (2008). A nonlinear homogenization procedure for periodic masonry. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 28(2):209–222.
- [Schnur et Zabararas, 1992] SCHNUR, D. et ZABARAS, N. (1992). An inverse method for determining elastic material properties and a material interface. *International Journal for numerical Methods in Engineering*, Vol. 33, pp. 2039–2057.
- [Schubert et Hetzemaecher, 1992] SCHUBERT, P. et HETZEMACHER, P. (1992). On the flexural strength of masonry. *Masonry International*, 6:21–28.

- [Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008] SHIEH-BEYGI, B. et PIETRUSZCZAK, S. (2008). Numerical analysis of structural masonry : mesoscale approach. *Computers & Structures*, 86:1958–1973.
- [Sierpinski et Philippe, 1984] SIERPINSKI, H. et PHILIPPE, J. (1984). Sonde pour la mesure des températures des parois des carreaux de fours à coke, brevet 84/18 882 déposé à l’INPI, paris.
- [Suga, 1970] SUGA, Y. (1970). Large scale coke oven batteries and high rate operation of coke batteries at Fuji Iron & Steel Co. *In Ironmaking Conference*, pages 9–56.
- [Sutcliffe et al., 2001] SUTCLIFFE, D. J., YU, H. S. et PAGE, A. W. (2001). Lower bound limit analysis of unreinforced masonry shear walls. *Computers & Structures*, 79(14):1295–1312.
- [Syrmakizis et Asteris, 2001] SYRMAKEZIS, C. A. et ASTERIS, P. G. (2001). Masonry failure criterion under biaxial stress state. *Journal of Materials in Civil Engineering*.
- [Terny-Rebeyrotte, 2005] TERNY-REBEYROTTE, K. (2005). Avant-projet sur la modélisation d’un piédroit de cokerie. Rapport technique, Document interne CPM-LMSP.
- [Tessier-Doyen, 2003] TESSIER-DOYEN, N. (2003). *Étude expérimentale et numérique du comportement thermomécanique de matériaux réfractaires modèles*. Thèse de doctorat, Université de Limoges.
- [Wu et Hao, 2006] WU, C. et HAO, H. (2006). Derivation of 3D masonry properties using numerical homogenization technique. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 66(11):1717–1737.
- [Wu et Hao, 2008] WU, C. et HAO, H. (2008). Numerical derivation of averaged material properties of hollow concrete block masonry. *Engineering Structures*, 30(3):870–883.
- [Xu et Yagi, 2004] XU, Y. et YAGI, K. (2004). Automatic FEM model generation for evaluating thermal conductivity of composite with random materials arrangement. *Computational Materials Science*, 30(3-4):242–250.
- [Zucchini et Lourenço, 2007] ZUCCHINI, A. et LOURENÇO, P. (2007). Mechanics of masonry in compression : Results from a homogenisation approach. *Computers & Structures*, 85(3-4):193–204.
- [Zucchini et Lourenço, 2009] ZUCCHINI, A. et LOURENÇO, P. (2009). A micro-mechanical homogenisation model for masonry : Application to shear walls. *International Journal of Solids and Structures*, 46(3-4):871–886.
- [Zucchini et Lourenço, 2002] ZUCCHINI, A. et LOURENÇO, P. B. (2002). A micro-mechanical model for the homogenisation of masonry. *International Journal of Solids and Structures*, 39(12):3233–3255.
- [Zucchini et Lourenço, 2004] ZUCCHINI, A. et LOURENÇO, P. B. (2004). A coupled homogenisation-damage model for masonry cracking. *Computers & Structures*, 82(11-12):917–929.

Annexe A

Algorithme d'identification inverse

FIGURE A.1 – *Algorithme d'identification inverse.*

Annexe B

Micrographies de sections polies

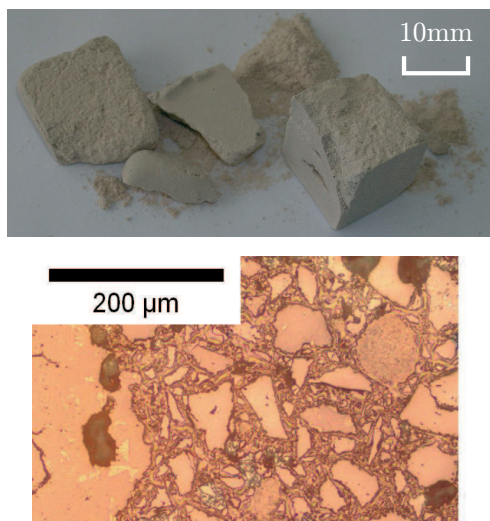


FIGURE B.1 – Photographie du mortier après une cuisson à 800°C, accompagnée de la micrographie de section polie associée.

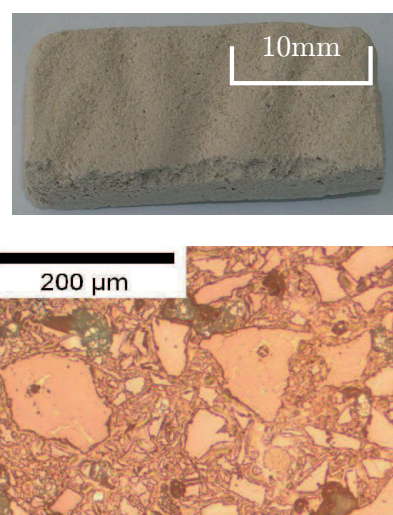


FIGURE B.2 – Photographie du mortier après une cuisson à 1000°C, accompagnée de la micrographie de section polie associée.

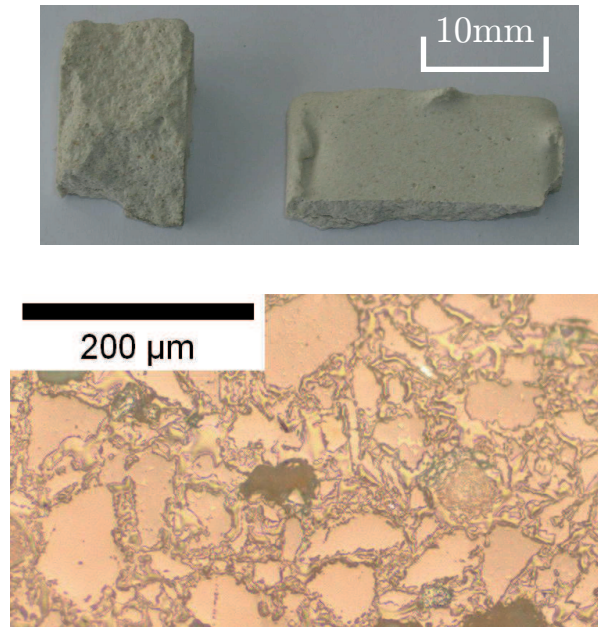


FIGURE B.3 – Photographie du mortier après une cuisson à 1080°C, accompagnée de la micrographie de section polie associée.

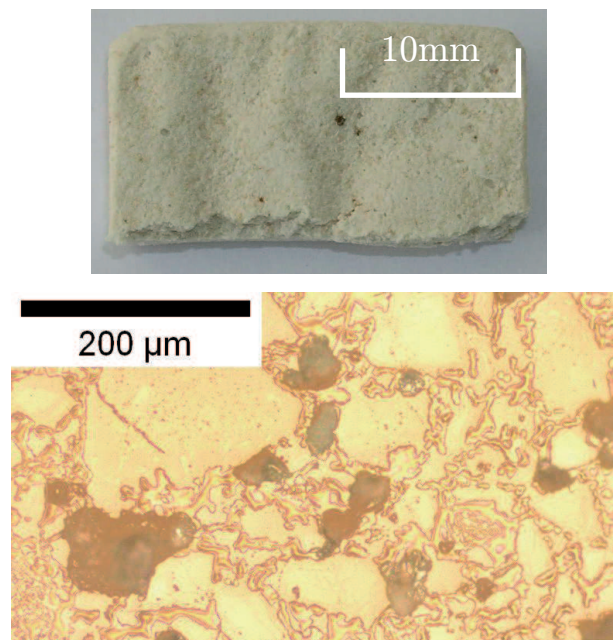


FIGURE B.4 – Photographie du mortier après une cuisson à 1350°C, accompagnée de la micrographie de section polie associée.

Annexe C

Synthèse des propriétés thermomécaniques de la silice KD

TABLEAU C.1 – Propriétés de la silice KD.

Silice KD		
Densité ($kg.m^{-3}$)		1802
Composition chimique (% massique)	$SiO_2\%$	$\geq 95,0$
	$Al_2O_3\%$	$\leq 1,5$
	$Fe_2O_3\%$	$\leq 1,0$
	$CaO\%$	$\leq 3,0$
	$Na_2O + K_2O\%$	$\leq 0,35$
Porosité apparente (% volumique)		18 - 21
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	800°C	1,72
	1080°C	2,02
	1350°C	1,85
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	800°C	$1,18 \cdot 10^3$
	1080°C	$1,23 \cdot 10^3$
	1350°C	$1,17 \cdot 10^3$
Dilatation thermique (K^{-1})	800°C	$1,51 \cdot 10^{-5}$
	1080°C	$1,12 \cdot 10^{-5}$
	1350°C	$8,70 \cdot 10^{-6}$
Module d'Young (MPa)	800°C	3880
	1080°C	2280
	1350°C	1410

Annexe D

Synthèse des propriétés thermomécaniques du mortier KS-94

TABLEAU D.1 – Propriétés du mortier KS-94.

Mortier KS-94		
Densité ($kg.m^{-3}$)		1503
Composition chimique (% massique)	$SiO_2\%$	$\geq 95,3$
	$Al_2O_3\%$	0,84
	$Fe_2O_3\%$	0,42
	$CaO\%$	0,98
	$Na_2O + K_2O\%$	0,37
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	800°C	0,49
	1080°C	0,86
	1200°C	2,1
Chaleur spécifique($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	800°C	$1,13 \cdot 10^3$
	1080°C	$1,14 \cdot 10^3$
	1350°C	$1,09 \cdot 10^3$
Dilatation thermique(K^{-1})	800°C	$1,68 \cdot 10^{-5}$
	1080°C	$9,09 \cdot 10^{-6}$
	1350°C	$7,57 \cdot 10^{-6}$
Module d'Young (MPa)	800°C	360
	1080°C	340
	1350°C	270

Annexe E

Matériaux Homogènes Équivalents

TABLEAU E.1 – *Propriétés effectives de la panneresse.*

	800 ° C			1080 ° C			1350 ° C		
	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3
E_1 (MPa)	3521	3448	3375	2097	2044	1990	1309	1274	1236
E_2 (MPa)	3269	1482	3211	2017	965	1989	1274	624	1257
E_3 (MPa)	2931	2921	0	1893	1884	0	1217	1210	0
ν_{12}	0,24	0,26	0,23	0,25	0,26	0,23	0,25	0,26	0,23
ν_{13}	0,24	0,24	0	0,25	0,24	0	0,25	0,24	0
ν_{23}	0,23	0,11	0	0,24	0,12	0	0,24	0,13	0
G_{12} (MPa)	1300	786	1242	800	494	765	506	316	483
G_{13} (MPa)	1180	1165	0	756	744	0	485	476	0
G_{23} (MPa)	1083	821	0	719	544	0	468	354	0

TABLEAU E.2 – *Coefficients $L_{ijlm}^{(2)}$ pour l'état de joints 2 de la panneresse.*

	$L_{3311}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3322}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3333}^{(2)}$ (MPa)	$L_{1313}^{(2)}$ (MPa)	$L_{2323}^{(2)}$ (MPa)
800 ° C	15	227	12	41	0,14
1080 ° C	9	152	8	27	0,09
1350 ° C	6	101	5	18	0,06

TABLEAU E.3 – *Propriétés effectives de l'entretoise.*

	800 ° C			1080 ° C			1350 ° C		
	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3	État 0	État 2	État 3
E_1 (MPa)	3603	3548	3499	2134	2097	2059	1329	1304	1277
E_2 (MPa)	3381	1902	3282	2060	1200	1997	1296	767	1254
E_3 (MPa)	2952	2943	0	1906	1899	0	1225	1220	0
ν_{12}	0,25	0,26	0,24	0,25	0,26	0,24	0,25	0,26	0,24
ν_{13}	0,25	0,24	0	0,25	0,24	0	0,25	0,24	0
ν_{23}	0,23	0,14	0	0,24	0,15	0	0,24	0,15	0
G_{12} (MPa)	1350	950	1298	821	589	789	516	374	495
G_{13} (MPa)	1178	1156	0	758	747	0	487	480	0
G_{23} (MPa)	1119	928	0	735	609	0	476	395	0

TABLEAU E.4 – *Coefficients $L_{ijlm}^{(2)}$ pour l'état de joints 2 de l'entretoise.*

	$L_{3311}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3322}^{(2)}$ (MPa)	$L_{3333}^{(2)}$ (MPa)	$L_{1313}^{(2)}$ (MPa)	$L_{2323}^{(2)}$ (MPa)
800 ° C	16	296	13	46	0,14
1080 ° C	9	193	8	30	0,09
1350 ° C	6	124	5	20	0,06

Matthieu LANDREAU

MODÉLISATION THERMOMÉCANIQUE D'UN PIÉDROIT DE FOUR À COKE

Inscrite dans le cadre du projet européen Coke Oven Operating Limits, cette thèse porte sur la modélisation thermomécanique d'un piédroit de cokerie. Le piédroit est une maçonnerie alvéolaire, chauffée par des gaz à haute température (supérieure à 1200°C). Pendant la cuisson du charbon dans les fours à coke, celui-ci se pyrolyse en coke provoquant une poussée sur les panneresses du piédroit. Ce projet a pour objectif de déterminer la pression maximale supportée par ces structures. Afin de répondre à cette problématique, un nouveau modèle thermomécanique de piédroit a été développé. Ce travail prend en compte à la fois le comportement non-linéaire de la maçonnerie, mais également les interactions avec l'environnement extérieur. La modélisation de la structure maçonnée est basée selon une approche macroscopique où les briques et le mortier sont remplacés par un matériau homogène équivalent, et ce pour différents états de joints. La non-linéarité du comportement est reproduite grâce à un critère d'ouverture qui permet de passer d'un état de joint à un autre. Les propriétés homogénéisées sont identifiées selon une approche énergétique couplée à un algorithme d'identification inverse. Plusieurs simulations numériques sur des essais issus de la littérature ont permis de valider cette approche. Les paramètres régissant le comportement mécanique et thermique des matériaux sont déterminés expérimentalement ainsi que la tenue de l'interface brique/mortier. Les conditions aux limites du modèle sont établies à l'aide d'une instrumentation thermomécanique sur site industriel. Les simulations thermomécaniques du piédroit permettent de localiser des phénomènes de dégradation observés dans les faits.

Mots clés : Maçonnerie, Homogénéisation, Identification Inverse, Piédroit, Cokerie

THERMOMECHANICAL MODELLING OF A COKE OVEN HEATING WALL

This study lies within the framework of European project called Coke Oven Operating Limits. This thesis deals with the thermomechanical modelling of a coke oven heating wall. The heating wall is an alveolar masonry, heated thanks to gas at high temperature (superior to 1200°C). During coking time in coke ovens, there is a pyrolysis of coal to coke which implies a coke swelling pressure on chamber wall. The aim of this project is to determine the maximal lateral pressure allowed by these structures. In order to answer to this problem, a new thermomechanical model of heating wall was built. This work takes into account both non-linear masonry behaviour and interactions between the heating wall and its components. Structure modelling is based on a macroscopic approach where bricks and joints are replaced by a homogeneous equivalent medium for different joint states. The non-linearity behaviour is then reproduced thanks to a transition criterion which allows to go from one state to another one. Effective properties are determined with an energetic approach and an algorithm of inverse identification. Several numerical simulations were performed and compared with experimental tests extracted from literature to validate this approach. Material thermomechanical properties were identified experimentally, likewise masonry brick/mortar interface behaviour. Boundary conditions and loads were established from thermomechanical instrumentation of an in situ heating wall. Thermomechanical simulations of the heating wall allow to locate damages in good agreement with plants observations.

Keywords : Masonry, Homogenization, Inverse Identification, Heating wall, Coking plant



Institut PRISME - Équipe MMH - Polytech'Orléans
8, rue Léonard de Vinci 45072 Orléans - FRANCE

