HAL
open science

# Modélisation thermomécanique d'un creuset de haut fourneau

Jérôme Brulin

## To cite this version:

Jérôme Brulin. Modélisation thermomécanique d'un creuset de haut fourneau. Autre. Université d'Orléans, 2010. Français. NNT : 2010ORLE2047 . tel-01233935

**HAL Id: tel-01233935**

**https://theses.hal.science/tel-01233935**

Submitted on 26 Nov 2015

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

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

UNIVERSITÉ D'ORLÉANS

*ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET TECHNOLOGIES*

Institut PRISME - Équipe MMH

**THÈSE** présentée par :

**Jérôme BRULIN**

soutenue le : **25 novembre 2010**

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

Discipline/ Spécialité : **Mécanique**

# MODÉLISATION THERMOMÉCANIQUE D'UN CREUSET DE HAUT FOURNEAU

**THÈSE DIRIGÉE PAR :**

| | |
|---|---|
| **Alain GASSER** | Professeur, Université d'Orléans |

**RAPPORTEURS :**

| | |
|---|---|
| **Djimédo KONDO** | Professeur, Université Pierre et Marie Curie (Paris 6) |
| **Nicolas SCHMITT** | Professeur, Université Paris-Est Créteil (Paris 12) |

**JURY :**

| | |
|---|---|
| **Aron GABOR** | Maître de Conférences, Université Claude Bernard (Lyon 1) |
| **Alain GASSER** | Professeur, Université d'Orléans |
| **Christian GEINDREAU** | Professeur, Université Joseph Fourier (Grenoble)<br>Président du jury |
| **Djimédo KONDO** | Professeur, Université Pierre et Marie Curie (Paris 6) |
| **Amna REKIK** | Maître de Conférences, Université d'Orléans |
| **Frédéric ROULET** | Responsable R&D Métallurgie, Saint-Gobain CREE |
| **Nicolas SCHMITT** | Professeur, Université Paris-Est Créteil (Paris 12) |

# Remerciements

Si le travail de thèse reste un approfondissement scientifique, ainsi qu'une ouverture d'esprit sur le monde de la recherche pour tout doctorant, l'aboutissement d'un tel projet de trois ans s'appuie indéniablement sur de bonnes relations humaines.

À ce titre, je remercie tout d'abord Alain Gasser, qui m'a donné l'opportunité d'intégrer l'équipe MMH, à travers un sujet aussi riche que diversifié. Je remercie également, très chaleureusement, messieurs Éric Jorge et Frédéric Roulet qui m'ont permis cette immersion dans le monde de la métallurgie. Merci de votre confiance.

J'adresse toute ma reconnaissance à Messieurs Djimédo Kondo et Nicolas Schmitt qui ont accepté d'être les rapporteurs de cette thèse. Je vous remercie pour vos remarques et suggestions qui ont conduit à l'amélioration de ce travail. Je remercie également Monsieur Christian Geindreau qui a accepté de juger ce travail en tant que président du jury et Monsieur Aron Gabor, en tant que membre du jury.

Je remercie tout particulièrement Amna Rekik, qui a su me guider tout au long de ces trois années de thèse. Merci pour ta disponibilité et ton investissement.

Je remercie également Éric Blond, qui malgré d'autres problématiques est toujours resté très impliqué dans ce travail, tes conseils m'ont toujours été précieux. Je remercie sincèrement Laurent Josserand de m'avoir rendu coutumier des géomatériaux, ainsi que de m'avoir accompagné dans leur caractérisation.

Cette tâche n'aurait jamais pu être envisagée sans la mise en place de nombreux essais qui ont principalement pu voir le jour grâce à messieurs Yannick Colleville, Bountoum Cam et Samir Allaoui. Un grand merci pour votre aide et votre investissement, ce fut un réel plaisir de découvrir les joies de l'expérimental à vos côtés.

Ont contribué également à cette initiation expérimentale, plusieurs membres du CEMHTI que je tiens sincèrement à remercier : Marie-Laure, Pascal, Jacques et Manu, avec qui les discussions se sont toujours révélées très enrichissantes.

Je remercie également Jean-Luc Daniel, grâce à qui j'ai pu exploiter au mieux les capacités du cluster.

Merci également à Muriel Micollier et Jean-Michel Drouin qui ont collaboré au bon avancement de ce projet.

Bien sûr, je remercie tous ceux qui ont partagé mon bureau durant ces trois années et ont contribué à la bonne ambiance qui y régnait. Je pense particulièrement à Matthieu, Guillaume, Olivier, Doudou, Estelle et Benjamin, toujours disponibles pour des pauses sportives...ou non !

Enfin, un grand merci à mes parents et à ma sœur pour leur soutien sans faille, que cette thèse en

soit l'aboutissement. Quant à toi Clémentine, merci de m'avoir supporté, m'écoutant parler de haut fourneau, pisé, briques et mortiers durant ces trois années, et plus encore...

# Table des matières

**Introduction** **8**

**1 Le creuset de haut fourneau** **10**
1.1 Contexte général : élaboration de l'acier . . . 10
1.2 Le haut fourneau . . . 11
1.2.1 Composants du haut fourneau . . . 11
1.2.2 Étapes d'élaboration de la fonte dans le haut fourneau . . . 12
1.2.2.1 Chargement du haut fourneau . . . 12
1.2.2.2 Combustion du coke . . . 13
1.2.2.3 Réduction des oxydes de fer . . . 13
1.2.2.4 Zones formées dans le creuset . . . 13
1.2.2.5 Coulée . . . 14
1.2.2.6 Mise à feu et arrêts . . . 15
1.3 Le creuset de haut fourneau . . . 15
1.3.1 Deux approches possibles pour la conception des creusets . . . 16
1.3.2 Le creuset de haut fourneau de l'étude . . . 17
1.3.2.1 Géométrie du creuset étudié . . . 18
1.3.2.2 Matériaux constitutifs et leurs fonctions . . . 21
1.3.2.3 Sollicitations thermomécaniques subies par le creuset . . . 22
1.4 Modélisations du creuset . . . 23
1.4.1 Modèles thermiques . . . 24
1.4.2 Modèles thermomécaniques . . . 26
1.5 Enjeux de l'étude . . . 30

**2 Caractérisation et modélisation d'un pisé carboné** **32**
2.1 Modélisation des matériaux pulvérulents . . . 33
2.1.1 Approche microscopique . . . 33
2.1.1.1 Matériau granulaire . . . 33
2.1.1.2 Matériau composite : matrice et particules . . . 33
2.1.2 Approche macroscopique . . . 34
2.1.2.1 Modèle de Mohr-Coulomb . . . 35
2.1.2.2 Modèle de Drucker-Prager/Cap . . . 36
2.1.2.3 Modèle de Cam-Clay modifié . . . 38
2.2 Caractérisation du pisé carboné . . . 41
2.2.1 Un matériau poreux . . . 41
2.2.2 Caractérisation en cisaillement . . . 43
2.2.2.1 Description de l'essai triaxial . . . 43

2.2.2.2 Résultats des essais triaxiaux . . . . . 44
2.2.3 Caractérisation en compression confinée . . . . . 44
2.2.3.1 Descriptif de l'essai de compaction . . . . . 44
2.2.3.2 Essai sur un échantillon incompressible . . . . . 46
2.2.3.3 Résultats des essais de compaction . . . . . 49
2.2.3.4 Résultats des essais à fortes pressions . . . . . 51
2.2.4 Synthèse sur le comportement du pisé . . . . . 51
2.3 Modélisation du pisé . . . . . 53
2.3.1 Extensions du modèle de Cam-Clay modifié . . . . . 53
2.3.1.1 Influence de la température sur le comportement compactant . . . . . 53
2.3.1.2 Comportement compactant à fortes pressions . . . . . 54
2.3.2 Identification des paramètres du modèle . . . . . 54
2.3.2.1 Droite d'état critique . . . . . 54
2.3.2.2 Paramètres du comportement compactant . . . . . 55
2.3.3 Résultats numériques . . . . . 57
2.3.3.1 Modélisation des essais utilisés pour l'identification . . . . . 57
2.3.3.2 Validation du modèle . . . . . 60
2.3.4 Implémentation du modèle en explicite . . . . . 64
2.3.4.1 Définition du comportement compactant . . . . . 64
2.3.4.2 Identification des paramètres . . . . . 65
2.3.4.3 Validation du comportement compactant implémenté en explicite . . . 67
2.4 Bilan . . . . . 67

**3 Modélisation de la maçonnerie 69**
3.1 Modélisations existantes . . . . . 69
3.1.1 Approche microscopique . . . . . 70
3.1.1.1 Méthode discrète . . . . . 70
3.1.1.2 Méthode continue . . . . . 71
3.1.2 Approche macroscopique . . . . . 74
3.1.3 Approche micro-macro . . . . . 79
3.1.3.1 Modélisation de l'état sain . . . . . 79
3.1.3.2 Approche micro-macro avec prise en compte de l'endommagement . . 82
3.2 Modèle proposé pour la maçonnerie du creuset . . . . . 85
3.2.1 Maçonnerie à l'état sain . . . . . 86
3.2.1.1 Caractérisation expérimentale des matériaux réfractaires . . . . . 86
3.2.1.2 Modélisation de la maçonnerie à l'état sain . . . . . 88
3.2.1.3 Définition des cellules périodiques pour le calcul des MHE . . . . . 94
3.2.2 Prise en compte de l'endommagement de la structure . . . . . 97
3.2.2.1 Caractérisation de l'interface . . . . . 97
3.2.2.2 Modélisation de la maçonnerie avec ouverture des joints . . . . . 106
3.2.3 Validation du modèle . . . . . 110
3.2.3.1 Présentation de l'essai de cisaillement . . . . . 110
3.2.3.2 Identification du modèle macroscopique . . . . . 112
3.2.3.3 Simulation de l'essai . . . . . 112
3.2.3.4 Sensibilité au maillage . . . . . 117
3.3 Bilan . . . . . 118

**4 Modélisation thermomécanique d'un creuset de haut fourneau 119**
4.1 Mise en données du modèle . . . 119
4.1.1 Propriétés thermomécaniques des constituants . . . 119
4.1.1.1 Propriétés mécaniques . . . 119
4.1.1.2 Dilatation thermique . . . 120
4.1.1.3 Propriétés thermiques . . . 120
4.1.2 Géométrie et maillage . . . 121
4.1.3 Conditions aux limites et chargements . . . 121
4.1.3.1 Sollicitations thermiques . . . 121
4.1.3.2 Sollicitations mécaniques . . . 123
4.1.4 Interactions entre les constituants du creuset . . . 126
4.2 Confrontations entre les résultats expérimentaux et numériques . . . 127
4.2.1 Résultats de l'instrumentation . . . 127
4.2.1.1 Instrumentation thermique . . . 127
4.2.1.2 Instrumentation mécanique . . . 127
4.2.2 Comparaisons avec les résultats numériques . . . 129
4.2.2.1 Résultats du calcul thermique . . . 130
4.2.2.2 Résultats des calculs mécaniques . . . 131
4.3 Bilan . . . 139

**Conclusion 140**

**Bibliographie 142**

**A Détermination du coefficient de frottement 153**

**B Relaxation du pisé de carbone à température ambiante 154**

**C Techniques d'homogénéisation aléatoire 155**

**D Résultats de la campagne d'essais sur les matériaux du creuset 161**

**E Comportement macroscopique des MHE 163**

**F Propriétés thermomécaniques des matériaux du creuset 168**

# Introduction

De nombreux secteurs industriels tels que l'automobile, le bâtiment ou l'armement voient leur productivité directement liée aux cadences de production de l'acier. Afin de répondre à la demande en acier qui ne cesse de croître, les installations doivent permettre un taux de productivité élevé. En plus de ces critères économiques, les installations concernées que sont entre autres les cokeries, les hauts fourneaux ou encore les poches à acier doivent assurer des durées de vie croissantes, tout en étant confrontées à des sollicitations qui les endommagent quotidiennement. Celles-ci sont principalement dues aux fortes températures (supérieures à 1000°C) inhérentes aux étapes d'élaboration de l'acier. En plus des hautes températures des produits élaborés, leurs composés peuvent se révéler nocifs pour les installations concernées, dans lesquelles de nombreuses réactions chimiques se produisent.

Les structures aujourd'hui en fonctionnement se révèlent être des assemblages complexes de matériaux à haute performance, principalement des matériaux réfractaires. Ces structures sont souvent, dans leurs conceptions du moins, le fruit de retours d'expérience divers et variés issus des précédentes constructions. Le choix des matériaux peut lui se baser sur la mise en place d'essais pour lesquels les sollicitations souhaitées sont appliquées. La problématique majeure repose alors sur la représentativité des essais en comparaison avec les sollicitations réellement mises en jeu dans ces structures, que ce soit d'ordre thermique, mécanique ou encore chimique. Ces dernières années, la diminution de la qualité des minerais enfournés complexifie d'autant plus La définition de ces sollicitations. Les sollicitations appliquées ont ainsi évolué et vont nécessiter, de fait, l'adaptation des installations.

Si les retours d'expériences sur site vont continuer à constituer des informations indispensables à l'adaptation des installations, leur seule connaissance ne suffira pas à assurer une transition réussie. C'est pourquoi le déploiement des modèles analytiques et numériques revêt un intérêt particulier dans une problématique liée à la prédiction de comportements.
Cette thèse s'inscrit dans cette thématique avec la mise en place d'une modélisation thermomécanique pour les creusets des hauts fourneaux en régime établi. Le rôle du haut fourneau est de fabriquer la fonte qui repose dans sa partie inférieure, le creuset. Le modèle développé pourra alors être utilisé dès les étapes de conception afin de valider les évolutions souhaitées en termes de choix de matériaux et de géométries. De plus, les résultats issus de ces calculs s'inscriront comme une garantie pour le client, désireux d'exploiter leurs hauts fourneaux durant vingt années au moins.

Une démarche rigoureuse de modélisation de structure nécessite trois étapes majeures :

1. la bonne compréhension des interactions entre la zone étudiée et le reste de la structure permettra à terme une définition appropriée des conditions aux limites du modèle ;
2. l'identification du comportement des matériaux composant cette structure, afin de construire des modèles aptes à reproduire et à prédire leur comportement ou celui de la structure ;
3. la validation de la modélisation développée pour la structure, à travers des comparaisons entre

les résultats expérimentaux et numériques.

C'est selon cette démarche que s'articule cette thèse. Le premier chapitre contribue à la première étape de la démarche en proposant une description fonctionnelle du haut fourneau, introduisant ainsi les différentes sollicitations auxquelles il se retrouve soumis. La géométrie du haut fourneau est également présentée, et plus particulièrement celle du creuset. Les matériaux constitutifs du creuset sont alors détaillés. Ce chapitre se conclut par une revue bibliographique des modélisations des creusets de hauts fourneaux. L'analyse de l'existant a orienté ce travail de thèse vers l'étude du comportement compactant d'un des matériaux du creuset : le pisé carboné. Les structures maçonnées du creuset, dont le comportement est fortement lié à celui de ses joints, sont également étudiées. L'orientation suivie permet de répondre à la deuxième étape de la démarche de modélisation.

La modélisation du pisé est traitée dans le chapitre 2. Ce chapitre détaille les modèles les plus utilisés pour retranscrire le comportement compactant de matériaux granulaires. Une approche macroscopique basée sur le modèle de Cam-Clay modifié est développée. La caractérisation du pisé carboné s'appuie sur les résultats d'essais triaxiaux et de compaction à plusieurs températures, qui ont été mis en œuvre. L'exploitation de ces essais permet d'identifier les paramètres du modèle développé. Ces paramètres sont ensuite validés en s'appuyant sur les résultats d'autres essais qui ont été simulés.

Les maçonneries du creuset subissent de fortes sollicitations thermomécaniques de par leur contact direct avec la fonte. Leur modélisation, qui fait l'objet du troisième chapitre, doit tenir compte des phénomènes d'ouverture des joints de mortier qui conduisent à une redistribution des contraintes dans la structure. Le développement du modèle des maçonneries est indissociable des données qui pourront être obtenues concernant le comportement des briques, des mortiers et de leurs interfaces. Compte tenu du peu d'informations recensées, notamment pour de hautes températures, ce chapitre voit également la description d'essais de caractérisation thermomécanique des briques, des mortiers et des interfaces développés et entrepris par le CREE, l'Institut PRISME (EA 4229, Université d'Orléans) et ICAR. Les paramètres identifiés sont intégrés dans un modèle macroscopique définissant plusieurs états de joints, selon des techniques d'homogénéisation. Le choix du modèle développé intervient à l'issue du détail des approches possibles, tant d'un point de vue microscopique que macroscopique. Le modèle est validé par la simulation d'un essai sur un mur en cisaillement issu de la littérature.

L'intégration des modèles développés dans les chapitres 2 et 3, pour la modélisation d'un creuset de haut fourneau, est étudiée dans le chapitre 4. Ce chapitre développe également la prise en compte des sollicitations thermiques et mécaniques, sous la forme de conditions aux limites et de chargements appliqués sur le creuset. La troisième étape de la démarche de modélisation, relative à la validation du modèle est finalement présentée. Elle s'appuie sur des résultats provenant de l'instrumentation d'un creuset lors de sa mise en fonctionnement.

# Chapitre 1

# Le creuset de haut fourneau

Ce premier chapitre présente la problématique liée à la partie basse du haut fourneau appelée le creuset. Le creuset recueille la fonte à 1500°C, produit du haut fourneau. Il est fortement sollicité thermomécaniquement et subit également de fortes attaques chimiques provoquant l'usure des matériaux réfractaires qui le composent. La conception du creuset est un élément essentiel au bon fonctionnement du haut fourneau. Durant les vingt années d'exploitation du haut fourneau, aucune réparation n'est possible sur le creuset. Cette contrainte nécessite la mise en place de modèles prédictifs qui permettront d'éviter d'éventuelles erreurs de conception. Le rôle du haut fourneau dans l'industrie sidérurgique est dans un premier temps explicité. Afin de mieux comprendre ce qui peut nuire au fonctionnement d'un creuset, il s'en suit un descriptif synthétique de son fonctionnement et de ses constituants afin de présenter le processus d'élaboration de la fonte dans le haut fourneau, étape préliminaire à la fabrication de l'acier. L'étude se focalise sur la partie basse du haut fourneau pour laquelle les sollicitations thermomécaniques sont définies. Un état de l'art des modèles de creusets est exposé. Il permet de mettre en avant les points clés à considérer afin de modéliser un creuset de haut fourneau en régime établi. Les orientations suivies pour le développement d'un nouveau modèle thermomécanique sont alors présentées.

## 1.1 Contexte général : élaboration de l'acier

Le développement industriel des pays émergents conduit aujourd'hui, et ce depuis plus de cinq ans, à une production annuelle d'acier supérieure à un milliard de tonnes. La production d'acier met en œuvre plusieurs filières selon les matières premières utilisées et les procédés employés. Dans tous les cas, trois étapes fondamentales apparaissent : l'élaboration, la coulée et la mise en forme. Comme illustré sur la figure 1.1, l'élaboration est destinée à produire la nuance d'acier, soit par la filière fonte, soit par la filière ferraille. La voie fonte qui est basée sur le minerai, est également appelée filière intégrée car elle contient toutes les installations nécessaires à la production. C'est dans cette filière que le haut fourneau joue un rôle essentiel. En effet, le minerai de fer est d'abord aggloméré pour obtenir des morceaux de résistance convenable et de volume contrôlé. Parallèlement, le charbon est pyrolysé (chauffé à plus de 1000°C en l'absence d'air) dans la cokerie pour obtenir le coke (carbone presque pur). Ensuite, ces deux produits ainsi que de la castine (apport de chaux) sont enfournés en couches alternées dans la partie supérieure du haut fourneau appelée le gueulard (cf. figure 1.2).
L'apport de chaux permet de diminuer l'activité de la silice qui se forme dans la fonte et le laitier et diminue la productivité du haut fourneau [Burteaux, 1991]. Le coke joue un double rôle [Isler, 2008] : combustible pour apporter la chaleur nécessaire aux opérations de fusion des minerais de fer et réducteur pour consommer l'oxygène combiné avec le fer dans le minerai. Le fer rendu liquide par la

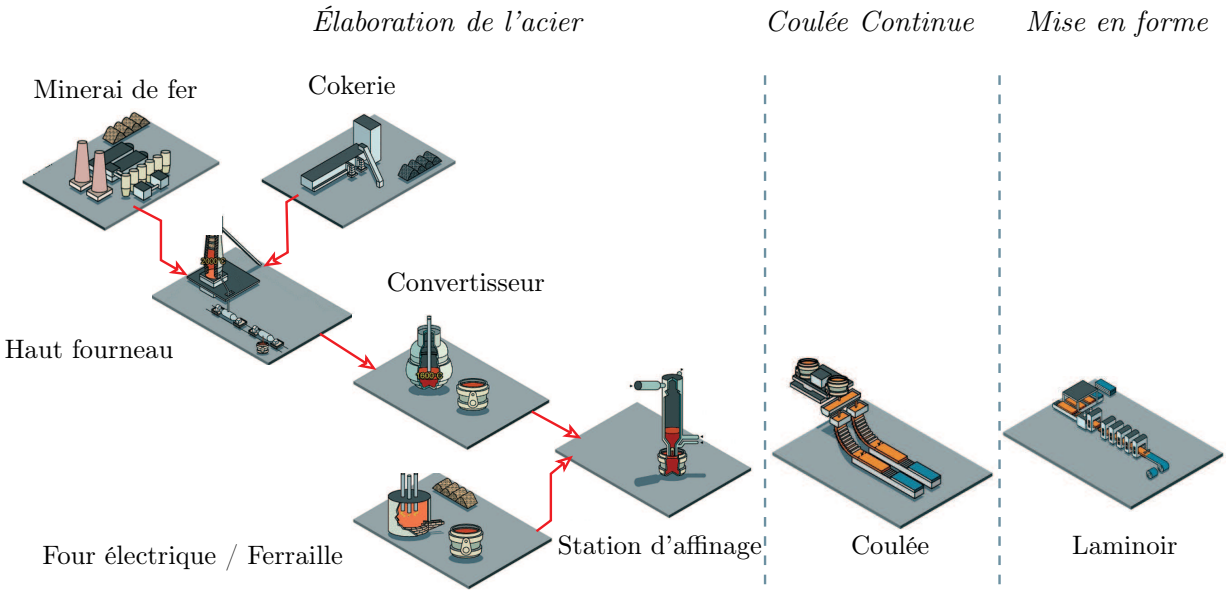



Figure 1.1 – *Chaîne d'élaboration de l'acier [Landreau, 2009].*

haute température s'écoule vers la partie basse du haut fourneau appelée le creuset, en se combinant avec le carbone pour donner de la fonte à 1500°C. La fonte obtenue contient environ 94% à 96% de fer, 3% à 4% de carbone, et 1% à 2% d'éléments divers (phosphore, soufre, silicium, manganèse) [Burteaux, 1991]. Elle est ensuite transvasée dans des wagons spéciaux appelés poches-tonneaux, puis transportée jusqu'au convertisseur afin d'abaisser les teneurs de la fonte en soufre et silice. L'excès de carbone qu'elle contient est oxydé par un procédé de brassage à l'oxygène pur. L'acier obtenu a une teneur en carbone inférieure à 2%. Il est ensuite versé dans une poche à acier pour la mise à nuance en station d'affinage. Dans la dernière étape, l'acier commence à se solidifier au contact des parois en cuivre, refroidies à l'eau, de la machine de coulée continue. Un laminage à chaud permet finalement la mise en forme de ces semi-produits sidérurgiques.

## 1.2 Le haut fourneau

Le haut fourneau a pour finalité la fabrication de fonte, alliage de fer et de carbone. Son rôle primordial consiste en l'extraction du fer présent dans les minerais.

### 1.2.1 Composants du haut fourneau

Les différentes étapes qui conduisent à la fabrication de la fonte dans le haut fourneau et la terminologie technique associée sont détaillées dans le paragraphe 1.2.2 ci-après. Afin de mieux localiser le déroulement de chaque étape, une description sommaire du haut fourneau est proposée. Comme indiqué sur la figure 1.2, il comprend du haut vers le bas [Burteaux, 1991] :

- le gueulard, partie de forme cylindrique par laquelle les matières solides sont déversées et par où le gaz ressort ;
- la cuve, cône évasé vers le bas afin de faciliter l'écoulement de la matière et sa répartition ;
- le ventre, cylindre de raccordement entre la cuve et les étalages ;
- les étalages, cône évasé vers le haut afin de réguler la descente dans la zone de fusion ;
- le creuset, cylindre dans lequel sont recueillis la fonte et le laitier liquide. Les creusets des plus grands hauts fourneaux ont un diamètre supérieur à dix mètres.

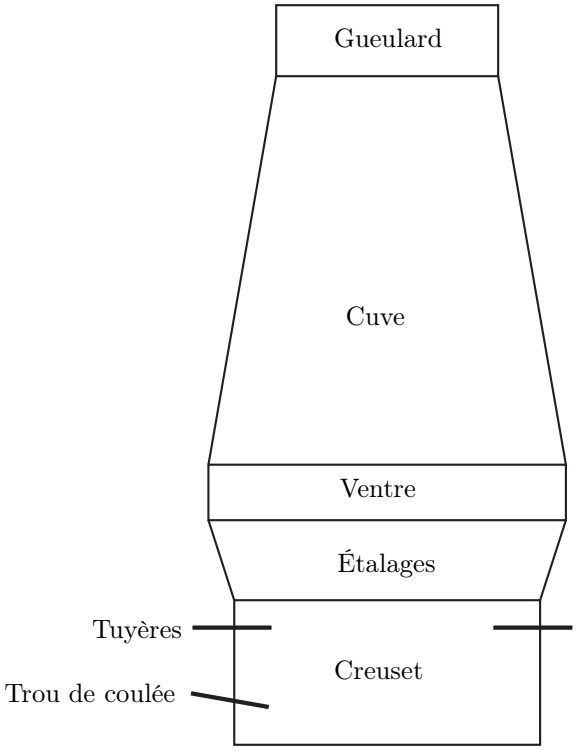



Figure 1.2 – *Profil d'un haut fourneau [Burteaux, 1991].*

Le haut fourneau comporte également des tuyères qui permettent l'introduction d'air chaud (appelé aussi vent) utile aux différentes réactions. Enfin, le trou de coulée sert à l'évacuation de la fonte et du laitier.

### 1.2.2 Étapes d'élaboration de la fonte dans le haut fourneau

#### 1.2.2.1 Chargement du haut fourneau

Un appareil de chargement en forme de cône, situé un mètre au-dessus du gueulard, permet le déversement de la matière près de la paroi. La répartition uniforme et circulaire voit l'introduction en couches alternées de coke, de minerai, d'aggloméré de minerai et autres éléments d'addition tels que ferrailles ou déchets recyclés. Une répartition contrôlée des matières déversées fixe la position des isothermes dans la cuve. La qualité du coke provenant de la cokerie est essentielle afin d'assurer le bon fonctionnement d'un haut fourneau. Comme il sera détaillé par la suite, le coke joue un rôle chimique, mécanique et énergétique. Il doit être assez gros (50 mm de dimension moyenne), stabilisé avant l'enfournement et résistant lors des réactions à chaud. Pour cela, le coke défourné de la cokerie est 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 (granulométrie supérieure à 10 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. Dans les minerais, le fer se trouve combiné à l'oxygène, en général à l'état trivalent $Fe_2O_3$ et parfois à l'état bivalent FeO. Il apparaît également sous la forme $Fe_3O_4$ dans les magnétites. Le carbonate de fer $FeCO_3$ qui sert également de minerai est ramené à l'état d'oxyde $Fe_2O_3$ par calcination à l'air avant l'enfournement ou par décomposition dans la partie haute du haut fourneau (formation de FeO) pour des températures comprises entre 500°C et 700°C. Au

niveau du gueulard pour des températures comprises entre 100°C et 400°C, survient la déshydratation des minerais, également appelée dessiccation. Sous l'effet de leur poids, les différentes matières (coke et minerais de fer) descendent dans la cuve.

#### 1.2.2.2 Combustion du coke

De l'air chaud est introduit par les tuyères du creuset à une température proche de 1200°C et une pression de 3 à 5 bars. Ce vent apporte de l'oxygène, de la vapeur d'eau, du combustible d'appoint voire d'autres éléments divers tels poudres et azote. Son débit va fixer l'allure de la combustion du carbone du coke, et par conséquent la productivité du haut fourneau. Cette combustion produit du gaz dont la température est supérieure à 2000°C et représente la principale source de chaleur dans le haut fourneau. C'est d'ailleurs lui qui lors de sa remontée dans le haut fourneau assure la dessiccation des matières chargées. Le gaz récupéré au gueulard a une pression allant de 1 à 2 bars. Alors que le gueulard est fermé afin d'appliquer une contre-pression qui se répercute sur l'ensemble du haut fourneau, le gaz est évacué par un papillon réglable jusqu'au réseau général. Il est alors le combustible principal des « cowpers » qui permettent de chauffer le vent introduit au niveau des tuyères. Un haut fourneau compte un minimum de deux « cowpers » qui sont constitués de deux cylindres de tôle reliés entre eux : le puits de combustion d'où sort le vent chaud et le puits de ruchage composé de briques destinées à emmagasiner la chaleur des fumées produites par le brûleur céramique situé en partie basse du puits de combustion [Burteaux, 1992]. Le gaz produit aux tuyères du haut fourneau est majoritairement composé de monoxyde de carbone CO et de dioxyde de carbone $CO_2$ en équilibre selon la réaction de Boudouard : $CO_2+C=2CO$. Cette réaction, fortement exothermique assure la régénération du monoxyde de carbone en partie basse de la cuve. Un peu de dihydrogène ($H_2$) est également présent dans ce gaz, ce qui ajouté à la présence de monoxyde de carbone, rend ce dernier très réducteur.

#### 1.2.2.3 Réduction des oxydes de fer

Au cours de leur descente dans la cuve, les oxydes de fer vont être réduits par le monoxyde de carbone et le dihydrogène du gaz suivant plusieurs étapes. Celles-ci présentent toujours la même séquence : $Fe_2O_3 \longrightarrow Fe_3O_4 \longrightarrow FeO \longrightarrow Fe$. Les réductions par CO et $H_2$ se font dans des domaines de températures très voisins. Globalement, CO réagit pour des températures inférieures à 800°C et $H_2$ pour des températures supérieures. De plus, la faible densité du dihydrogène (environ 0,07) favorise sa diffusion dans un solide et donc la cinétique de réduction. Au-delà du fer qui est obtenu après réduction, d'autres réactions se produisent avec le carbone, conduisant à la présence d'éléments divers (soufre, phosphore, silicium et manganèse) qui vont avoir un impact sur la qualité finale de la fonte. Si tous ces éléments sont utiles à la mise à nuance de la fonte, d'autres tels les métaux alcalins ou encore le zinc sont à éliminer. En effet, les métaux alcalins tels l'oxyde de potassium peuvent diminuer la résistance à chaud du coke et de l'aggloméré ou encore corroder le garnissage réfractaire. Le zinc quant à lui, va se condenser et former des garnis le long des parois, ce qui peut gêner le passage de la charge. Il peut également refroidir le creuset s'il vient à se détacher de la paroi [Burteaux, 1991].

#### 1.2.2.4 Zones formées dans le creuset

Lors de la descente des charges dans le haut fourneau, les minerais de fer traversent la zone sèche et la zone de fusion (cf. figure 1.3) afin d'être réduits et dans le même temps, le coke qui arrive dans la zone active se déplace jusqu'aux tuyères où il est brûlé. En dessous de ces zones, le creuset voit la formation de l'homme-mort, du laitier et de la fonte [Burteaux, 1991].

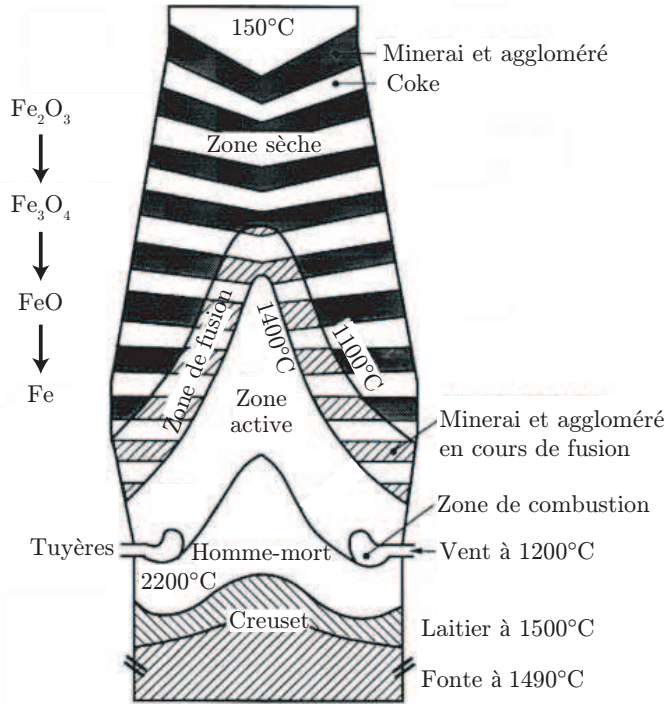



Figure 1.3 – *Les différentes zones du haut fourneau [Burteaux, 1991].*

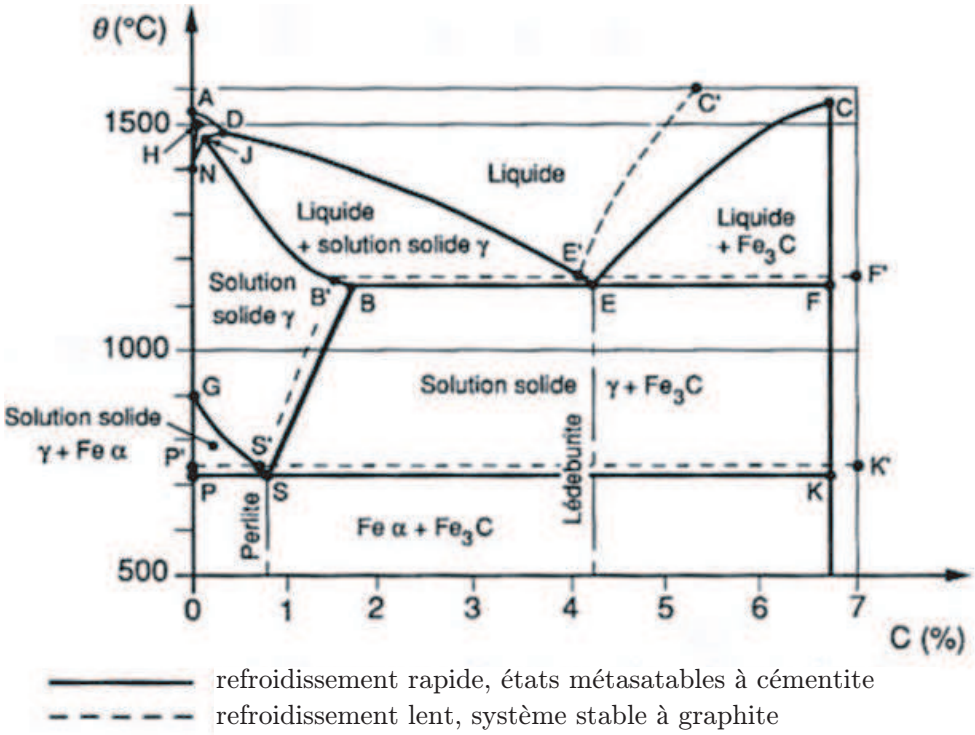
**Homme-mort**
Cette zone est un massif de coke qui stagne et dont le renouvellement nécessite trois à quatre semaines. Il peut flotter sur le bain de fonte ou reposer sur le fond du creuset. Selon sa température, il favorise ou non la bonne circulation du gaz et du laitier. Ce sont donc les conditions qui règnent dans l'homme-mort qui vont conditionner la circulation des liquides (fonte et laitier) jusqu'aux trous de coulée.

**Laitier**
Le laitier est composé à plus de 95% de chaux, de silice, d'alumine et de magnésie, qui représentent les oxydes non réduits. Ce laitier doit être liquide avec une faible viscosité afin de favoriser son écoulement par le trou de coulée. C'est à travers lui que les oxydes alcalins sont évacués ainsi que le soufre contenu dans la fonte qui est en contact avec le laitier. Des compromis sur la température et le taux d'oxydation du laitier sont à considérer afin de réaliser ces deux mécanismes d'évacuation.

**Fonte**
La fonte rassemble le fer, le carbone, le soufre et tous les éléments qui ont été réduits dans le haut fourneau. Comme illustré par la figure 1.4, la température de fusion de la fonte dépend de la teneur en carbone, qui elle-même dépend des teneurs en silicium et phosphore. De plus, après solidification, le fer contenu dans la fonte se trouve soit sous la forme de graphite, soit de carbure de fer $Fe_3C$ (cémentite). Il faut noter que la présence de silicium favorise la graphitisation du carbone et le manganèse celle de la cémentite. La fluidité de la fonte est augmentée par le phosphore.

#### 1.2.2.5 Coulée

Afin de récupérer le laitier et la fonte, le trou de coulée est débouché par une perforatrice qui doit alors réaliser un trou de 3,5 m de long, incliné de 10 à 12° vers le bas du creuset. Cette opération est réalisée périodiquement, toutes les 3 à 4 heures. Une rigole principale recueille la fonte et le laitier,




refroidissement rapide, états métasatables à cémentite
refroidissement lent, système stable à graphite

Figure 1.4 – *Diagramme fer-carbone simplifié [Burteaux, 1991].*

puis se divise en deux rigoles qui voient la séparation des deux constituants par densité. La fonte qui se déverse est parfois traitée dès la halle de coulée pour abaisser les teneurs en silicium et phosphore et ainsi alléger le travail de conversion de la fonte en acier qui se poursuit. La fin de coulée est assurée par l'introduction de masse à boucher sous une pression de 20 MPa. Elle doit se plastifier lors du bouchage, durcir rapidement, retenir la fonte et être perçable à nouveau pour la prochaine coulée. Ses principaux constituants sont $Al_2O_3$, $SiO_2$, SiC, $Si_3N_4$, du carbone et un liant de type résine.

#### 1.2.2.6 Mise à feu et arrêts

L'état de fonctionnement normal d'un haut fourneau qui a été décrit jusqu'ici est atteint après l'étape de mise à feu. Afin d'assurer cette étape, de nombreuses matières sont introduites dans le haut fourneau vide. Ainsi, dans le creuset et ce jusqu'aux tuyères, sont déposés du bois et de vieilles traverses de chemin de fer qui permettent l'allumage du coke. Au niveau des étalages, du ventre et en bas de cuve, une grande quantité de coke est mélangée à un fondant calcaire pour fabriquer un laitier fluide. Dans la cuve, sont déversées des charges de coke et de matières ferrifères. La mise à feu réalisée, le débit du vent augmente progressivement pendant la période de mise en allure. Durant celle-ci, la zone de fusion se met en place et les premières réactions de réduction commencent. Le haut fourneau dispose alors d'une durée de vie moyenne de vingt années. Une surveillance élevée est à assurer de manière à maîtriser la formation des garnis, des incidents de système de refroidissement, de perçage du blindage, ou encore la formation de zones de fissurations. Ces incidents, susceptibles d'entraîner un arrêt de l'exploitation, sont détaillés dans la suite de ce chapitre.

## 1.3 Le creuset de haut fourneau

Au fil des siècles, la conception des hauts fourneaux a évolué, permettant de satisfaire les exigences croissantes de productivité. Aujourd'hui, deux approches coexistent pour la conception des creusets.

### 1.3.1 Deux approches possibles pour la conception des creusets

À la différence de la figure 1.2, les anciens hauts fourneaux présentaient un profil particulier qui voyait la présence de marâtre au dessus des tuyères. Ainsi, l'étalage est remplacé par une partie horizontale reprise par des éléments de soutènement extérieurs, la marâtre qui supporte toute la masse de tôle située au-dessus. La tendance actuelle est à l'abandon de ce type de conception. Un profil moderne tel que celui présenté sur la figure 1.2 est ici considéré. Concernant la conception du creuset en particulier, sa structure est directement liée à la gestion des différentes attaques chimiques qui peuvent endommager les blocs de carbone qui la composent. Selon la température de ces blocs, différentes réactions peuvent se produire et conduire à l'usure du creuset comme illustré sur la figure 1.5.

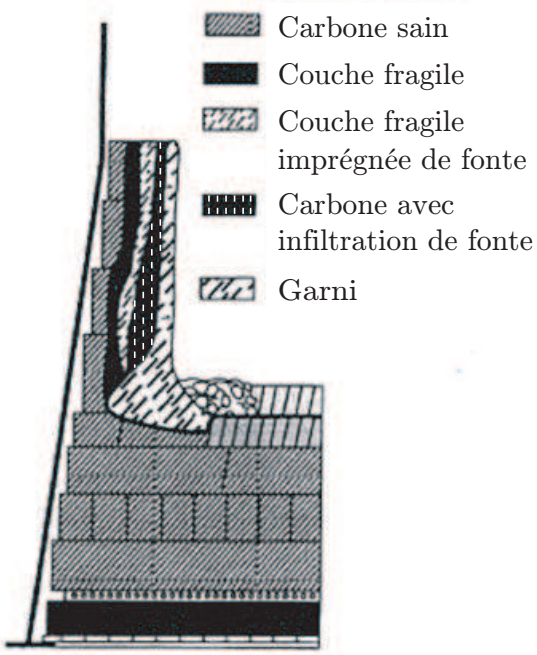



Figure 1.5 – *Profil d'usure d'un creuset de haut fourneau [Poirier, 2008].*

Elles sont la conséquence de [Poirier, 2008] :

- la pénétration du laitier ou de la fonte liquide qui pour une teneur en carbone de 5% se solidifie à une température de 1150°C. Cette isotherme permet de situer le front d'avancement de la fonte dans le garnissage réfractaire qui subit alors une lente érosion ;
- la formation de composés due aux réactions des vapeurs métalliques de zinc et d'alcalins (potassium en particulier) avec les phases secondaires (silice et alumine) des réfractaires de carbone. La forte augmentation de volume des composés formés est à l'origine de fissures et d'une couche désagrégée (appelée « brittle layer ») pour des températures de 800°C. Le zinc se condense et forme des garnis le long des parois ;
- la corrosion chimique par des gaz tels que le monoxyde de carbone pour des températures comprises entre 400°C et 500°C.

Afin de protéger les blocs de carbone, l'objectif lors de la conception du creuset est de déplacer ces zones vers la face chaude de ces blocs. Deux approches différentes sont aujourd'hui utilisées pour y remédier : l'approche thermique et l'approche céramique [Lee et Moore, 1998]. Pour cela, l'approche thermique s'appuie sur des blocs de carbone fortement conducteurs refroidis en face froide et sur la formation d'un garni protecteur. L'approche céramique voit l'introduction dès la conception d'un garnissage céramique faiblement conducteur, en contact avec la fonte en lieu et place du garni.

### 1.3.2 Le creuset de haut fourneau de l'étude

Saint-Gobain préconise la mise en place d'un garnissage réfractaire dans la conception de ses creusets qui se composent alors, comme illustré sur la figure 1.6, d'un blindage acier, de blocs de carbone et d'un garnissage réfractaire divisé en deux parties : la sole et la tasse céramique composées de briques et de mortier. Il est à noter que la sole peut présenter différentes conceptions dont les plus courantes

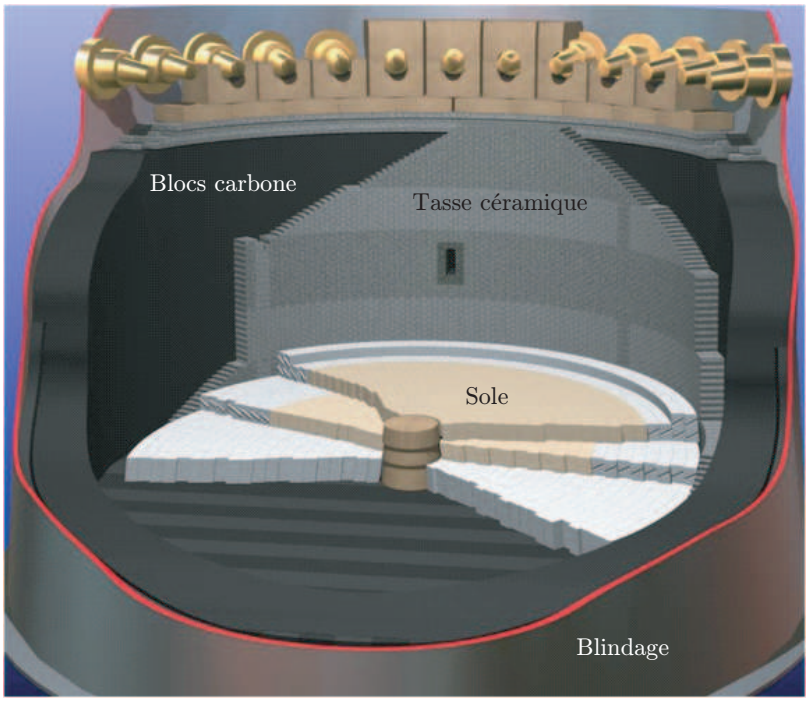
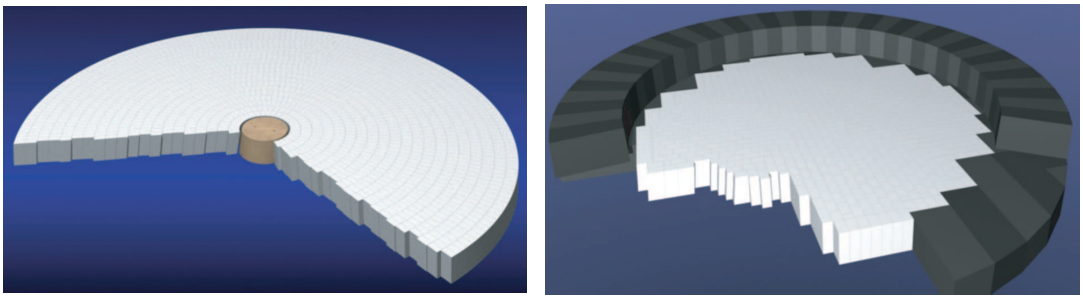



Figure 1.6 – *Schéma 3D d'un creuset moderne.*

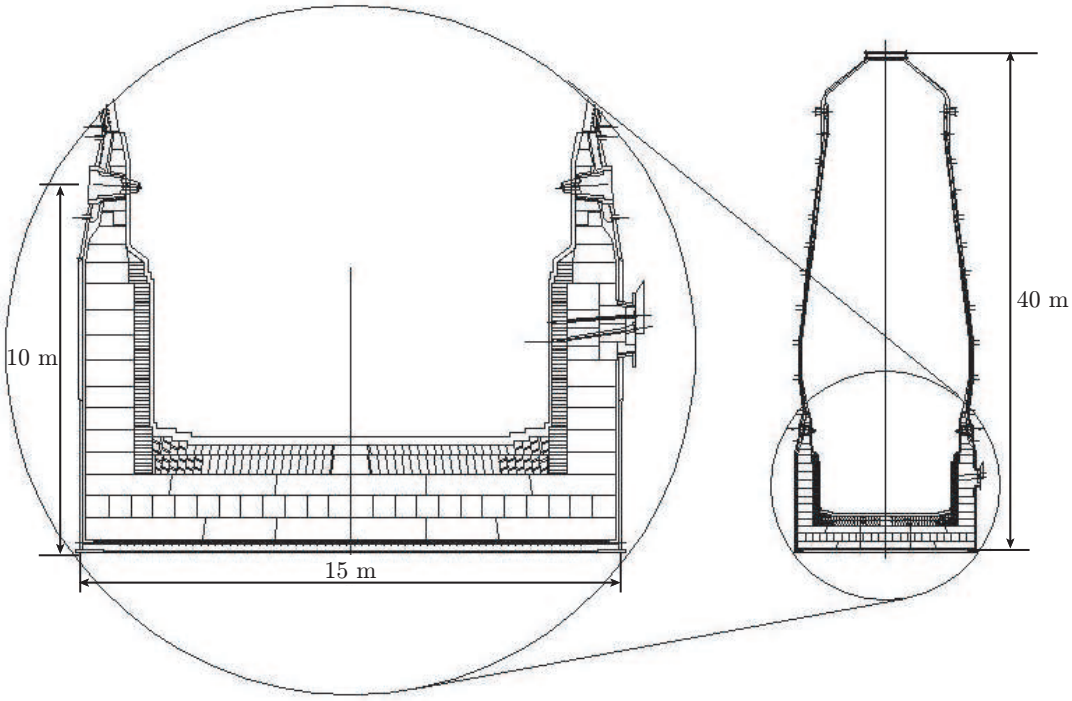
sont de type circulaire et à chevrons (cf. figure 1.7). La sole circulaire reste la plus utilisée. Tenant



(a) Arrangement circulaire (b) Arrangement en chevrons

Figure 1.7 – *Conceptions de soles.*

compte des tendances dans la conception des hauts fourneaux, cette étude considère un haut fourneau moderne dont la géométrie, ainsi que celle plus spécifique de son creuset sont présentées en figure 1.8. Ce haut fourneau de 40 m de haut pour 15 m de diamètre externe présente bien la succession de la cuve, du ventre et des étalages, sans marâtre. De plus, le garnissage réfractaire regroupe les différentes parties mentionnées précédemment (la sole, la tasse céramique et les blocs de carbone) illustrées sur la figure 1.9. Cette figure permet également de visualiser l'arrangement concentrique des briques de la sole de ce haut fourneau. De plus, les couronnes de plus grand rayon sont composées de briques à tenons et mortaises. Ce creuset dispose de deux trous de coulée et de 32 tuyères.




(a) Le creuset (b) Le haut fourneau

Figure 1.8 – *Géométries du haut fourneau et du creuset.*

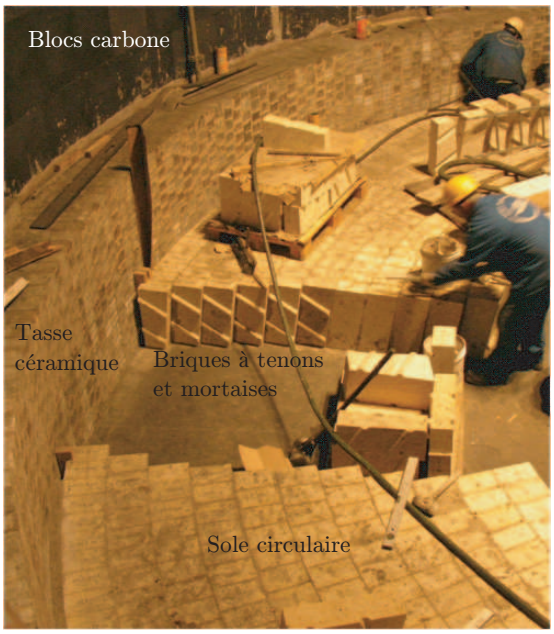



Figure 1.9 – *Mise en place du garnissage réfractaire du creuset de l'étude.*

#### 1.3.2.1 Géométrie du creuset étudié

La figure 1.10 présente le creuset considéré dans cette thèse. Afin de respecter les conditions de confidentialité liées à la propriété des plans de ce haut fourneau, la description géométrique qui en est faite s'appuie sur des cotes approchées. Le creuset est entouré d'un blindage en acier d'une épaisseur de 80 mm environ. Il est construit sur un béton d'égalisation au dessus duquel sont insérés des circuits de refroidissement. Le blindage et le garnissage réfractaire sont séparés par une couche de pisé carboné approchant les 90 mm d'épaisseur. Trois références de pisé (notées 1, 2 et 3) sont utilisées dans ce

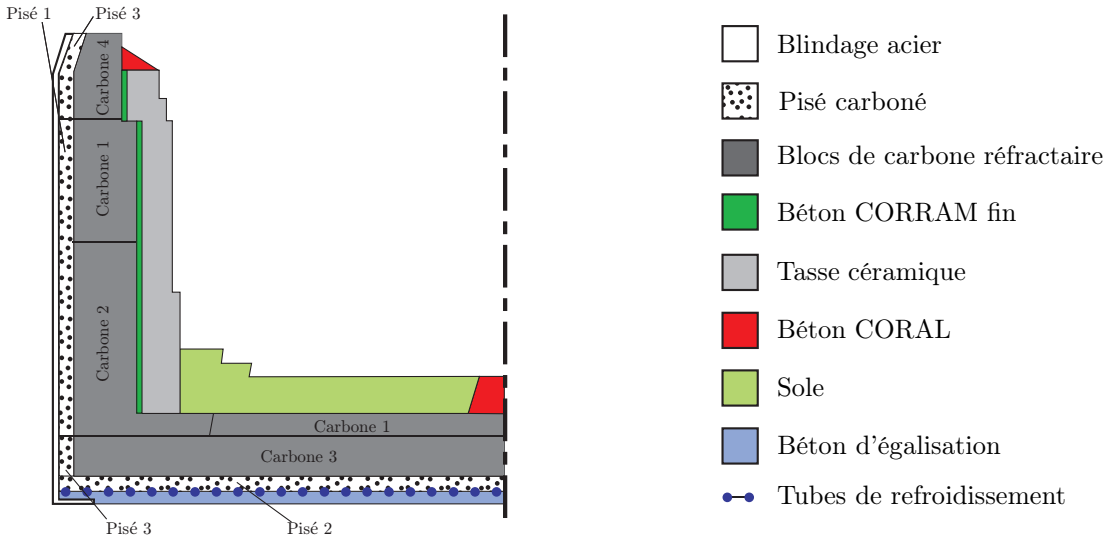



Figure 1.10 – *Schéma simplifié du creuset étudié.*

creuset. Ces pisés diffèrent principalement par leur conductivité thermique. Quatre types de carbones (notés 1, 2, 3 et 4) composent les blocs du garnissage qui sont montés sans mortier. Leurs conductivités thermiques et leurs porosités les différencient principalement. Contrairement aux blocs de carbone, les briques de la tasse et de la sole sont collées par du mortier. Deux types de bétons (Coral et Corram fin) permettent également de relier entre-elles les différentes zones du garnissage. Les géométries spécifiques des constituants de la sole et de la tasse sont détaillées ci-après.

**La tasse céramique**

La tasse céramique est principalement constituée de briques dont la longueur peut être de 400 ou 500 mm. La géométrie de ces briques est présentée sur la figure 1.11. De par leur géométrie, elles sont

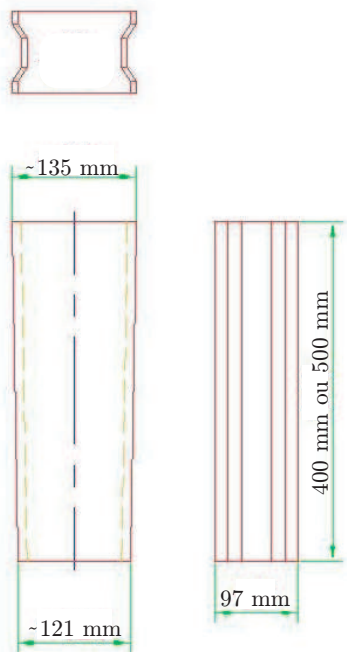



Figure 1.11 – *Géométrie d'une brique de la tasse céramique.*

qualifiées d'autobloquantes. Elles sont jointoyées par un mortier de 3,5 mm d'épaisseur et couvrent

97% de la tasse céramique. Les 3% restants représentent des zones de fermeture (cf. figure 1.12) et de trous de coulée.

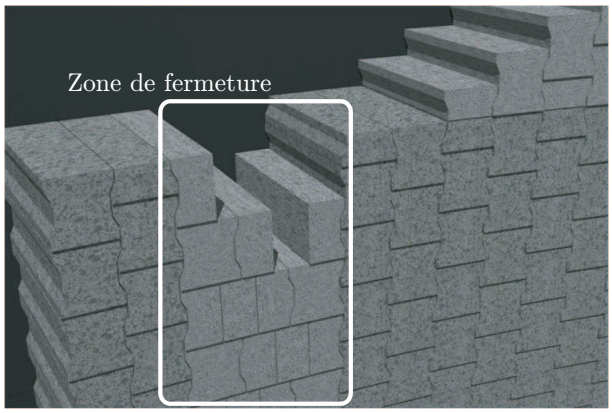



Figure 1.12 – *Zone de fermeture de la tasse céramique.*

**La sole**

La sole se décompose en une partie inférieure et une partie supérieure. Chacune d'entre elles contient une vingtaine de couronnes de briques collées entre elles par un mortier de 2 mm d'épaisseur. Chaque couronne est constituée à partir de deux types de briques aux dimensions différentes. Un écart pour une même cote, de 10% au plus, peut exister entre les deux types de briques d'une même couronne. La géométrie d'une brique moyenne est présentée sur la figure 1.13. La sole inférieure rassemble des

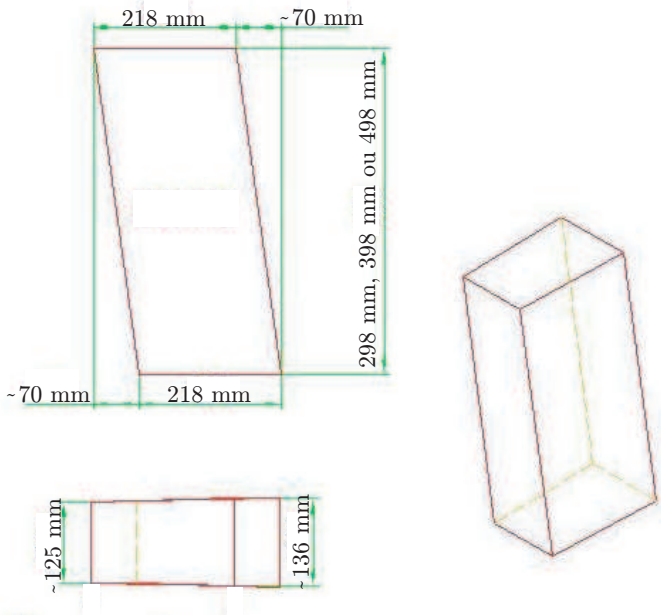



Figure 1.13 – *Cotes d'une brique de la sole.*

briques de hauteur H=498 mm alors que les briques de la sole supérieure peuvent être de 298 mm, 398 mm ou 498 mm de hauteur. Il est intéressant de noter que les six dernières couronnes de la sole inférieure et les quatre dernières de la sole supérieure sont conçues avec des briques à gorges et cordons, ce qui limite leurs déplacements.

#### 1.3.2.2 Matériaux constitutifs et leurs fonctions

Le blindage en acier doit être facilement soudable pour une bonne mise en œuvre sur chantier et pour d'éventuelles réparations. La limite d'élasticité représente le critère de choix pour l'acier du blindage. La tôlerie du creuset étudié dispose d'une limite d'élasticité de 255 MPa. Une couche hautement conductrice de pisé carboné s'intercale entre le blindage et le garnissage. Ce matériau pulvérulent permet d'absorber les déformations du garnissage afin de protéger le blindage. Il favorise également le refroidissement des blocs de carbone de par sa forte conductivité thermique. Le pisé 1 est le plus conducteur, sa conductivité est de 25 $W.m^{-1}.K^{-1}$. Composé de 80% de carbone et 20% de goudron de houille, il est mis en place par damages successifs de couches de 100 mm de hauteur compactées à 92%. Le garnissage réfractaire qui est en contact direct avec la fonte et le laitier doit être fortement résistant aux sollicitations thermomécaniques, mais aussi faiblement conducteur afin de minimiser l'étendue de ces sollicitations. Il est majoritairement composé de carbone façonné en blocs qui sont microporeux (porosité moyenne inférieure à 0,05 $\mu$m) afin d'éviter leur pénétration par la fonte liquide. La mise en place de la tasse céramique et de la sole est utilisée pour éviter l'exposition permanente du carbone à la température. La sole et la tasse sont constituées de briques et de mortiers à haute teneur en alumine (entre 70 et 90%). Selon son pourcentage et la température, l'alumine peut se présenter sous plusieurs formes comme présenté sur le diagramme binaire de la figure 1.14. L'alumine des briques de la tasse

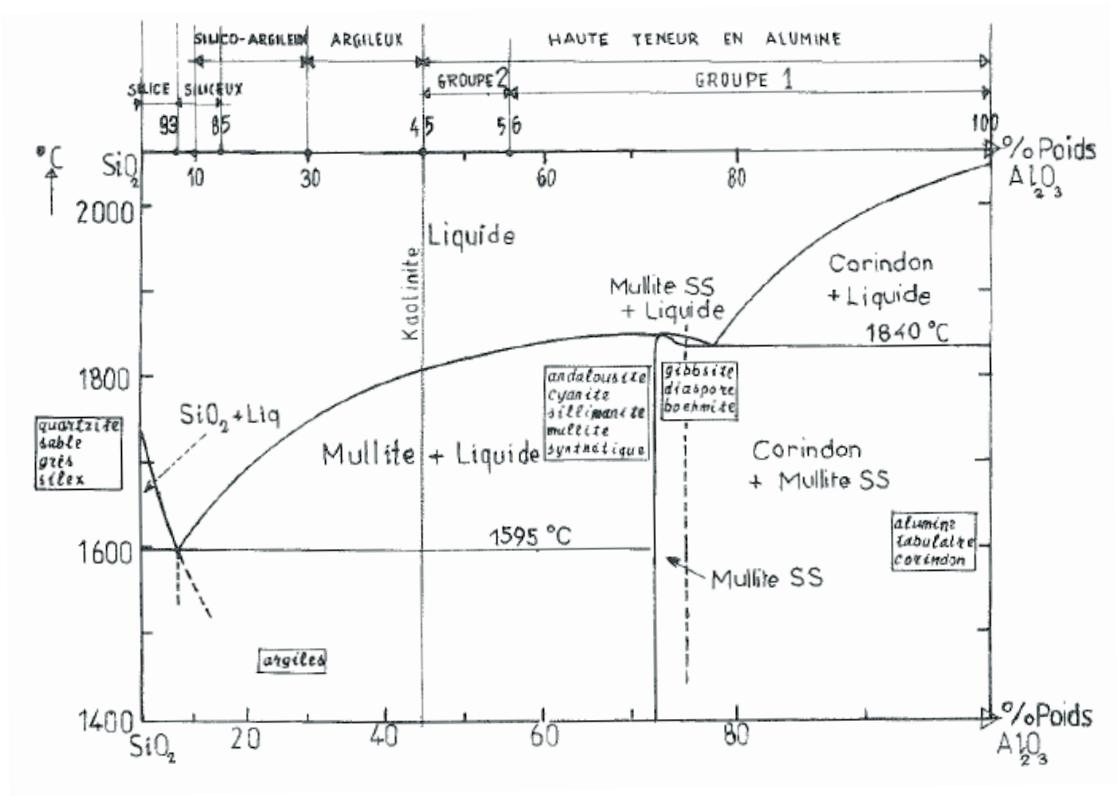



Figure 1.14 – *Diagramme binaire alumine-silice [Lapoujade et Le Mat, 1986].*

céramique est présente sous forme de corindon et celle de la tasse céramique sous forme de mullite. Ces produits ont été stabilisés à hautes températures avant fabrication afin d'éviter leur gonflement lors de la cuisson. Dans le cas du haut fourneau, ces matériaux sont appréciés pour leur faible conductivité thermique, leur dureté et leur forte résistance aux contraintes thermomécaniques. Cette résistance peut s'exprimer à travers le facteur $R'$ qui définit le flux de chaleur maximal admissible par un corps, en

régime stationnaire, tel que [Kingery, 1955] :

$$R' = \frac{k(1-\nu)\sigma_t}{\alpha E} \tag{1.1}$$

où $k$ est la conductivité thermique, $\nu$ le coefficient de Poisson, $E$ le module d'Young, $\alpha$ le coefficient de dilatation thermique linéique et $\sigma_t$ la résistance à la traction.

#### 1.3.2.3 Sollicitations thermomécaniques subies par le creuset

Chargé de recueillir la fonte et le laitier fabriqués ou en cours de formation, le creuset subit divers chargements. Comme mentionné précédemment, le garnissage réfractaire est soumis à la corrosion chimique par les gaz tels CO ou $H_2O$, à la pénétration du laitier ou de la fonte et à l'érosion lors de la descente des charges ou de la remontée des gaz. Dans la suite, seules les sollicitations thermiques et mécaniques sont considérées. Celles-ci peuvent conduire à l'ouverture des joints de mortier du garnissage réfractaire ou au perçage du blindage. Le creuset est étudié en régime stationnaire, juste avant le premier perçage des trous de coulée. La répartition des sollicitations thermiques et mécaniques sur le creuset est axisymétrique.

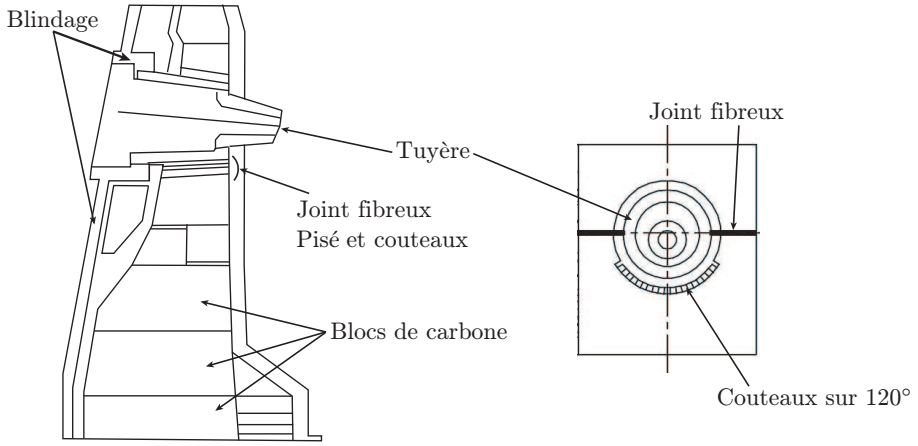
**Sollicitations thermiques**

Les sollicitations thermiques les plus fortes se situent au niveau du garnissage réfractaire qui est en contact direct avec des liquides dont la température atteint par endroit les 1500°C. Afin de minimiser l'échauffement du blindage, de nombreux systèmes de refroidissement sont introduits lors de la conception du haut fourneau. Pour qu'ils soient efficaces, les tubes de refroidissement sont en général noyés dans un matériau conducteur comme ceux situés en partie basse du creuset sur la figure 1.10. D'autres modes de refroidissement permettent également de diminuer directement la température du blindage et des tuyères [Burteaux, 1992]. Ainsi, pour l'évacuation de flux thermiques faibles, une lame d'eau s'écoule directement sur le blindage. La mise en place d'une tôle installée parallèlement au blindage permet l'écoulement d'une quantité d'eau plus importante. Des systèmes de plaques en fonte (sur le blindage intérieur) ou de boîtes de refroidissement en cuivre (pour les briques) disposés à l'intérieur du haut fourneau sont également employés. L'efficacité de tous ces systèmes repose sur des choix appropriés de la température et de la vitesse de l'eau introduite. En effet, de par son faible coût et sa bonne capacité thermique massique, l'eau est le fluide qui est le plus souvent privilégié. Celle-ci est traitée afin de la rendre non corrosive et d'éviter les dépôts de tartre. Dans le cadre du creuset de l'étude, le blindage, les tuyères et la partie basse du creuset sont refroidis à une température de 30°C.

**Sollicitations mécaniques**

Concernant les chargements mécaniques, la matière chargée au gueulard engendre, par frottement lors de sa descente, un effort sur la paroi interne du haut fourneau. Le creuset supporte principalement la pression exercée par les matières formées que sont l'homme-mort, le laitier et la fonte. Cette pression est la plus forte juste avant le perçage des trous de coulée qui voit l'évacuation de la fonte liquide. Le poids propre de la structure est également à considérer. De plus, le haut fourneau est un réacteur soumis à une pression ascendante permanente générée par l'introduction du vent chaud au niveau des tuyères et la contre-pression appliquée au gueulard. Compte-tenu de la perméabilité des matériaux réfractaires, cette pression s'exerce principalement sur le blindage. En effet, un simple trou dans le blindage permet de constater l'évacuation de gaz.

Au niveau de la tuyère, comme illustré sur la figure 1.15(a), le blindage en acier reprend les efforts exercés au dessus du creuset dus au poids des circuits de refroidissement, du blindage et du garnissage.




(a) Haut du creuset (b) Disposition de couteaux sous la tuyère

Figure 1.15 – *Conception du creuset au niveau de la tuyère.*

La dilatation axiale des blocs de carbone est compensée par la compaction de couches de joint fibreux et de pisé positionnées sous la tuyère. Sur site, lorsque le déplacement axial des blocs devient trop important, les opérateurs retirent les couteaux présentés sur la figure 1.15(b) afin d'éviter l'endommagement des tuyères qui reposent sur le blindage.

## 1.4 Modélisations du creuset

Les sollicitations thermomécaniques détaillées ci-dessus renforcent l'importance d'une conception appropriée du creuset qui pourra y résister sans réparation intermédiaire, tout en assurant la production de la fonte. Les moyens de contrôle en service permettent de s'assurer d'une exploitation normale du haut fourneau.

Le fonctionnement d'un haut fourneau demeure complexe et nécessite en permanence d'être surveillé. C'est la raison pour laquelle de nombreux appareils de mesures sont classiquement installés afin de vérifier des paramètres tels que la température, la pression ou le débit (du vent ou du gaz) dans des zones stratégiques du haut fourneau. Ces installations permettent d'assurer la stabilité thermique du haut fourneau en effectuant des réglages appropriés. Cette stabilité repose sur le bon compromis à trouver entre la volonté de produire massivement et la nécessite de protéger l'installation d'éventuels incidents.

La bonne maîtrise des pertes thermiques à travers la paroi interne du haut fourneau en est un bon exemple. Celles-ci dépendent de l'intensité de l'échange entre le gaz et la paroi et sont d'autant plus fortes que la vitesse du gaz est élevée. D'une part, ces pertes ne doivent pas être trop faibles car elles induiraient la formation de zones inactives au niveau de la paroi et donc de garnis. D'autre part, elles doivent tout de même être minimisées afin de limiter la contrainte thermomécanique $\sigma_{TM}$ subie par la paroi qui est définie par la relation [Kingery, 1955] :

$$\sigma_{TM} = \frac{\alpha\phi E}{k(1-\nu)} \left( \frac{1 - \frac{2r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \ln \frac{r_2}{r_1}}{4\pi} \right) \tag{1.2}$$

avec $\phi$ le flux thermique traversant la paroi de rayon extérieur $r_2$ et de rayon intérieur $r_1$. Le contrôle des flux thermiques locaux est indispensable afin de prévenir un éventuel risque de perçage du creuset. En plus de ces contrôles réalisés en fonctionnement, des modèles thermiques et mécaniques ont été

développés afin d'assurer des conceptions appropriées de creusets.

### 1.4.1 Modèles thermiques

La conception du creuset de haut fourneau s'appuie depuis longtemps sur la prédiction de l'isotherme à 1150°C qui définit le front d'avancement de la fonte dans les blocs de carbone. Sa connaissance permet de dimensionner l'épaisseur de la sole et des blocs de carbone composant le garnissage. Les premiers modèles mentionnés par la suite étudient des creusets sans tasse céramique. Afin d'identifier la distribution de températures dans le creuset de haut fourneau, ces derniers se basent sur l'équation de la chaleur et tiennent uniquement compte des phénomènes de conduction dans la matière. Ainsi, une première approche simple basée sur l'analogie électro-thermique a été mise en place par [Paschkis et Mirsepassi, 1956]. [Kern et Brummett, 1967] ont résolu de manière analytique l'équation de la chaleur unidimensionnelle afin d'estimer la répartition de températures.
Un modèle 2D est introduit par [Gdula *et al.*, 1985] où le creuset est assimilé à des couches de garnissage concentriques. Des conductivités thermiques différentes et évoluant avec la température sont définies selon les directions radiale et axiale de ces couches. La région dans laquelle le champ de températures est inconnu est divisée en plusieurs sous-régions afin de décomposer le problème initial. Les températures aux interfaces de ces régions sont inconnues. La résolution du problème région après région permet de calculer les températures inconnues.
Dans la continuité de cette approche 2D, [Kurpisz, 1988] a étendu ce modèle afin de tenir compte de l'érosion des blocs de carbone en fonctionnement normal du haut fourneau.

**Kurpisz, 1988**
[Kurpisz, 1988] s'appuie sur une méthode inverse pour actualiser le champ de températures dans le creuset. Il constate en effet la destruction lente des thermocouples situés dans le creuset, ce qui illustre l'évolution des isothermes au cours du temps. L'état stationnaire reste valable de par la lenteur de l'évolution du champ thermique qui est supposé axisymétrique. Connaissant les températures mesurées de deux couches situées en partie basse du creuset comme illustré sur la figure 1.16, le champ de températures dans les couches supérieures de la région étudiée est calculé.

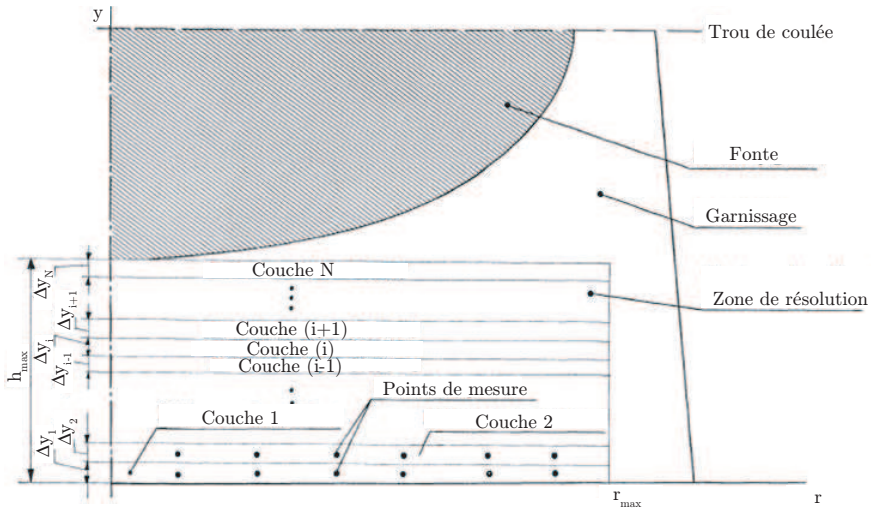



Figure 1.16 – *Région du champ de températures recherché [Kurpisz, 1988].*

**Mehrotra et Nand, 1993**

Un modèle 2D utilisant la méthode des éléments finis [Zienkiewicz et Taylor, 1991] est développé dans [Mehrotra et Nand, 1993] afin de schématiser le profil de pénétration de la fonte liquide dans le creuset comme sur la figure 1.17.

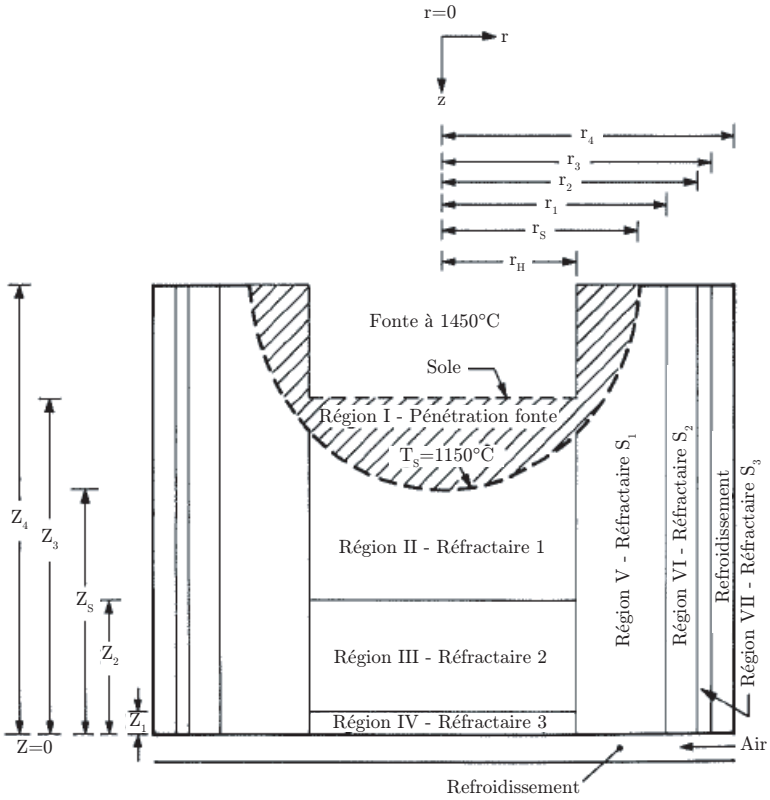



Figure 1.17 – *Profil de pénétration de la fonte [Mehrotra et Nand, 1993].*

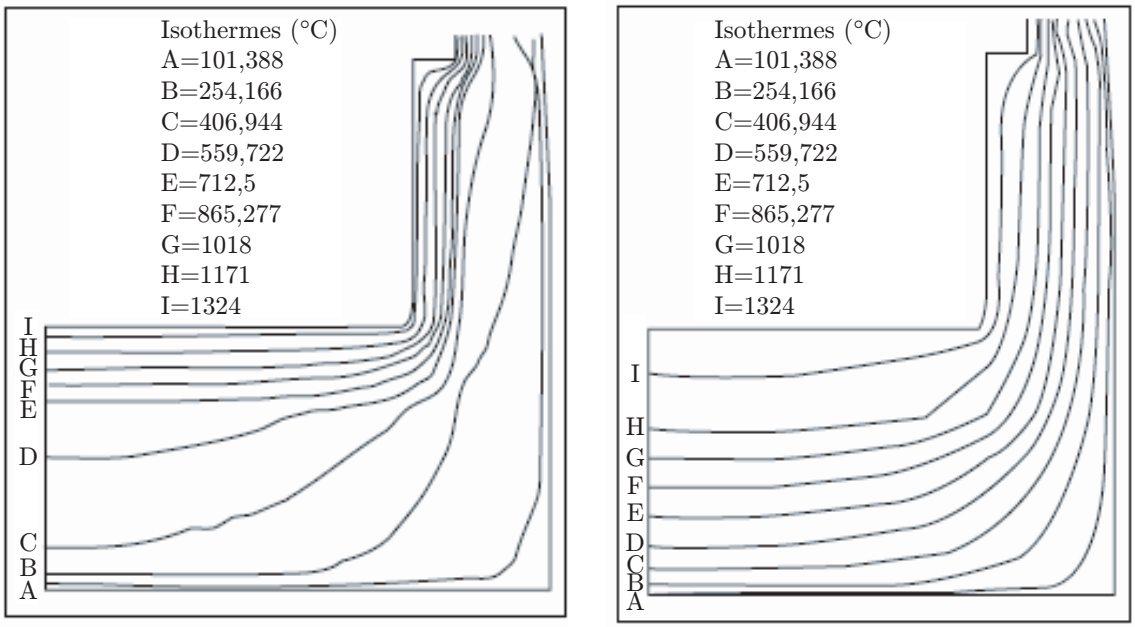
De même que pour les précédents modèles, l'équation de la chaleur en 2D cylindrique s'écrit :

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(rk_r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k_z\frac{\partial T}{\partial z}\right)=0 \tag{1.3}$$

dans laquelle des conductivités thermiques $k_r$ et $k_z$ définies selons les directions $r$ et $z$ de la figure 1.17 dépendent de la température. L'égalité des flux de chaleur entre les différentes régions de la figure 1.17 est considérée. De plus, des flux de chaleur convectifs sont définis au niveau des circuits de refroidissement à l'air. Différents calculs du champ de températures permettent d'étudier l'influence du système de refroidissement mis en place sur la profondeur de pénétration de la fonte liquide dans le creuset.

**Verdeja *et al.*, 2000**

Un modèle éléments finis développé par [Verdeja *et al.*, 2000] avec le logiciel ANSYS s'intéresse à la distribution du champ de températures obtenu pour les deux approches de conception de creusets : l'approche céramique et l'approche thermique. Les champs calculés sont présentés sur la figure 1.18. De par les matériaux utilisés dans ces deux approches, l'isotherme à 1150°C (notée H sur la figure 1.18) est localisée à proximité de la face chaude dans l'approche céramique. Le profil d'usure du creuset est donc restreint. L'approche thermique conduit elle à un profil d'usure plus large mais permet de minimiser les gradients de température et donc les concentrations de contraintes qui peuvent endommager le garnissage. Un modèle d'usure des blocs de carbone du creuset dû à la corrosion est également développé dans cette étude.




(a) Approche céramique (b) Approche thermique

Figure 1.18 – *Champs de températures calculés dans [Verdeja* et al.*, 2000] pour deux conceptions différentes de creusets.*

**Wu *et al.*, 2003**

Le champ de températures peut également être obtenu à partir d'une méthode numérique basée sur la discrétisation des limites du domaine étudié avec des éléments de frontière. Cette méthode [Bonnet, 1995] ne nécessite pas de mailler l'ensemble de la géométrie comme c'est le cas avec les éléments finis. Les équations différentielles partielles résolues dans la méthode des éléments finis sont reformulées en une unique équation intégrale définie à la frontière du domaine étudié. Le problème est alors de dimension 1. Les opérateurs différentiels étant linéaires, cette méthode s'appuie sur le principe de superposition des solutions. Les méthodes intégrales trouvent donc une grande variété d'applications dans les problèmes aux dérivées partielles linéaires de la physique.

La résolution de l'équation (1.3) avec cette méthode pour le cas du creuset a déjà été étudiée dans [Kobayashi *et al.*, 1995] avec des conductivités thermiques constantes. Des conductivités thermiques évoluant avec la température ont été introduites dans [Wu *et al.*, 2003]. Le champ de températures calculé avec ce modèle est cohérent avec des mesures réalisées sur site.

En plus des études thermiques qui ont pu être décrites jusqu'ici, des études thermomécaniques ont également été développées. Le champ thermique obtenu est alors utilisé comme un chargement pour le calcul mécanique. Les gradients thermiques calculés dans le creuset vont conduire à la dilatation des différents constituants et ainsi générer des contraintes. Ce type d'approche permet également la prise en compte des sollicitations d'ordre strictement mécanique qui s'appliquent sur le creuset.

### 1.4.2 Modèles thermomécaniques

**Gruber *et al.*, 2004**

Une modélisation thermomécanique d'un creuset avec tasse céramique est développée avec le code DIANA dans [Gruber *et al.*, 2004]. Le creuset de l'étude est présenté sur la figure 1.19. Dans cette étude, un calcul de thermique transitoire est d'abord réalisé. Il considère une température de 1540°C

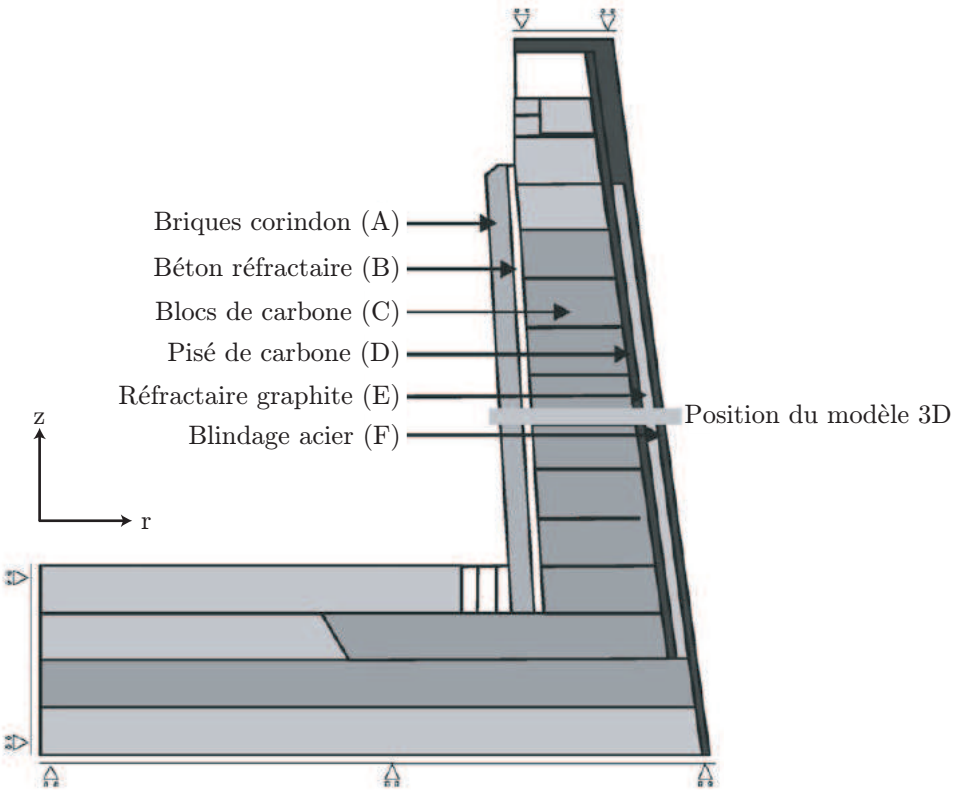



Figure 1.19 – *Creuset de haut fourneau étudié dans [Gruber* et al., *2004].*

en face chaude et de 20°C à l'extérieur de la structure. Le champ de températures obtenu est le seul chargement appliqué pour le calcul mécanique. Concernant les conditions aux limites, le déplacement axial est bloqué en haut et en bas du creuset ainsi que le déplacement radial en r=0, ce qui définit la condition de symétrie.
Le but de cette étude est de comprendre le comportement thermomécanique de cette structure. Pour cela, seule une partie du creuset est considérée et définit une cellule 3D comme illustré sur la figure 1.20. L'influence du comportement de la sole n'est donc pas prise en compte dans ce modèle.

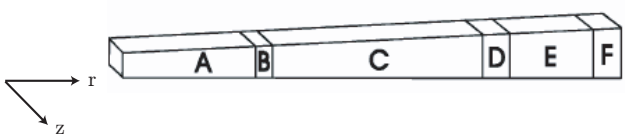



Figure 1.20 – *Modèle 3D étudié [Gruber* et al., *2004].*

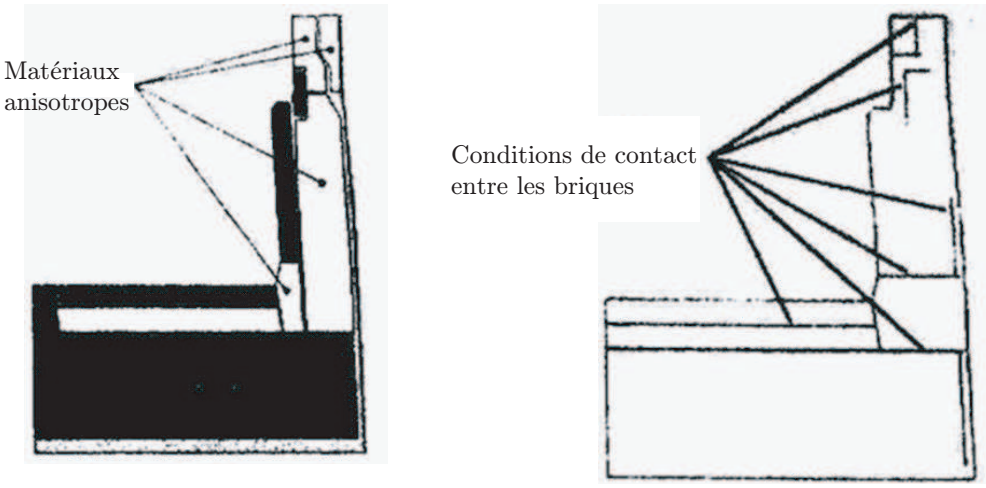
Une attention particulière est portée sur la modélisation du comportement compactant du pisé de carbone en fonction de la température. Un modèle élasto-plastique s'appuyant sur un critère de type von Mises, identifié à partir d'essais de compression, est utilisé. Il sera commenté dans le chapitre 2 portant sur la modélisation du pisé de carbone. La modélisation des réfractaires du creuset est décrite dans [Andreev et Harmuth, 2003]. Un comportement élastique linéaire est défini tant que les seuils en traction de type Rankine et en compression de type Drucker-Prager ne sont pas atteints. Ils le sont lorsque la brique s'endommage. La brique étant constituée d'une matrice et de grains, cet endommagement conduit à des fissures au niveau des interfaces grain/matrice. Un adoucissement est alors défini en traction et un comportement identifié expérimentalement en compression. Aucun joint de mortier n'est défini entre les briques. Seuls des joints secs sont définis et la présence de briques autour de la cellule de la figure 1.20 est prise en compte en contraignant le déplacement de ses bords.

Les propriétés des matériaux du modèle dépendent de la température.
Ce modèle met en évidence l'importante dilatation thermique près de la face chaude qui induit des contraintes de compression circonférentielles. Près du blindage, les contraintes circonférentielles de traction obtenues vont conduire à l'ouverture des joints.

**Piret *et al.*, 2004**
Une étude approfondie concernant les joints présents dans le haut fourneau est présentée dans [Piret *et al.*, 2004]. La distinction est faite entre les joints dits épais tels ceux constitués par le pisé de 80 mm d'épaisseur et les joints fins de mortier de moins de 5 mm d'épaisseur qui permettent de coller les briques entre-elles. Dans les deux cas, leur rôle consiste à compenser la dilatation thermique de la structure, de relâcher les contraintes thermomécaniques et d'assurer la continuité entre les éléments de la structure.

Plusieurs pisés ont été caractérisés à l'aide d'un essai de compression sur échantillon cylindrique réalisable jusqu'à 400°C. Ces essais ont mis en évidence le comportement compactant dont l'évolution dépend de la température et de l'état de compaction initial. Un modèle de type Drucker-Prager/Cap qui sera décrit dans le chapitre 2 a été choisi afin de modéliser le pisé. Il est à noter que ce modèle comprend des paramètres pour les comportements en cisaillement et en compression. Les paramètres du comportement compactant sont identifiés à partir des essais de compression. Des essais de cisaillement n'ayant pu être réalisés, les paramètres de cisaillement ont été ajustés de manière à reproduire au mieux l'essai de compaction.
Les joints de mortier ont été sollicités en compression à travers des essais réalisés sur des échantillons de type sandwich dans lequel le joint de mortier est situé entre deux éléments de briques. Des essais de compression sur la brique seule et sur l'assemblage permettent d'identifier le comportement du mortier seul. La forte compressibilité des mortiers à des températures supérieures à 1100°C a été constatée.

Les différents modèles de haut fourneau développés dans [Piret *et al.*, 2004] avec le logiciel ABAQUS ne tiennent pas compte du comportement des joints fins. Sont présentés des modèles 2D en déformations planes et 3D (en axisymétrique ou en considérant un quart de creuset) pour des creusets avec et sans tasse céramique. On s'intéresse ici aux résultats obtenus dans le cas d'une approche céramique. Les modèles 3D complets n'ont pas montré d'intérêt particulier et présentent une certaine complexité conduisant à des problèmes de convergence.
Le modèle le plus abouti est axisymétrique. Il considère dans un premier cas des conditions aux limites thermiques et mécaniques similaires à celles détaillées dans [Gruber *et al.*, 2004]. Le champ thermique obtenu a été validé par des mesures expérimentales. Les lois de comportement des différents matériaux sont élastiques linéaires sauf pour le pisé (modèle élastoplastique de Drucker-Prager/Cap) et sont dépendantes de la température. La tasse et la sole ont le comportement de la brique. Ce sont principalement le comportement du pisé et les contacts définis entre les blocs de carbone qui assurent le relâchement des contraintes dans le creuset. En effet comme présenté sur la figure 1.21, des conditions de contact sans frottement sont introduites entre les blocs, ainsi qu'entre les deux couches de la sole. Les blocs de carbone ne peuvent être sollicités en traction selon les directions radiale et axiale. De la même façon, une contrainte de traction circonférentielle est impossible, ce qui est pris en compte par la définition d'un comportement anisotrope pour le carbone qui n'a dans ce cas pas de rigidité selon la direction circonférentielle.
Les résultats de simulations avec contact (mais sans frottement) et sans contact montrent l'influence de ces conditions sur l'adoucissement des contraintes dans la structure, notamment au niveau du blindage où la contrainte circonférentielle maximale diminue de moitié (250 MPa au lieu de 500 MPa) ainsi




(a) Matériaux (b) Contacts

Figure 1.21 – *Modèle d'ouverture de joints entre les blocs de carbone [Piret* et al.*, 2004].*

que le déplacement radial à hauteur de la sole (8 mm au lieu de 15 mm). Les valeurs de contraintes restent toutefois élevées. Des simulations avec application d'un effort vertical au niveau des tuyères ont montré que ce chargement influe uniquement dans la partie haute du creuset. La mise en place de ce modèle a été confrontée à un manque de données expérimentales qui concerne, d'une part, les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux à différentes températures. D'autre part, le coefficient de frottement (calculs réalisés sans frottement ou avec un coefficient égal à 0,3) entre les blocs de carbone qui régit pourtant tout le modèle avec contacts, n'a pas été identifié expérimentalement. De plus, l'influence des joints de mortier dans la tasse et la sole n'a pas été prise en compte.

**Saint-Gobain CREE, 2005-2006**

Plusieurs études [Serradeill *et al.*, 2005, Bresson *et al.*, 2006] ont été entreprises par Saint-Gobain CREE, en collaboration avec l'Institut PRISME, afin d'améliorer la modélisation thermomécanique du creuset de haut fourneau avec tasse céramique. Dans la continuité des modèles précédents, un modèle axisymétrique du creuset a été élaboré avec des conditions aux limites similaires à celles mentionnées dans [Gruber *et al.*, 2004]. Le champ thermique obtenu est comparable à ceux détaillés précédemment dans le cadre de l'approche céramique.

Les points principaux de l'étude mécanique portent sur la modélisation du pisé et la prise en compte du comportement des joints de la sole et de la tasse céramique. Un modèle de type Drucker-Prager/Cap est envisagé pour le pisé mais par manque de données expérimentales, une élasticité linéaire isotrope est considérée. Des modules d'Young différents à 20°C et 110°C sont identifiés pour le comportement du pisé.

Les comportements de la sole et de la tasse sont obtenus à partir d'une méthode d'homogénéisation périodique en élasticité linéaire. Elle sera développée dans le chapitre 3. Il s'agit d'identifier une cellule qui permette par périodicité de définir l'ensemble de la structure. Pour la sole et la tasse céramique, ce sont des cellules 3D définies dans un repère cylindrique. Afin de simplifier le problème, des cellules 2D définies dans un repère cartésien ont été considérées comme illustré sur la figure 1.22 pour la tasse céramique et sur la figure 1.23 pour la sole. L'application de chargements appropriés sur ces cellules permet d'identifier par une équivalence énergétique, le comportement effectif de la sole et de la tasse. La brique et le mortier sont élastiques linéaires isotropes et la proportion de mortier est différente selon les directions d'orthotropie de la maçonnerie. Le comportement identifié est donc orthotrope. Les

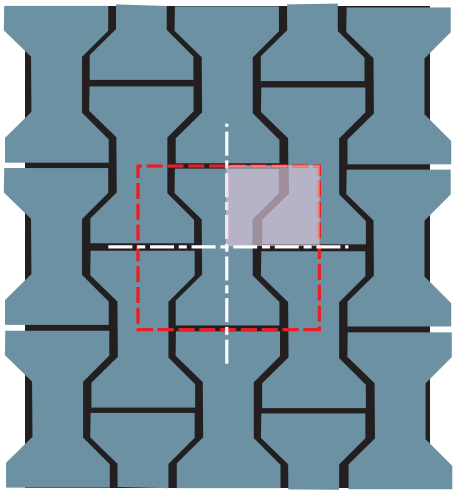
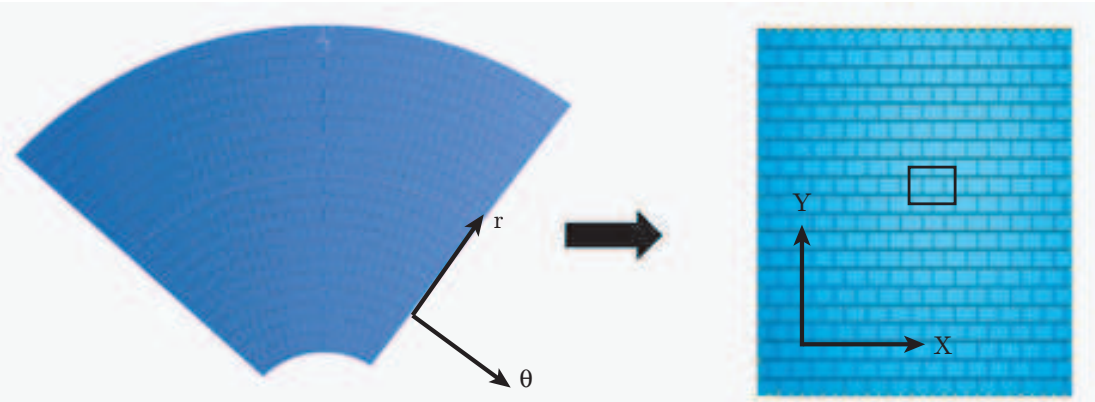


Figure 1.22 – *Cellule élémentaire 2D pour la tasse céramique.*




(a) Problème cylindrique (b) Problème cartésien

Figure 1.23 – *Cellule élémentaire 2D pour la sole.*

cellules étant 2D, une hypothèse est faite quant à la rigidité de la tasse selon la direction radiale et celle de la sole selon la direction axiale : la rigidité de la brique leur est affectée selon ces directions. La prise en compte du comportement des joints de mortier permet d'adoucir la rigidité globale de la tasse et de la sole.
Néanmoins, les résultats de calculs obtenus avec ces modélisations de creuset conduisent à de fortes contraintes (400 MPa) dans la tôle et à un déplacement radial élevé (16 mm à hauteur de sole). Ces résultats s'expliquent par un manque de données concernant les propriétés des matériaux aux différentes températures et une modélisation incomplète du pisé. De plus le comportement du mortier est pris en compte uniquement à l'état sain. Le garnissage réfractaire étant fortement sollicité mécaniquement, l'ouverture des joints de mortier en traction ou en cisaillement n'est pas à éluder. Ce sont en effet ces ouvertures qui peuvent conduire au relâchement des contraintes dans certaines zones du creuset ou tout du moins à leur redistribution dans l'ensemble de la structure.

## 1.5 Enjeux de l'étude

Garantir aux clients une conception de creuset de haut fourneau qui permettra la production de fonte pendant au moins vingt ans, est aujourd'hui un des enjeux majeurs du secteur métallurgique. La mise en place d'un modèle thermomécanique prédictif de creuset représente une solution intéressante

qui pourrait être utilisée dès les étapes de conception. Les résultats des calculs relatifs à la conception de creuset retenue seraient alors un argument fort quant à la certification de la solution proposée aux clients.

De nombreuses sollicitations s'appliquent sur le creuset. Celles-ci sont d'ordre thermique (fonte et circuits de refroidissement), mécanique (pression du gaz, pression de la fonte, poids de la structure supérieure), mais aussi chimique (corrosion). Seules les sollicitations thermomécaniques seront ici considérées, et ce, pour un creuset conçu selon une approche céramique. Les modèles de creusets présents dans la littérature ont été exposés et s'accordent quant à la nécessité d'aborder de façon minutieuse les points suivants :

- la modélisation appropriée du comportement compactant du pisé et l'influence de la température sur celui-ci. La capacité du pisé à absorber les déformations doit être reproduite en raison de son influence sur le blindage ;
- la prise en compte de la possibilité d'ouverture des joints de la sole et de la tasse ;
- la caractérisation des briques et mortiers à différentes températures, ainsi que celle de l'interface brique/mortier qui peut s'ouvrir en traction ou en cisaillement ;
- la prise en compte adéquate des différents chargements qui s'appliquent sur le creuset, notamment au niveau de la tuyère.

La modélisation du pisé est traitée dans le chapitre 2. Sa caractérisation est entreprise à travers différents essais dont les résultats permettent la mise en place d'un modèle. La prise en compte du comportement des joints dans les maçonneries peut se faire suivant des approches microscopique ou macroscopique. Compte tenu de l'objectif qui est la modélisation du creuset, le choix de la modélisation des maçonneries est discuté dans le chapitre 3. Afin d'identifier les paramètres de ce modèle, ce chapitre voit également la description d'essais de caractérisation thermomécanique des briques, des mortiers et des interfaces développés et entrepris par le CREE, l'Institut PRISME (EA 4229, Université d'Orléans) et ICAR. Finalement, pour valider la modélisation du creuset de haut fourneau proposée, les résultats thermomécaniques obtenus dans des cas des chargement considérés, sont comparés à ceux provenant de l'instrumentation d'un creuset. Ces résultats sont présentés dans le chapitre 4.

# Chapitre 2

# Caractérisation et modélisation d'un pisé carboné

Le pisé de carbone est un matériau pulvérulent (cf. figure 2.1(a)) composé de 80% de carbone et 20% de goudron de houille. Facilement compactable (cf. figure 2.1(b)), il est damé dans le haut fourneau entre le blindage et les blocs de carbone jusqu'à un taux de compaction de 92%. Lors du fonctionnement

(a) État pulvérulent

(b) État compacté

FIGURE 2.1 – *Le pisé de l'étude dans deux états différents.*

normal du haut fourneau, le pisé est sollicité à de faibles vitesses de déformation ($10^{-8}s^{-1}$) pour des températures comprises entre 20°C et 80°C. Le pisé carboné est ici étudié afin d'identifier un modèle qui permettra de reproduire son comportement compactant ainsi que l'influence de la température sur celui-ci. Une attention particulière est portée quant à la complexité du modèle. Il doit être identifiable à partir d'essais classiques et facilement intégrable dans la modélisation finale du creuset.
La modélisation de matériaux pulvérulents dont le comportement est fortement dépendant du taux de porosité s'appuie sur deux approches : l'approche micromécanique et l'approche macromécanique. La prise en compte des avantages et inconvénients de chacune d'elles au regard du contexte de l'étude a conduit au choix d'un modèle, à son développement et à l'identification de ses paramètres. Toutes ces étapes sont développées ci-après, ainsi que les simulations des différents essais réalisés sur le pisé qui conduisent à la validation du modèle proposé.

## 2.1 Modélisation des matériaux pulvérulents

Le comportement des matériaux pulvérulents est étudié dans de nombreux domaines : les géomatériaux [Bousshine *et al.*, 2001, Liu et Carter, 2002], les poudres pharmaceutiques [Wu *et al.*, 2005, Han *et al.*, 2008], ou encore les poudres métalliques [Park *et al.*, 1999, Chtourou *et al.*, 2002]. Dans tous ces modèles, un comportement élastique jusqu'au dépassement d'un seuil est considéré. Ils se différencient par le choix de la fonction seuil et par l'écoulement plastique défini après le seuil. Deux approches sont principalement utilisées afin de définir la surface seuil de ces modèles : l'approche microscopique et l'approche macroscopique. Dans la première approche, le comportement macroscopique est obtenu à partir d'une étude réalisée à l'échelle de la particule, alors que dans la seconde, le matériau est directement considéré dans son ensemble.

### 2.1.1 Approche microscopique

#### 2.1.1.1 Matériau granulaire

L'approche microscopique considère le matériau comme un assemblage de grains (déformables ou non) reliés entre-eux par des conditions de contact. Cette approche a été introduite par [Cundall, 1971] dans le cadre de problèmes liés à la mécanique des roches. Des méthodes numériques ont été développées afin de résoudre les équations de contact. Elles se rapportent toutes à la Méthode par Éléments Discrets qui s'appuie principalement sur la définition des interactions entre les grains, et ce pour un nombre de degrés de liberté faible en comparaison avec la Méthode des Éléments Finis (MEF).

Dans la grande majorité des cas, les grains sont assimilés à des sphères de taille uniforme et le comportement macroscopique est régi par les conditions de contact entre les grains. Celles-ci varient au cours du procédé de compaction. En effet, dans un premier temps tous les grains bougent sans se déformer et les contacts ponctuels entre les grains augmentent pour évoluer en surfaces de contact, ce qui conduit au comportement durcissant du matériau. Dans un second temps, tous les grains sont en contact bloqué et se déforment. Ces deux étapes ont été étudiées dans la littérature et permettent l'identification du comportement macroscopique du matériau.
Des relations simples ont d'abord été mises en évidence [Helle *et al.*, 1985] concernant le nombre de contacts par grain, la surface moyenne de chaque contact ou encore la valeur macroscopique seuil de pression dans un cas de compaction isostatique à froid. La déformation des grains est négligée dans ces travaux ce qui signifie que les surfaces de contact n'évoluent pas. Par la suite, la prise en compte de déformations localisées aux interfaces des grains en contact selon des lois d'écrouissage a permis d'améliorer la définition des surfaces seuils macroscopiques. Dans un premier temps, selon une hypothèse de contact parfait entre les particules [Fleck *et al.*, 1992], puis dans un second temps en tenant compte de l'influence du frottement entre les particules [Fleck, 1995]. Les surfaces seuils obtenues avec la prise en compte du frottement entre les grains se rapprochent de la surface seuil du modèle empirique de Cam-Clay [Roscoe et Burland, 1968]. Plus récemment, dans [Scholtès *et al.*, 2009], la définition des interactions est affinée afin de reproduire l'impact de la présence d'eau entre les grains. Ainsi, en plus des conditions de contact classiquement définies entre grains secs, des interactions tenant compte de la succion capillaire induite par la présence d'eau entre les grains ont été ajoutées.

#### 2.1.1.2 Matériau composite : matrice et particules

Pour les matériaux composés de particules noyées dans une matrice, les méthodes d'homogénéisation [Hashin, 1962, Hervé et Zaoui, 1990] sont principalement employées afin d'identifier le comportement macroscopique du composite. Des comportements linéaires et non-linéaires peuvent être affectés aux particules, à la matrice et à l'interface. Dans [Le *et al.*, 2008], le comportement macroscopique de

mortiers et bétons est d'abord considéré élastique linéaire isotrope. Il est obtenu à partir d'un schéma de type Mori-Tanaka [Mori et Tanaka, 1973] dans lequel sont considérées des inclusions sphériques rigides de fraction volumique connue dans une matrice incompressible. Dans le cadre de cette étude, les inclusions sont constituées de la particule et de l'interface qui est définie par des rigidités normale et tangentielle. Dans une seconde approche, un comportement élasto-plastique basé sur un critère de von Mises est défini pour le composite. Il est reproduit à l'aide d'une méthode sécante modifiée [Suquet, 1995] avec à nouveau les hypothèses de particule rigide, de matrice incompressible et le rôle de l'interface via la définition de rigidités. Dans [Piat *et al.*, 2004] qui s'intéresse à des composites carbone/carbone, l'exploitation d'images obtenues par un microscope haute résolution permet une prise en compte précise de la distribution spatiale et de l'orientation des différents constituants. Ainsi par une méthode d'homogénéisation linéaire, le comportement macroscopique est connu pour chaque état de mise en place des fibres.

Que ce soit dans le cas d'un matériau granulaire ou composite, l'approche microscopique nécessite la connaissance des formes et tailles de grains ainsi que de leur répartition. Une hypothèse de corps indéformables peut être appliquée aux grains afin d'éviter l'identification de leur comportement. Néanmoins, une définition appropriée du comportement de la matrice et/ou des interactions entre les grains est inévitable.
Dans le cadre de la modélisation du pisé carboné et tenant compte des inconnues concernant la distribution des grains, les formes et propriétés des constituants et leurs interactions, une approche macroscopique est ici favorisée.

### 2.1.2 Approche macroscopique

Alors que l'approche microscopique permet de relier le comportement macroscopique au comportement des différents constituants et de leurs interactions, l'approche macroscopique s'intéresse directement au matériau dans son intégralité. Cette approche conduit principalement à des modèles phénoménologiques particulièrement adaptés aux structures de grandes dimensions du domaine de l'ingénierie [Shima et Oyane, 1976, Gurson, 1977, Häggblad, 1991]. Comme mentionné dans le premier chapitre, un modèle élasto-plastique s'appuyant sur une surface-seuil de von Mises a déjà été employé pour le pisé carboné du haut fourneau [Gruber *et al.*, 2004]. L'évolution du comportement compactant dépendant de la température est retranscrit par deux méthodes : soit par un module d'Young identifié à chaque température, faisant l'hypothèse d'un comportement linéaire, soit par l'évolution de la déformation plastique en fonction de la contrainte identifiée expérimentalement. Bien que l'effet de la température soit pris en compte dans ce modèle, l'expérience montre que le comportement plastique du pisé est dépendant de l'état de consolidation et de la pression hydrostatique $p$ :

$$p = -\frac{1}{3}\mathrm{trace}(\underline{\underline{\sigma}}) \tag{2.1}$$

où $\underline{\underline{\sigma}}$ est le tenseur des contraintes. L'influence de la pression hydrostatique sur le comportement compactant n'est pas retranscrite dans le modèle proposé par [Gruber *et al.*, 2004].
D'autre part, l'écoulement plastique est classiquement exprimé comme une fonction de la contrainte équivalente de von Mises :

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}\underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}} \tag{2.2}$$

où $\underline{\underline{S}}$ est le déviateur des contraintes tel que :

$$\underline{\underline{S}} = \underline{\underline{\sigma}} + p\underline{\underline{I}} \tag{2.3}$$

où $\underline{\underline{I}}$ est le tenseur identité d'ordre 2.
Il est donc pratique de travailler dans l'espace ($p$,$q$). Les surfaces seuils, notées $F$, sont alors de la forme :

$$F(p, q) = 0 \tag{2.4}$$

Les modèles issus de la mécanique des sols tels que Drucker-Prager Cap [Drucker et Prager, 1952], Cam-Clay modifié [Roscoe et Burland, 1968] ou Di Maggio-Sandler [Di Maggio et Sandler, 1971] sont appropriés lorsque les invariants $p$ et $q$ ont un rôle distinct sur le comportement du matériau, comme c'est le cas pour les géomatériaux. Ces modèles de type Cap sont fermés sur l'axe des pressions hydrostatiques $p$ et définissent un comportement compactant une fois le Cap atteint. D'autres modèles adaptés aux matériaux poreux ont également été développés [Chtourou *et al.*, 2002, Aubertin et Li, 2004, Khoei et Azami, 2005, Park, 2007]. Ils diffèrent principalement par la définition de la surface seuil.

#### 2.1.2.1 Modèle de Mohr-Coulomb

Le modèle de Mohr-Coulomb est élastique parfaitement plastique (pas d'écrouissage). C'est un modèle simple, souvent utilisé pour des matériaux granulaires soumis essentiellement à des sollicitations monotones. Il reproduit une loi de Hooke avec un module d'Young $E$ et un coefficient de Poisson $\nu$, une surface de charge $F_{MC}$ et un potentiel plastique $G_{MC}$ qui définit l'évolution de la déformation plastique une fois le critère atteint. La surface seuil de Mohr-Coulomb présentée sur la figure 2.2 s'écrit en $1D$ :

$$F_{MC} = |\tau| - c + \sigma_n \tan\phi = 0 \tag{2.5}$$

avec $\sigma_n$ la contrainte de compression (négative), $\tau$ la contrainte de cisaillement, $c$ la cohésion et $\phi$ l'angle de frottement.

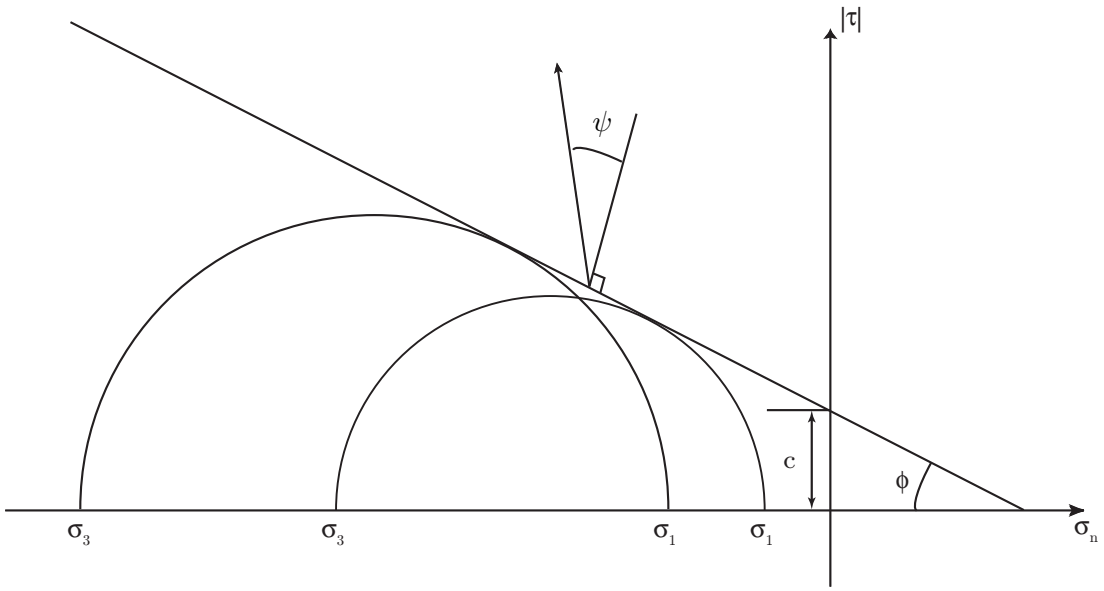



Figure 2.2 – *Surface de charge du modèle de Mohr-Coulomb.*

Cette surface peut également être définie en fonction des contraintes principales de compression $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ avec $\sigma_3 \leq \sigma_2 \leq \sigma_1 \leq 0$.

Les équations de la surface de charge $F_{MC}$ et du potentiel plastique $G_{MC}$ sont alors :

$$F_{MC} = \sigma_1 - \sigma_3 + (\sigma_1 + \sigma_3)\sin\phi - 2c\cos\phi = 0 \tag{2.6}$$

$$G_{MC} = \sigma_1 - \sigma_3 + (\sigma_1 + \sigma_3)\sin\psi + C = 0 \tag{2.7}$$

avec $\psi$ l'angle de dilatance qui définit la direction selon laquelle l'écoulement est calculé et $C$ une constante. La loi d'écoulement plastique est associée uniquement lorsque $\phi = \psi$.
Ce modèle requiert la connaissance de cinq paramètres : $E$, $\nu$, $c$, $\phi$ et $\psi$. Ces paramètres sont identifiés à partir des résultats d'un minimum de trois essais triaxiaux réalisés pour trois confinements différents. Ce modèle « simple » permet de simuler la rupture du sol uniquement selon un mécanisme de cisaillement.

Le modèle de Mohr-Coulomb est étendu à un état de contraintes 3D avec le modèle de Drucker et Prager [Drucker et Prager, 1952] qui établit une surface de charge $F_{DP}$ dans l'espace ($p$,$q$) telle que :

$$F_{DP} = q - p\tan\beta - d = 0 \tag{2.8}$$

où $d$ est la cohésion et $\beta$ l'angle de frottement. Des similarités existent entre les paramètres du critère de Mohr-Coulomb et ceux de Drucker-Prager. Néanmoins, ces deux critères tiennent compte uniquement du comportement en cisaillement et ne peuvent pas retranscrire un comportement compactant résultant d'une compression hydrostatique. L'influence de la pression hydrostatique sur le comportement du matériau a été prise en compte dans les travaux de Roscoe et al. [Roscoe *et al.*, 1958] avec l'introduction de surfaces seuils de type Cap fermées sur l'axe des pressions hydrostatiques $p$. C'est ainsi que le critère de Drucker-Prager fermé par une ellipse selon l'axe $p$ définit un modèle de type Cap, similaire à celui décrit dans [Piret *et al.*, 2004] pour la modélisation du pisé carboné du haut fourneau.

#### 2.1.2.2 Modèle de Drucker-Prager/Cap

Le modèle de Drucker-Prager/Cap, souvent utilisé pour modéliser des matériaux géologiques cohésifs tels terres et roches, se décompose en deux surfaces de charge qui définissent la transition élasto-plastique. Une surface de rupture non associée en cisaillement et une surface de type Cap associée sont reliées par une surface de transition non associée de manière à assurer la continuité de la surface de charge du modèle. Ces surfaces, représentées sur la figure 2.3, ont pour équations :

- la surface de rupture de Drucker-Prager définie par l'équation 2.8. C'est un mécanisme parfaitement plastique (sans écrouissage), tout comme la surface de transition d'équation

$$F_{DP-T} = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left(q - (1 - \frac{\alpha}{\cos\beta})(d + p_a\tan\beta)\right)^2} - \alpha(d + p_a\tan\beta) = 0 \tag{2.9}$$

  avec $\alpha$ un scalaire compris entre 0,01 et 0,05 qui définit la surface de transition et $p_a$ la pression à laquelle la surface de transition et la surface de charge du Cap sont égales.
- la surface de charge du Cap

$$F_{DP-CAP} = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left(\frac{Rq}{1 + \alpha - \frac{\alpha}{\cos\beta}}\right)^2} - R(d + p_a\tan\beta) = 0 \tag{2.10}$$

  avec $R$ un paramètre matériau qui définit la forme du Cap (compris entre 0,0001 et 1000).

Ce mécanisme est écrouissable, il est défini par l'évolution de la pression $p_b$ en fonction de la déformation plastique volumique $\varepsilon_{vol}^{pl}$. Cette variable d'écrouissage permet de calculer $p_a$ selon la relation :

$$p_b - p_a = R(d + p_a \tan\beta) \tag{2.11}$$

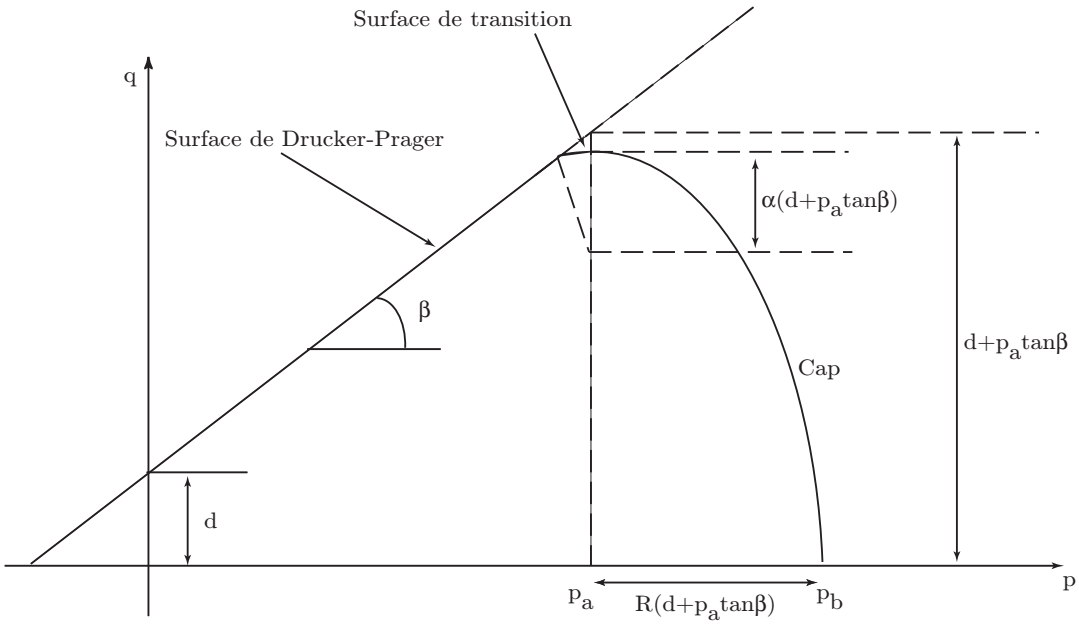



FIGURE 2.3 – *Surfaces de charge du modèle de Drucker-Prager.*

La définition de ces surfaces de charge nécessite la connaissance de cinq paramètres : $d$, $\beta$, $p_b$, $R$ et $\alpha$. Les potentiels plastiques décrivent les écoulements plastiques une fois les surfaces de charge atteintes. Le potentiel associé aux surfaces de charge de Drucker-Prager et de transition est commun :

$$G_{DP-T} = \sqrt{((p_a - p)\tan\beta)^2 + \left(\frac{q}{1 + \alpha - \frac{\alpha}{\cos\beta}}\right)^2} \tag{2.12}$$

Le potentiel associé à la surface de charge du Cap est :

$$G_{DP-CAP} = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left(\frac{Rq}{1 + \alpha - \frac{\alpha}{\cos\beta}}\right)^2} \tag{2.13}$$

Ce modèle est l'un des plus utilisés de par sa capacité à reproduire les comportements en compaction et en cisaillement. Les paramètres $d$, $\beta$ et $p_b(\varepsilon_{vol}^{pl})$ sont identifiables à partir d'essais de compression triaxiale pour les deux premiers et de compression hydrostatique pour le troisième. Cependant, la définition de la surface de transition caractérisée par le paramètre $\alpha$ s'avère délicate. L'identification de $R$ nécessite des essais triaxiaux à des confinements élevés. Enfin, le comportement compactant est défini directement à partir du résultat de l'essai de compression hydrostatique. Concernant l'élasticité du matériau, elle est classiquement définie comme étant linéaire élastique avec un module d'Young et un coefficient de Poisson constants [Doremus *et al.*, 2001, Wu *et al.*, 2005]. Afin de reproduire un

comportement élastique non-linéaire, certains auteurs identifient un module d'Young et un coefficient de Poisson qui évoluent avec la densité du matériau [Kim *et al.*, 2000, Sinka *et al.*, 2003, Michrafy *et al.*, 2004, Han *et al.*, 2008]. Enfin, l'influence de la température sur le comportement du matériau demeure peu étudiée avec ce modèle [Piret *et al.*, 2004]. La considération des effets thermiques sur le comportement des matériaux se retrouve dans le domaine de la géotechnique avec des modèles inspirés du modèle de Cam-Clay modifié [Liu et Carter, 2002, Piccolroaz *et al.*, 2006]. Ce modèle est très utilisé en simulation numérique pour modéliser les matériaux pulvérulents tels que les argiles.

#### 2.1.2.3 Modèle de Cam-Clay modifié

Le modèle de Cam-Clay développé initialement dans [Roscoe et Burland, 1968] est ici présenté dans sa version modifiée. C'est un modèle qui définit des lois de comportement élastique et plastique non linéaires avec une surface de charge unique en cisaillement et en compression. La loi d'écoulement est associée et l'écrouissage est isotrope. Le modèle Cam-Clay a recours à une notion d'état critique, pour lequel le matériau se déforme à volume constant et contraintes constantes. Ce modèle considère que le matériau n'a pas de résistance en traction.

**Définition de la surface seuil**

L'équation de la surface de charge du modèle de Cam-Clay modifié $F_{CCM}$ est de forme elliptique :

$$F_{CCM} = \left(\frac{p}{a} - 1\right)^2 + \left(\frac{q}{Ma}\right)^2 - 1 = 0 \tag{2.14}$$

où $M$ est la pente de la droite d'état critique en cisaillement et $a$ est une variable d'écrouissage qui quantifie la taille de la surface seuil représentée sur la figure 2.4. À titre de comparaison, la surface de charge de la version originale de ce modèle s'écrit :

$$F_{CC} = \frac{q}{Mp} + \ln\frac{p}{p_c} = 0 \tag{2.15}$$

Cette surface de charge est paramétrée par l'évolution de $p_c$ qui représente la contrainte seuil dans le cas d'une compression hydrostatique. C'est à travers ce paramètre d'écrouissage que les effets de

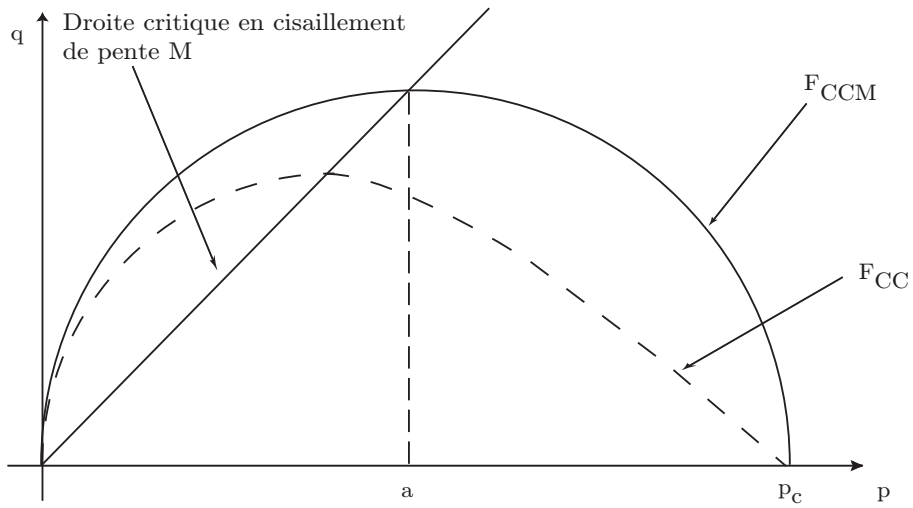



Figure 2.4 – *Surfaces de charge des modèles de Cam-Clay initial et modifié.*

la température sur le comportement compactant du matériau sont reproduits. En effet, différentes variantes du modèle de Cam-Clay modifié définissent l'évolution de $p_c$ en fonction de la température.

Ces évolutions sont majoritairement de forme exponentielle [Hueckel et Baldi, 1990, Hueckel et Borsetto, 1990, Tanaka *et al.*, 1995, Sultan *et al.*, 2002].
Afin de décrire les comportements en cisaillement et en compression, le tenseur de déformations $\underline{\underline{\varepsilon}}$ est décomposé en deux parties :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^{el} + \underline{\underline{\varepsilon}}^{pl} \tag{2.16}$$

$\underline{\underline{\varepsilon}}^{el}$ correspond à la partie élastique et $\underline{\underline{\varepsilon}}^{pl}$ à la partie plastique. Ces deux déformations se divisent en une composante déviatorique et une volumétrique. Le champ de déformation s'écrit alors :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = (\underline{\underline{\varepsilon}}^{el}_{dev} + \underline{\underline{\varepsilon}}^{pl}_{dev}) - (\varepsilon^{el}_{vol} + \varepsilon^{pl}_{vol})\underline{\underline{I}} \tag{2.17}$$

La partie volumétrique du champ de déformation $\varepsilon_{vol}$ est exprimée en fonction de l'indice des vides initial $e_0$ et en cours d'essai $e$ :

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon^{el}_{vol} + \varepsilon^{pl}_{vol} = \ln\left(\frac{1+e}{1+e_0}\right) \tag{2.18}$$

où

$$e = \frac{V_v}{V_s} \tag{2.19}$$

avec $V_v$ le volume des vides et $V_s$ le volume occupé par les grains solides. Le champ de déformation peut évoluer pour de fortes valeurs de $p$ ou de $q$.

**Comportement en cisaillement**
L'état critique en cisaillement est un des points clés du modèle car il permet de décrire soit un comportement compactant soit un comportement adoucissant. En effet, quand le matériau est soumis à une contrainte déviatorique croissante pour une pression hydrostatique constante inférieure à $a$, il décrit un comportement élastique déviatorique défini par :

$$d\underline{\underline{S}} = 2G d\underline{\underline{\varepsilon}}^{el}_{dev} \tag{2.20}$$

où $G$ est le module de cisaillement dont l'expression est :

$$G = \frac{3(1-2\nu)(1+e_0)}{2(1+\nu)\kappa} p \exp(\varepsilon^{el}_{vol}) \tag{2.21}$$

$\nu$ étant le coefficient de Poisson du matériau et $\kappa$ sa rigidité élastique logarithmique. L'équation (2.21) montre que $G$ augmente avec le taux de compaction. Ensuite, la surface seuil est atteinte pour des valeurs de $q$ supérieures au produit $Mp$, ce qui conduit à un adoucissement : la contrainte seuil diminue jusqu'à son intersection avec la droite critique.

**Comportement en compression**
Quand le matériau est soumis à de fortes pressions hydrostatiques, son comportement élastique est piloté par la déformation volumétrique :

$$\exp(\varepsilon^{el}_{vol}) = 1 + \frac{\kappa}{1+e_0} \ln \frac{p_0}{p} \tag{2.22}$$

où $p_0$ représente la pression équivalente initialement appliquée sur le matériau. Dès que la surface seuil est atteinte, le matériau décrit un comportement compactant défini par :

$$de = -\lambda d(\ln p) \tag{2.23}$$

où $\lambda$ est la rigidité logarithmique plastique. Les lois de comportement en compression établissent des relations linéaires entre la variation de l'indice des vides et la variation du logarithme népérien de la pression hydrostatique comme présenté sur la figure 2.5. Le comportement compactant est caractérisé

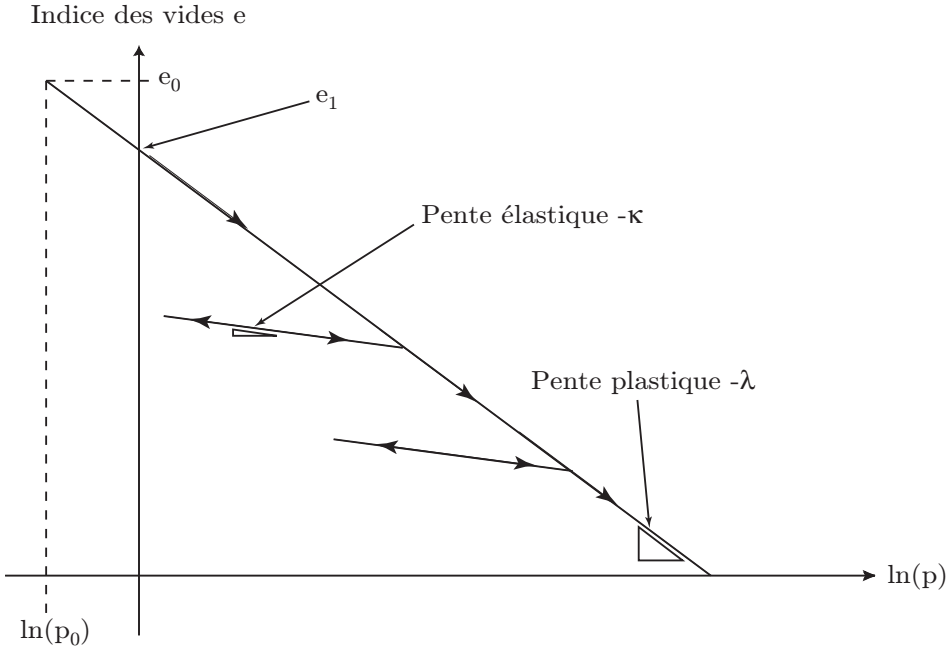



Figure 2.5 – *Lois de comportement élastique et plastique du modèle de Cam-Clay modifié en compression.*

par l'écrouissage de la surface seuil défini par l'évolution suivante du paramètre $a$ :

$$a = a_0 \exp\left[(1+e_0)\frac{1-\exp(\varepsilon_{vol}^{pl})}{\lambda - \kappa \exp(\varepsilon_{vol}^{pl})}\right] \tag{2.24}$$

où $a_0$ définit l'état de consolidation initial, calculé comme suit :

$$a_0 = \frac{1}{2}\exp\left(\frac{e_1 - e_0 - \kappa \ln p_0}{\lambda - \kappa}\right) \tag{2.25}$$

$e_1$ correspond à l'indice des vides obtenu pour une pression hydrostatique de 1 MPa. Si la droite d'état critique est atteinte après la surface seuil, le matériau se déforme sans variation du volume ni de la contrainte de cisaillement.

Finalement, l'utilisation de ce modèle nécessite la description du matériau dans son état initial via :
- l'indice des vides initial $e_0$,
- la pression hydrostatique initiale $p_0$,
- l'indice des vides $e_1$ qui permet de calculer l'état de consolidation initial $a_0$.

La partie élastique est quant à elle décrite par :
- le coefficient directeur $\kappa$,
- le coefficient de Poisson $\nu$.

Alors que la partie plastique est définie par :
- le coefficient directeur $\lambda$.

Enfin, le paramètre $M$ décrit la droite d'état critique en cisaillement.

De la même façon que pour le modèle de Drucker-Prager/Cap, des essais de compression triaxiale et de compression hydrostatique sont nécessaires pour l'identification des paramètres. Le modèle de Cam-Clay modifié permet de retranscrire un comportement adoucissant en cisaillement, une fois l'état critique atteint. Aussi, le comportement compactant est défini par les coefficients directeurs des zones élastique et plastique et non par une évolution de la variable d'écrouissage à déterminer. De plus, le comportement du matériau est mieux retranscrit avec l'introduction de l'indice des vides et de l'état de consolidation qui interviennent dans les lois de comportement notamment dans la définition de l'état initial. Enfin, l'influence de la température sur le comportement compactant est facilement intégrable à travers la définition de la variable d'écrouissage $a$.

Un modèle de type Cam-Clay modifié est donc le plus apte à retranscrire le comportement compactant du matériau dépendant de la température tout en considérant l'histoire du pisé à travers son état de consolidation.
Afin d'identifier les paramètres de ce modèle, des essais triaxiaux et de compaction sont mis en place. Les premiers permettent d'obtenir la droite d'état critique en cisaillement de pente $M$ et les seconds servent à définir les pentes élastique $\kappa$ et plastique $\lambda$ du comportement compactant. Tous ces essais sont réalisés dans des gammes de sollicitations proches de l'application visée, tant en température qu'en vitesse de déformation. La caractérisation présentée ici concerne le pisé carboné 1 qui est situé à hauteur de la sole, zone très sollicitée du creuset.

## 2.2 Caractérisation du pisé carboné

### 2.2.1 Un matériau poreux

Le comportement du pisé dépend fortement de son état de consolidation, caractérisé par la connaissance de l'indice des vides défini par l'équation (2.19). Afin de le déterminer expérimentalement avec des mesures simples, la relation suivante est privilégiée :

$$e = \frac{\rho_r V}{m} - 1 \tag{2.26}$$

où $\rho_r$ est la densité réelle du matériau, $m$ et $V$ respectivement la masse et le volume apparent de l'échantillon tel que $V = V_s + V_v$.
Un essai au densimètre Le Chatelier de volume $V_0$ permet d'accéder à la densité réelle du matériau. Cet essai consiste en l'immersion du matériau dans un liquide de masse volumique connue $\rho_l$. Trois mesures sont nécessaires :
- $M_1$ la masse de matière introduite de volume réel $V_{s1}$,
- $M_2$ la masse de liquide permettant de remplir le volume $V_0$,
- $M_3$ la somme de la masse $M_1$ de matière et de la masse de liquide permettant de remplir le volume $V_0 - V_{s1}$.

La masse volumique réelle du matériau est alors obtenue simplement par la relation :

$$\rho_r = \frac{\rho_l M_1}{M_1 + M_2 - M_3} \tag{2.27}$$

Tenant compte de la composition du pisé et afin de favoriser son mélange avec le liquide, il est immergé dans de l'huile plutôt que de l'eau classiquement utilisée pour cet essai. Une masse volumique réelle $\rho_r$=1820 kg/m$^3$ est obtenue.
Les moyens d'essai à disposition ne permettaient pas d'imposer une pression au liquide, ce qui aurait pourtant favorisé le remplissage des porosités des grains par le liquide. Un essai au pycnomètre à gaz avec imposition de pression aurait été plus adapté à ce type de mesure.
Dans le cas du pisé carboné, la porosité des grains de carbone est difficile à remplir par l'huile. Un essai de porosimétrie au mercure sur ces grains permet de quantifier la taille moyenne des porosités présentes dans les grains. Celles-ci sont supposées cylindriques. Pour cet essai, les grains ont préalablement été nettoyés au tétrachlorure de carbone afin d'éliminer les résidus de goudron. Ils sont introduits dans une enceinte dans laquelle du mercure est ajouté progressivement. L'équilibre du ménisque de liquide dans les pores cylindriques permet d'établir une relation simple (connue sous le nom de loi de Jurin et établie en 1718) entre la pression $P_l$ exercée sur le liquide et le diamètre moyen des vides $d$ :

$$P_l = \frac{|4\gamma cos(\xi)|}{d} \tag{2.28}$$

où $\gamma$ est la tension de surface et $\xi$ est l'angle de mouillabilité entre le liquide et la matière. Dans le cas du mercure, les données sont les suivantes [Pirard *et al.*, 2002] : $\gamma_{mercure}$=0,485 N/m et $\xi_{mercure}$=140°.
Au cours de l'essai, la pression imposée sur le liquide est maîtrisée, ce qui permet de distinguer le remplissage des différentes familles de pores selon leur taille d'après l'équation (2.28).
La figure 2.6 présente les résultats de l'essai de porosimétrie sur les grains de graphite du pisé de carbone. Ainsi en début d'essai, ce sont les macroporosités qui sont remplies. Elles représentent une

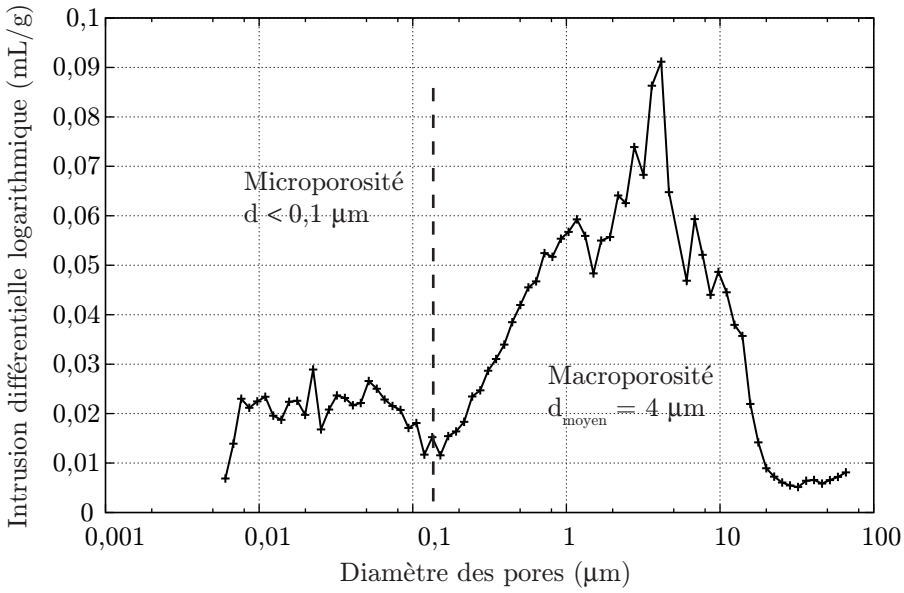



Figure 2.6 – *Essai de porosimétrie sur les grains de graphite du pisé.*

première famille de porosités de 4 $\mu$m de diamètre moyen. Puis, les micoporosités sont infiltrées par la suite. Elles ont un diamètre moyen inférieur à 0,1 $\mu$m. L'exploitation de ces résultats dans le cas de l'essai au densimètre avec $\gamma_{huile}$=0,03 N/m et $\xi_{huile}$=30° [Libessart *et al.*, 2006] permet de constater que la pression atmosphérique permet uniquement le remplissage des macroporosités des grains de graphite. En effet, la relation (2.28) montre qu'une pression de 5 MPa est nécessaire au remplissage des microporosités par l'huile. La masse volumique dite réelle obtenue précédemment pour le pisé ne tient donc pas compte de la microporosité des grains. L'indice des vides qui sera issu de cette mesure

sera donc qualifié dans la suite du document d'indice des vides macroscopiques.

### 2.2.2 Caractérisation en cisaillement

Que ce soit pour les essais triaxiaux ou les essais de compaction, des échantillons de forme cylindrique sont choisis afin de définir l'état de contrainte tridimensionnelle à partir des valeurs de $p$ et de $q$. En effet, dans le cas d'un échantillon cylindrique soumis à des compressions axiale ($\sigma_A < 0$) et radiale ($\sigma_R < 0$), la seule connaissance de ces deux valeurs de contraintes permet de calculer la pression hydrostatique :

$$p = -\frac{\sigma_A + 2\sigma_R}{3} \tag{2.29}$$

et la contrainte équivalente de von Mises :

$$q = |\sigma_A - \sigma_R| \tag{2.30}$$

Plusieurs essais triaxiaux ont été mis en œuvre afin d'identifier la droite d'état critique en cisaillement du modèle de Cam-Clay modifié.

#### 2.2.2.1 Description de l'essai triaxial

Le dispositif expérimental utilisé pour réaliser la campagne d'essais est présenté sur la figure 2.7. Ce moyen d'essai est composé d'une cellule qui peut supporter une pression de 35 bars, d'un contrôleur de pression, d'un capteur LVDT de 25 mm de course et d'un capteur de force de 10 kN de capacité. La cellule est remplie d'eau afin d'appliquer à l'échantillon une contrainte radiale connue. Cette cellule peut se déplacer selon la direction axiale. Son déplacement est mesuré par le capteur LVDT et correspond au déplacement axial de la partie inférieure de l'échantillon. La partie supérieure de l'échantillon étant fixe, cela conduit à la compression axiale de l'échantillon. L'effort axial qui est exercé est mesuré par la cellule de force. L'échantillon a initialement une masse de 240 g, une hauteur de 95 mm et un diamètre de 50 mm. Il est damé manuellement dans un moule par couches successives. Considérant les incertitudes de mesures et de mise en œuvre (incertitudes sur la masse finale constituant l'échantillon), l'indice des vides macroscopiques initial de l'échantillon est évalué à 0,42±0,08. De plus, étant donnée la compaction manuelle réalisée, une distribution linéaire de l'indice des vides sur la hauteur sera considérée (la partie haute étant la plus compactée de manière à respecter les dimensions souhaitées). L'échantillon placé entre deux papiers filtres est entouré d'une chemise élastomère qui le protège du contact avec l'eau. Durant l'essai triaxial, l'échantillon est d'abord soumis à une pression hydrostatique fixe $p = -\sigma_R$. Ensuite, le déplacement axial de la cellule à vitesse et contrainte radiale constantes implique l'augmentation de la contrainte axiale appliquée sur l'échantillon. L'évolution des contraintes suit la relation linéaire $q = 3p$ entre les invariants de contraintes.

Afin d'étudier l'influence de la température sur le comportement en cisaillement, un moyen d'essai triaxial utilisable à hautes températures comme dans [Olmo *et al.*, 1996] est nécessaire. Ne disposant pas de cela, une procédure spécifique est établie : l'échantillon est préchauffé durant deux heures à la température d'essai souhaitée (50°C ou 80°C) avant d'être mis en place dans le dispositif triaxial. Ensuite, la cellule est remplie d'eau à la température de l'essai. Les pertes de chaleur n'étant pas contrôlées, une vitesse de 1 mm/min est choisie pour les essais triaxiaux à 50°C et 80°C afin de diminuer la durée de l'essai. Ce choix signifie que l'influence de la vitesse de déformation ne peut pas être étudiée pour les températures élevées. Une extrapolation des résultats à l'ambiante sera considérée.

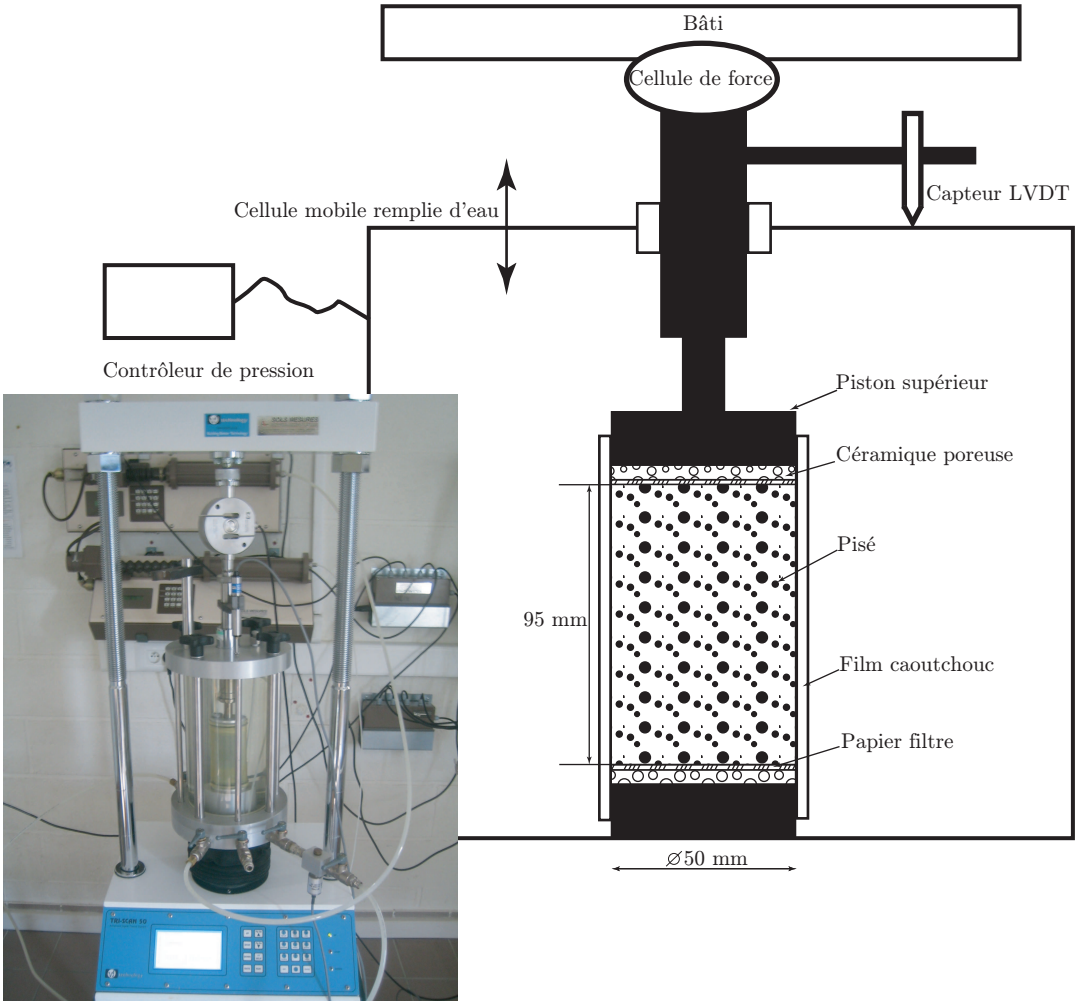



Figure 2.7 – *Photo et schéma de l'essai de compression triaxiale.*

#### 2.2.2.2 Résultats des essais triaxiaux

À température ambiante, les essais triaxiaux ont été réalisés pour des contraintes radiales allant de 100 kPa à 800 kPa et ce, pour des vitesses de 0,1 mm/min, 0,5 mm/min et 1 mm/min. Pour chaque essai triaxial, une contrainte critique en cisaillement est atteinte et conduit à la stabilité de la contrainte équivalente de von Mises. Les résultats d'essais triaxiaux avec un confinement de 200 kPa présentés sur la figure 2.8 montrent qu'il n'y a pas d'effet de la vitesse de déformation à température ambiante (et par extrapolation à plus hautes températures). Seule la température influe sur la contrainte critique qui diminue lorsque la température augmente.

### 2.2.3 Caractérisation en compression confinée

#### 2.2.3.1 Descriptif de l'essai de compaction

L'essai de compression hydrostatique est le plus adapté pour identifier le comportement compactant des matériaux poreux. Un essai œdométrique avec confinement réalisé sur un échantillon de forme cylindrique constitue également une solution acceptable. Afin de connaître à la fois les contraintes axiale et radiale appliquées sur l'échantillon, une instrumentation additionnelle est nécessaire. La contrainte axiale est facilement accessible à travers la mise en place d'une cellule de force au-dessus de l'échantillon. La contrainte radiale est due au confinement induit par le cylindre qui entoure l'échantillon. Dans certains cas, il est possible d'intégrer un capteur de force directement à l'intérieur du cylindre creux

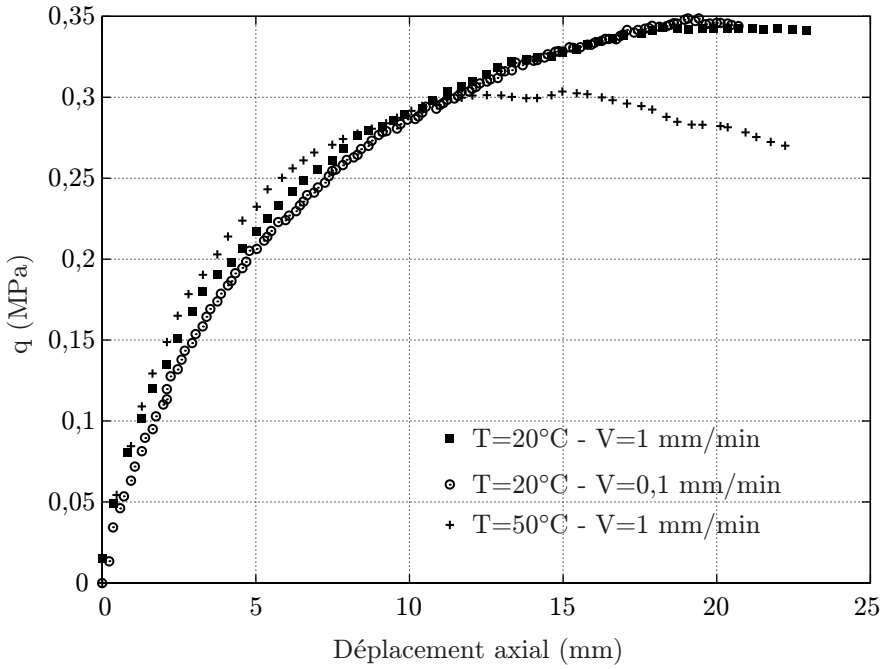



Figure 2.8 – *Essais de compression triaxiale pour un confinement de 200 kPa à différentes températures et vitesses.*

et donc d'obtenir une mesure directe [Mesbah *et al.*, 1999, Sinka *et al.*, 2003]. Le plus souvent, des relations empiriques peuvent être établies entre la déformation circonférentielle du cylindre creux et la contrainte radiale appliquée sur l'échantillon. L'identification de cette relation est détaillée par la suite.

Un essai de compaction instrumenté a été développé sur une machine statique de la marque INSTRON 5800R. Cet essai est présenté sur la figure 2.9. La machine d'essai est pilotée par le déplacement de la traverse basse. Ce déplacement axial est également mesuré par un capteur LVDT de la marque Solartron de 50 mm de course maximale. Une cellule de force de 250 kN de capacité permet l'acquisition de l'effort axial. La mise en place d'un collier chauffant de la marque Watlow avec thermocouple de type K intégré et un isolant à base de silicone, relié à un coffret de régulation, permet le contrôle de la température. Ce collier présenté sur la figure 2.10 est positionné autour du cylindre appliquant le confinement. De plus, un système de refroidissement est ajouté entre la cellule de force et le piston supérieur afin d'éviter la dilatation de la cellule durant les essais en température, ce qui affecte les mesures. Dans cet essai, une compaction double-effet est obtenue de par la mobilité du cylindre selon la direction axiale. L'échantillon est ainsi comprimé de façon égale sur ses parties inférieure et supérieure et une meilleure répartition des frottements sur la hauteur de l'échantillon est assurée.
Le cylindre ainsi que les deux pistons sont en acier inox. Les surfaces de contact entre l'échantillon et l'acier sont lubrifiées avec une graisse silicone. L'homogénéité des contraintes radiales appliquées sur l'échantillon est alors assurée. Le coefficient de frottement entre l'échantillon de pisé en fin de compaction et le moule lubrifié est de 0,22. Sa mesure se fait par un système de plan incliné comme expliqué dans l'annexe A. Enfin, comme illustré sur la figure 2.11, huit jauges ont été collées sur le cylindre (deux séries de quatre diamétralement opposées) pour évaluer la déformation circonférentielle du cylindre. Quatre d'entre elles servent à l'acquisition des valeurs de déformation alors que les quatre autres permettent de détecter un état de flexion auquel le cylindre pourrait être soumis. Ces jauges recouvrent une hauteur de 70 mm de manière à être en permanence au même niveau qu'une partie de l'échantillon dont la hauteur minimale est de 80 mm en fin d'essai.

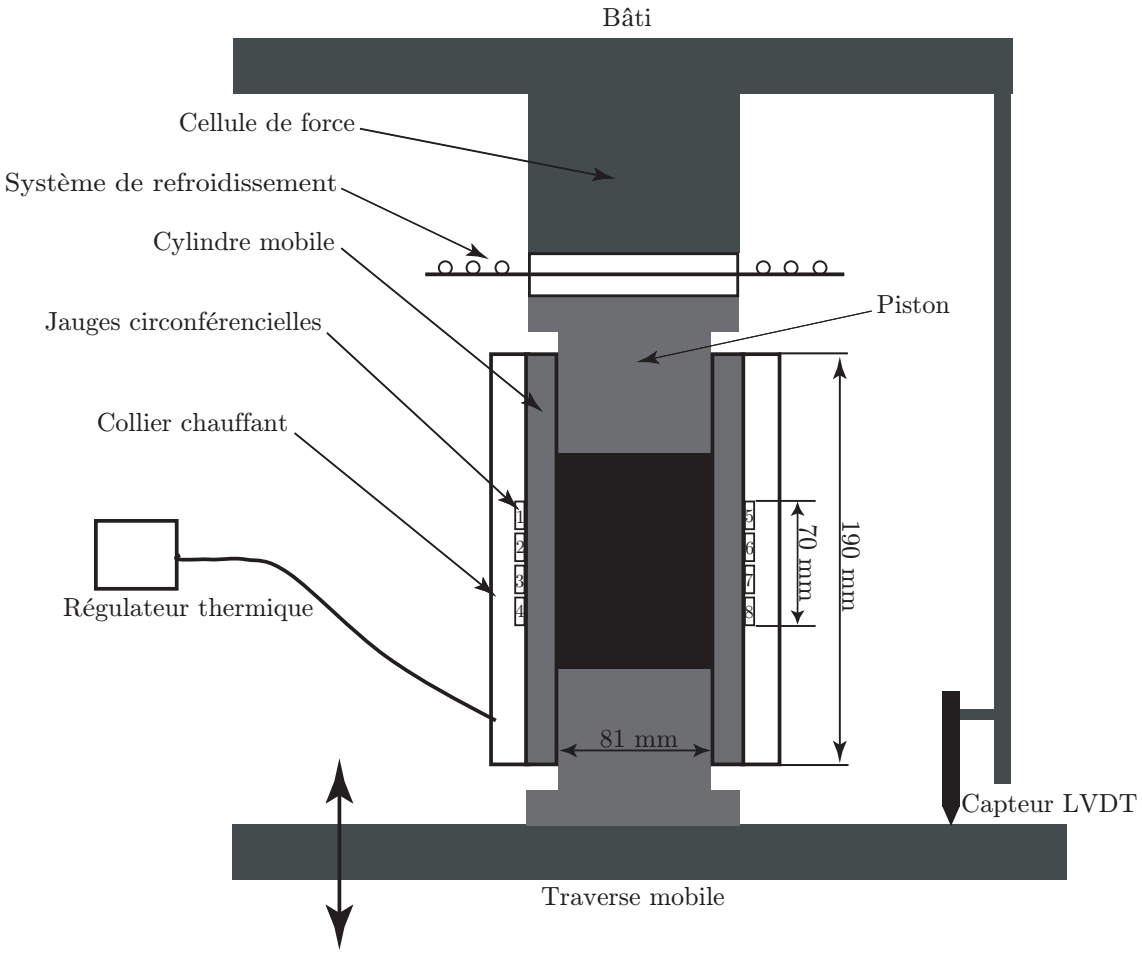



Figure 2.9 – *Essai de compaction instrumenté.*

Figure 2.10 – *Collier chauffant autour du cylindre en acier.*

#### 2.2.3.2 Essai sur un échantillon incompressible

La relation entre la déformation circonférentielle du cylindre et la contrainte radiale appliquée sur l'échantillon peut être identifiée expérimentalement à partir d'un essai sur un échantillon incompressible [Mosbah *et al.*, 1997, Geindreau *et al.*, 1999, Hong *et al.*, 2008, Michrafy *et al.*, 2009], ou numériquement lorsque le déplacement radial du cylindre est connu [Bier *et al.*, 2007]. Une étude numérique nécessite l'hypothèse de l'application d'une contrainte radiale homogène sur la hauteur de l'échantillon, ce qui est remis en cause par les frottements à l'interface échantillon/cylindre. L'essai sur un matériau incompres-

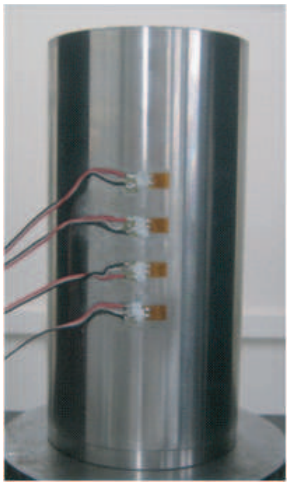


FIGURE 2.11 – *Positionnement des jauges sur la hauteur du cylindre.*

sible est mis en place dans cette étude à l'ambiante avec le dispositif décrit précédemment. L'échantillon de pisé est remplacé par un cylindre en caoutchouc naturel fabriqué par Normandie caoutchouc. Lors d'un chargement axial avec confinement, l'échantillon subit des contraintes radiale et axiale qui sont égales à la pression hydrostatique $P_h$. Il est alors possible d'identifier une relation linéaire entre cette pression $P_h$ et la déformation orthoradiale moyenne du moule en acier $\varepsilon_{\theta\theta}^{moule}$ mesurée par les jauges :

$$C(H_{ech}) = \frac{P_h}{\varepsilon_{\theta\theta}^{moule}} \tag{2.31}$$

$H_{ech}$ est la hauteur de l'échantillon. $C(H_{ech})$ est la fonction à identifier qui peut dépendre de cette hauteur. Huit essais de compaction sur le cylindre caoutchouc de 80 mm de diamètre et de 102 mm (pour six essais) ou 92 mm (pour deux essais) de hauteur permettent d'étudier l'évolution du rapport $\frac{P_h}{\varepsilon_{\theta\theta}^{moule}}$ en fonction de la hauteur de l'échantillon. Pour chaque essai, le déplacement axial imposé à l'échantillon n'a jamais excédé 5 mm car l'effort axial augmentait dans le même temps jusqu'à des valeurs proches de 200 $kN$. La figure 2.12 illustre cette évolution et montre qu'une fois établi le contact

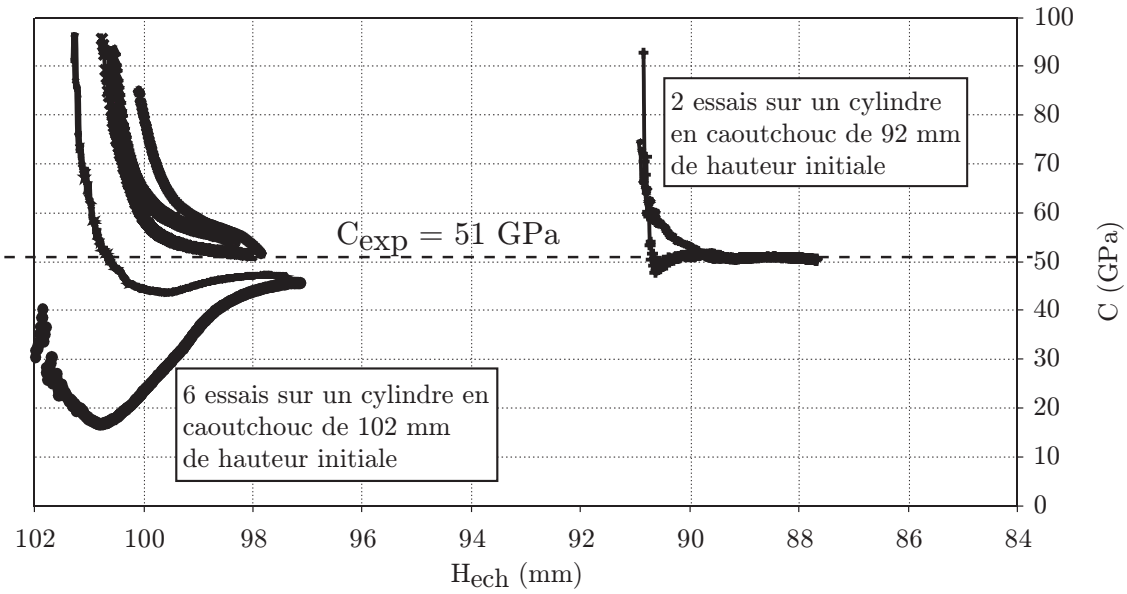



FIGURE 2.12 – *Identification de la relation de calibration.*

entre l'échantillon et le moule, une valeur constante de $C$, indépendante de la hauteur de l'échantillon, est atteinte :

$$C_{exp} = 51\ GPa \tag{2.32}$$

Cette valeur expérimentale peut être comparée à la valeur théorique obtenue dans le cas d'un cylindre creux soumis à une pression interne $p_1$. Le cylindre considéré a une hauteur $L$ et des rayons interne et externe notés respectivement $R_i$ et $R_e$. Le comportement du cylindre est supposé linéaire élastique isotrope de module d'Young $E$ et de coefficient de Poisson $\nu$. Dans ce cas, les contraintes locales radiale et orthoradiale s'écrivent [Salençon, 2007] :

$$\sigma_{rr} = \frac{p_1 R_i^2}{R_e^2 - R_i^2}\left(1 - \left(\frac{R_e}{r}\right)^2\right) \tag{2.33}$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p_1 R_i^2}{R_e^2 - R_i^2}\left(1 + \left(\frac{R_e}{r}\right)^2\right) \tag{2.34}$$

où $r$ est le rayon tel que $R_i \leq r \leq R_e$. En tenant compte des conditions aux limites, il vient :

$$\sigma_{rr}(r = R_e) = 0 \tag{2.35}$$

$$\sigma_{\theta\theta}(r = R_e) = \frac{2p_1 R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \tag{2.36}$$

La loi d'élasticité locale donne :

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{E}\sigma_{\theta\theta} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{rr} + \sigma_{zz}) \tag{2.37}$$

Il est alors possible de déduire de l'équation (2.37), l'expression de $\sigma_{\theta\theta}(r = R_e)$ comme suit :

$$\sigma_{\theta\theta}(r = R_e) = E\varepsilon_{\theta\theta}(r = R_e) + \nu\sigma_{zz}(r = R_e) \tag{2.38}$$

Le frottement (défini par un coefficient noté $f$) entre l'échantillon et le cylindre induit une contrainte de cisaillement à l'interface $\sigma_{rz}(r = R_i)$ :

$$\sigma_{rz}(r = R_i) = f\sigma_{rr}(r = R_i) = -fp_1 \tag{2.39}$$

Ce frottement induit également la contrainte axiale sur le cylindre $\sigma_{zz}(r = R_e)$, mais celle-ci ne peut être reliée analytiquement à $\sigma_{rz}(r = R_i)$. Par conséquent la contrainte axiale sur le cylindre ne sera pas prise en compte dans ce calcul théorique. Pour les essais de compaction, les sections supérieure et inférieure du moule en acier sont libres, ce qui conduit à [Salençon, 2007] :

$$\sigma_{zz}(r = R_e) = 0 \tag{2.40}$$

L'équation (2.38) s'écrit alors :

$$\sigma_{\theta\theta}(r = R_e) = E\varepsilon_{\theta\theta}(r = R_e) \tag{2.41}$$

Finalement, en combinant les équations (2.36) et (2.41), une estimation théorique de $C$ notée $C_{th}$ est établie :

$$C_{th} = \frac{p_1}{\varepsilon_{\theta\theta}(r = R_e)} = \frac{E}{2}\left(\left(\frac{R_e}{R_i}\right)^2 - 1\right) \tag{2.42}$$

Le moule utilisé lors de l'essai de compaction est caractérisé par les données suivantes :

$$R_i = 40,6\ mm \qquad R_e = 50\ mm \qquad E = 210\ GPa \tag{2.43}$$

L'équation (2.42) donne alors :

$$C_{th} = 54\ GPa \tag{2.44}$$

Les 6% d'écart relatif obtenus par rapport à la valeur expérimentale sont dus au frottement à l'interface qui a été négligé. La valeur théorique ci-dessus permet malgré cette approximation de valider le résultat expérimental. En conclusion, l'étape de calibration apporte une estimation de la contrainte radiale moyenne ($\sigma_{rr} = C_{exp}\ \varepsilon_{\theta\theta}^{moule}$) subie par le pisé pendant l'essai de compaction.

#### 2.2.3.3 Résultats des essais de compaction

Une masse de 700 g de pisé est utilisée pour concevoir un échantillon de 81 mm de diamètre et 102 mm de hauteur initiale. Le rapport de la hauteur sur le diamètre est donc supérieur à 1 comme préconisé dans [Doremus *et al.*, 2001] afin de minimiser les gradients de contraintes dans l'échantillon. Cela, ajouté à la compaction double-effet, permet de faire l'hypothèse d'un échantillon dont l'indice des vides macroscopiques initial est homogène. Lors de sa mise en place, l'échantillon est d'abord précompacté dans le dispositif d'essai afin d'atteindre la hauteur souhaitée de 102 mm. Cette étape induit un effort axial proche de 1 kN et une contrainte radiale, ce qui permet de maintenir le cylindre extérieur de telle manière à ce que sa mi-hauteur et celle de l'échantillon soient confondues. A ce taux de compaction de 70%, les contraintes radiales sont suffisantes pour éviter le glissement du cylindre qui se retrouverait alors en contact avec l'embase du piston inférieur, faisant perdre tous les avantages d'une compaction à double-effet.

L'échantillon subit trois cycles de charge-décharge, nécessaires pour identifier correctement les pentes élastique et plastique du comportement compactant. Les différentes mesures accessibles durant cet essai sont : l'effort axial, le déplacement axial (moyenne entre la valeur du LVDT et celle de la traverse, écart relatif inférieur à 1% entre ces deux valeurs) et les déformations orthoradiales du cylindre extérieur.

La figure 2.13 montre que l'allure qualitative des déformations orthoradiales mesurées par les quatre jauges est identique. L'amplitude des déformations d'une des quatre jauges est cependant plus faible. En effet, au cours de l'essai, le cylindre se déplace selon la direction axiale (il monte). Ainsi en fin d'essai, la mi-hauteur de l'échantillon se retrouve décalée de celle du cylindre. La jauge en haut du cylindre se retrouve éloignée de la mi-hauteur de l'échantillon, elle est donc moins sollicitée. À partir des mesures de ces quatre jauges, une valeur moyenne est calculée à chaque instant. Celle-ci est ensuite multipliée par la constante $C_{exp}$ afin de connaître la contrainte radiale moyenne appliquée sur l'échantillon de pisé.

Il faut noter que durant les essais à 50°C et 80°C, les déformations ont été enregistrées lors de la montée en température et pendant le palier à la température d'essai afin de tenir compte de la dilatation des jauges.

Les résultats bruts de cet essai de compaction permettent de tracer l'évolution de l'effort axial au

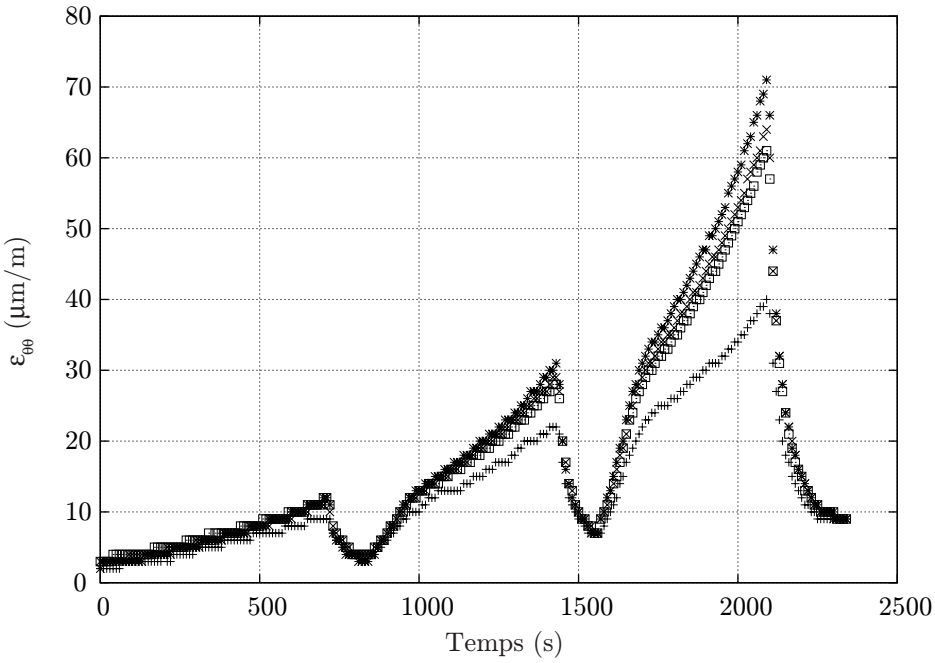



Figure 2.13 – *Déformations orthoradiales au cours du cycle.*

cours du cycle d'essai. Cet essai a été réalisé pour différentes températures (20°C, 50°C et 80°C) et vitesses (0,1 mm/min et 1 mm/min), les résultats sont regroupés sur la figure 2.14. Le comportement

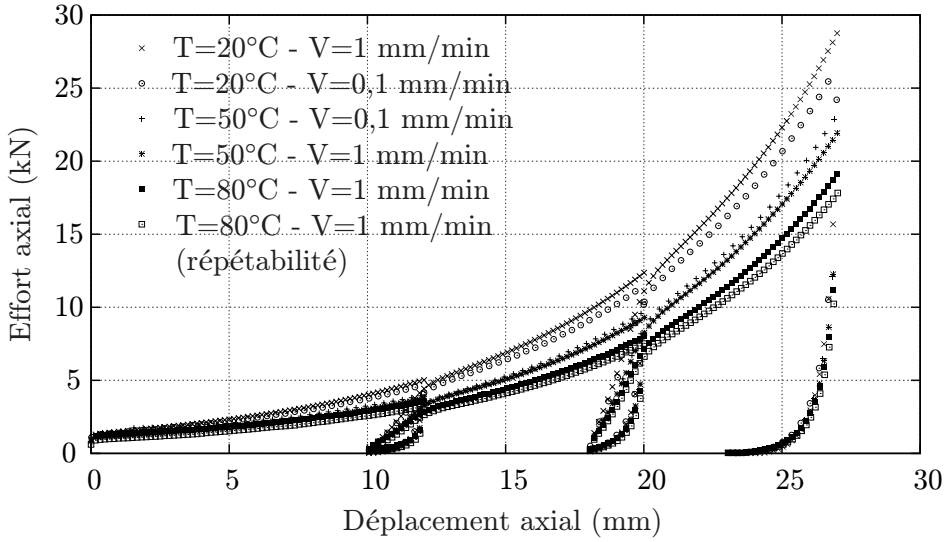



Figure 2.14 – *Résultats des essais de compaction à différentes vitesses et températures.*

compactant est clairement mis en évidence. La partie élastique est hystérétique. Les deux essais à température ambiante avec des vitesses différentes montrent un résultat très proche. Le constat est le même pour les essais réalisés à une température de 50°C. La vitesse de déformation n'a pas d'influence sur le comportement compactant, du moins pour des vitesses inférieures à $2 \times 10^{-4}\mathrm{s}^{-1}$. La répétabilité de l'essai est vérifiée pour une température de 80°C et une vitesse de 1 mm/min. Globalement, seule la température a une influence sur la réponse du matériau sollicité en compaction. Ainsi pour atteindre un même taux de compaction, l'effort à appliquer diminue lorsque la température augmente.
Ce phénomène est également mis en évidence sur la figure 2.15 où le comportement compactant d'un échantillon chauffé pendant l'essai est comparé à celui d'un échantillon compacté à température am-

biante. Pour cet essai effectué à une vitesse de 0,4 mm/min, l'échantillon a un indice des vides macro-

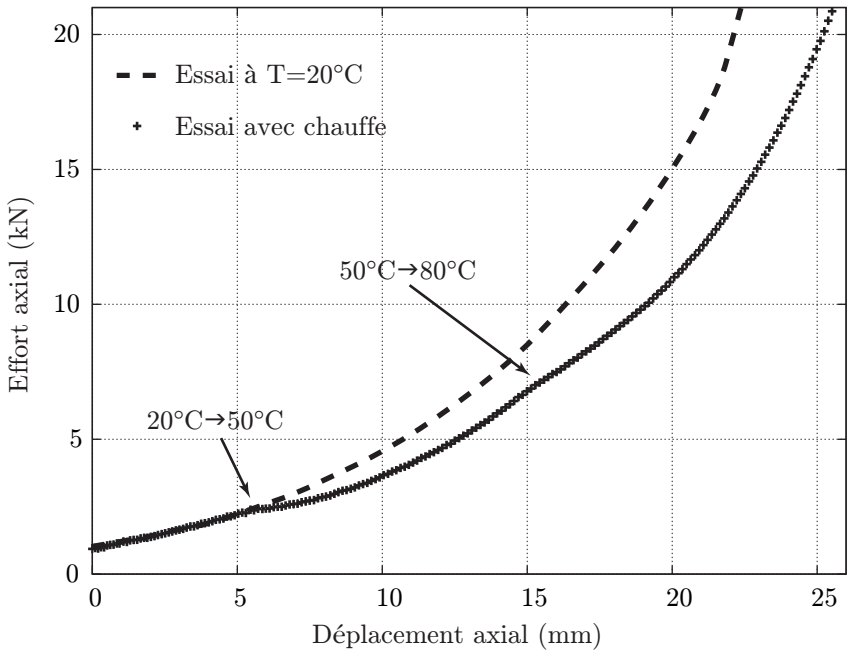



Figure 2.15 – *Effet de la température sur le comportement compactant.*

scopiques initial $e = 0,34 \pm 0.08$. L'échantillon à température ambiante en début d'essai est soumis à une première chauffe de 20°C à 50°C puis une seconde de 50°C à 80°C. Cette hausse de température est appliquée à l'extérieur du moule en acier à 3°C/h. L'adoucissement qui apparaît lors de la chauffe s'explique par le comportement visqueux de la phase liante goudronnée du pisé à ces températures.

#### 2.2.3.4 Résultats des essais à fortes pressions

La figure 2.16 présente le résultat d'un essai de compaction à l'ambiante, similaire à ceux du paragraphe précédent, mais pour lequel de fortes pressions (40 MPa) sont atteintes en fin d'essai. La première partie de la courbe est semblable à la zone plastique du comportement compactant à température ambiante obtenue sur la figure 2.14. Ainsi, jusqu'à un déplacement axial de 27 mm, l'indice des vides macroscopiques est positif, les macroporosités se remplissent progressivement. Ensuite, pour des pressions supérieures à 4 MPa, les microporosités des grains de graphite sont remplies par le goudron. En effet, d'après l'équation (2.28) dans laquelle les paramètres d'un bitume $\gamma_{bitume}$=0,03 N/m [Vargha-Butler *et al.*, 1988] et $\xi_{bitume}$=130° sont intégrés, c'est une pression de l'ordre de 4 MPa qui permet de remplir les microporosités des grains de graphite. L'angle de mouillabilité est supposé en considérant que le goudron n'est pas mouillant pour le graphite. L'indice des vides macroscopiques est alors négatif, car les microporosités n'ont pu être prises en compte lors de la mesure de la masse volumique réelle du pisé.

### 2.2.4 Synthèse sur le comportement du pisé

La caractérisation du pisé de carbone a été entreprise dans un objectif précis qui est celui de la prise en compte des différents paramètres qui peuvent influer sur le comportement du pisé dans le haut fourneau lors de la première chauffe. C'est pourquoi, même si certains phénomènes tels que la relaxation du pisé comme illustré en annexe B existent, leur impact a été négligé lors de la montée en température du haut fourneau. En effet, le chargement thermique induit des sollicitations croissantes dans la structure qui précèdent le régime stationnaire durant lequel la relaxation peut intervenir.

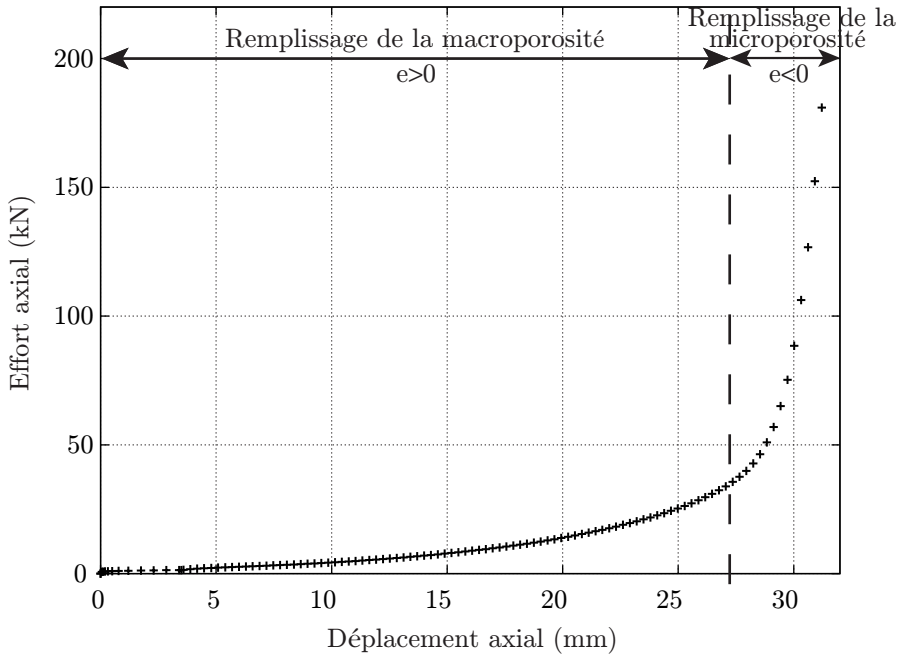



Figure 2.16 – *Essai de compaction à fortes pressions.*

Dans le cadre de notre étude, ce sont donc davantage les effets de la température et de la vitesse de déformation qui ont été considérés. Ainsi, les essais mis en œuvre afin d'identifier les paramètres du comportement en cisaillement et en compaction du modèle de Cam-Clay modifié ont clairement montré que seule la température influe sur le comportement. La prise en compte de son effet est présentée dans le paragraphe suivant. De plus, les résultats des essais de compaction présentés dans le repère $(\ln(p), e)$

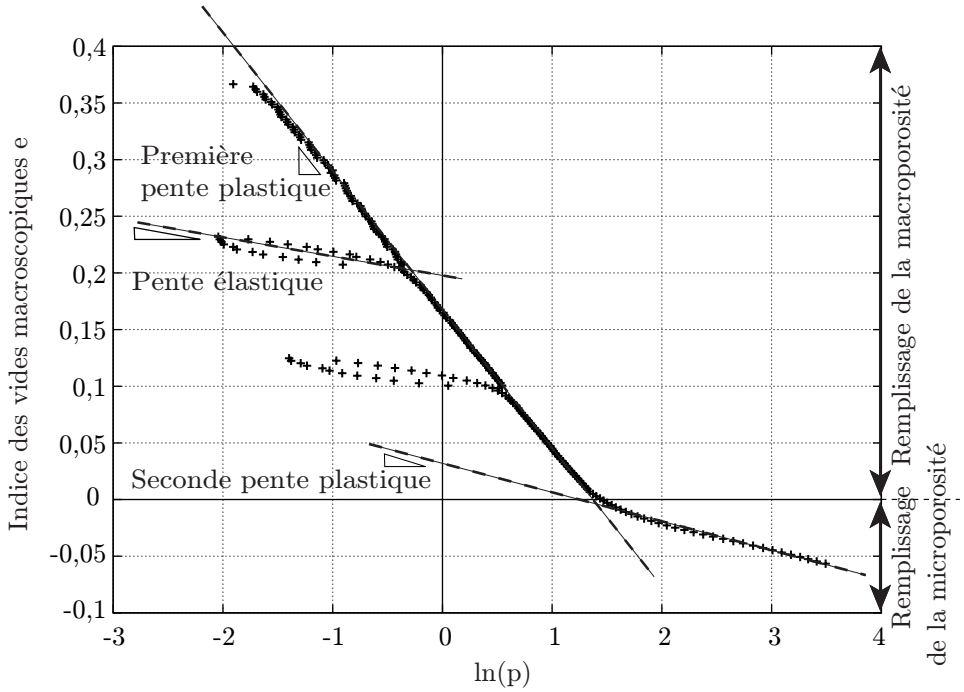



Figure 2.17 – *Comportement compactant dans le plan* $(\ln(p), e)$.

sur la figure 2.17 illustre l'aptitude du modèle de Cam-Clay modifié à reproduire le comportement compactant du pisé. Cette figure conduit également à la définition d'une seconde pente plastique afin de retranscrire correctement le comportement à fortes pressions (supérieures à 4 MPa).

## 2.3 Modélisation du pisé

La modélisation adéquate du comportement du pisé carboné nécessite la prise en compte de l'influence de la température et de la pression hydrostatique. La définition de deux nouveaux paramètres est alors ajoutée au modèle de Cam-Clay modifié initial implémenté dans le logiciel ABAQUS [Abaqus, 2007]. La validation du modèle est finalement présentée à travers la simulation de plusieurs essais réalisés sur le pisé. La démarche présentée dans ce chapitre fait référence à un modèle applicable dans le cadre du schéma de résolution implicite initialement considéré. La modélisation de la maçonnerie présentée dans le chapitre 3 a conduit par la suite à l'utilisation du schéma de résolution explicite. Dans ce schéma de résolution, le comportement compactant du pisé et l'influence de la température sur celui-ci sont implémentés différemment. La fin du chapitre 2 est donc consacrée à la définition et à la validation du modèle en explicite.

### 2.3.1 Extensions du modèle de Cam-Clay modifié

#### 2.3.1.1 Influence de la température sur le comportement compactant

L'effet de la température a été mis en évidence à la fois sur le comportement en cisaillement et celui en compaction. Il s'appliquera donc sur le paramètre $M$, pente de la droite critique en cisaillement, ainsi que sur $p_c$ qui définit la taille du Cap. Afin de reproduire l'effet de la température sur le comportement compactant, un paramètre $\beta$ est introduit dans la définition de l'équation de la surface seuil du modèle. Ce paramètre $\beta$ est dépendant de la température. L'équation 2.14 devient alors :

$$F_{CCM} = \frac{1}{\beta^2}\left(\frac{p}{a} - 1\right)^2 + \left(\frac{q}{Ma}\right)^2 - 1 = 0 \tag{2.45}$$

La figure 2.18 montre comment l'évolution de ce paramètre permet de modifier la forme de la surface seuil. Ce paramètre est déjà accessible dans le logiciel ABAQUS, mais il n'est pas dédié à retranscrire

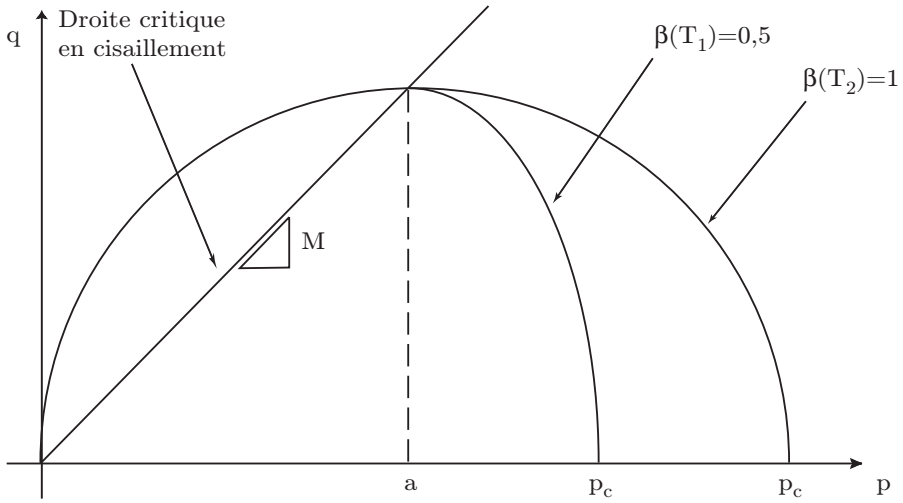



Figure 2.18 – *Surfaces de charge du modèle de Cam-Clay modifié évoluant avec la température.*

l'influence de la température. Dans le cas d'un essai de compression hydrostatique, la contrainte seuil $p_c$ est donnée par :

$$p_c(T) = a(1 + \beta(T)) \tag{2.46}$$

L'équation (2.46) permet l'identification du paramètre $\beta$ comme décrit par la suite.

#### 2.3.1.2 Comportement compactant à fortes pressions

Comme présenté sur la figure 2.19, la partie plastique du comportement compactant doit être modélisée par deux pentes plastiques notées $\lambda_1$ et $\lambda_2$. Ainsi, le comportement compactant qui est

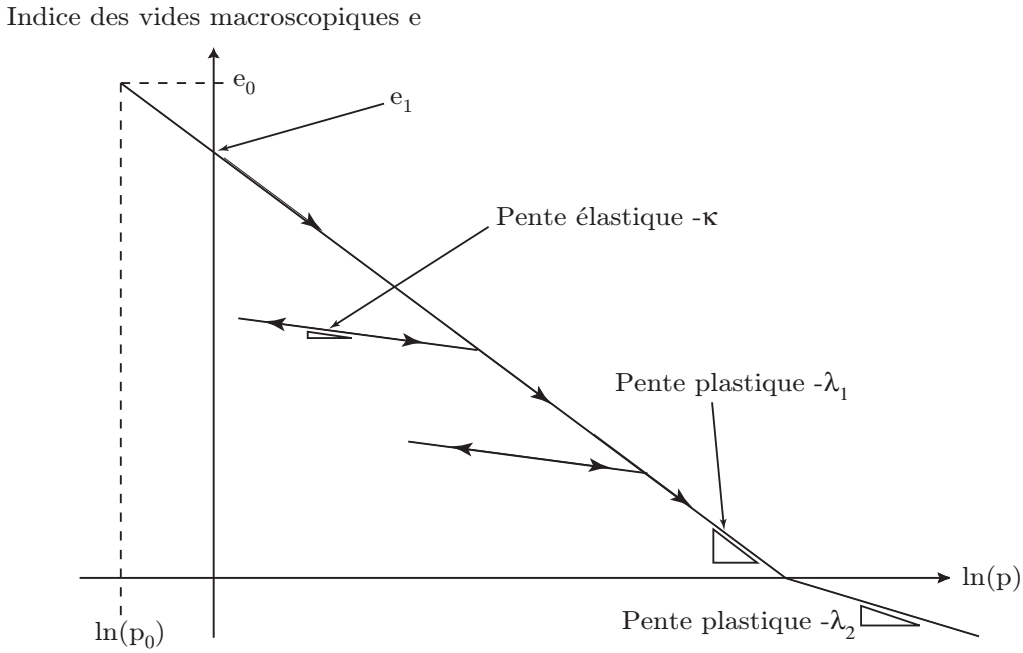



FIGURE 2.19 – *Extension du comportement du modèle de Cam-Clay modifié en compression.*

décrit par l'équation (2.23) est défini par la pente $\lambda_1$ pour des indices des vides macroscopiques positifs et par la pente $\lambda_2$ si ces indices sont négatifs. Afin de traduire l'influence du paramètre $e$, sa valeur est calculée à chaque point d'intégration via la définition d'une variable utilisateur de type « USer Defined FieLD » (notée USDFLD) dans le logiciel ABAQUS. En fonction de cette valeur, la pente plastique associée est utilisée.

### 2.3.2 Identification des paramètres du modèle

Le modèle de Cam-Clay modifié, qui a été développé afin de retranscrire le comportement du pisé carboné, a été entièrement présenté. L'exploitation des essais triaxiaux et de compaction permettra l'identification de la droite d'état critique en cisaillement et celle des paramètres du comportement compactant. L'effet de la température sur tous ces paramètres est étudié.

#### 2.3.2.1 Droite d'état critique

Comme présenté sur la figure 2.20, la droite d'état critique en cisaillement à 20°C est tracée à partir des contraintes critiques en cisaillement atteintes lors des essais triaxiaux pour des vitesses de 0,1 mm/min, 0,5 mm/min et 1 mm/min. La vitesse de déformation n'ayant pas d'influence sur la pente de cette droite, une valeur unique est déterminée à température ambiante : $M_{20°C} = 1,18$.
Les résultats des essais à 50°C et 80°C apparaissent sur la même figure. Ils sont tous positionnés en dessous de la droite d'état critique qui a été identifiée à 20°C. Puisque aucun contrôle précis de la température n'a été possible durant ces essais, il convient de conclure uniquement de l'influence globale de la température sur la pente de la droite critique. C'est pourquoi, l'hypothèse d'une légère diminution de la valeur de la pente est considérée par la suite : $M_{50-80°C} = 1,1$.

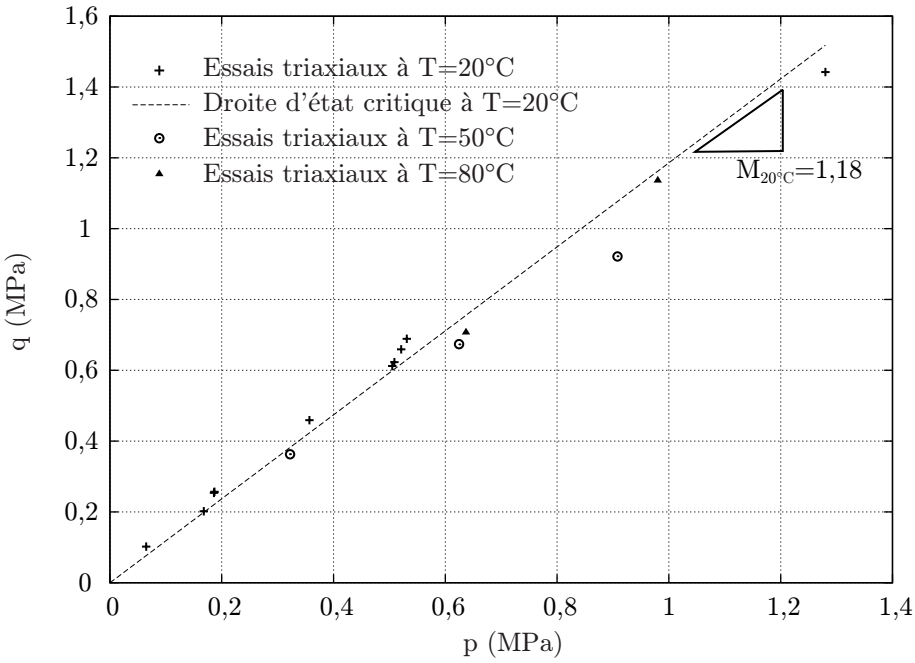



FIGURE 2.20 – *Exploitation des résultats d'essais triaxiaux à 3 températures différentes.*

#### 2.3.2.2 Paramètres du comportement compactant

Les paramètres du comportement compactant sont identifiés dans le repère $(\ln(p), e)$. Les essais de compaction aux différentes températures sont alors exploités comme sur la figure 2.19. Les résultats de cette exploitation sont reportés dans le tableau 2.1. Aucun effet de la température n'est visible sur les

| Température (°C) | 20 | 50 | 80 |
|---|---|---|---|
| $\kappa$ | 0,017 | 0,017 | 0,017 |
| $\lambda_1$ | 0,12 | 0,12 | 0,12 |
| $\lambda_2$ | 0,024 | 0,024 | 0,024 |
| $e_1$ | 0,16 | 0,13 | 0,1 |

TABLEAU 2.1 – *Paramètres du comportement compactant du pisé.*

pentes élastique et plastiques. Comme illustré sur la figure 2.21, seul le paramètre $e_1$ diminue lorsque la température augmente. Cela signifie que pour une même pression hydrostatique (1 MPa), l'échantillon est plus compacté à 80°C qu'il ne l'est à 20°C. Ce résultat est directement lié à la viscosité du pisé à 80°C. Ce phénomène est modélisé par la diminution de la taille du Cap de la surface seuil avec la température [Hueckel et Baldi, 1990, Sultan *et al.*, 2002].

Dans le modèle de Cam-Clay modifié et comme précisé par l'équation (2.25), le paramètre $e_1$ sert uniquement à calculer l'état de consolidation initiale à la température associée. Dans le cadre de cette étude, l'effet de la température sur le comportement compactant est retranscrit par l'intermédiaire du paramètre $\beta$ qui modifie la forme du Cap. Une valeur unitaire est fixée à température ambiante : $\beta(20°C) = 1$. Afin d'évaluer les paramètres $\beta(50°C)$ et $\beta(80°C)$, il s'agit de considérer un échantillon qui a été compacté de façon hydrostatique. Initialement à température ambiante, il est alors chauffé afin d'atteindre la température $T$ sans changement de volume. L'indice des vides macroscopiques $e$ reste donc constant durant l'essai. De plus, les pentes élastique et plastiques étant indépendantes de la

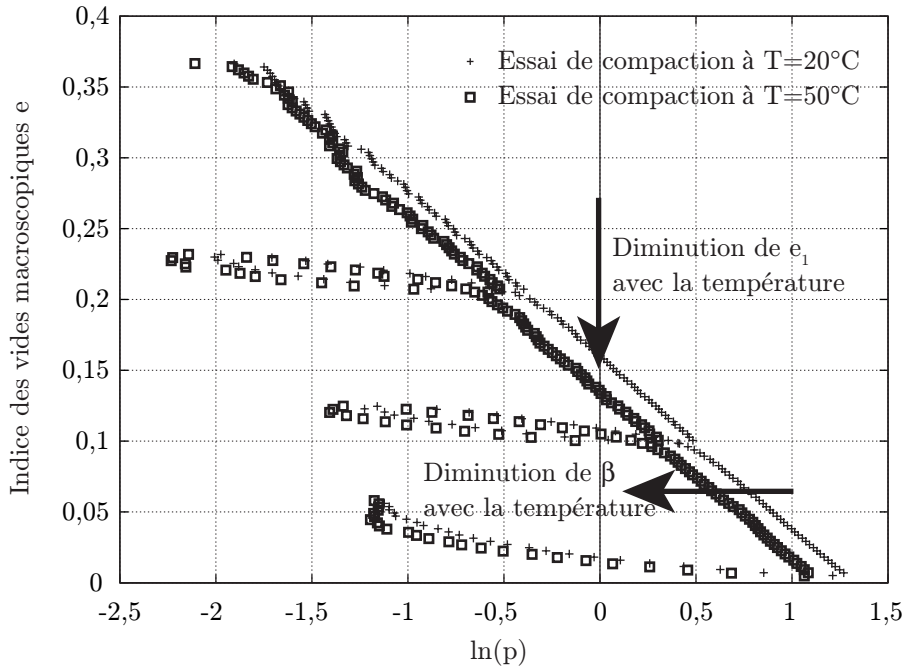



Figure 2.21 – *Influence de la température sur le comportement compactant.*

température, l'état de consolidation $a$ reste également constant. L'équation (2.46) permet d'écrire :

$$\beta(T) = \frac{p_c(T)}{a} - 1 \tag{2.47}$$

Or, à température ambiante :

$$\beta(20°C) = 1 \tag{2.48}$$

Par conséquent,

$$a = \frac{p_c(20°C)}{2} \tag{2.49}$$

et l'équation (2.47) s'écrit :

$$\beta(T) = 2\frac{p_c(T)}{p_c(20°C)} - 1 \tag{2.50}$$

Les essais de compaction mis en place, dont deux résultats sont présentés sur la figure 2.21, ne définissent pas l'évolution de $p_c$, puisque l'échantillon est également soumis à une contrainte équivalente de von Mises non nulle. Afin de déterminer $\beta(T)$ en exploitant les essais réalisés, l'approximation suivante est faite :

$$\frac{p_c(T)}{p_c(20°C)} \approx \frac{p(T)}{p(20°C)} \tag{2.51}$$

Ainsi, à partir d'une valeur $p(20°C)$, il est possible de calculer $p(50°C)$ et $p(80°C)$ en exploitant les courbes de la figure 2.21. Les valeurs obtenues conduisent à :

$$\beta(50°C) = 0,56 \quad \text{et} \quad \beta(80°C) = 0,21 \tag{2.52}$$

Tous les paramètres identifiés et nécessaires à la modélisation du pisé carboné avec le modèle de Cam-Clay modifié sont regroupés dans le tableau 2.2. Le coefficient de Poisson est fixé à une valeur de 0,25.

| Température (°C) | 20 | 50 | 80 |
|---|---|---|---|
| $\nu$ | | 0,25 | |
| $\kappa$ | | 0,017 | |
| $M$ | 1,18 | 1,1 | 1,1 |
| $\lambda_1$ | | 0,12 | |
| $\lambda_2$ | | 0,024 | |
| $e_1$ | 0,16 | 0,13 | 0,1 |
| $\beta$ | 1 | 0,56 | 0,21 |

Tableau 2.2 – *Paramètres du modèle de Cam-Clay modifié pour le pisé.*

Globalement, les résultats obtenus sont en accord avec les tendances relatées dans [Graham *et al.*, 2001] qui concernent l'évolution des paramètres du modèle de Cam-Clay modifié avec la température. En effet, une hausse de température conduit à une diminution de la taille de la surface seuil et par conséquent de la zone élastique.

### 2.3.3 Résultats numériques

Une analyse axisymétrique en grandes déformations des essais triaxiaux et de compaction a été réalisée avec le logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS/Standard 6.7. Deux essais supplémentaires ont été mis en place et simulés afin de valider le modèle. Pour toutes les modélisations réalisées dans le cadre de cette thèse, le comportement du pisé de carbone est défini par les paramètres identifiés précédemment.

#### 2.3.3.1 Modélisation des essais utilisés pour l'identification

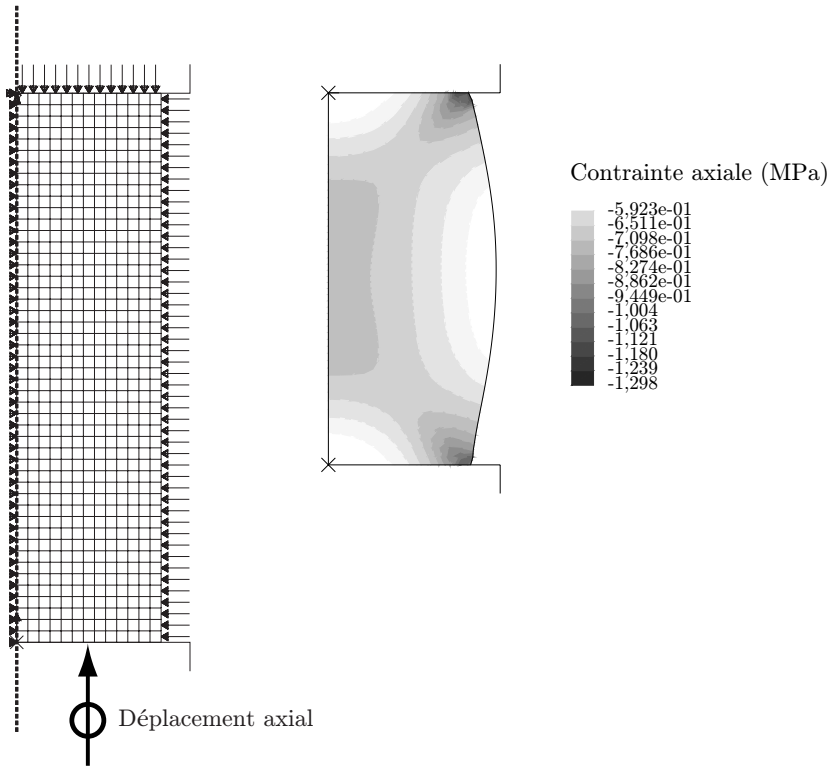
Pour simuler les essais triaxiaux et de compaction, l'échantillon de pisé est maillé avec des éléments axisymétriques à quatre nœuds avec une intégration complète. Les pistons supérieur et inférieur sont assimilés à des corps rigides indéformables.

**Essais triaxiaux**

Pour cet essai, des conditions de contact sont définies entre l'échantillon et les pistons. Le comportement normal repose sur une condition de non-pénétration des deux solides en contact (« hard contact » dans ABAQUS) et le comportement tangentiel repose sur un coefficient de frottement de 0,3 (mesuré par le dispositif de plan incliné reporté à l'annexe A entre le papier filtre et le pisé).

Du fait du mode de compaction manuel, l'indice des vides macroscopiques initial de valeur moyenne 0,42 est supposé hétérogène. Pour tous les échantillons, une distribution linéaire est considérée pour $e$ qui prend la valeur 0,52 en bas de l'échantillon et 0,32 en haut. En effet, l'échantillon est plus compacté sur sa partie supérieure afin de respecter la hauteur initiale souhaitée pour l'échantillon. Cette distribution a été choisie car elle permettait de retranscrire au mieux le comportement en cisaillement obtenu pour un confinement de 100 kPa.

Comme présenté sur la figure 2.22(a), l'échantillon est d'abord sollicité de manière hydrostatique sur ses faces latérale et supérieure. Ensuite, un déplacement axial est imposé au piston inférieur. L'effort axial est lu directement sur le piston supérieur qui est bloqué. Cet effort correspond à celui qui est mesuré par la cellule de force de la figure 2.7. En effet dans la simulation, la pression axiale exercée par l'eau est appliquée directement sur l'échantillon et non pas sur le piston supérieur. La figure 2.22(b)




(a) Maillage et conditions aux limites (b) Répartition de la contrainte axiale

Figure 2.22 – *Simulation de l'essai triaxial.*

montre la forme convexe qui est prise par l'échantillon compacté. Celui-ci est majoritairement sollicité en son centre et sur les bords.

L'évolution de l'effort axial en fonction du déplacement axial imposé est comparée pour les réponses expérimentale et numérique pour des confinements compris entre 100 kPa et 800 kPa. Les résultats sont présentés sur la figure 2.23 pour les essais à température ambiante et sur la figure 2.24 pour des essais à 50°C et 80°C.

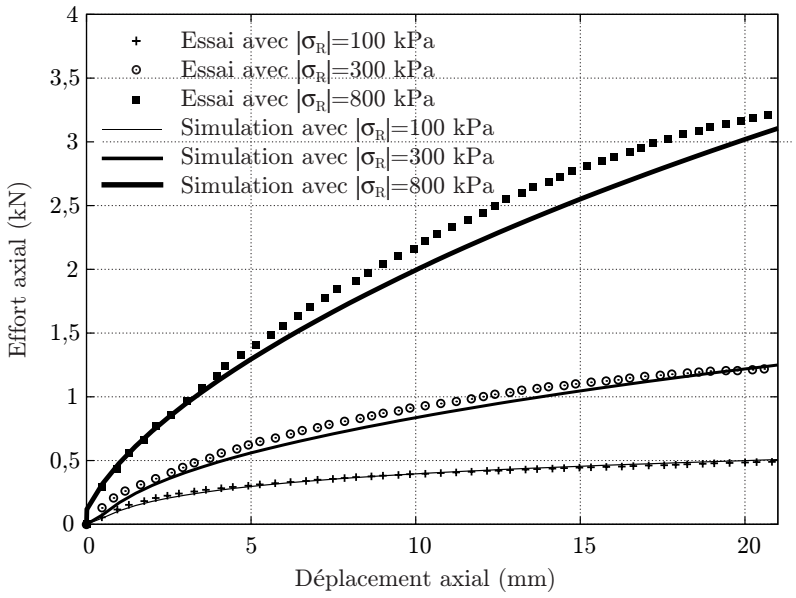



Figure 2.23 – *Essais triaxiaux à température ambiante pour différentes contraintes radiales.*

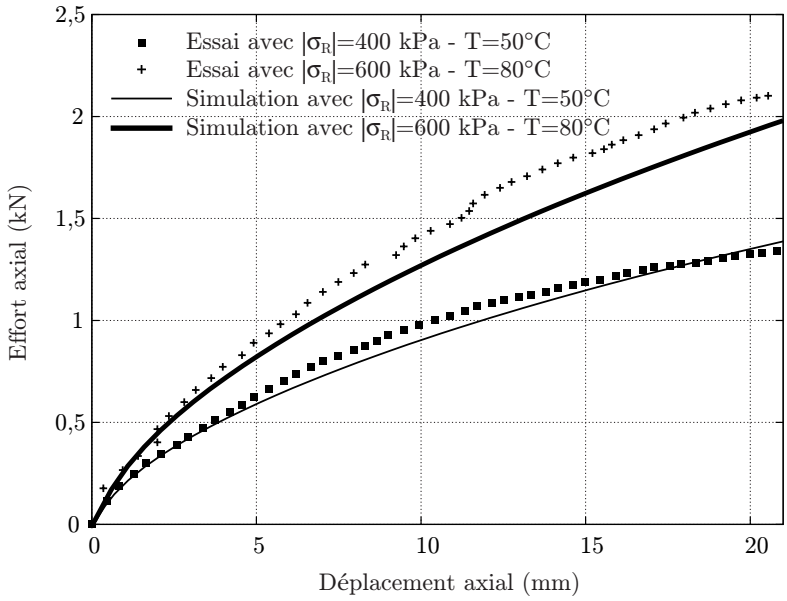



Figure 2.24 – *Essais triaxiaux à T=50° C et T=80° C.*

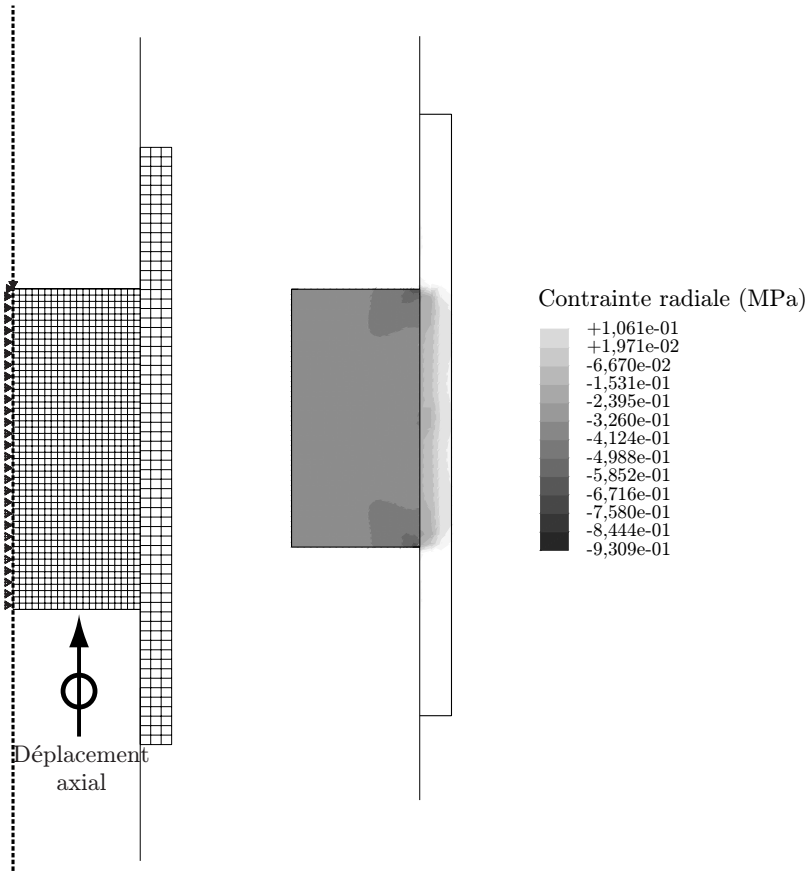
Le modèle de Cam-Clay modifié permet d'obtenir une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et numériques.

**Essais de compaction**

Pour la modélisation de l'essai de compaction reporté sur la figure 2.25(a), le cylindre en acier est maillé avec des éléments axisymétriques à quatre nœuds avec une intégration complète. Un comportement élastique linéaire isotrope lui est assigné avec un module d'Young de 210 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. Des conditions de contact sont également définies entre l'échantillon et les pièces en acier : du « hard contact » pour le comportement normal et un coefficient de frottement de 0,22 pour le comportement tangentiel. De par la précompaction à double-effet, un indice des vides macroscopiques initial homogène $e = 0,37$ est adopté. L'échantillon est soumis à un déplacement axial imposé par le piston inférieur. Le piston supérieur est bloqué et permet de connaître l'effort axial appliqué. Comme illustré par la figure 2.25(b), la distribution de la contrainte radiale dans l'échantillon est globalement homogène. De plus, le moule en acier qui se déplace selon la direction axiale du fait du frottement avec l'échantillon, est également comprimé selon la direction radiale. Ce résultat montre d'ailleurs l'effet du frottement sur le cylindre en acier, ce qui avait été négligé lors de la détermination théorique de $C_{th}$.

L'évolution expérimentale de l'effort axial en fonction du déplacement axial imposé est comparée au résultat numérique. La figure 2.26 présente le résultat d'un essai de compaction à température ambiante. Les parties élastique et plastique du comportement compactant sont bien reproduites par le modèle. Les mêmes résultats sont constatés pour les essais de compaction réalisés à 50°C et 80°C. L'hystérésis de la partie élastique n'est pas parfaitement retranscrite. Les différences peuvent s'expliquer par le coefficient de frottement constant considéré pour la simulation et par des artéfacts dus au montage expérimental. Enfin, la figure 2.27 montre la nécessité de définir une seconde pente plastique pour modéliser le comportement compactant sous fortes pressions.

Afin d'éviter des problèmes d'ordre numérique, une transition douce permet le passage d'une pente plastique à l'autre.




(a) Maillage et conditions aux limites (b) Répartition de la contrainte radiale

Figure 2.25 – *Simulation de l'essai de compaction.*

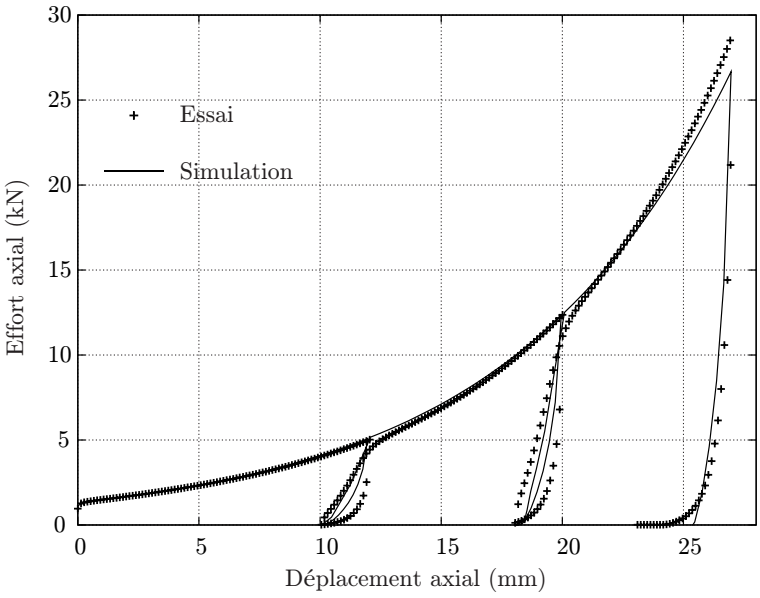



Figure 2.26 – *Essai de compaction à T=20°C.*

#### 2.3.3.2 Validation du modèle

La validation du modèle requiert la mise en place d'essais différents de ceux qui ont servi pour l'identification des paramètres. Ces essais se focaliseront sur les caractéristiques du pisé qui sont ma-

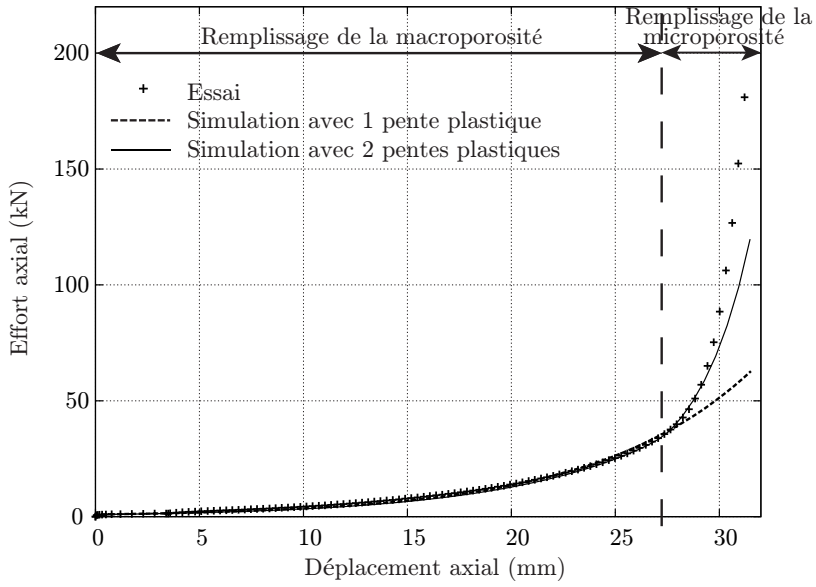



Figure 2.27 – *Résultats expérimentaux et numériques pour de fortes pressions.*

joritairement sollicitées dans le haut fourneau, c'est-à-dire le comportement compactant et l'effet de la température sur celui-ci.

**Essai de compression hydrostatique**

L'identification du comportement compactant s'est faite grâce à la mise en place d'un essai de compaction avec confinement assuré par un cylindre mobile. Un essai de compression hydrostatique est souvent le plus approprié. La machine d'essai triaxial est aménagée afin de reproduire ce type d'essai et de valider le comportement identifié. Seule la pression exercée par l'eau est appliquée sur l'échantillon à travers des cycles successifs de charge-décharge. La préparation de l'échantillon est la même que celle suivie lors des essais triaxiaux. Le dispositif d'essai est présenté sur la figure 2.28.
Le déplacement axial de la cellule est bloqué, tout comme celui du piston supérieur, qui par ailleurs n'est pas en contact avec l'échantillon. Aucun déplacement axial n'est donc imposé à l'échantillon et aucun effort axial n'est mesuré par la cellule de force. L'échantillon de pisé de forme cylindrique est placé sur le piston inférieur qui est fixe et un disque le surplombe afin d'y attacher le film en caoutchouc. L'eau applique une pression hydrostatique sur les faces supérieure et latérale de l'échantillon.

Afin d'évaluer la façon dont l'échantillon se déforme, le déplacement axial du centre du disque est étudié. Du fait de la présence d'eau, une mesure directe est impossible. C'est pourquoi une méthode de suivi de marqueurs [Nugent *et al.*, 2000, Lee *et al.*, 2009] est mise en place. Des marqueurs sont représentés sur le disque. Une caméra CCD 8-bits enregistre une image de la zone marquée pour chaque incrément de 50 kPa de contrainte hydrostatique. Le post-traitement des images permet de calculer le déplacement axial de la zone considérée. Par comparaison avec le pisé, le disque est supposé rigide, par conséquent ce déplacement correspond à celui de la partie supérieure de l'échantillon de pisé.

L'évolution de la contrainte hydrostatique imposée en fonction du déplacement axial du haut de l'échantillon est comparée pour les réponses expérimentale et numérique sur la figure 2.29. Une pression de 50 kPa est conservée lors de la décharge afin de préserver la forme cylindrique de l'échantillon et son contact avec le disque supérieur. Alors que la partie plastique est bien reproduite par le modèle, ce n'est pas le cas de la zone élastique, et notamment de l'hystérésis. Ceci peut être justifié en reconsidérant l'hypothèse faite sur l'égalité du déplacement axial du disque avec celui de la partie supérieure de l'échantillon. En effet, lors de la décharge, l'air situé dans les porosités du pisé et de la céramique poreuse est aspiré entre l'échantillon et le disque, ce qui apparaît sur la figure 2.30. Les deux corps

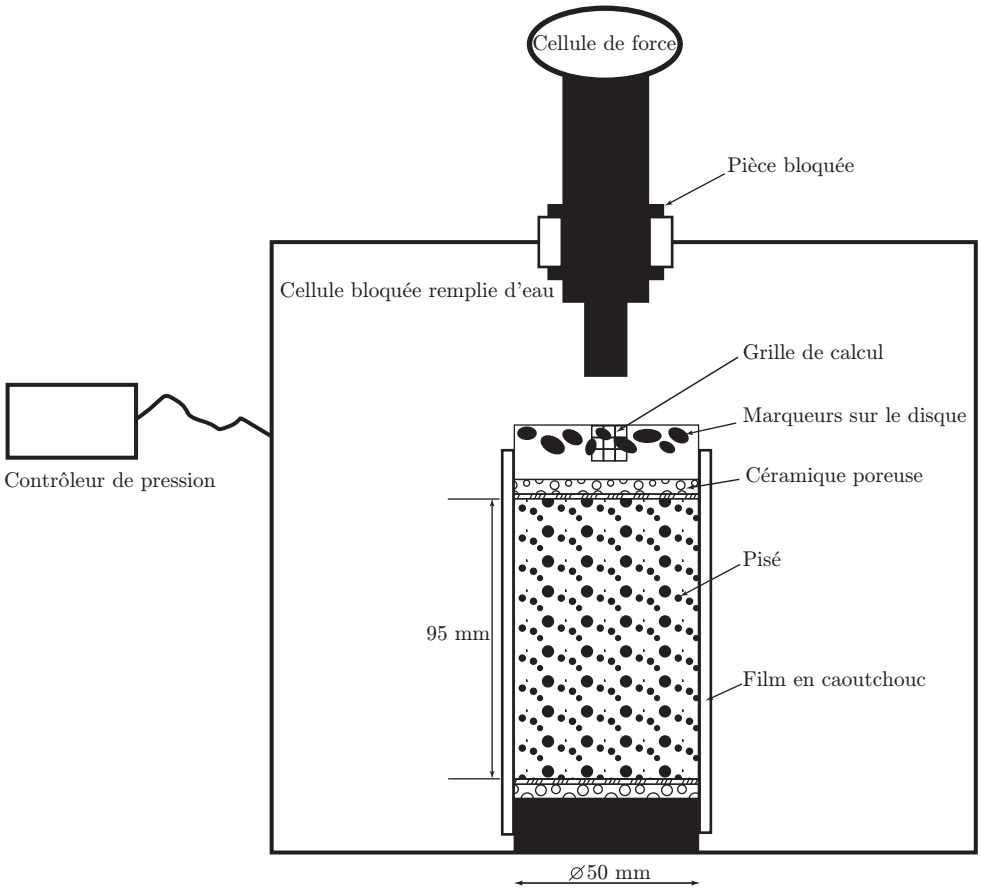



Figure 2.28 – *Essai de compression hydrostatique.*

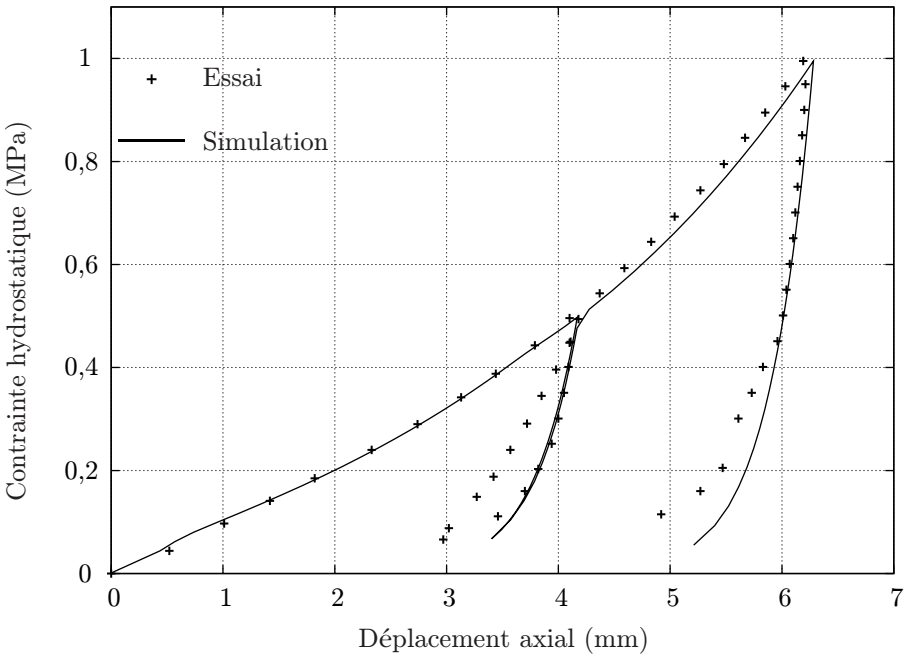
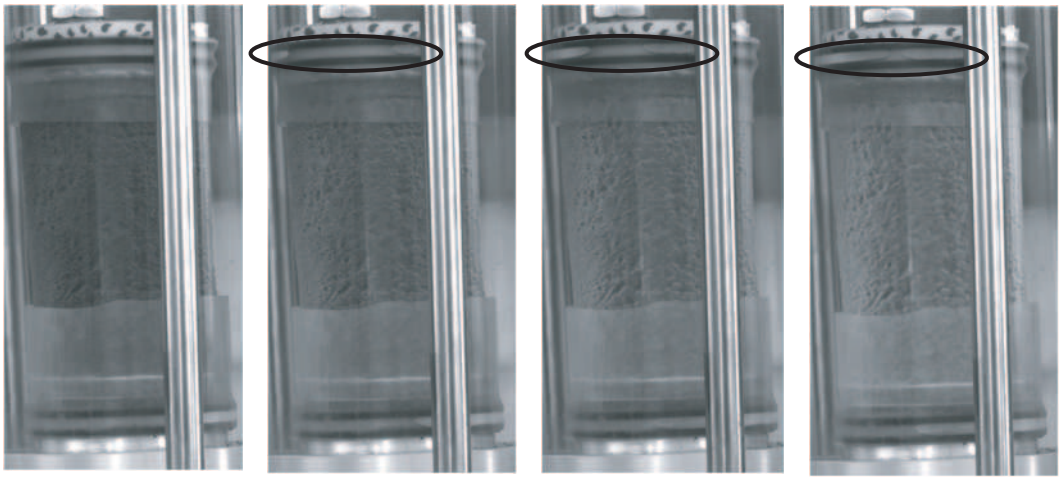



Figure 2.29 – *Essai de compression hydrostatique avec charges-décharges.*

ne sont alors plus en contact et leurs déplacements axiaux sont par conséquent indépendants jusqu'au retour de cet air dans les porosités lors de la prochaine charge. Ce phénomène n'est pas modélisé, ce qui explique les différences entre les résultats numérique et expérimental lors des cycles de décharge/charge.



(a) 400 kPa (b) 300 kPa (c) 150 kPa (d) 100kPa

Figure 2.30 – *Effet d'aspiration d'air pendant la décharge pour différentes pressions : (a) 400 kPa, (b) 300 kPa, (c) 150 kPa, (d) 100 kPa.*

**Essai de compaction avec variation de température**

L'influence de la température sur le comportement compactant est étudiée à travers un essai de compaction avec cycles de charge-décharge et augmentation de la température en cours d'essai. Le dispositif et l'échantillon sont identiques à ceux décrits lors de l'identification du comportement compactant. Ainsi, l'échantillon d'indice des vides macroscopiques homogène $e = 0,37$ est sollicité de façon cyclique à 0,2 mm/min. La hausse de température est réalisée en deux étapes comme présenté sur la figure 2.31 : la température augmente dans un premier temps de 20°C à 50°C, puis de 50°C à 80°C. La température

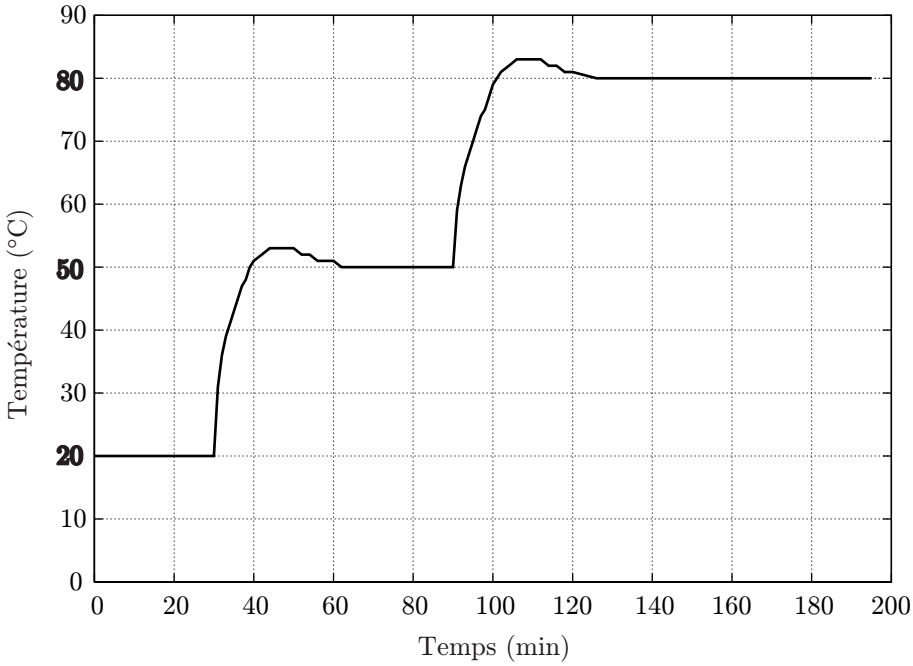



Figure 2.31 – *Évolution de la température mesurée par le thermocouple du collier chauffant pendant l'essai de compaction.*

est mesurée par le thermocouple intégré dans le collier chauffant. Lors de la simulation de cet essai, cette température est appliquée sur la partie extérieure du cylindre mobile. Suite à un calcul de thermique transitoire considérant les propriétés résumées dans le tableau 2.3, l'évolution de la température

dans l'échantillon est évaluée.

| | Acier | Pisé carboné |
|---|---|---|
| Densité (kg.mm$^{-3}$) | $7,85 \times 10^{-6}$ | $[1,33 \times 10^{-6}; 1,73 \times 10^{-6}]$ |
| Conductivité (W.mm$^{-1}$.K$^{-1}$) | 0,047 | 0,025 |
| Chaleur spécifique (J.kg$^{-1}$.K$^{-1}$) | 450 | 700 |
| Dilatation (K$^{-1}$) | $1,2 \times 10^{-5}$ | $3,3 \times 10^{-6}$ |

TABLEAU 2.3 – *Propriétés thermiques de l'acier et du pisé.*

Les résultats numériques et expérimentaux de cet essai sont présentés sur la figure 2.32. L'aptitude du modèle à reproduire l'influence de la température sur le comportement compactant du pisé est validée.

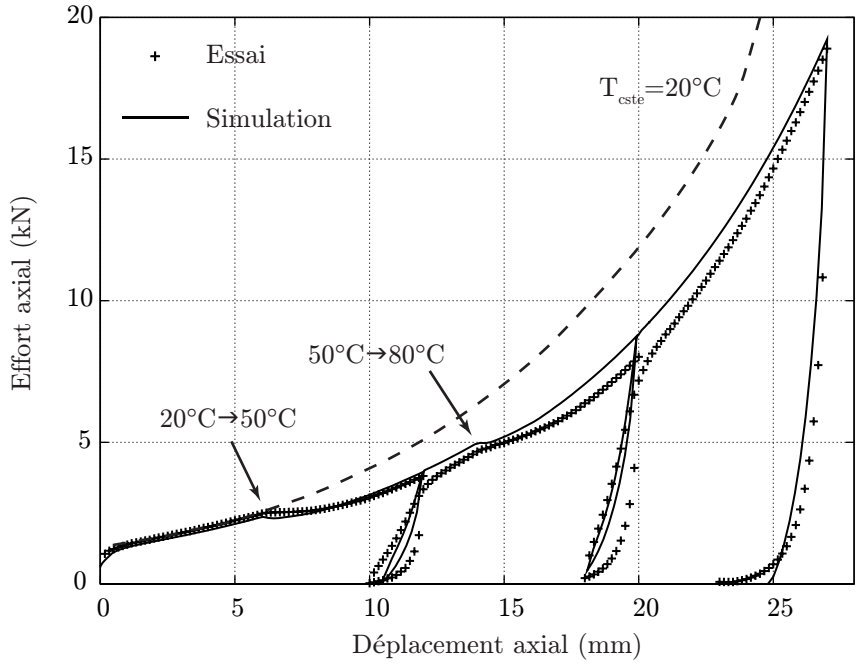



FIGURE 2.32 – *Essais de compaction avec charges-décharges et chauffe.*

### 2.3.4 Implémentation du modèle en explicite

La nécessité de s'appuyer sur un schéma de résolution explicite pour la modélisation des structures maçonnées du creuset de haut fourneau implique quelques modifications pour l'implémentation du comportement compactant du pisé dans le logiciel ABAQUS. En effet, le comportement compactant du pisé ne peut pas être reproduit à partir des pentes élastique et plastiques identifiées dans le repère $(\ln(p), e)$.

#### 2.3.4.1 Définition du comportement compactant

**Zone élastique**

La partie élastique du comportement compactant est définie par un comportement linéaire isotrope qui repose sur un module d'Young $E$ et un coefficient de Poisson $\nu$. Ainsi, le tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ est calculé comme suit :

$$\underline{\underline{\sigma}} = 2\mu\underline{\underline{\varepsilon}} + \lambda \text{trace}(\underline{\underline{\varepsilon}})\underline{\underline{I}} \tag{2.53}$$

où $\lambda$ et $\mu$ sont les coefficients de Lamé :

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \tag{2.54}$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{2.55}$$

**Zone plastique**

Le comportement compactant est décrit par l'évolution linéaire par morceaux de la pression hydrostatique seuil $p_c$ en fonction de la déformation volumétrique plastique $\varepsilon_{vol}^{pl}$. La connaissance de $p_c$ permet alors de calculer la taille de la surface seuil :

$$a = \frac{p_c}{2} \tag{2.56}$$

De plus, l'état initial du matériau est défini par $\varepsilon_{vol}^{pl}|_0$ qui permet de calculer la taille initiale de la surface seuil $a_0$.

#### 2.3.4.2 Identification des paramètres

**Paramètres de l'élasticité**

L'exploitation de ces essais dans un graphique représentant l'évolution de la contrainte axiale en fonction de la déformation axiale permet l'identification du module d'élasticité comme présenté sur la figure 2.33. Cette identification se fait à l'issue de la deuxième décharge, l'échantillon de pisé est alors

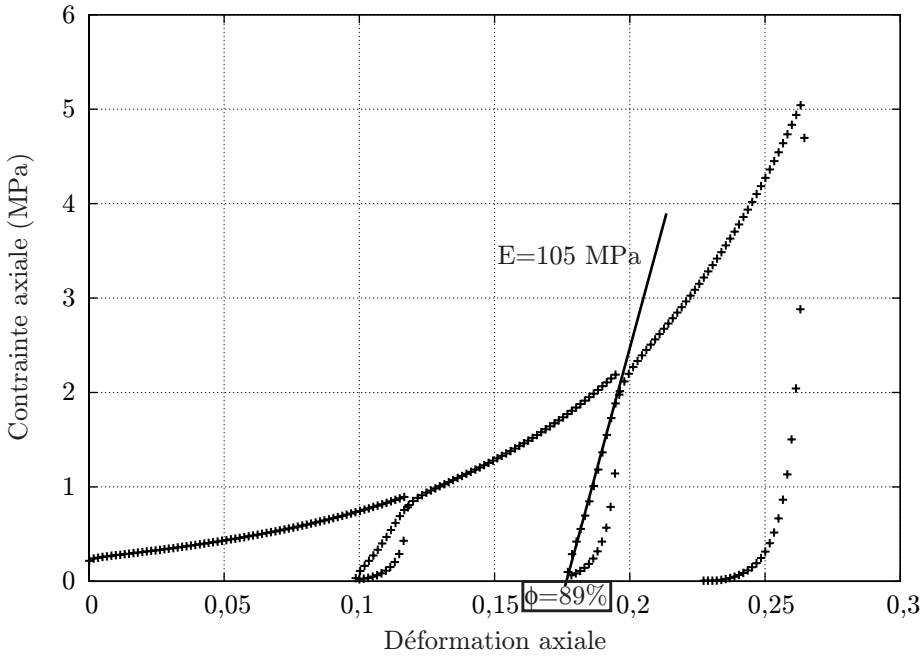



FIGURE 2.33 – *Identification du module d'élasticité à 20°C.*

compacté à 89%, ce qui est très proche des 92% de taux de compaction initial du pisé dans le haut fourneau. Les modules identifiés sont répertoriés dans le tableau 2.4.

Les rigidités obtenues sont également la conséquence des pressions subies par le pisé à l'issue des étapes de décharge. En effet, lorsque l'échantillon compacté à 91% est déchargé jusqu'au taux de compaction de 89%, il n'est alors plus sollicité selon la direction axiale mais subit toujours une

| Température (°C) | 20 | 50 | 80 |
|---|---|---|---|
| $E(MPa)$ | 105 | 80 | 65 |

Tableau 2.4 – *Modules d'élasticité à différentes températures.*

contrainte radiale appliquée par le cylindre en acier. Une pression hydrostatique de 0,3 MPa s'exerce sur l'échantillon de pisé et influe sur la rigidité du matériau lors de la charge suivante. L'existence de cette pression est donc primordiale quant à la rigidité identifiée.
Afin de valider ces paramètres, il est important de s'assurer que le pisé initialement présent dans le creuset subit une pression avant la mise en fonctionnement du haut fourneau. Le pisé est intégré par couches successives entre le blindage en acier et les blocs de carbone. Ainsi, après avoir déposé du pisé sur une hauteur de 100 mm comme illustré sur la figure 2.34, il est damé afin d'atteindre un taux de compaction de 92%. L'étape de damage du pisé est ici modélisée dans un schéma de résolution implicite.

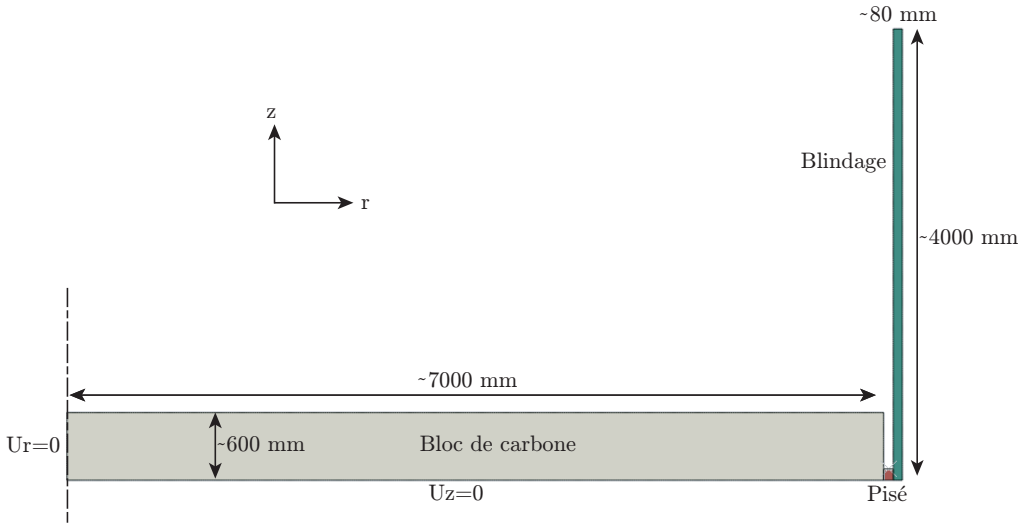



Figure 2.34 – *Modélisation du damage du pisé lors de sa mise en place dans le creuset.*

Le coefficient de frottement tangentiel est estimé à 0,2 entre le pisé et l'acier et à 0,3 entre le pisé et le carbone. De plus, les propriétés élastiques du blindage et des blocs sont précisées dans le tableau 2.5. Le taux de compaction du pisé dans son état inerte a été évalué à 41%. Pour cela, un volume connu est

| Matériau | $E(MPa)$ | $\nu$ |
|---|---|---|
| Acier | 210000 | 0,3 |
| Carbone | 10200 | 0,25 |

Tableau 2.5 – *Propriétés élastiques de l'acier et du carbone.*

rempli de pisé non damé, dont la masse est mesurée. Un déplacement axial de 55 mm est appliqué par l'intermédiaire d'un corps rigide afin d'atteindre les 92% de compaction. Après décharge, le pisé subit une pression hydrostatique de 0,6 MPa, due à la plastification de l'échantillon. Cette valeur calculée est le double de celle obtenue dans le cas de l'essai de compaction car le taux de compaction atteint avant décharge est inférieur (91% au lieu de 92%). De plus, les incertitudes portant sur la contrainte radiale obtenue expérimentalement à partir des déformations circonférentielles sont plus fortes pour de faibles pressions. Globalement, la pression hydrostatique calculée après damage justifie l'identification du module d'élasticité décrite précédemment.

**Comportement compactant**
Le comportement compactant qui définit l'évolution de la pression hydrostatique seuil $p_c$ en fonction de la déformation volumétrique plastique $\varepsilon_{vol}^{pl}$ est identifié afin de reproduire pour chaque essai de compaction, l'évolution de l'effort axial en fonction du déplacement axial à chaque température.

#### 2.3.4.3 Validation du comportement compactant implémenté en explicite

Les parties élastique et plastique du comportement compactant en explicite sont validées avec l'essai de compaction à température variable présenté dans le paragraphe 2.3.3.2. Comme illustré sur la figure 2.35, le comportement compactant en explicite reproduit bien le résultat expérimental, du moins pour la partie plastique. De légères oscillations, inhérentes à l'explicite, sont observées sur le résultat numérique.

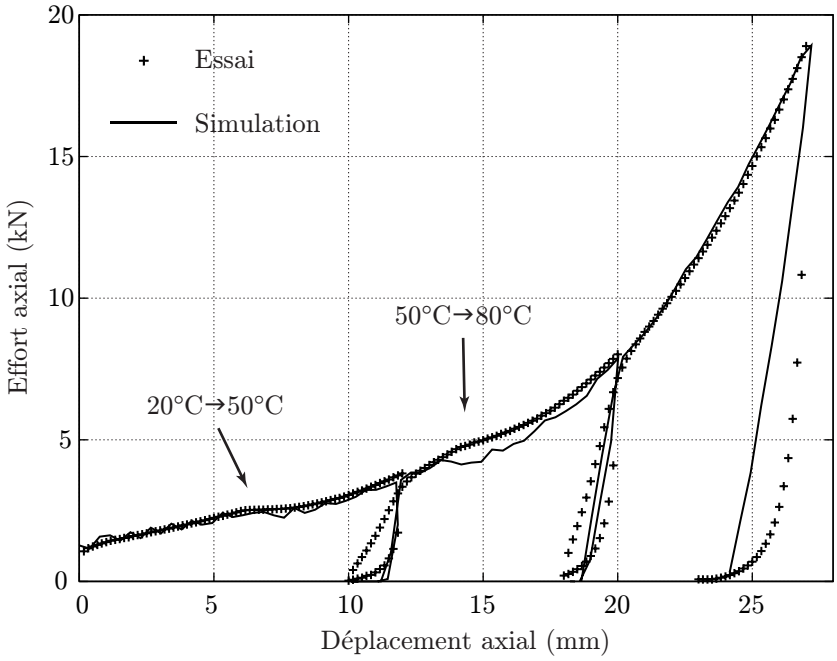



FIGURE 2.35 – *Modélisation en explicite de l'essai de compaction avec charges-décharges et chauffe.*

## 2.4 Bilan

Deux approches sont envisageables pour la modélisation du comportement du pisé de carbone : microscopique et macroscopique. Le peu d'informations sur ses constituants, tant d'un point de vue géométrique que comportemental ont conduit au choix d'une approche macroscopique, courante pour des applications de type ingénierie.

Le modèle de Cam-Clay modifié, particulièrement adapté pour les comportements compactants avec prise en compte de l'influence de la température a été retenu. Des essais triaxiaux et de compaction ont été mis en place afin d'identifier les paramètres du modèle. Ils ont également permis de mettre en évidence l'influence de la température sur le comportement compactant et en cisaillement. Aucun effet de la vitesse de déformation n'a été observé pour des vitesses inférieures à $2 \times 10^{-4}$ s$^{-1}$.

Dans le modèle proposé, l'influence de la température sur le comportement compactant est reproduite par un paramètre unique noté $\beta$ qui pilote la forme du cap. De plus, la définition du comportement compactant a été complétée aux fortes pressions par la définition d'une seconde pente plastique. Celle-ci est liée au remplissage de la microporosité des grains de graphite par la phase liante bitumineuse.

La simulation des essais qui ont servi à l'identification directe des paramètres a permis de confirmer que ce modèle était approprié pour reproduire le comportement du pisé de carbone. Deux essais supplémentaires ont validé l'aptitude du modèle à retranscrire le comportement compactant du pisé et l'influence de la température sur celui-ci. Dans l'optique de la modélisation finale du haut fourneau, le modèle a été adapté pour un schéma de résolution explicite.

# Chapitre 3

# Modélisation de la maçonnerie

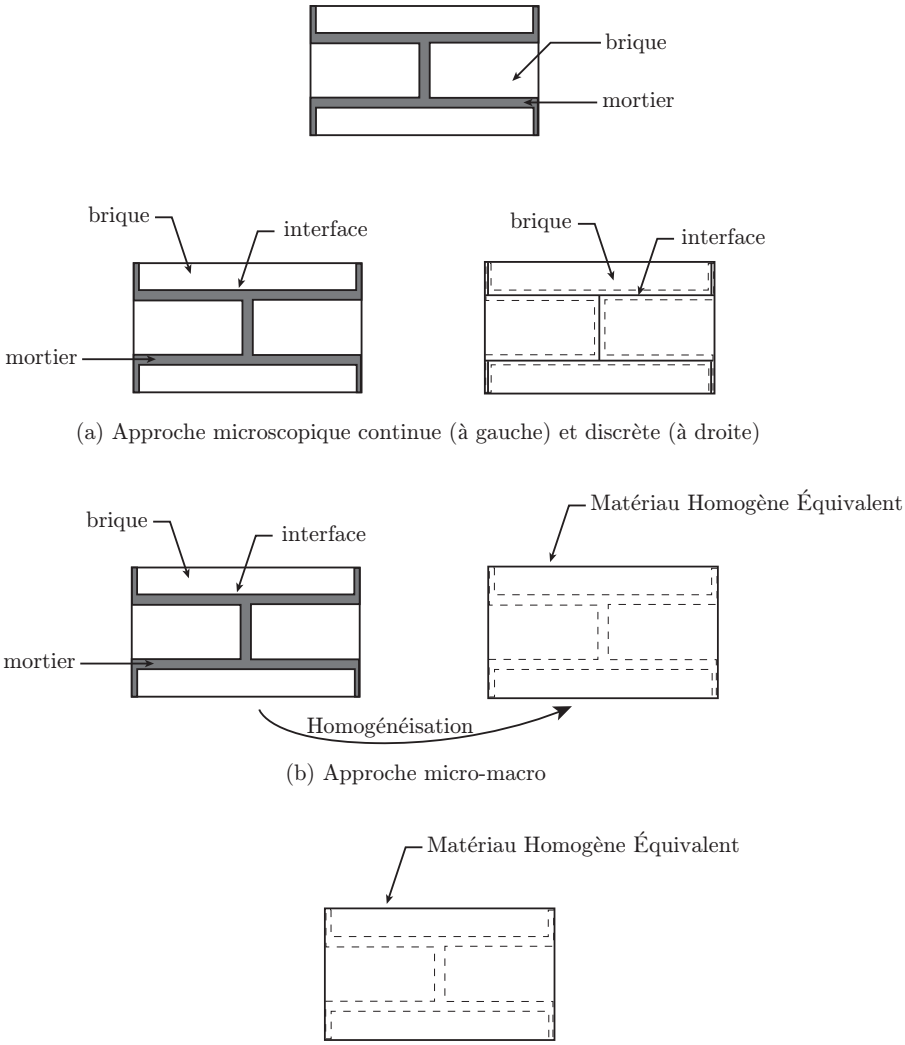
Les maçonneries du creuset, que sont la tasse céramique et la sole, subissent de fortes sollicitations thermomécaniques de par leur contact direct avec la fonte. Leur modélisation doit tenir compte des phénomènes d'ouverture des joints de mortier qui conduisent à une redistribution des contraintes dans la structure.
Après une description des différents modèles de maçonneries recensés dans la littérature, un modèle à états de joints est proposé. Une attention particulière est portée quant à l'identification expérimentale de tous les paramètres définissant ce modèle, et ce pour des températures allant jusqu'à 1500°C. Le modèle est validé par la modélisation d'un mur en cisaillement.

## 3.1 Modélisations existantes

La modélisation du comportement mécanique des maçonneries, structures composées de briques et de joints de mortier, est abordée dans la littérature selon trois approches distinctes comme présenté sur la figure 3.1 :

- L'approche microscopique (cf. figure 3.1(a)) considère la maçonnerie comme une structure hétérogène. Dans cette approche, deux tendances apparaissent selon le fait que les joints de mortier soient représentés ou non. Ainsi, dans une approche continue, les joints et les briques sont représentés par des éléments continus auxquels sont affectées des lois de comportement. De plus, des lois d'interface peuvent intervenir entre ces deux corps. Dans l'approche discrète, les joints de mortier n'apparaissent pas et la dimension des briques est agrandie afin de combler le vide créé. Les briques sont modélisées par des éléments continus avec une loi de comportement associée. Entre ces briques, sont décrites des lois d'interface chargées de retranscrire le comportement couplé de l'interface et du mortier.
- L'approche micro-macro (cf. figure 3.1(b)) s'intéresse en premier lieu à un Volume Élémentaire Représentatif (VER) de la maçonnerie. Ce VER hétérogène est le plus souvent modélisé suivant l'approche microscopique continue décrite précédemment. Différents chargements appropriés appliqués sur le VER permettent d'identifier, à partir de techniques d'homogénéisation, le comportement macroscopique de la maçonnerie affecté au Matériau Homogène Équivalent (MHE).
- L'approche macroscopique (cf. figure 3.1(c)) s'appuie directement sur des résultats d'essais réalisés sur une partie suffisamment grande de la maçonnerie afin de modéliser le comportement macroscopique du MHE.

Une comparaison de ces trois approches est présentée dans [Giordano *et al.*, 2002] à travers la modélisation du monastère de Sao Vicente de Fora à Lisbonne. Chacune de ces approches est adaptée




(a) Approche microscopique continue (à gauche) et discrète (à droite)

(b) Approche micro-macro

(c) Approche macroscopique

Figure 3.1 – *Approches de modélisation des structures maçonnées.*

à des applications précises, en fonction de la complexité du comportement des constituants ou encore de la quantité de conditions de contact à définir. De plus, leur mise en application peut nécessiter des moyens expérimentaux ou numériques difficilement accessibles. Les avantages et inconvénients de ces approches sont détaillés dans les paragraphes suivants.

### 3.1.1 Approche microscopique

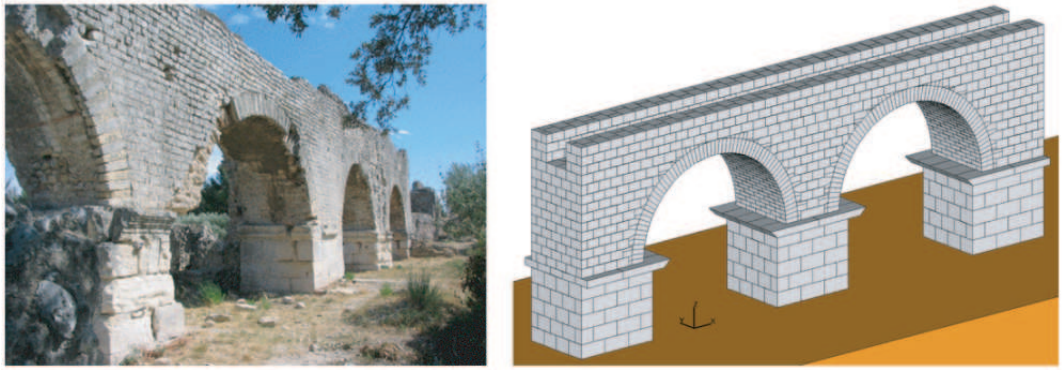
Pour cette approche, l'hétérogénéité de la maçonnerie est pleinement conservée. Les différents constituants sont représentés et leur comportement est modélisé. Les méthodes discrète et continue de cette approche sont définies.

#### 3.1.1.1 Méthode discrète

Comme mentionné dans le chapitre 2, les approches discrètes ont été initialement développées par [Cundall, 1971] dans le cadre de problèmes liés à la mécanique des roches. Depuis, de nombreuses études de structures maçonnées ont été abordées avec cette approche.

Avec cette méthode appelée Méthode par Éléments Discrets (MED), la maçonnerie est définie comme un assemblage de briques (rigides ou déformables) reliées entre-elles par des lois d'interaction

qui sont le plus souvent la loi de Signorini pour le contact et une loi de type Coulomb pour le frottement [Chetouane *et al.*, 2005]. La méthode de résolution « Non Smooth Contact Dynamics » (NSCD) est associée à la MED afin de modéliser des structures de grandes dimensions [Rafiee *et al.*, 2008a].
Ainsi, lors de la modélisation du pont Julien, [Chetouane *et al.*, 2005] a mis en évidence le gain de temps de calcul lié à l'utilisation de briques rigides, mais au dépens de l'obtention de résultats réalistes. [Mohebkhah *et al.*, 2008] introduit dans ses modèles 2D, des lois de comportement pour la brique de type Mohr-Coulomb associées à un critère de troncature de type « cut off » en traction. Des modélisations portant sur des arches [Rafiee *et al.*, 2008a, Tóth *et al.*, 2009] ont été réalisées avec la MED ainsi que celles des arènes de Nîmes et de l'aqueduc d'Arles (cf. figure 3.2) [Rafiee *et al.*, 2008b] ou encore du château Maniace de Syracuse [Casolo et Sanjust, 2009].



(a) Photo de l'aqueduc (b) Modélisation par la MED

Figure 3.2 – *Aqueduc d'Arles [Rafiee* et al., *2008b].*

L'utilisation de ces méthodes dans le cadre de la modélisation de structures maçonnées s'avère aujourd'hui très attrayante de par le faible coût numérique qu'elles engendrent. En effet, peu de degrés de liberté sont nécessaires pour modéliser une structure de grande taille, par comparaison à la Méthode des Éléments Finis (MEF). De plus, afin de simplifier l'utilisation de la MED, des algorithmes permettent un maillage rapide et une détection automatique des surfaces de contact entre les différents corps, et ce à partir d'une géométrie issue de la CAO [Dubois et Jean, 2003].

Néanmoins, la présence dans le haut fourneau d'un matériau comme le pisé qu'il a été choisi de modéliser selon une approche continue avec un modèle de Cam-Clay modifié restreint l'utilisation de la MED. Il est intéressant de noter qu'afin de bénéficier des avantages de la MED et de la MEF, des travaux alliant ces deux méthodes sont amenés à se développer [Casolo et Milani, 2010].

#### 3.1.1.2 Méthode continue

Dans l'approche continue, le plus souvent employée dans le cadre de modèles s'appuyant sur la méthode des éléments finis, les non-linéarités comportementales peuvent être imputées à la brique, au mortier, ainsi qu'à l'interface brique/mortier. Des modèles à deux et trois phases sont développés. Dans les modèles à deux phases, l'interface n'est pas considérée ou alors elle remplace le mortier. Des lois de comportement élasto-plastiques avec endommagement sont introduites pour définir le comportement de ces trois milieux.

Parmi les premiers travaux portant sur la modélisation des maçonneries, ceux de [Page, 1978] supposent un comportement élastique linéaire pour la brique. Le comportement non-linéaire est défini dans le mortier, représenté par des éléments d'interface avec un comportement non-linéaire à rupture fragile. Au fil des années, l'introduction de surfaces seuils a permis la définition de comportements

élasto-plastiques pour la brique et le mortier. Des surfaces spécifiques au mode de sollicitation (traction, compression, cisaillement) sont utilisées. En traction, une surface de type Rankine est classiquement employée [Zucchini et Lourenço, 2002, Kawa *et al.*, 2008, Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008]. Une fois atteinte, des lois d'adoucissement sous forme exponentielle sont définies [Zucchini et Lourenço, 2004]. En cisaillement, des critères de Drucker-Prager [Massart *et al.*, 2004, Zucchini et Lourenço, 2007] et de Mohr-Coulomb [Zucchini et Lourenço, 2007, Kawa *et al.*, 2008, Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008] sont assez courants. Ils sont également accompagnés de lois d'endommagement de forme exponentielle. Un endommagement isotrope de Mazars à deux paramètres décrit le comportement de la brique et du mortier dans [Anthoine, 1997, Pegon et Anthoine, 1997].

Le modèle détaillée dans [Lourenço et Rots, 1997] propose une surface seuil de type Rankine en traction (définie par la contrainte à rupture $f_t$), Mohr-Coulomb en cisaillement (définie par la cohésion $c$ et l'angle de frottement $\phi$), ainsi qu'un « cap » en compression de forme elliptique. Ce modèle a été repris par [Chaimoon et Attard, 2007, Zuccarello *et al.*, 2009] et simplifié avec un « cap » linéaire en compression (défini par l'angle $\gamma$ tel que $\gamma = \frac{\pi}{4} - \frac{\phi}{2}$) comme illustré sur la figure 3.3. Dans le

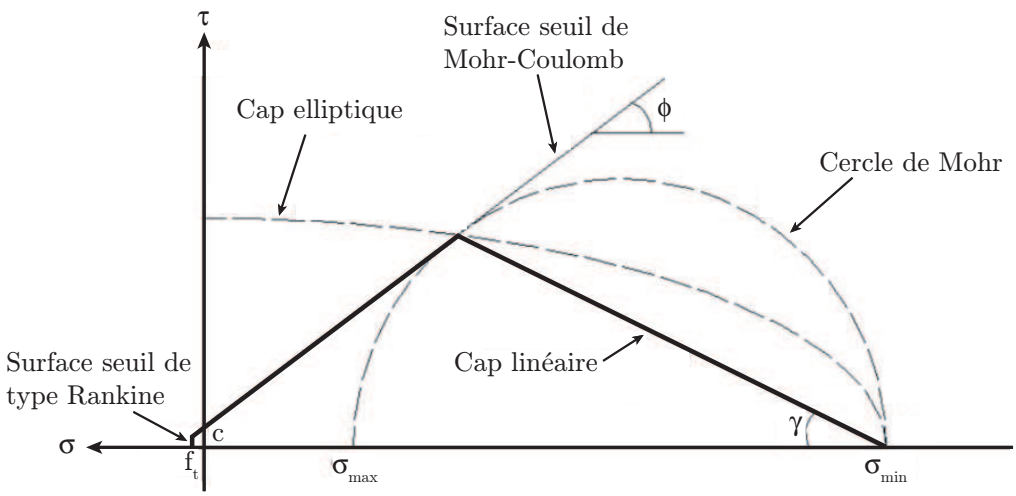
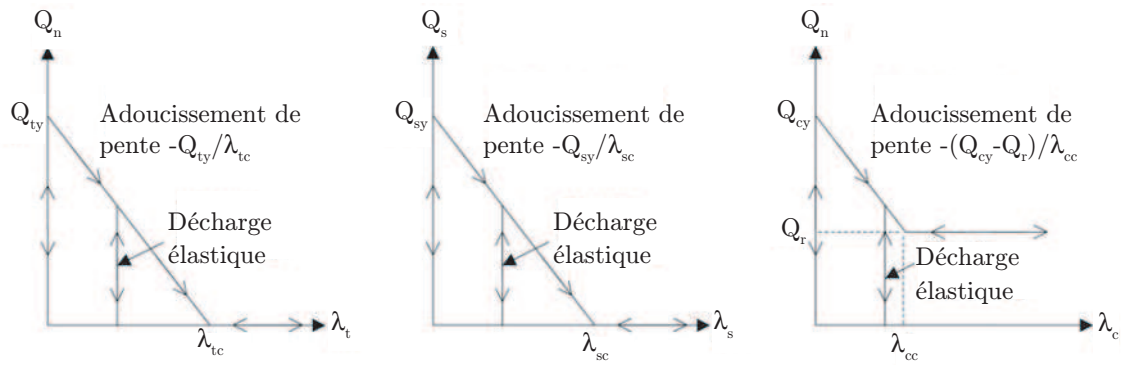



Figure 3.3 – *Surfaces seuils pour le comportement de l'interface [Chaimoon et Attard, 2007].*

cadre des travaux de [Chaimoon et Attard, 2007] et de [Zuccarello *et al.*, 2009], ce modèle définit le comportement des joints de mortier réduits à des interfaces d'épaisseur nulle. Une fois le critère atteint, des lois d'adoucissement présentées sur la figure 3.4 sont décrites pour chaque mode de sollicitation. L'interface étant un élément discontinu, ces lois décrivent des relations aux nœuds de l'interface entre




(a) En traction (b) En cisaillement (c) En compression

Figure 3.4 – *Lois d'adoucissement pour chaque mode [Chaimoon et Attard, 2007].*

les déplacements notés $\lambda_i$ et les efforts $Q_i$. Ce modèle nécessite la connaissance des forces à rupture en

traction $Q_{ty}$, compression $Q_{cy}$ et cisaillement $Q_{sy}$. Alors qu'en traction et en cisaillement, l'effort finit par s'annuler pour, respectivement, des déplacements critiques notés $\lambda_{tc}$ et $\lambda_{sc}$, un effort résiduel $Q_r$ est conservé en compression à partir d'un déplacement $\lambda_{cc}$. Les déplacements critiques sont calculés à partir des énergies à rupture.

De nombreuses études s'intéressent au comportement des joints. Dans les travaux de Giambanco [Giambanco et Gati, 1997, Giambanco *et al.*, 2001], un critère de Mohr-Coulomb avec un seuil en traction est défini. Des approches tribologiques permettent de décrire l'évolution du frottement, une fois le joint rompu. Dans son modèle [Gambarotta et Lagomarsino, 1997], Gambarotta a pris en compte le comportement des trois phases : un comportement fragile pour les briques et une loi de comportement qui prend en compte la décohésion et le glissement dans le joint de mortier par l'intermédiaire de deux variables internes représentant le glissement et l'endommagement. Dans les travaux d'Alfano [Alfano et Sacco, 2006], une méthode combinant 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. Les travaux de Fouchal [Fouchal *et al.*, 2009] s'appuient sur le modèle RCCM (Raous-Cangémi-Cocou-Monerie) [Raous *et al.*, 1999] qui tient compte (en plus du frottement et du contact unilatéral) de l'intensité de l'adhésion. La brique et le mortier ont un comportement élastique linéaire, la non-linéarité étant reproduite par le comportement de l'interface avec le modèle RCCM. Afin d'introduire l'endommagement dans le mortier, celui-ci est divisé en sous-parties reliées entre-elles par des interfaces.

Une extension du modèle introduit par Gambarotta est proposée dans [Pelissou et Lebon, 2009]. Une approche asymptotique [Lebon *et al.*, 2004] est utilisée afin de modéliser l'endommagement quasi-fragile dans l'interface d'épaisseur nulle.
La description de l'endommagement de l'interface à partir de méthodes asymptotiques est étudiée dans les travaux de Rekik [Rekik et Lebon, 2008, Rekik et Lebon, 2010]. Un modèle original présenté sur la figure 3.5 est développé afin de définir le comportement de ce troisième corps.

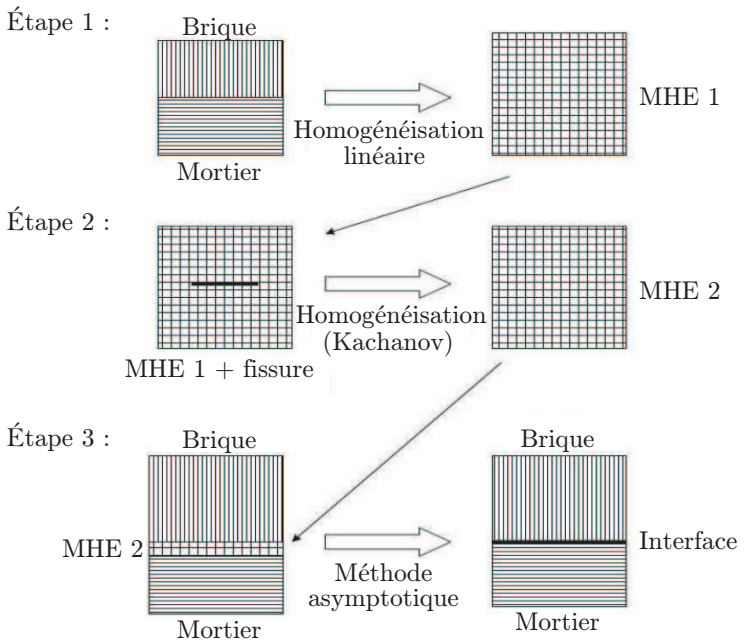



Figure 3.5 – *Modèle proposé dans [Rekik et Lebon, 2008].*

Trois étapes sont nécessaires :

1. une homogénéisation linéaire est appliquée sur un laminé brique/mortier et permet l'obtention du MHE 1 ;
2. une distribution de micro-fissures parallèles est considérée dans ce MHE 1. Le comportement homogénéisé de ce nouveau milieu MHE 2 est obtenu à partir du modèle décrit dans [Mauge et Kachanov, 1994] ;
3. une fine épaisseur de MHE 2 est placée entre la brique et le mortier et afin d'obtenir une interface d'épaisseur nulle, une méthode asymptotique est appliquée à ce milieu. Les rigidités normale et tangentielle de l'interface sont alors définies.

Ces rigidités évoluent selon la longueur de fissure qui est fonction de l'effort appliqué. D'autres modèles s'appuient sur la variable de densité de fissurations pour définir l'endommagement, notamment les travaux de Kachanov [Kachanov, 1992, Kachanov, 1994].

La modélisation microscopique des maçonneries par l'approche continue est très étudiée, car c'est elle qui permet de retranscrire au mieux leurs comportements. En effet, la représentation des différents constituants (brique, mortier et/ou interface) favorise l'intégration de lois de comportement complexes pour chacun d'entre-eux.
Cependant, l'introduction de ces modèles, fortement non-linéaires, s'accompagne de la nécessité de moyens numériques importants. C'est pourquoi, aucune structure présentant les dimensions d'un haut fourneau n'a été modélisée par cette méthode. De plus, la définition de modèles de plus en plus fins nécessite l'identification de nouveaux paramètres. Ceux-ci (par exemple la densité de fissurations, les énergies ou les contraintes seuils) demandent des moyens d'essais considérables, difficilement adaptables à une caractérisation à des températures supérieures à 1000°C.

### 3.1.2 Approche macroscopique

L'approche macroscopique considère la maçonnerie comme une entité unique à laquelle est associé le comportement d'un MHE. Afin d'identifier ce comportement équivalent, les résultats d'essais réalisés sur des maçonneries de grande taille sont exploités. Il s'agit donc d'une approche phénoménologique.

L'objectif de ces essais est d'identifier les surfaces seuils qui définissent le début d'endommagement de la structure. Dans le cadre d'une écriture en 2D, ces surfaces peuvent s'écrire dans deux repères différents :
- le repère d'orthotropie défini par les axes naturels $(X, Y)$ de la maçonnerie liés à l'orientation des joints de mortier ;
- le repère des directions principales $(1, 2)$ défini par les contraintes principales $\sigma_1$ et $\sigma_2$.

L'écriture des surfaces seuils dans le repère des directions principales peut être enrichi en tenant compte de l'angle $\theta$ entre le repère principal et le repère d'orthotropie de la maçonnerie.

**Définition de surfaces seuils dans le repère $(\sigma_1, \sigma_2)$**
Des surfaces seuils écrites en fonction des contraintes principales sont couramment utilisées, notamment par des méthodes continues de type « smeared crack » [Bazant et Oh, 1983]. Lorsque ces surfaces sont atteintes en un point de la structure, un adoucissement des contraintes est calculé, associé à une diminution locale de la rigidité. Ces méthodes, essentiellement adaptées au comportement isotrope des bétons, ont été appliquées aux maçonneries [Giordano *et al.*, 2002, Wawrzynek et Cincio, 2005, Prakash et Alagusundaramoorthy, 2008].
Bien que de bons résultats soient obtenus avec ces méthodes, elles ne tiennent pas compte de l'orthotropie initiale de la maçonnerie. De plus, l'influence des joints de mortier qui agissent comme les plans

faibles de la maçonnerie selon ses directions d'orthotropie ne peut être simplement définie avec un critère écrit dans le repère des contraintes principales [Page, 1981]. C'est pourquoi, la prise en compte de l'angle $\theta$ est ajoutée lors de l'écriture des surfaces seuils.

**Définition de surfaces seuils dans le repère $(\sigma_1, \sigma_2)$ avec prise en compte de l'angle $\theta$**
Dans les années 80, une campagne d'essais biaxiaux a été entreprise sur des structures maçonnées. La maçonnerie est sollicitée en traction-compression [Samarasinghe et Hendry, 1980, Page, 1983] ou en compression biaxiale [Page, 1981] comme présenté sur la figure 3.6.

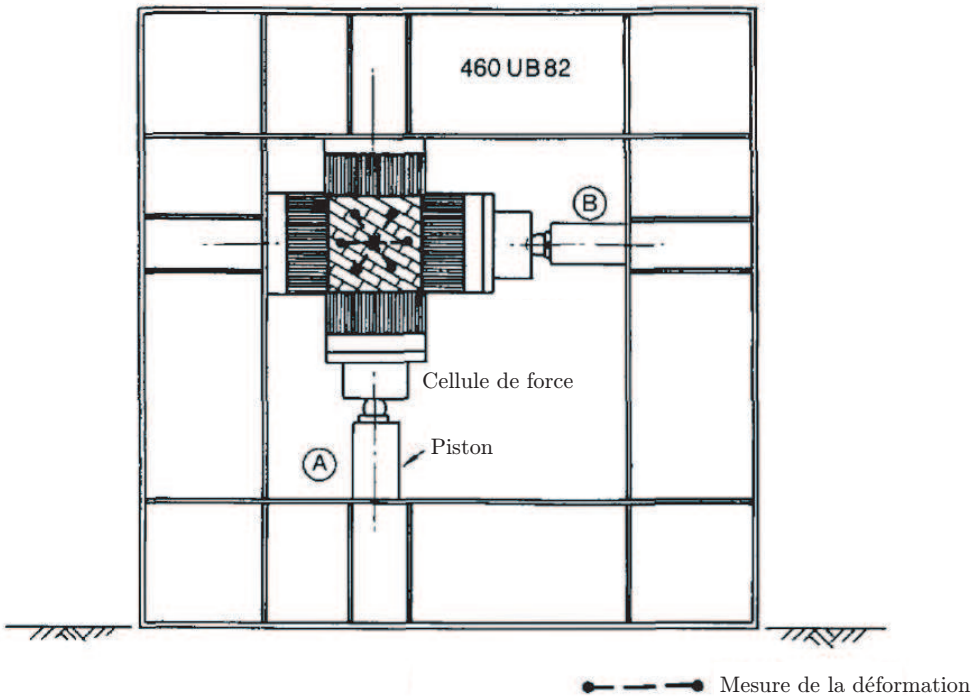



Figure 3.6 – *Essai de compression biaxiale sur maçonnerie [Page, 1981].*

La figure 3.7 illustre les différents modes de rupture apparaissant selon le chargement biaxial appliqué et l'inclinaison d'angle $\theta$ de la maçonnerie.

L'exploitation de ces essais a donné lieu, dans un premier temps, à la définition de surfaces seuils moyennes dans le repère des contraintes principales pour chaque inclinaison [Page, 1981]. Les résultats sont présentés sur la figure 3.8.
Par la suite, afin de formaliser l'écriture des surfaces seuils, leur définition dans le repère d'orthotropie est privilégiée.

**Définition de surfaces seuils dans le repère d'orthotropie $(\sigma_X, \sigma_Y)$**
Une surface seuil de type Tsai-Wu [Tsai et Wu, 1971], issue du domaine des composites, est utilisée dans les travaux de [Dhanasekar *et al.*, 1985] et [Syrmakezis et Asteris, 2001] afin de reproduire les surfaces seuils obtenues expérimentalement dans [Page, 1981]. En 2D contraintes planes et en s'appuyant sur quelques hypothèses, cette surface est décrite dans [Syrmakezis et Asteris, 2001] de la façon suivante :

$$\begin{aligned} f_{TW} = F_1\sigma_X + F_2\sigma_Y + F_{11}\sigma_X^2 + F_{22}\sigma_Y^2 + F_{66}\tau_{XY}^2 + 2F_{12}\sigma_X\sigma_Y \\ + 3F_{112}\sigma_X^2\sigma_Y + 3F_{122}\sigma_X\sigma_Y^2 + 3F_{166}\sigma_X\tau_{XY}^2 + 3F_{266}\sigma_Y\tau_{XY}^2 - 1 = 0 \end{aligned} \quad (3.1)$$

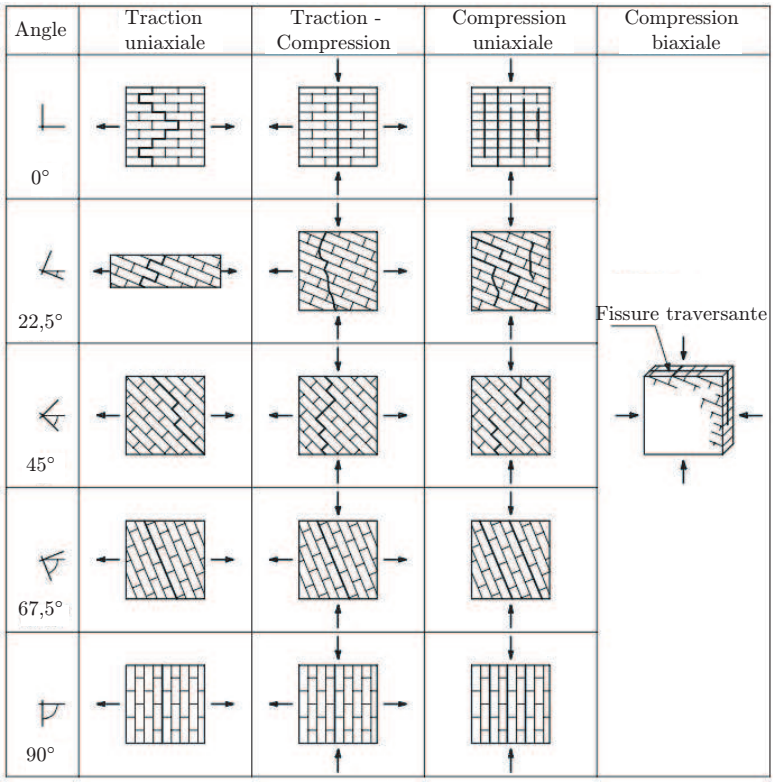



Figure 3.7 – *Modes de rupture de maçonneries sous chargement biaxial [Dhanasekar* et al., *1985].*

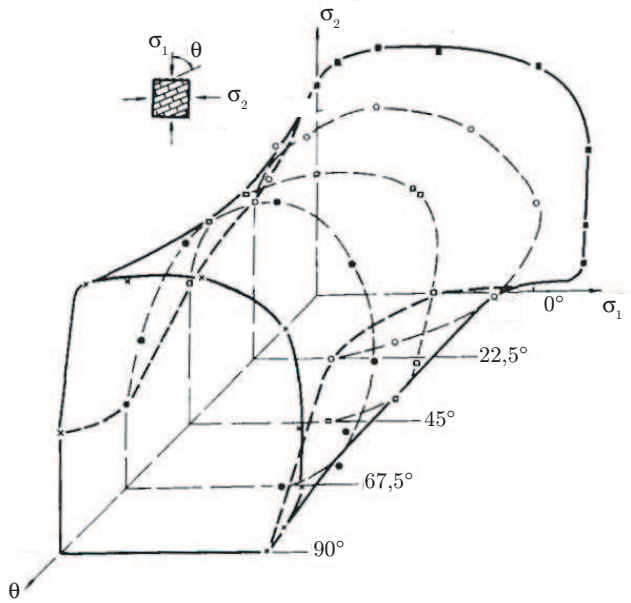



Figure 3.8 – *Surfaces seuils identifiées en compression biaxiale [Page, 1981].*

où $F_1$, $F_2$, $F_{11}$, $F_{22}$ et $F_{66}$ sont des paramètres identifiés à partir des essais de traction et de compression uniaxiale. Les paramètres $F_{12}$, $F_{112}$, $F_{122}$, $F_{166}$ et $F_{266}$ exploitent les résultats des essais biaxiaux. Auparavant, [Dhanasekar *et al.*, 1985] n'avait pas considéré les termes d'ordre 3 et aboutissait à une écriture simplifiée de l'équation 3.1 :

$$f_{TWs} = F_1\sigma_X + F_2\sigma_Y + F_{11}\sigma_X^2 + F_{22}\sigma_Y^2 + F_{66}\tau_{XY}^2 + 2F_{12}\sigma_X\sigma_Y - 1 = 0 \tag{3.2}$$

La faculté de ces modèles à reproduire les résultats d'essai de [Page, 1981] est comparée dans le repère des contraintes principales [Syrmakezis et Asteris, 2001] et illustrée sur la figure 3.9. La surface

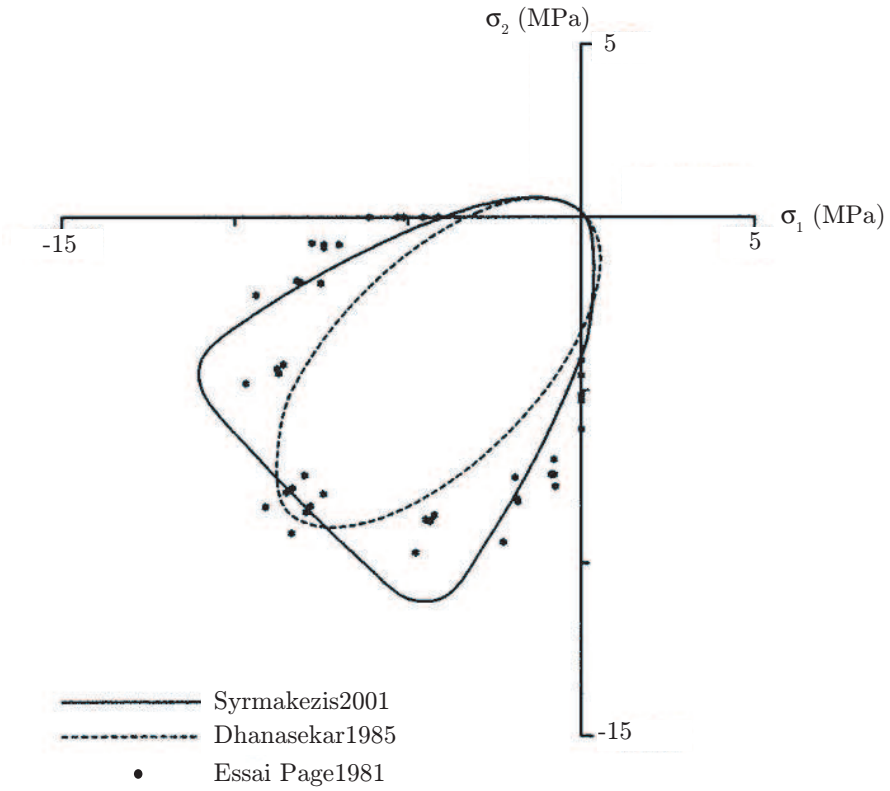



Figure 3.9 – *Surfaces seuils pour une inclinaison de 45° représentées dans le repère des contraintes principales [Syrmakezis et Asteris, 2001].*

seuil définie par [Syrmakezis et Asteris, 2001] reproduit mieux la forme non symétrique définie par les points expérimentaux.

Afin d'établir un modèle macroscopique complet, les travaux de Lourenço [Lourenço, 1996, Lourenço *et al.*, 1997] ajoutent à l'établissement d'une surface seuil, l'écriture de l'évolution des contraintes une fois le critère atteint. Le matériau équivalent est considéré orthotrope sous l'hypothèse des contraintes planes, ce qui est également considéré dans les travaux de [Papa et Nappi, 1997]. La surface seuil représentée sur la figure 3.10 est définie à partir de critères orthotropes : un critère de type Hill en compression associé à un critère de type Rankine en traction.

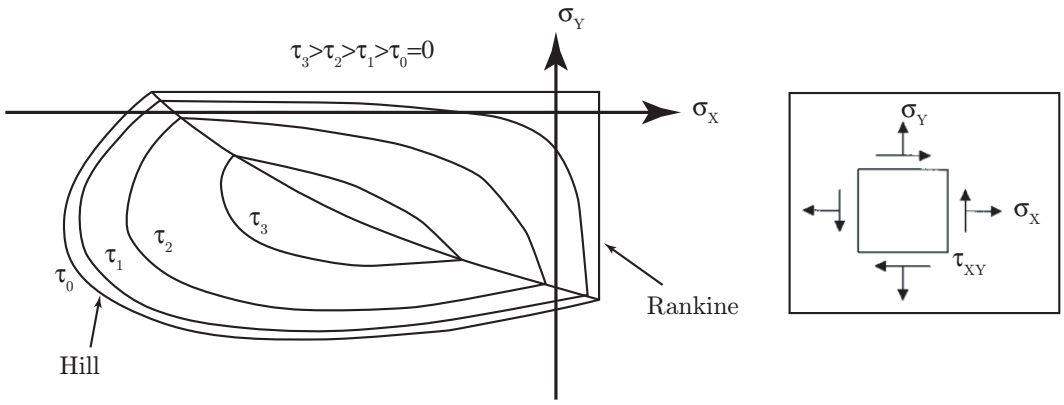



Figure 3.10 – *Critère de plasticité orthotrope selon [Lourenço* et al.*, 1997].*

Le critère de Rankine permet de limiter la contrainte en traction par une valeur seuil différente selon les directions $X$ et $Y$. De plus, un paramètre $\alpha$ est introduit pour caractériser la contribution des contraintes de cisaillement sur le seuil de plasticité. Le critère s'écrit :

$$f_{Rankine} = \frac{(\sigma_X - \overline{\sigma}_{tX}) + (\sigma_Y - \overline{\sigma}_{tY})}{2} + \sqrt{\left(\frac{(\sigma_X - \overline{\sigma}_{tX}) - (\sigma_Y - \overline{\sigma}_{tY})}{2}\right)^2 + \alpha\ \tau_{XY}^2} \tag{3.3}$$

avec

$$\alpha = \frac{f_{tX} f_{tY}}{\tau_{ut}^2} \qquad \text{et} \qquad \begin{cases} \overline{\sigma}_{tX} = f_{tX}\ e^{-\frac{l\ f_{tX}}{G_{tX}}\kappa_t} \\ \overline{\sigma}_{tY} = f_{tY}\ e^{-\frac{l\ f_{tY}}{G_{tY}}\kappa_t} \end{cases} \tag{3.4}$$

où $f_{tX}$ et $f_{tY}$ sont les limites à rupture en traction respectivement dans les directions $X$ et $Y$, tandis que $\tau_{ut}$ est la résistance limite en cisaillement. L'évolution des contraintes seuils $\overline{\sigma}_{tX}$ et $\overline{\sigma}_{tY}$ 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 $\kappa_t$ 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 :

$$f_{Hill} = A\sigma_X^2 + B\sigma_X\sigma_Y + C\sigma_Y^2 + D\tau_{XY}^2 - 1 \tag{3.5}$$

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

$$\begin{aligned} A &= \frac{1}{\overline{\sigma}_{cX}^2(\kappa_c)} \qquad & B &= \frac{\beta}{\overline{\sigma}_{cX}(\kappa_c)\overline{\sigma}_{cY}(\kappa_c)} \\ C &= \frac{1}{\overline{\sigma}_{cX}^2(\kappa_c)} \qquad & D &= \frac{\gamma}{\overline{\sigma}_{cX}(\kappa_c)\overline{\sigma}_{cY}(\kappa_c)} \end{aligned} \tag{3.6}$$

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

$$\beta = \left(\frac{1}{f_{45^\circ}^2} - \frac{1}{f_{cX}^2} - \frac{1}{f_{cY}^2}\right) f_{cX} f_{cY} \qquad \gamma = \frac{f_{c1} f_{c2}}{\tau_{uc}^2} \tag{3.7}$$

où $f_{cX}$ et $f_{cY}$ représentent les limites à rupture en compression uniaxiale respectivement dans les directions $X$ et $Y$. Le terme $f_{45^\circ}$ 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 de la littérature [Ganz et Thürlimann, 1984]. Les paramètres du modèle sont obtenus à partir des essais uniaxiaux et biaxiaux détaillés dans [Ganz et Thürlimann, 1982].

Dans tous les cas présentés dans le cadre de l'approche macroscopique, la mise en place d'un modèle complet et l'identification des paramètres qui le composent nécessitent d'importants moyens expérimentaux. Une telle campagne est inenvisageable dans le cadre de notre étude. Les modèles macroscopiques s'appuyant sur une surface seuil présentent un intérêt certain. C'est pourquoi, comme détaillé dans [Gabor *et al.*, 2006], les inconvénients des approches microscopique et macroscopique sont surmontés par le développement d'une approche micro-macro.

### 3.1.3 Approche micro-macro

Dans le cadre de la modélisation de grandes structures et afin de pallier aux inconvénients des méthodes évoquées précédemment, l'approche micro-macro reste la plus répandue. Celle-ci s'appuie sur les modélisations faites des différents constituants (niveau microscopique) pour identifier un comportement macroscopique de la structure à partir de techniques d'homogénéisation. On distingue dans ce paragraphe, l'utilisation de cette approche afin de modéliser l'état sain de la structure (avant plastification ou endommagement) puis l'état endommagé.

#### 3.1.3.1 Modélisation de l'état sain

**Techniques d'homogénéisation**

La maçonnerie est considérée dans son état sain tant que ses différents constituants sont parfaitement liés et sollicités uniquement de manière élastique. Le comportement élastique des constituants peut être linéaire ou non-linéaire selon les matériaux. Le comportement macroscopique de la maçonnerie à l'état sain peut donc être linéaire ou non. Son identification repose sur des techniques d'homogénéisation qui ont pour but de déterminer le comportement à l'échelle macroscopique en fonction de celui à l'échelle microscopique comme illustré sur la figure 3.11.

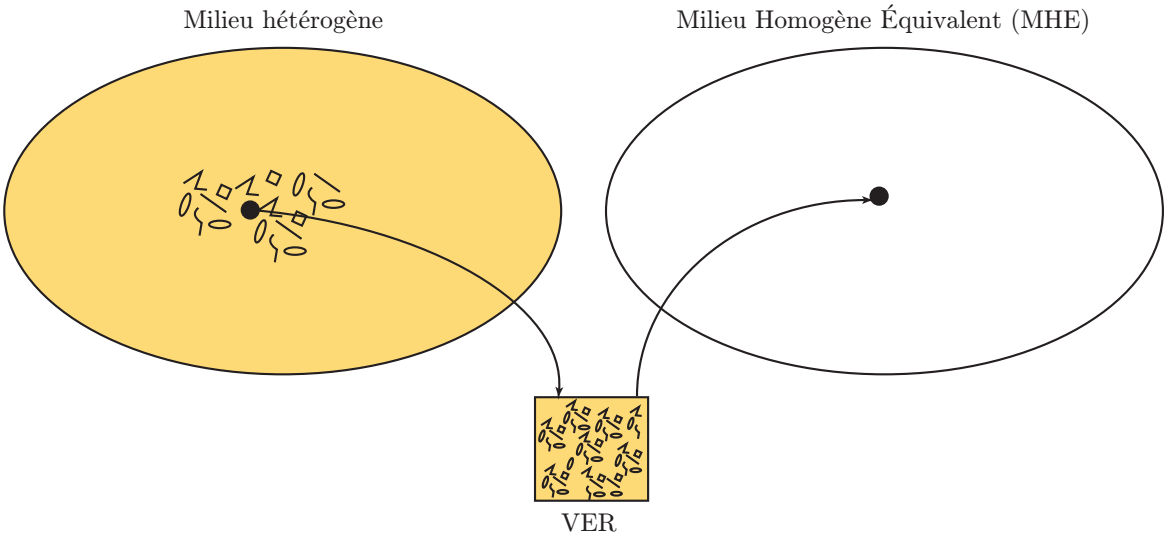



Figure 3.11 – *Schéma représentatif du principe d'homogénéisation.*

Trois étapes sont nécessaires à son implémentation : la représentation, la localisation et l'homogénéisation. Dans le cadre d'une homogénéisation non-linéaire, nécessaire si l'un des constituants a un comportement non-linéaire, ces trois étapes sont précédées d'une étape de linéarisation qui permet de définir, pour ce constituant, un comportement linéaire pour chaque incrément de charge. Dans la littérature, deux familles de méthodes de linéarisation se distinguent : les approches en "contrainte-déformation" (sécante [Berveiller et Zaoui, 1978], affine [Masson *et al.*, 2000]) et celles basées sur

une approche énergétique (variationnelle [Castañeda, 1991], variantes de la méthode du second ordre [Castañeda, 1996], Lahellec-Suquet [Lahellec et Suquet, 2004]).

Un VER de la structure hétérogène de domaine $\Omega$ [Bornert *et al.*, 2001, Kanit *et al.*, 2003] est défini dans l'étape de représentation. 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. Dans notre cas, l'échelle macroscopique est définie comme celle de la structure et l'échelle microscopique comme celle de la brique qui constitue l'hétérogénéité du milieu.
La localisation permet ensuite de 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 $\underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{y})$. Dans le cas d'un comportement localement linéaire, la relation entre les champs locaux et macroscopiques l'est également et il suffit d'évaluer les tenseurs de localisation suivants :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\varepsilon}} &= \underline{\underline{\underline{\underline{A}}}} : \underline{\underline{E}} \qquad \text{avec } \underline{\underline{\underline{\underline{A}}}} \text{ tenseur de localisation des déformations} \\ \underline{\underline{\sigma}} &= \underline{\underline{\underline{\underline{B}}}} : \underline{\underline{\Sigma}} \qquad \text{avec } \underline{\underline{\underline{\underline{B}}}} \text{ tenseur de localisation des contraintes} \end{aligned} \tag{3.8}$$

où $\underline{\underline{E}}$ et $\underline{\underline{\Sigma}}$ représentent respectivement les déformations et contraintes macroscopiques définies sur le VER de volume $V$ telles que :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\Sigma}} &= \langle \underline{\underline{\sigma}} \rangle_V = \frac{1}{V} \int_V \underline{\underline{\sigma}} \, dV \\ \underline{\underline{E}} &= \langle \underline{\underline{\varepsilon}} \rangle_V = \frac{1}{V} \int_V \underline{\underline{\varepsilon}} \, dV \end{aligned} \tag{3.9}$$

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 $\Omega$, défini tel que :

$$\forall \underline{\underline{E}} \qquad \underline{\underline{\Sigma}} = \underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}^{eff} : \underline{\underline{E}} \tag{3.10}$$

Des approches directe ou de minimisation de l'énergie peuvent être utilisées. De façon analogue, l'homogénéisation par approche en contrainte permet d'obtenir le tenseur de souplesse effectif.
Le matériau hétérogène est finalement remplacé par un MHE ayant le même comportement effectif que le matériau de départ.

Des modèles d'homogénéisation linéaire s'appliquant à des milieux aléatoires et périodiques sont détaillés par la suite. Ils diffèrent principalement de par l'étape de représentation (choix du VER). Cette liste n'est pas exhaustive, des méthodes de calcul par transformées de Fourier rapides (FFT) [Moulinec et Suquet, 1994, Bilger *et al.*, 2005, Bilger *et al.*, 2007], celles basées sur la détermination du VER par « test window » [Cluni et Gusella, 2004] ou encore des méthodes stochastiques [Falsone et Lombardo, 2007] pourraient y être rajoutées. Seules les méthodes qui ont été mises en œuvre dans cette thèse sont présentées.

**Homogénéisation aléatoire**

Les méthodes applicables à des distributions géométriques aléatoires essaient de prendre en compte un maximum de paramètres propres à la structure que sont la fraction de joint ou encore la géométrie des briques. Les modèles détaillés dans l'annexe C s'adaptent particulièrement bien à des microstructures de type matrice/inclusions, la brique jouant le rôle de l'inclusion et le mortier celui de la matrice. Compte tenu de notre application, ces méthodes devront être utilisables pour des structures en faible concentration de matrice (inférieure à 5%) et fort contraste de phases. Des estimations seront privilégiées aux bornes.

Deux approches existent pour la détermination des tenseurs de modules effectifs associés au comportement effectif du MHE. L'approche classique (ou ponctuelle) et l'approche par Motifs Morphologiques Représentatifs (MMR) sont considérées. L'approche classique [Hashin et Shtrikman, 1963, Mori et Tanaka, 1973] est basée sur une description statistique de la distribution des constituants, par exemple à l'aide de méthodes de corrélation (à l'ordre 1 pour Voigt-Reuss et à l'ordre 2 pour Hashin-Shtrikman). Les informations extraites le sont ponctuellement, elles ne permettent pas de rendre compte de l'agencement respectif local des différentes phases entre elles. Des effets de longueurs caractéristiques des phases ne peuvent donc pas être introduits dans ce type d'approche. De plus, elles sont satisfaisantes uniquement pour des fractions volumiques d'inclusions inférieures à 20% [Bornert *et al.*, 2001]. L'approche par Motifs Morphologiques Représentatifs [Hervé et Zaoui, 1993, Hervé et Zaoui, 1995, Marcadon *et al.*, 2007], plus adaptée pour des microstructures de type matrice/inclusions, permet quant à elle de parler d'effets de taille. Elle revient à résoudre plusieurs problèmes d'inclusions composites noyées dans un milieu infini, en fait, autant de problèmes qu'il y a de motifs différents (géométrie, propriétés mécaniques, etc).

Les modèles présentés font tous référence à des inclusions de forme sphérique ou cylindrique. Le comportement mécanique de chacune des phases étant supposé élastique linéaire isotrope, le MHE aura un comportement similaire pour des inclusions sphériques et isotrope transverse pour des inclusions cylindriques.

**Homogénéisation périodique**

Au delà de l'homogénéisation aléatoire, des méthodes d'homogénéisation périodique sont à considérer lorsque la géométrie étudiée présente des caractéristiques géométriques particulières (distribution périodique des constituants). Ces méthodes fournissent des résultats souvent plus pertinents que l'homogénéisation aléatoire mais au prix d'une mise en œuvre plus lourde. L'application de cette méthode dans un code éléments finis incite au choix de conditions aux limites en déformations. Cette condition aux limites homogène en déformation s'écrit de la façon suivante :

$$\underline{u} = \underline{\underline{E}}.\underline{y} \tag{3.11}$$

avec $\underline{\underline{E}}$ le tenseur des déformations macroscopiques et $\underline{u}$ le vecteur déplacement au point local $\underline{y}$. Afin d'identifier le tenseur d'élasticité global associé au domaine $\Omega$, on postule que le MHE est celui qui produit dans $\Omega$ le même travail des efforts intérieurs que le matériau hétérogène, et ce pour toutes valeurs de $\underline{\underline{E}}$. On ajoute au milieu considéré dans ce problème la notion de périodicité. Un milieu périodique est défini par une cellule de base que l'on peut déplacer 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. Considérons un élément de volume périodique, mais de grande taille contenant un grand nombre de cellules de base. Lorsque l'on impose un déplacement $\underline{u} = \underline{\underline{E}}.\underline{y}$ 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 :

$$\begin{cases} \underline{u}(\underline{y}) = \underline{\underline{E}}.\underline{y} + \underline{u}^{per}(\underline{y}) \\ \underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{u}(\underline{y})) = \underline{\underline{E}} + \underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{u}^{per}(\underline{y})) \end{cases} \tag{3.12}$$

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

$$\begin{cases} \underline{div}\ \underline{\underline{\sigma}} + \underline{f}_v = \underline{0} \\ \underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\underline{\underline{a}}}} : \underline{\underline{\varepsilon}} \\ \underline{\underline{\varepsilon}} = \dfrac{1}{2}(\underline{\underline{grad}}\ \underline{u} + \underline{\underline{grad}}^T\ \underline{u}) \\ \underline{u}^{per} \text{ périodique} \end{cases} \tag{3.13}$$

où $\underline{f}_v$ est le vecteur des forces extérieures volumiques et $\underline{\underline{\underline{\underline{a}}}}$ le tenseur d'élasticité au point local. Ces problèmes ont notamment été étudiés dans [Anthoine, 1995, Pegon et Anthoine, 1997, Bilger, 2003, Rekik, 2006].

Les techniques d'homogénéisation aléatoire et périodique disposent chacune d'un avantage conséquent sur l'autre :

- les techniques d'homogénéisation aléatoire peuvent être mises en œuvre rapidement ;
- un tenseur de rigidité macroscopique orthotrope (adapté aux maçonneries) peut être identifié par homogénéisation périodique alors qu'il ne peut être qu'isotrope transverse au mieux par homogénéisation aléatoire.

Le choix de la méthode appropriée dans le cadre de cette thèse est étudié par la suite. Les différentes techniques d'homogénéisation décrites précédemment sont appliquées à la sole du haut fourneau afin de déterminer son comportement effectif à l'état sain.

#### 3.1.3.2 Approche micro-macro avec prise en compte de l'endommagement

La prise en compte de l'endommagement de la maçonnerie dans le cadre de l'approche micro-macro se fait globalement de deux façons :

- l'endommagement se propage de façon progressive, contrôlé par la définition de variables associées ;
- différents états d'endommagement de la maçonnerie sont considérés avec des transitions brutales entre-eux.

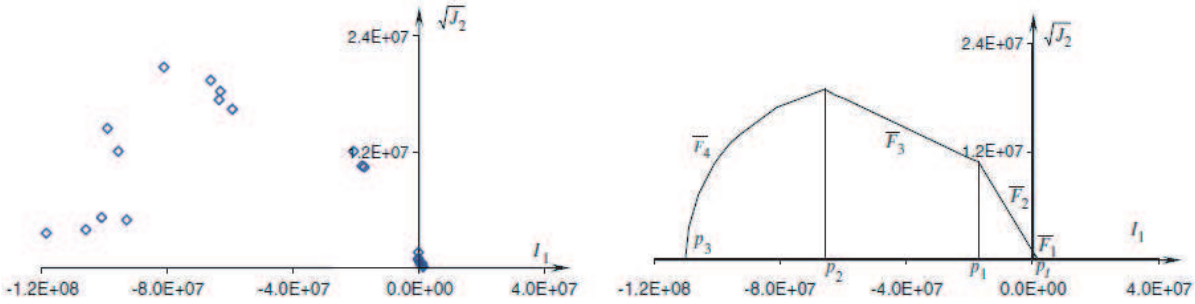
**Modèles à variables d'endommagement**

Ces premiers modèles décrivant un endommagement qui peut être qualifié de continu, reprennent

directement les avantages identifiés des approches microscopique et macroscopique. Ainsi, l'obtention du modèle macroscopique consiste en deux étapes :

- la maçonnerie est étudiée à travers son VER qui est modélisé selon une des approches microscopiques présentées dans le paragraphe 3.1.1.2 ;
- des sollicitations sont appliquées sur ce VER afin d'identifier le comportement macroscopique de la maçonnerie comme dans le paragraphe 3.1.2.

Suivant cette démarche, la brique et le mortier du VER identifié dans les travaux de [Kawa *et al.*, 2008, Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008] sont modélisés avec des surfaces seuils de Rankine et de Mohr-Coulomb. Des sollicitations uniaxiales, biaxiales et en cisaillement sont appliquées à ce VER et permettent d'identifier les contraintes macroscopiques à rupture selon l'angle $\theta$ [Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008] ou les paramètres des critères macroscopiques de Rankine et Mohr-Coulomb [Kawa *et al.*, 2008].
Dans les travaux de [Wu et Hao, 2006, Wu et Hao, 2008], le comportement des deux constituants est modélisé par une surface-seuil de Drucker-Prager et une loi d'endommagement de Mazars décrit le comportement post-critère. Les simulations réalisées sur le VER permettent d'identifier la surface seuil de la figure 3.12 et une loi d'endommagement pour la maçonnerie.




(a) Résultats des simulations sur le VER (b) Surface seuil de la maçonnerie

Figure 3.12 – *Identification de la surface seuil de la maçonnerie [Wu et Hao, 2006].*

Sacco s'appuie sur le modèle proposé par Alfano [Alfano et Sacco, 2006] et présenté dans le paragraphe 3.1.1.2 pour modéliser le comportement non-linéaire du mortier. Le comportement de la maçonnerie est alors obtenu par une technique d'homogénéisation non-linéaire [Sacco, 2008].
Le modèle macroscopique développé par [Lourenço *et al.*, 1997] et présenté dans le paragraphe 3.1.2 est repris dans [Grande *et al.*, 2008] et [Dhanasekar et Haider, 2008]. Les paramètres de ce modèle sont identifiés [Grande *et al.*, 2008] à partir de simulations sur le VER où le mortier se ramène à une interface dont le comportement a été décrit dans le paragraphe 3.1.1.2 [Chaimoon et Attard, 2007]. L'identification du comportement macroscopique exploite les techniques d'homogénéisation détaillées dans [Milani *et al.*, 2006a, Milani *et al.*, 2006b].

Les travaux de Dhanasekar [Dhanasekar et Haider, 2008] qui s'appuient également sur le modèle macroscopique de Lourenço [Lourenço *et al.*, 1997] mettent en évidence les problèmes de convergence dus au comportement fortement non-linéaire des maçonneries. Ce sont notamment les lois d'adoucissement qui sont mal gérées par les schémas de résolution classiques. Plusieurs alternatives sont possibles. Des schémas de type Riks [Riks, 1979] sont par exemple utilisés dans [Lourenço, 1996, Pegon et Anthoine, 1997]. Dhanasekar a réécrit le modèle de Lourenço selon un schéma de résolution explicite. Enfin, les travaux de Zucchini [Zucchini et Lourenço, 2009] qui se basent sur un VER au comportement très détaillé aboutissent à des algorithmes complexes, également confrontés à des problèmes de convergence. Pour les surmonter, un algorithme de type « line search », un schéma de résolution non

symétrique et une méthode de stabilisation sont employés.

**Modèles à états**
Les modèles à états considèrent les plans de mortier comme les maillons faibles de la maçonnerie. La brique et le mortier sont modélisés avec un comportement élastique linéaire et plusieurs états d'ouvertures de joints sont définis. Le comportement relatif à chaque état est obtenu par homogénéisation périodique linéaire.

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. Les transitions entre les états s'appuient soit sur un critère énergétique de type Griffith, soit sur un critère cohésif de Coulomb. Plusieurs chemins d'ouvertures de joints sont alors possibles comme illustré sur la figure 3.13.

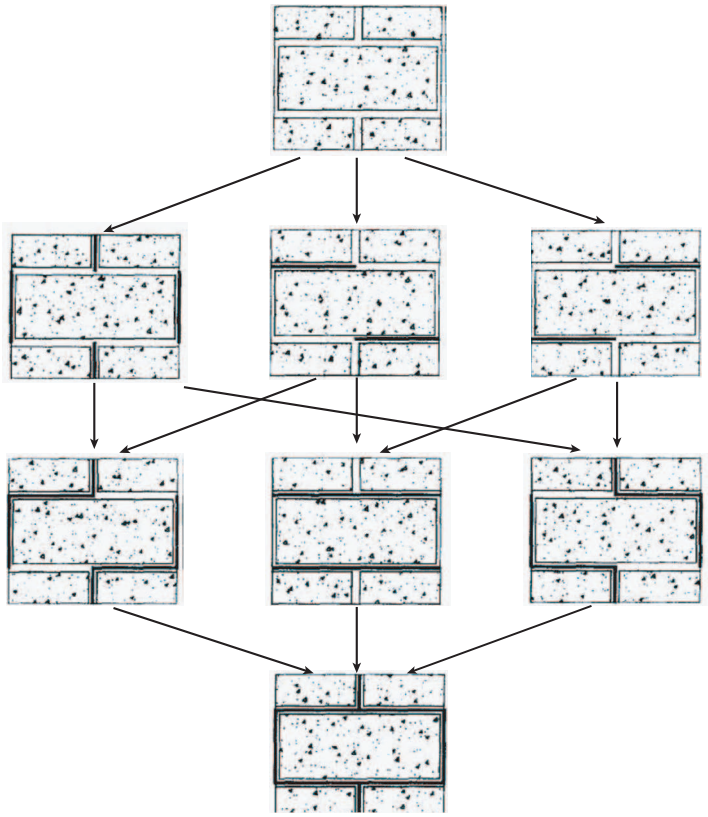


Figure 3.13 – *Chemins d'ouverture de joints selon [Luciano et Sacco, 1998].*

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.
Ces travaux ont été étendus aux cas de maçonneries avec mortier [Landreau, 2009]. La figure 3.14 présente les quatre états d'ouvertures considérés lorsqu'il y a deux catégories de plans de mortier. Les transitions d'un état à l'autre sont régies par un critère local en contraintes tenant compte des ouvertures possibles en traction (lorsque la valeur seuil $f_t$ est atteinte) et en cisaillement (pour des

contraintes supérieures à $f_{cis}$).

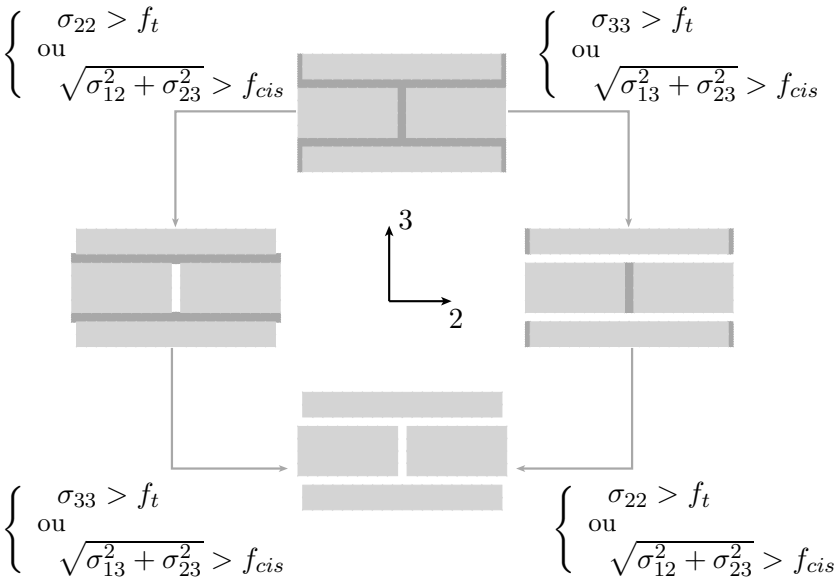



Figure 3.14 – *Critère d'ouverture [Landreau, 2009].*

Les travaux de [Landreau, 2009] s'appuient également sur un schéma explicite afin d'assurer la convergence des calculs sur maçonneries.

Dans l'optique de la modélisation de maçonneries de grandes dimensions, l'approche micro-macro reste la solution la plus adaptée. En effet, l'écriture et l'identification d'un modèle nécessite la connaissance de résultats expérimentaux qu'il est plus simple d'obtenir au niveau de chaque constituant, plutôt que directement pour la structure entière. Ceci justifie donc la première étape d'homogénéisation sur le VER pour lequel le comportement des différents constituants est identifié expérimentalement. Ensuite, les techniques d'homogénéisation permettent l'identification d'un comportement macroscopique qui sera plus adapté qu'une approche microscopique à la modélisation de grandes structures.

Dans le cadre de la modélisation des maçonneries du creuset, l'écriture du modèle ne peut en aucun cas faire abstraction des données qui devront être obtenues expérimentalement. Compte tenu des hautes températures de l'étude, un modèle s'appuyant sur peu de données expérimentales est ici privilégié. C'est pourquoi, les modèles basés sur la définition de lois d'adoucissement (qui nécessitent les valeurs d'énergies à rupture) ou de densités de fissurations ne sont pas envisagés, et ce au profit des modèles à états, sans transition progressive. En effet, le nombre de paramètres à identifier est très faible puisqu'il s'agit uniquement de connaître le comportement élastique linéaire de la brique et du mortier aux températures souhaitées, ainsi que les valeurs de contraintes (en traction ou cisaillement) conduisant à l'ouverture des joints (à l'interface ou dans le mortier). De plus, la faible épaisseur des joints de mortier du creuset (3 mm au plus) fait d'eux les plans faibles de la maçonnerie, ce qui renforce le choix d'un modèle à états.

## 3.2 Modèle proposé pour la maçonnerie du creuset

Le modèle développé dans cette thèse se situe dans la continuité des travaux de [Landreau, 2009]. Il est adapté afin que la définition des contraintes seuils, permettant les transitions entre les états, soit exprimée uniquement dans le repère global. Les différents essais développés à hautes températures (jusqu'à 1500°C) et utiles à l'identification des paramètres du modèle sont également décrits. La dé-

marche complète allant de la caractérisation expérimentale à l'intégration des résultats dans le modèle est détaillée. La validation du modèle sur un essai de la littérature est également présentée.

### 3.2.1 Maçonnerie à l'état sain

Afin d'identifier le comportement homogénéisé de la maçonnerie à l'état sain à différentes températures, les propriétés élastiques de la brique et du mortier sont indispensables. Ce travail porte essentiellement sur la détermination des modules d'élasticité à partir d'un essai de compression uniaxiale.

#### 3.2.1.1 Caractérisation expérimentale des matériaux réfractaires

Les essais de compression uniaxiales ont été réalisés sur une presse statique INSTRON (modèle 5500) au Laboratoire d'Applications Physiques (LAP) de Saint-Gobain CREE. Le dispositif expérimental est détaillé sur la figure 3.15.

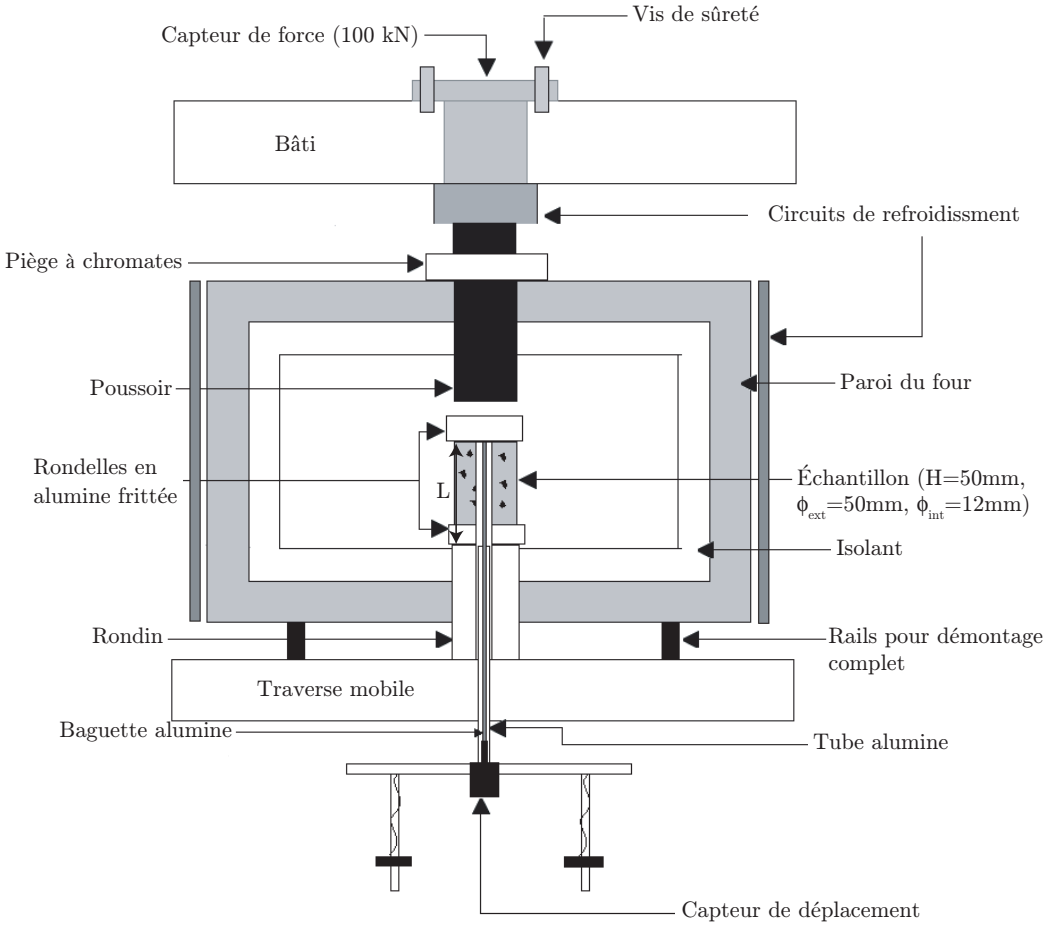



Figure 3.15 – *Dispositif de compression uniaxiale à hautes températures.*

Le capteur de force d'une capacité de 100 kN est situé en partie haute de la presse, il est fixé au bâti. C'est à partir de cet effort mesuré que l'on connaît la contrainte axiale appliquée sur l'échantillon de hauteur $H = 50\ mm$, de diamètre externe $\phi_{ext} = 50\ mm$ et de diamètre interne $\phi_{int} = 12\ mm$. La déformation axiale de l'échantillon est imposée par l'intermédiaire du déplacement de la traverse mobile.
Afin de considérer uniquement la déformation axiale de l'échantillon, un système différentiel est utilisé : le capteur de déplacement est relié à un tube en alumine qui rejoint la partie haute de l'échantillon. Ce

système mesure la variation notée $\Delta L$ de la longueur $L$ représentée sur la figure 3.15. La déformation axiale de la rondelle alumine inférieure étant négligeable, la déformation axiale de l'échantillon est obtenue par $\frac{\Delta L}{H}$.
Le four, composé d'une cage métallique, d'une protection interne en céramique et de résistances chauffantes, permet des essais à plus de 1400°C. Des circuits de refroidissement sont situés autour du four et du capteur de force. La température à l'intérieur du four est donnée par un thermocouple positionné à proximité de l'échantillon.

Des essais ont été entrepris à des températures de 20°C, 900°C, 1200°C et 1450°C. Lors des essais en température, la chauffe se fait à 100°C/h jusqu'à la température d'essai à laquelle l'échantillon se stabilise et s'homogénéise pendant trente minutes avant le démarrage de l'essai. Un cycle composé d'une charge et d'une décharge est alors appliqué via le déplacement de la traverse à une vitesse de 10 $\mu$m/min. Le choix d'une faible vitesse de sollicitation est justifié par la cinétique lente de la montée en température dans le haut fourneau.

Ce protocole expérimental est développé afin de caractériser dans un premier temps les briques de la sole (Mullite MS4R et Chamotte) et de la tasse (Coranit Al), les blocs de carbone (ceux de type 1), ainsi que les bétons Coral et Corram fin. Les échantillons sont façonnés par carottage de cylindres dans des blocs de réfractaires puis percés en leur centre et enfin rectifiés au niveau des surfaces planes. La figure 3.16 présente l'identification du module d'élasticité à partir d'un essai de compression uniaxiale sur un échantillon de Coranit Al à 900°C. L'identification se fait sur la phase de charge car c'est cette

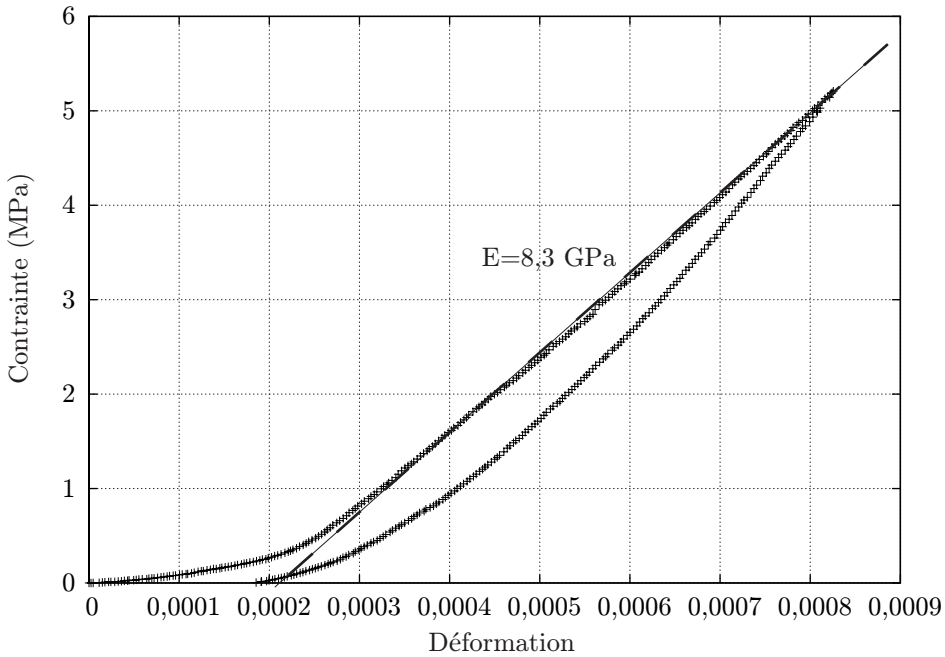



Figure 3.16 – *Essai de compression uniaxiale à 900°C sur Coranit Al.*

rigidité qui est activée lors de la montée en température du creuset.
Afin de caractériser les mortiers de la sole et de la tasse céramique (ciments 336 et 337), l'échantillon est constitué de trois couches de mortier pour quatre de réfractaire comme illustré sur la figure 3.17. Il n'est pas possible de réaliser un échantillon composé uniquement de mortier car le perçage final détériore l'éprouvette. Le choix d'un assemblage avec trois couches de mortier évite de les écraser trop rapidement et permet donc une meilleure prise en compte du comportement du mortier. La relation entre la contrainte et la déformation obtenue par cet essai dépend à la fois du comportement de la

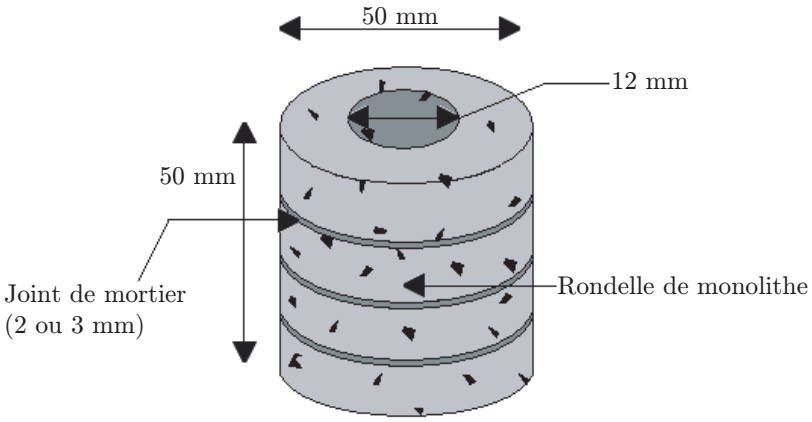



Figure 3.17 – *Échantillons utilisés pour la caractérisation des joints de mortier.*

brique et de celui du mortier. Le ciment 336 est assemblé avec la Mullite MS4R (couple de la sole) alors que le ciment 337 est assemblé avec la Coranit Al (couple de la tasse). Le comportement de l'assemblage est approché par une élasticité linéaire de module d'Young noté $E_a$. De plus, dans le cadre de l'élasticité linéaire, la déformation axiale de l'assemblage $\varepsilon_a$ peut se décomposer de la façon suivante :

$$\varepsilon_a = f_b \varepsilon_b + f_m \varepsilon_m \tag{3.14}$$

où $f_b$ et $f_m$ sont les fractions volumiques de brique et de mortier dont les déformations sont respectivement notées $\varepsilon_b$ et $\varepsilon_m$. La loi de Hooke définie pour la brique (de module d'Young $E_b$), le mortier et l'assemblage qui sont tous les trois soumis à la même contrainte permet d'écrire :

$$E_m = \frac{f_m E_b E_a}{E_b - f_b E_a} \tag{3.15}$$

Les modules d'Young des briques et mortiers du creuset identifiés selon ce protocole sont présentés en annexe D. De faibles rigidités sont obtenues à 1450°C. La mesure de la déformation radiale faisant défaut, un coefficient de Poisson de 0,2 est choisi pour ces matériaux réfractaires.

#### 3.2.1.2 Modélisation de la maçonnerie à l'état sain

Le comportement global des maçonneries du creuset à l'état sain est identifié à partir de techniques d'homogénéisation linéaire. Le choix entre les méthodes d'homogénéisation aléatoire et périodique est discuté à travers l'évaluation du comportement global de la partie inférieure de la sole, encadrée en pointillés sur la figure 3.18.
Cette zone est constituée d'une vingtaine de couronnes composées de briques liées par du mortier de 2 mm d'épaisseur. Dans le cadre de cette application, le comportement des deux matériaux est supposé élastique linéaire avec les propriétés présentées dans le tableau 3.1. Ces propriétés sont uniquement utilisées dans le cadre de cette étude. Elles reprennent tout de même un des résultats des essais de compression uniaxiale : la brique est au moins dix fois plus raide que le mortier, un rapport vingt est ici considéré. Il est important notamment pour l'application des méthodes d'homogénéisation aléatoire, de connaître la fraction volumique de chaque constituant. Celle du mortier est de 2,7% dans la zone encadrée.

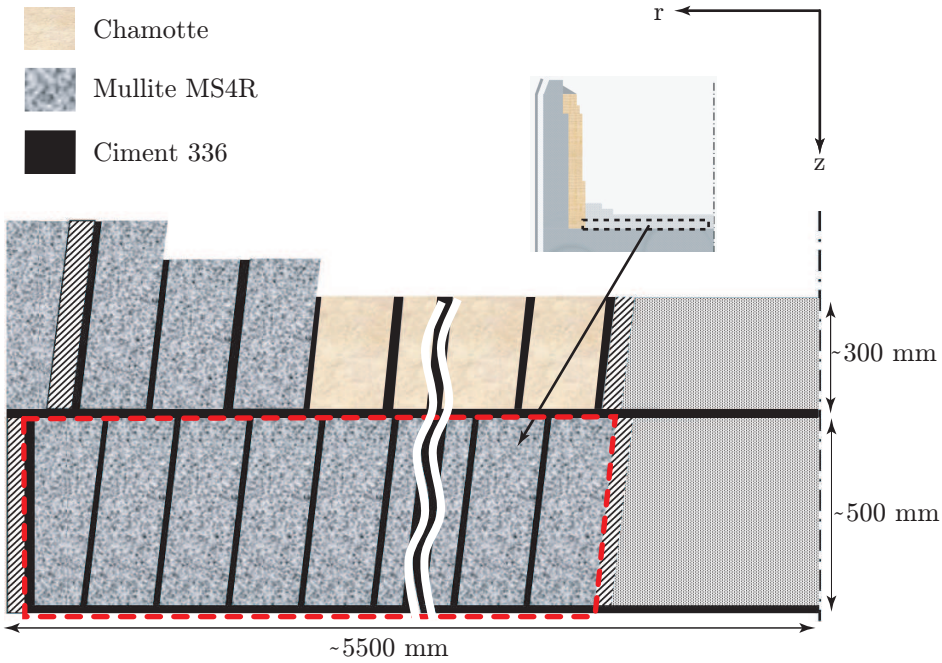



Figure 3.18 – *Vue en coupe de la zone considérée pour l'étude.*

| Matériau | Brique | Mortier |
|---|---|---|
| Module d'Young $E$ (GPa) | 25 | 1,2 |
| Coefficient de Poisson $\nu$ | 0,25 | 0,3 |

Tableau 3.1 – *Propriétés des matériaux considérés.*

**Homogénéisation aléatoire**

Les propriétés effectives de la partie inférieure de la sole sont évaluées par les formules issues de la théorie d'homogénéisation aléatoire indiquées dans l'annexe C. Les briques sont, selon les méthodes, assimilées à des sphères ou à des cylindres. Les résultats dans le cas d'inclusions sphériques sont présentés dans le tableau 3.2.

| Évaluations | Bornes de Voigt-Reuss | Bornes de Hashin-Shtrikman | Bornes de Hervé-Stolz-Zaoui | Estimation autocohérente classique | Estimation autocohérente généralisée |
|---|---|---|---|---|---|
| $\tilde{E}^-$ (GPa) | 16,3 | 19,5 | 19,5 | 24,1 | 20,7 |
| $\tilde{E}^+$ (GPa) | 24,4 | 23,8 | 21,8 | | |
| $\tilde{\nu}^-$ | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,24 |
| $\tilde{\nu}^+$ | 0,25 | 0,25 | 0,27 | | |

Tableau 3.2 – *Évaluations issues de l'homogénéisation aléatoire.*

Par ces méthodes, des bornes ou des estimations peuvent être obtenues, et ce pour une loi de comportement isotrope. Ainsi, même si les estimations sont préférables aux bornes, la géométrie des briques et la répartition des joints laissent penser que l'hypothèse d'isotropie est bien trop forte.

Les méthodes d'homogénéisation considérant des inclusions cylindriques permettent d'obtenir un MHE au comportement isotrope transverse. Les modèles de cylindres de Hashin et des « n+1 phases » cylindriques ont donc été appliqués sur la sole inférieure dans son intégralité (cf. colonne de gauche du tableau 3.3). Des résultats équivalents ont été obtenus. Ils sont comparés à des résultats issus de deux étapes d'homogénéisation. Une première homogénéisation (par les cylindres de Hashin) sur la structure, sans y intégrer le joint inférieur, permet d'obtenir un comportement isotrope transverse. Ensuite, par l'intermédiaire d'une technique d'homogénéisation analytique d'un stratifié [Rekik et Lebon, 2008], cette structure est homogénéisée avec la couche de joint inférieure de manière à obtenir un comportement isotrope transverse pour la sole inférieure étudiée.

| Modules effectifs \ Méthode | Cylindres de Hashin (ou « n+1 phases ») | Cylindres de Hashin (ou « n+1 phases ») + Stratifié |
|---|---|---|
| $\tilde{E}_z$ (GPa) | 24,4 | 22,9 |
| $\tilde{E}_r$ (GPa) | 18,7 | 18,9 |
| $\tilde{\nu}_{rz}$ | 0,25 | 0,25 |
| $\tilde{\nu}_{r\theta}$ | 0,28 | 0,32 |
| $\tilde{G}_{rz}$ (GPa) | 7,7 | 7,5 |
| $\tilde{G}_{r\theta}$ (GPa) | 7,3 | 7,2 |

Tableau 3.3 – *Homogénéisation aléatoire de composites avec inclusions cylindriques.*

Le fait d'utiliser l'homogénéisation d'un stratifié permet de mieux rendre compte de la géométrie de la structure considérée. La couche inférieure de mortier influe beaucoup plus sur l'élasticité selon la direction axiale (propriétés mécaniques du mortier très faibles par rapport à celles de la brique), ce qui diminue le module d'Young $\tilde{E}_z$. Néanmoins, cette méthode (cylindres de Hashin + stratifié), ainsi que les précédentes ne tiennent pas compte de la géométrie trapézoïdale des briques et de leur agencement. De plus, le comportement homogénéisé est isotrope transverse. Or, le pourcentage de joints sur la sole selon les directions radiale (1%) et orthoradiale (2%) étant différents, il est fort probable que les modules d'élasticité le soient aussi. Ceci nous conduit à l'identification d'un MHE au comportement orthotrope, uniquement possible par homogénéisation périodique.

**Homogénéisation Périodique**

L'homogénéisation périodique se base sur le choix d'un VER approprié. Chaque couronne de la sole est composée de deux types de briques aux dimensions différentes. Aucune périodicité ne semble donc évidente pour la partie inférieure de la sole. Néanmoins, la variation des dimensions des briques d'une même couronne est de moins de 10%, il est donc raisonnable d'identifier pour chaque couronne une brique aux dimensions moyennes de manière à bénéficier de la périodicité orthoradiale (cf. figure 3.19). La brique moyenne de la couronne 10, numérotée à partir du centre de la sole, est considérée pour l'étude. Ses dimensions sont celles de la brique moyenne pour la zone encadrée. La cellule de base d'une couronne comprend une brique, 2 mm de mortier en faces arrière et inférieure et 1 mm sur les faces latérales, faces sur lesquelles les conditions de périodicité seront définies. L'identification des paramètres $(\tilde{E}_r, \tilde{E}_\theta, \tilde{E}_z, \tilde{\nu}_{r\theta}, \tilde{\nu}_{rz}, \tilde{\nu}_{\theta z}, \tilde{G}_{r\theta}, \tilde{G}_{rz}, \tilde{G}_{\theta z})$ définissant la loi de comportement orthotrope d'une couronne dans le repère cylindrique se fait en considérant la cellule de base définie ci-dessus.
Celle-ci étant symétrique, cela permet de ne considérer que sa moitié à laquelle on va imposer une

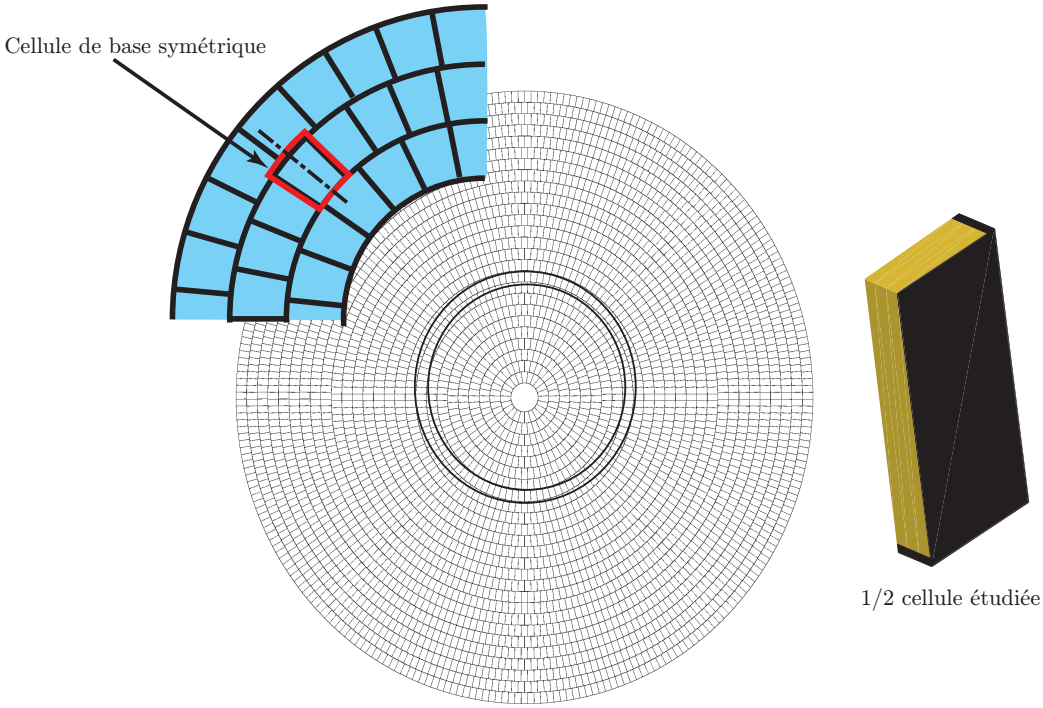
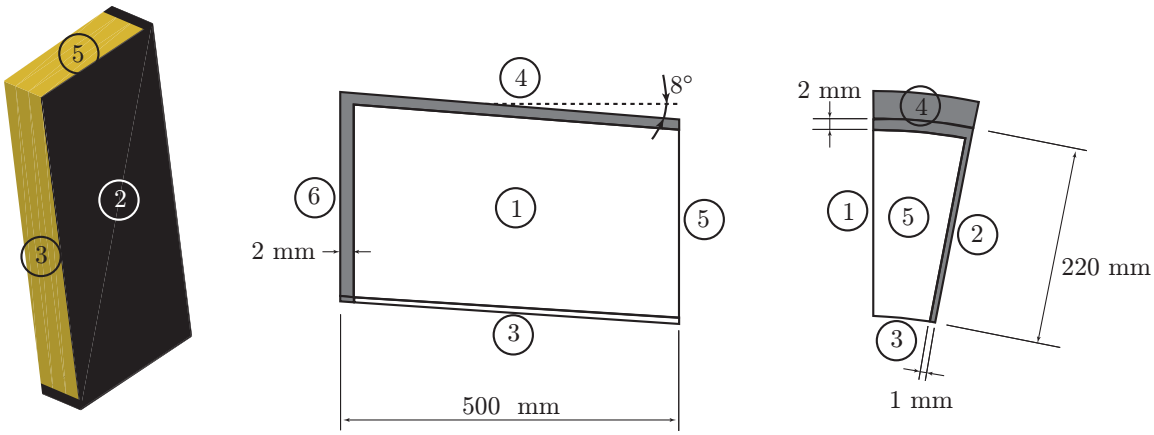



Figure 3.19 – *Périodicité orthoradiale par couronne.*

condition de symétrie indépendante du mode de chargement. La moitié de la cellule de base et la numérotation de ses faces sont présentées sur la figure 3.20.




(a) 1/2 cellule (b) Vue de côté (c) Vue de dessus

Figure 3.20 – *Numérotation des faces de la moitié de la cellule de base.*

La condition de périodicité sera posée sur la face 2 alors que la condition de symétrie est imposée sur la face 1.

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 [Nguyen *et al.*, 2009], neuf chargements différents sont appliqués à la cellule (trois tractions simples, trois tractions biaxiales et trois cisaillements purs) dans le repère cartésien fixe noté $R_{cart}$ de la figure 3.21. Des changements de repère sont ensuite nécessaires afin d'obtenir le comportement orthotrope dans le repère cylindrique local $R_{cyl}$.

L'application des conditions aux limites dans le cas d'une sollicitation uniaxiale est détaillée à titre d'exemple.
Le champ de déformation $\underline{\underline{E}}$ est imposé sur la couronne 10 de la figure 3.21 tel que :

$$\underline{\underline{E}} = \begin{pmatrix} \alpha & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{R_{cart}} \tag{3.16}$$

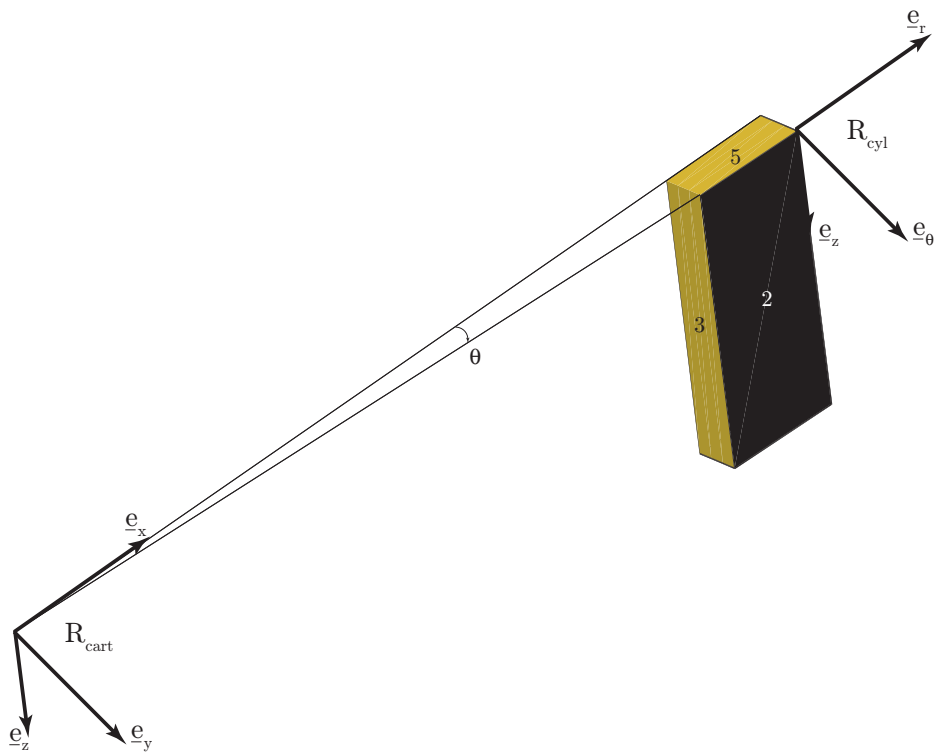



FIGURE 3.21 – *Moitié de la cellule de base étudiée dans un repère cartésien.*

La déformation $\alpha$ qui est imposée est égale à 0,001, ce qui est le cas pour les neuf chargements appliqués à la cellule. L'équation (3.12) permet d'écrire le champ de déplacement $\underline{u}$ correspondant à ce champ de déformation :

$$\begin{pmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix}_{R_{cart}} = \begin{pmatrix} \alpha x + u_x^{per} \\ u_y^{per} \\ u_z^{per} \end{pmatrix}_{R_{cart}} \tag{3.17}$$

La condition de symétrie par rapport au plan y=0 (face 1) donne [Bornert *et al.*, 2001] :

$$\begin{pmatrix} u_x^{per}(x,y,z) \\ u_y^{per}(x,y,z) \\ u_z^{per}(x,y,z) \end{pmatrix}_{R_{cart}} = \begin{pmatrix} u_x^{per}(x,-y,z) \\ -u_y^{per}(x,-y,z) \\ u_z^{per}(x,-y,z) \end{pmatrix}_{R_{cart}} \tag{3.18}$$

Ainsi, $u_y^{per}(x,0,z) = 0$ et la condition en face 1 s'écrit : $u_y(x,0,z) = 0$.
La condition de périodicité est définie en tout point $M(x,y,z)$ de la face 2 par :

$$u_y^{per}(x,y,z) = u_y^{per}(x,-y,z) \tag{3.19}$$

De plus, la condition de symétrie pour tout point de la face 2 ajoute :

$$u_y^{per}(x,y,z) = -u_y^{per}(x,-y,z) \tag{3.20}$$

Ainsi, $u_y^{per}(x,y,z) = 0$ et la condition en face 2 s'écrit : $u_y(x,y,z) = 0$.
Les faces 3, 4, 5 et 6 ne présentent pas de conditions de périodicité ou de symétrie, elles subissent par contre le même champ de déplacement $\underline{u} = \underline{\underline{E}}.\underline{y}$ imposé au VER défini par la couronne 10. Les conditions aux faces 3, 4, 5 et 6 sont donc définies par :

$$\begin{pmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix}_{R_{cart}} = \begin{pmatrix} \alpha x \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_{R_{cart}} \tag{3.21}$$

Pour chaque chargement sur la moitié de la cellule élémentaire 3D hétérogène de volume $V$, l'énergie de déformation élastique totale de ce volume est calculée via le logiciel ABAQUS. Cette énergie est notée $W_{ABQ}$. La même énergie de déformation par unité de volume $W_{MHE}$ est supposée pour le MHE soumis à un chargement $\underline{\underline{E}}$ identique soit :

$$W_{MHE} = \frac{W_{ABQ}}{V} \tag{3.22}$$

La loi de Hooke définie localement pour le MHE s'écrit :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\underline{\underline{a}}}} : \underline{\underline{\varepsilon}} \tag{3.23}$$

avec $\underline{\underline{\underline{\underline{a}}}}$ le tenseur de rigidité orthotrope recherché, qui est écrit dans le repère cylindrique. L'énergie de déformation $W_{MHE}$ du MHE de volume $V$ est calculée par :

$$W_{MHE} = \frac{1}{V}\int_V \frac{1}{2}(\underline{\underline{\varepsilon}} : \underline{\underline{\underline{\underline{a}}}} : \underline{\underline{\varepsilon}}) r dr d\theta dz \tag{3.24}$$

Soit,

$$\begin{aligned} W_{MHE} = \frac{1}{V}\int_V \frac{1}{2}(&a_{rrrr}\varepsilon_{rr}^2 + a_{\theta\theta\theta\theta}\varepsilon_{\theta\theta}^2 + a_{zzzz}\varepsilon_{zz}^2) \\ &+ a_{rr\theta\theta}\varepsilon_{rr}\varepsilon_{\theta\theta} + a_{rrzz}\varepsilon_{rr}\varepsilon_{zz} + a_{\theta\theta zz}\varepsilon_{zz}\varepsilon_{\theta\theta} \\ &+ 2(a_{r\theta r\theta}\varepsilon_{r\theta}^2 + A_{rzrz}\varepsilon_{rz}^2 + a_{\theta z\theta z}\varepsilon_{\theta z}^2) r dr d\theta dz \end{aligned} \tag{3.25}$$

Dans le cas du champ de déformation considéré dans cet exemple, un changement de repère selon une rotation d'angle $\theta$ autour de l'axe $e_z$ permet de calculer le champ de déformation local :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \begin{pmatrix} \alpha(\cos\theta)^2 & -\alpha\cos\theta\sin\theta & 0 \\ -\alpha\cos\theta\sin\theta & \alpha(\sin\theta)^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{R_{cyl}} \tag{3.26}$$

Pour chacun des neuf chargements macroscopiques appliqués dans le repère cartésien, le champ de déformation local est calculé par changement de repère et permet l'écriture de l'énergie de déformation en fonction des composantes du tenseur de rigidité local :

$$W_{MHE} = f(a_{rrrr}, a_{\theta\theta\theta\theta}, a_{zzzz}, a_{rr\theta\theta}, a_{rrzz}, a_{\theta\theta zz}, a_{r\theta r\theta}, a_{rzrz}, a_{\theta z\theta z}) \tag{3.27}$$

Les énergies de déformation étant connues, la résolution d'un système de neuf équations à neuf inconnues permet d'obtenir les neuf composantes du tenseur de rigidité local. Le tenseur de souplesse $\underline{\underline{\underline{\underline{s}}}}$ est alors obtenu par inversion du tenseur de rigidité. Finalement, les composantes du tenseur de souplesse permettent de calculer :

$$\begin{aligned}
&\tilde{E}_r = \frac{1}{s_{rrrr}} && \tilde{E}_\theta = \frac{1}{s_{\theta\theta\theta\theta}} && \tilde{E}_z = \frac{1}{s_{zzzz}} \\
&\tilde{\nu}_{r\theta} = -\tilde{E}_r s_{rr\theta\theta} && \tilde{\nu}_{rz} = -\tilde{E}_r s_{rrzz} && \tilde{\nu}_{\theta z} = -\tilde{E}_\theta s_{\theta\theta zz} \\
&\tilde{G}_{r\theta} = \frac{1}{s_{r\theta r\theta}} && \tilde{G}_{rz} = \frac{1}{s_{rzrz}} && \tilde{G}_{\theta z} = \frac{1}{s_{\theta z\theta z}}
\end{aligned} \tag{3.28}$$

Les résultats obtenus dans le cadre de l'homogénéisation périodique de la couronne 10 sont présentés dans le tableau 3.4. Ils sont comparés aux résultats les plus satisfaisants obtenus par une méthode d'homogénéisation aléatoire (cylindres de Hashin + stratifié).

| Modules effectifs | Cylindres de Hashin (ou « n+1 phases ») + Stratifié | Homogénéisation périodique (couronne 10) | Écart relatif (%) |
|---|---|---|---|
| $\tilde{E}_r$ (GPa) | 18,9 | 22,5 | 16 |
| $\tilde{E}_\theta$ (GPa) | 18,9 | 19 | 0,5 |
| $\tilde{E}_z$ (GPa) | 22,9 | 23,2 | 1,3 |
| $\tilde{\nu}_{r\theta}$ | 0,32 | 0,24 | 33 |
| $\tilde{\nu}_{rz}$ | 0,25 | 0,21 | 19 |
| $\tilde{\nu}_{\theta z}$ | 0,25 | 0,22 | 14 |
| $\tilde{G}_{r\theta}$ (GPa) | 7,2 | 7,3 | 1,4 |
| $\tilde{G}_{rz}$(GPa) | 7,5 | 8,5 | 12 |
| $\tilde{G}_{\theta z}$ (GPa) | 7,5 | 6,8 | 10 |

TABLEAU 3.4 – *Comparaisons des résultats d'homogénéisation périodique et aléatoire.*

Les résultats issus de l'homogénéisation périodique mettent clairement en évidence le comportement orthotrope (de révolution) associé au repère cylindrique local. En effet, les proportions différentes de mortier selon les directions radiale et orthoradiale influent directement sur les modules d'élasticité (16% d'écart). Ceci ne peut pas être retranscrit par une technique d'homogénéisation aléatoire qui décrit au mieux un comportement isotrope transverse. Compte tenu des écarts constatés, une technique d'homogénéisation périodique est retenue pour le calcul du comportement macroscopique des maçonneries à l'état sain. Dans le cadre d'une modélisation par états d'ouverture de joints, cette même technique est utilisée pour identifier le comportement des différents états.

#### 3.2.1.3 Définition des cellules périodiques pour le calcul des MHE

L'homogénéisation périodique a pour but de reproduire le comportement des MHE associés à la sole et à la tasse céramique à partir de celui de cellules périodiques simples. Une attention particulière est portée quant au choix adéquat des cellules périodiques.

**Définition de MHE pour la sole**

Dans la continuité de l'étude sur la sole inférieure détaillée précédemment, l'homogénéisation périodique a été appliquée à différentes couronnes. Seules les cotes des briques de la cellule périodique diffèrent, les géométries restent celles présentées dans le paragraphe 1.3.2.1. Ces couronnes ont toutes une hauteur de 500 mm et les six de plus grand rayon sont composées de briques avec tenons et mortaises comme mentionné dans le premier chapitre (cf. figure 1.9). Parmi les couronnes internes, la $3^{ème}$ et la $16^{ème}$ sont celles ayant les dimensions extrêmes. La couronne notée « GC » dispose de gorges et cordons. Les résultats d'identification sont regroupés dans le tableau 3.5.

| MHE pour couronne n° / Modules effectifs | 1 | 2 | 3 | 4 | 10 | 16 | GC |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\tilde{E}_r$ (GPa) | 21,8 | 22,3 | 21 | 22,1 | 22,5 | 22,7 | 21,3 |
| $\tilde{E}_\theta$ (GPa) | 18,8 | 18,8 | 18,8 | 18,9 | 19 | 19 | 19,2 |
| $\tilde{E}_z$ (GPa) | 23,1 | 23,2 | 23,1 | 23,2 | 23,2 | 23,2 | 22,7 |
| $\tilde{\nu}_{r\theta}$ | 0,24 | 0,24 | 0,24 | 0,24 | 0,24 | 0,24 | 0,24 |
| $\tilde{\nu}_{rz}$ | 0,21 | 0,21 | 0,21 | 0,21 | 0,21 | 0,21 | 0,21 |
| $\tilde{\nu}_{\theta z}$ | 0,21 | 0,22 | 0,21 | 0,22 | 0,22 | 0,22 | 0,22 |
| $\tilde{G}_{r\theta}$ (GPa) | 6,8 | 7 | 6,5 | 7,1 | 7,3 | 7,4 | 6,3 |
| $\tilde{G}_{rz}$(GPa) | 8,6 | 8,6 | 8,5 | 8,5 | 8,5 | 8,5 | 8,4 |
| $\tilde{G}_{\theta z}$ (GPa) | 6,2 | 6,5 | 5,9 | 6,5 | 6,8 | 6,9 | 6 |

Tableau 3.5 – *Résultats de l'homogénéisation périodique sur plusieurs couronnes.*

La géométrie de la cellule de base influe principalement sur les valeurs des modules $\tilde{G}_{R\theta}$ et $\tilde{G}_{\theta Z}$ pour lesquels des écarts relatifs de 10% sont constatés. Néanmoins, afin de minimiser le nombre de MHE, le comportement de la sole inférieure sera celui de la couronne 10, dont les cotes sont celles de la brique moyenne pour la sole inférieure. Il est intéressant de noter que pour les couronnes éloignées du centre, les composantes du tenseur de rigidité calculées dans le repère cartésien n'étaient pas modifiées après leur passage dans le repère cylindrique local. En effet, seuls des écarts de 2% au maximum ont été obtenus pour les couronnes 1 et 2 pour lesquels la géométrie trapézoïdale est vraiment marquée. Les résultats obtenus dans le repère cartésien pourront donc être directement considérés dans le repère cylindrique.

Les quatre couronnes extérieures de la sole supérieure disposent des mêmes matériaux pour la brique et le mortier que ceux de la sole inférieure. Le MHE décrivant cette zone sera donc le même que celui de la sole inférieure. Il est noté noté MHE 1.
Les couronnes intérieures sont composées d'un autre matériau, à la fois pour la brique et pour le mortier. Ainsi, de la même façon que pour la sole inférieure, une brique aux dimensions moyennes est utilisée pour la définition de la cellule périodique pour les couronnes de la sole supérieure. Un second MHE noté MHE 2 sera obtenu pour cette partie de la sole.

**Définition de MHE pour la tasse céramique**

Comme expliqué pour la sole, la tasse étant située loin du centre du creuset, une étude dans le repère cartésien est suffisante (écart inférieur à 2% par rapport au cylindrique). Une même géométrie de brique

recouvre les 97% de la tasse et comme détaillé dans le paragraphe 1.3.2.1. Cette brique autobloquante peut être de quatre types. Afin d'identifier une cellule périodique simple pour la tasse céramique et compte tenu des faibles écarts entre les dimensions des briques, une brique moyenne est considérée pour la tasse. Cela permet de travailler sur une cellule de base simple représentée sur la figure 3.22. Cette cellule dispose de conditions de périodicité selon les directions axiale $\underline{e_z}$ et orthoradiale $\underline{e_\theta}$. De

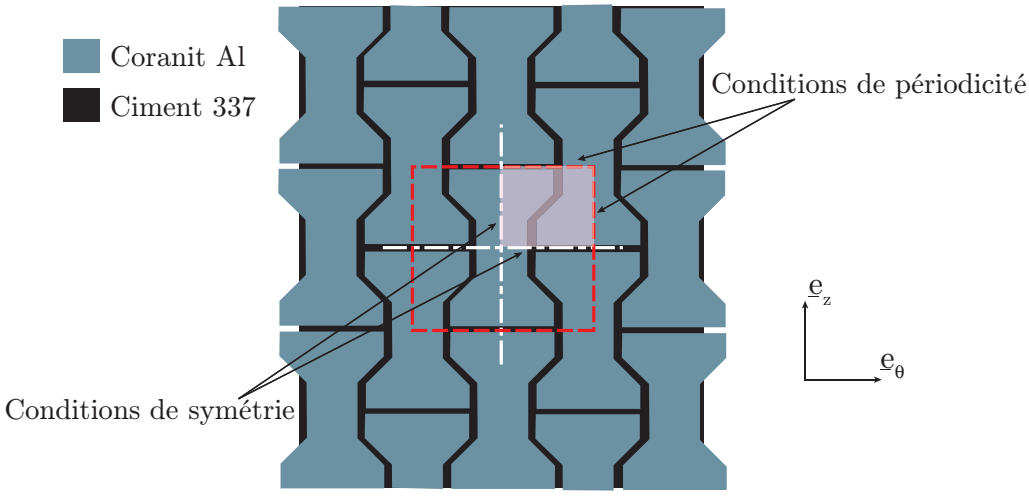



Figure 3.22 – *Cellule de base pour la tasse céramique.*

par ses conditions de symétrie, seulement un quart de cette cellule sera modélisé. De plus, la brique moyenne bénéficie de la périodicité selon le direction radiale. Une cellule 3D disposant des conditions de périodicité sur trois faces et de symétrie sur les trois autres est donc définie afin d'identifier le MHE de la tasse céramique noté MHE 3.

La figure 3.23 rappelle les trois MHE considérés afin de définir le comportement équivalent des maçonneries du creuset. De par sa géométrie et les propriétés de ses matériaux, le creuset est dès lors axisymétrique. Dans la suite, le comportement équivalent sera décrit à travers les composantes du tenseur de rigidité et non pas par les constantes de type ingénieur (modules d'Young et de cisaillement et coefficients de Poisson).

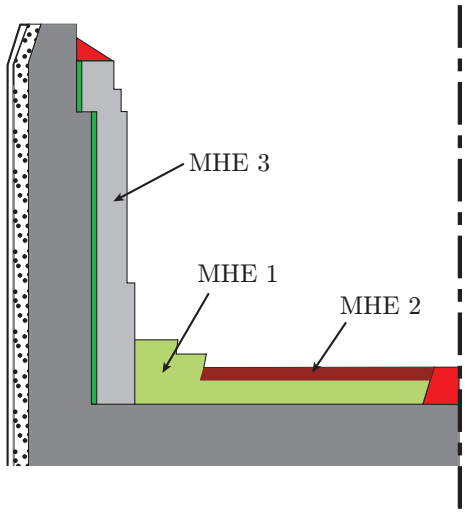



Figure 3.23 – *Définition des MHE du creuset.*

### 3.2.2 Prise en compte de l'endommagement de la structure

Dans le modèle à états considéré, l'endommagement de la maçonnerie est lié à l'ouverture des joints. Ces ouvertures peuvent être la conséquence de fortes sollicitations de traction ou de cisaillement qui conduisent à une rupture à l'interface ou dans l'épaisseur de mortier.

#### 3.2.2.1 Caractérisation de l'interface

Les contraintes limites à rupture en traction (selon un critère de Rankine) et en cisaillement (selon un critère de Mohr-Coulomb) doivent être identifiées dans la gamme des températures du creuset.

**En cisaillement**

Lors de sa campagne d'essais dans les années 80, Page a étudié la tenue des interfaces brique/mortier en cisaillement sur un échantillon de type triplet comme présenté sur la figure 3.24. Dans cet essai,

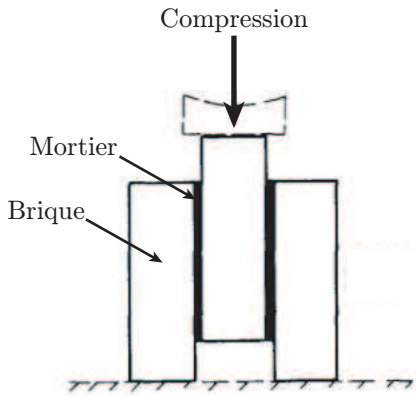



Figure 3.24 – *Essai sur triplet pour identifier la limite à rupture en cisaillement [Page, 1981].*

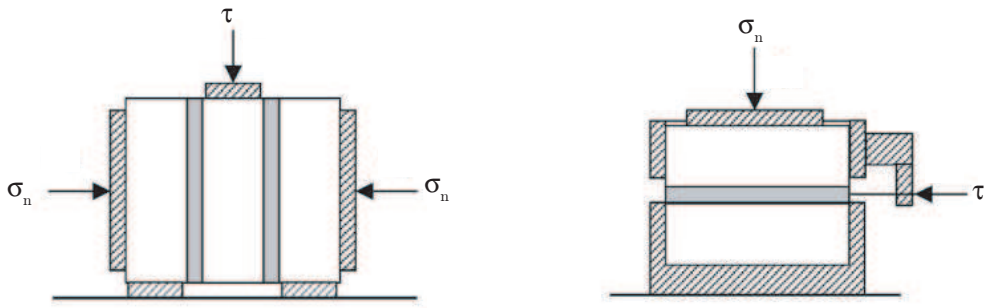
l'influence de la contrainte normale $\sigma_n$ au plan de mortier sur la contrainte critique en cisaillement $\tau_c$ n'est pas identifiable. Elle est classiquement modélisée par des critères de type Mohr-Coulomb :

$$|\tau_c| = c - \sigma_n \tan \phi \tag{3.29}$$

où $c$ représente la cohésion et $\phi$ l'angle de frottement. Afin d'identifier ces deux paramètres, l'application d'une contrainte normale est nécessaire. Comme illustré sur la figure 3.25, les essais sur couplets [Abdou *et al.*, 2006, Dias, 2007, Chaimoon et Attard, 2009, Vasconcelos et Lourenço, 2009] et triplets [Riddington et Juke, 1994, Gabor *et al.*, 2006, Zuccarello *et al.*, 2009, Luccioni et Rougier, 2010] sont les plus répandus. Ces derniers sont d'ailleurs le standard européen pour l'essai en cisaillement [CEN, 2002]. Les essais sur couplets permettent eux l'utilisation de moyens expérimentaux classiques du domaine du génie civil.

Afin d'assurer une distribution uniforme des contraintes normale et de cisaillement, Lourenço a développé un essai sur une structure de plus grande taille [Lourenço *et al.*, 2004]. Les efforts sont transmis à la maçonnerie par l'intermédiaire de corps rigides et d'une poutre épaisse comme présenté sur la figure 3.26.

Tous les essais présentés ci-dessus ont été menés à température ambiante, ce qui n'est pas suffisant pour la caractérisation des interfaces du creuset. Ils nécessitent tous l'imposition d'une contrainte normale contrôlée pendant l'essai. Les systèmes de serrage utilisés sont trop invasifs ou sensibles à la température et ne peuvent pas être implantés facilement dans un espace de dimension restreinte tel qu'un four.




(a) Essai sur triplet (b) Essai sur couplet

Figure 3.25 – *Essais de cisaillement classiques.*

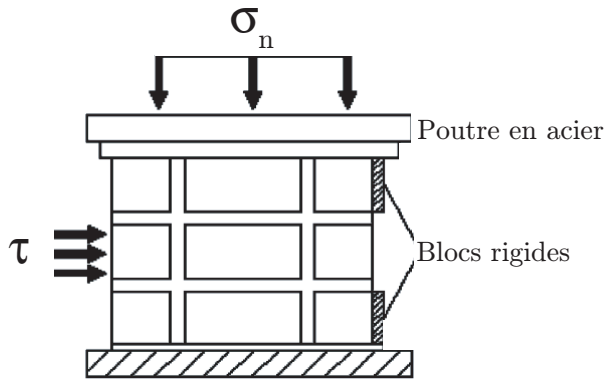



Figure 3.26 – *Essai de cisaillement selon [Lourenço* et al., *2004].*

Afin de caractériser les rigidités normale et tangentielle de l'interface (dont l'objectif n'est en rien l'identification des paramètres de Mohr-Coulomb), [Raffard *et al.*, 2001] s'est appuyé sur un essai combinant des contraintes de compression et de cisaillement sur le plan de mortier. L'essai consiste en la compression d'un échantillon prismatique qui contient un joint de mortier incliné d'un angle $\alpha$ comme schématisé sur la figure 3.27. Cet essai est exploité dans le cadre de notre étude car il permet d'appli-

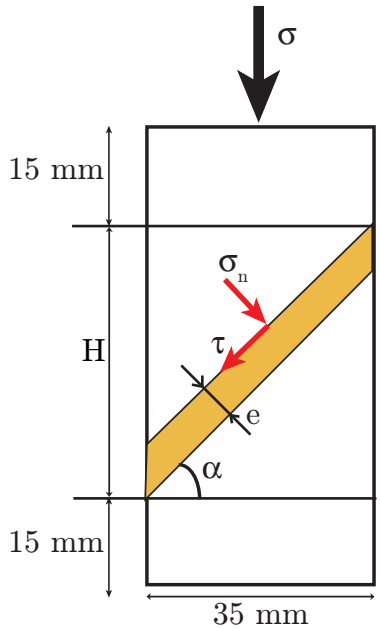



Figure 3.27 – *Échantillon pour l'essai en cisaillement.*

quer sur le plan de mortier à la fois des contraintes de cisaillement et de compression sans dispositif de serrage. Une campagne expérimentale a été confiée à ICAR, centre technique spécialisé dans l'étude et la caractérisation des matériaux réfractaires. Elle porte sur les couples Mullite MS4R/Ciment 336 et Coranit Al/Ciment 337 sollicités à des températures de 20°C, 900°C et 1450°C. Selon le couple brique/mortier, l'épaisseur de mortier $e$ est de 2 mm pour le ciment 336 et de 3 mm pour le ciment 337, leurs épaisseurs dans le creuset. Pour les essais à 900°C et 1450°C, l'échantillon est maintenu une heure à la température d'essai avant le chargement. Celui-ci est imposé jusqu'à rupture via le déplacement vertical de la partie haute de l'échantillon à une vitesse de 0,5 mm/min.

L'identification des paramètres du critère de Mohr-Coulomb d'un couple à une température donnée requiert un minimum de trois essais, chacun avec une inclinaison différente. Le choix des inclinaisons est régi par deux contraintes.

1. Le but de l'essai étant de rompre l'interface ou le mortier en cisaillement, il s'agit d'optimiser le rapport $|\frac{\tau}{\sigma_n}|$. Un rapport supérieur à 1 est un minimum. Un changement de repère permet d'écrire :

$$\begin{cases} \sigma_n = \cos^2(\alpha)\sigma \\ \tau = \cos(\alpha)\sin(\alpha)\sigma \end{cases} \tag{3.30}$$

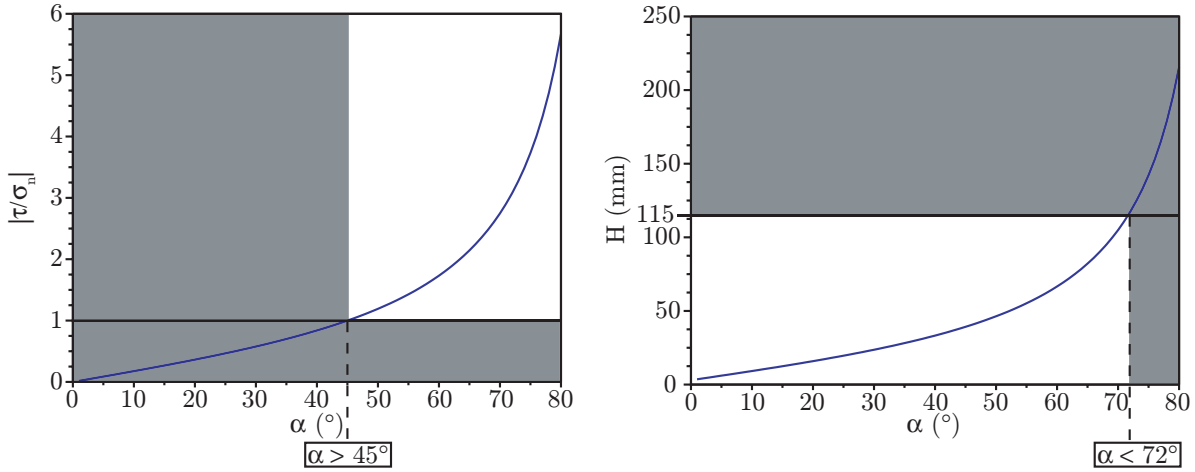
   Soit, la première condition :

$$|\frac{\tau}{\sigma_n}| = \tan\alpha > 1 \tag{3.31}$$

2. Une température homogène de l'échantillon dans le four est assurée pour une hauteur $H$ de 115 mm au maximum. La deuxième condition s'écrit donc :

$$H = \frac{e + 35\sin\alpha}{\cos\alpha} < 115\ mm \tag{3.32}$$

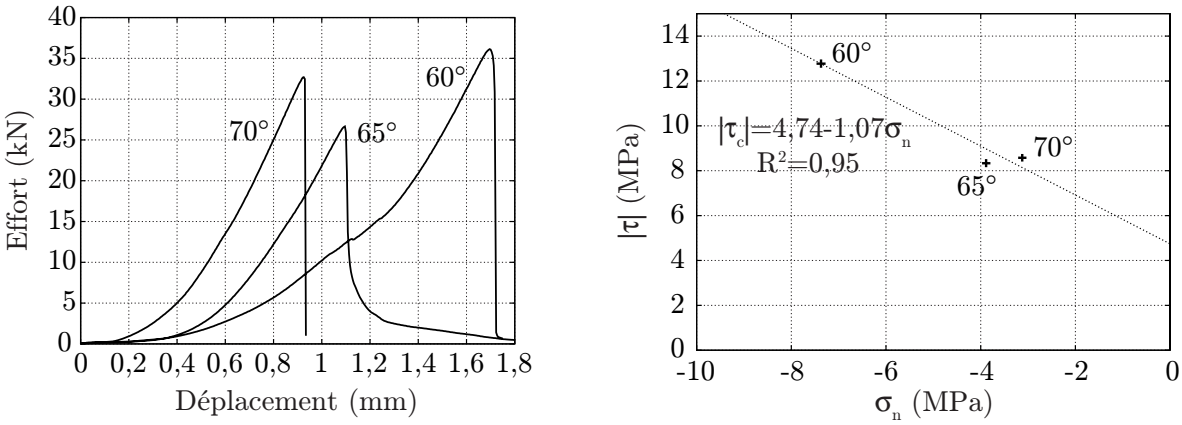
Les figures 3.28(a) et 3.28(b) présentent ces conditions sous forme graphique, dans le cas le plus contraignant d'un mortier de 3 mm d'épaisseur. Pour chaque figure, la partie blanche correspond à la zone qui respecte la condition. Des inclinaisons comprises entre 45° et 72° respectent ces conditions. Fi-




(a) Inclinaisons qui favorisent le cisaillement (b) Inclinaisons qui permettent une température homogène

Figure 3.28 – *Choix des inclinaisons selon deux conditions.*

nalement, afin de favoriser la rupture par cisaillement, des angles de 60°, 65° et 70° ont été retenus. L'acquisition réalisée durant chaque essai permet d'identifier l'effort maximal à rupture comme illustré sur la figure 3.29(a).




(a) Résultats bruts (b) Identification des paramètres du critère

Figure 3.29 – *Exploitation des essais pour l'identification des paramètres du critère de Mohr-Coulomb pour le ciment 337 à 900°C.*

Dans tous les cas, il s'agit d'une rupture fragile qui se localise à l'interface ou dans le mortier (cf. figure 3.30).

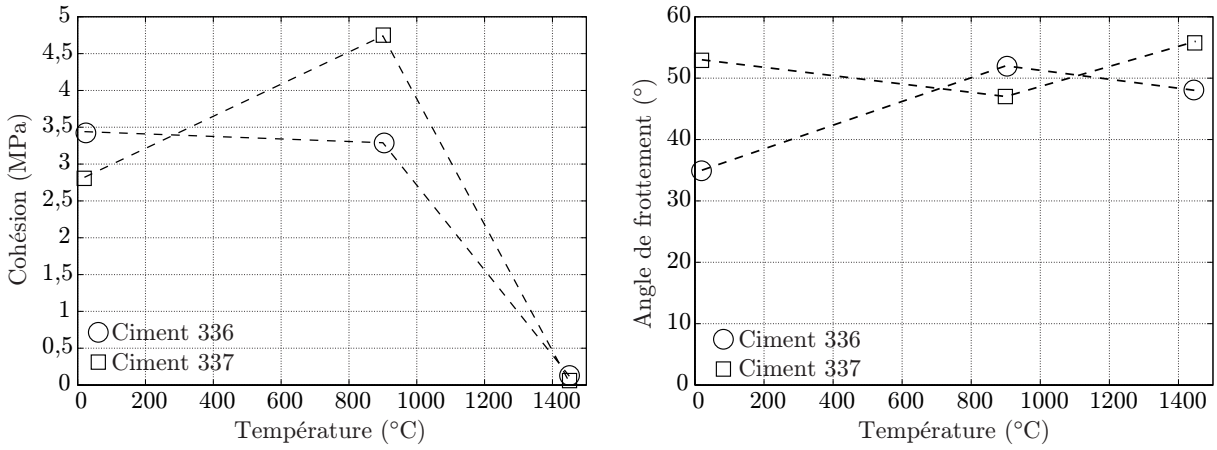
(a) Rupture à l'interface (b) Rupture dans le mortier

Figure 3.30 – *Localisations de la zone de rupture.*

À partir de l'effort à rupture, la contrainte $\sigma$ est calculée puis les contraintes locales selon l'équation (3.30). L'évolution de la contrainte critique de cisaillement est alors obtenue par une régression linéaire sur ces trois résultats d'essai comme présenté sur la figure 3.29(b). Chaque point de cette figure est le résultat d'un essai. Les paramètres $c$ et $\phi$ du critère de Mohr-Coulomb sont alors identifiés.

L'évolution de ces paramètres en fonction de la température pour les deux ciments est présentée sur les figures 3.31(a) et 3.31(b). Les valeurs relatives à ces figures sont rassemblées dans l'annexe D. Les deux mortiers perdent leur cohésion à 1450°C et aucune tendance claire n'est identifiable concernant l'évolution de l'angle de frottement.

Afin de compléter l'étude réalisée sur la rupture en cisaillement, la caractérisation des interfaces en traction a également été réalisée.

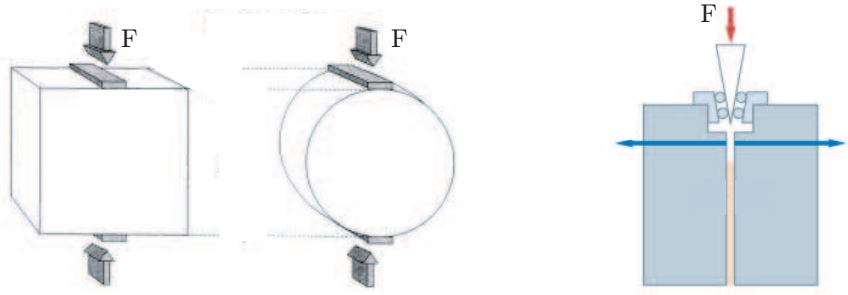



(a) Cohésion des ciments 336 et 337 (b) Angle de frottement des ciments 336 et 337

Figure 3.31 – *Évolution des paramètres du modèle de Mohr-Coulomb des ciments 336 et 337 en fonction de la température.*

**En traction**

Pour des raisons de simplicité de mise en œuvre, la caractérisation de matériaux en traction est souvent menée de manière indirecte : par des essais de flexion (trois ou quatre points) [Schubert et Hetzemacher, 1992], de fendage (essai brésilien) [Rocco *et al.*, 2001] ou de propagation de fissure [Xiao *et al.*, 2004]. Comme présenté sur la figure 3.32, ils permettent de solliciter la zone souhaitée en traction à partir d'un effort de compression. Même s'ils estiment la contrainte à rupture en traction, ces essais induisent




(a) Essai de fendage sur cube ou cylindre (b) Essai par propagation de fissure

Figure 3.32 – *Essais de traction indirecte.*

forcément l'apparition d'efforts parasites (en flexion ou en torsion) qui vont nuire au résultat. Afin de minimiser ces effets, l'application d'un effort purement uniaxial est nécessaire, ce qui privilégie l'essai de traction directe. Un essai de traction réussi repose sur le bon alignement des systèmes d'amarrage entre-eux, ainsi qu'avec l'axe défini par la géométrie de l'éprouvette. Sa symétrie est indispensable afin de favoriser l'alignement de son axe avec celui du dispositif d'essai. Ces exigences requièrent donc un usinage précis de l'éprouvette et un système souple qui favorise l'auto-alignement.

Un large éventail d'essais de traction directe est présenté dans [Almeida *et al.*, 2002]. Les plus utilisés sont rassemblés sur la figure 3.33. Ils mettent en évidence différents moyens possibles d'assurer la liaison entre la brique et le support. Des systèmes de serrage [Page, 1981] ou un simple collage [Ghassemi Kakroudi *et al.*, 2008] peuvent être utilisés. Enfin, un système original où les briques sont croisées (cf. schéma en bas à droite de la figure 3.33) permet l'application d'un chargement de compression afin d'exercer un effort de traction à l'interface. Peu d'essais de traction ont été réalisés à des températures supérieures à 1000°C. De tels essais ont été entrepris dans les travaux de Massard [Massard, 2005].

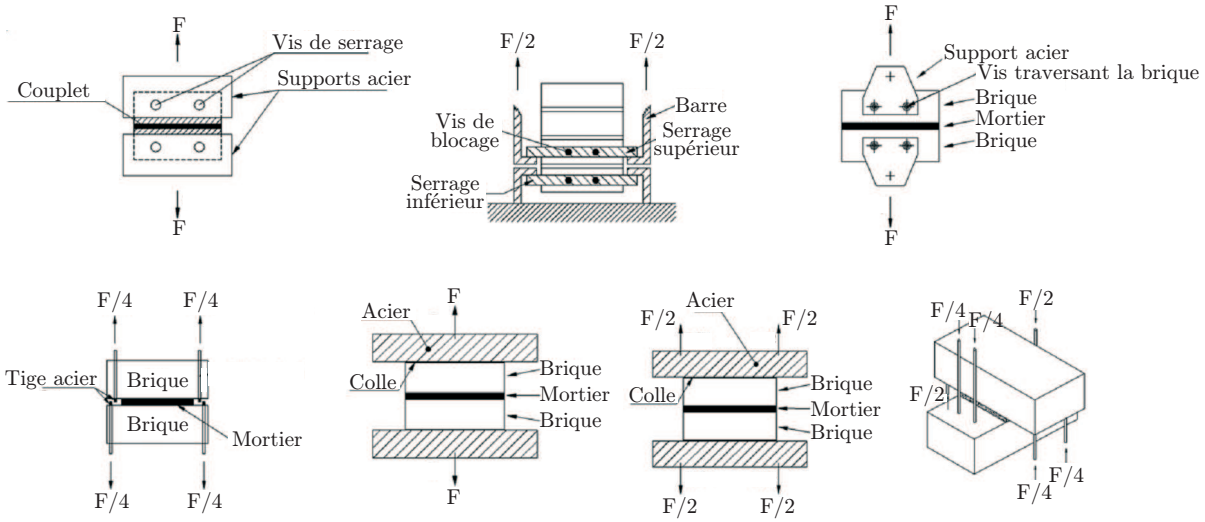



Figure 3.33 – *Essais de traction directe selon [Almeida* et al.*, 2002].*

L'essai de traction développé s'appuie sur un système de chargement inversé (traction générée à partir d'un chargement en compression) qui nécessite une géométrie complexe de l'échantillon difficilement usinable. Des problèmes liés à l'usinage de l'éprouvette sont également rencontrés dans [Ghassemi Kakroudi *et al.*, 2008].

Dans le cadre de cette thèse, un essai de traction réalisable à hautes températures a été développé sur la machine statique de la marque INSTRON 5800R dotée d'un four (cf. figure 3.34). Considérant

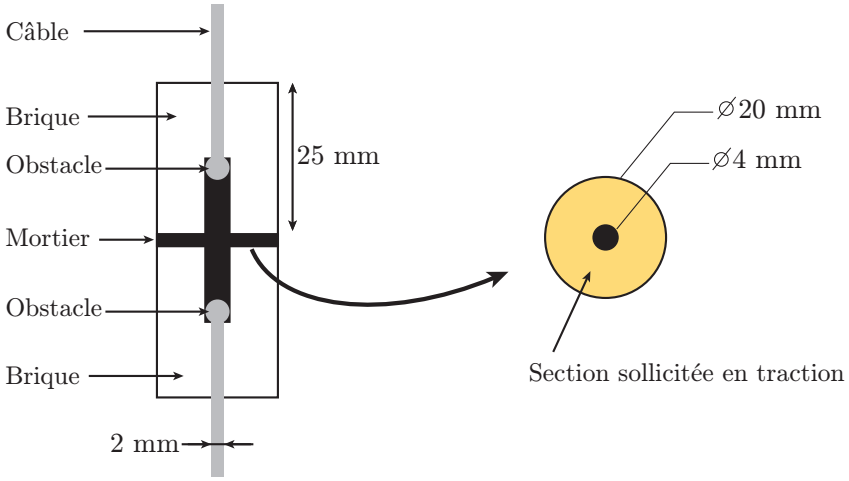
Figure 3.34 – *Dispositif d'essai à hautes températures.*

les exigences d'un tel essai, une attention particulière est portée quant à la simplicité de l'usinage de l'éprouvette et la faculté d'auto-alignement du dispositif. L'essai développé s'appuie sur la capacité d'auto-alignement d'un dispositif dans lequel le couplet est relié aux mors par des câbles souples. Cette idée a été introduite dans les travaux de [Landreau, 2009] pour un essai réalisé à température ambiante. Son adaptation à hautes températures nécessite l'étude de trois points particuliers qui sont :

- le matériau du câble ;
- la liaison entre le câble et le couplet ;

– la liaison entre le câble et la machine d'essai.

1. Le choix du matériau du câble s'est porté sur un alliage de nickel et de chrome fabriqué par le groupe Kanthal et référencé sous la dénomination Nikrothal70. Classiquement utilisé en tant qu'élément chauffant jusqu'à 1250°C en usage continu, il dispose également de propriétés mécaniques intéressantes, avec une contrainte à rupture en traction à 900°C qui s'élève à 120 MPa (875 MPa à température ambiante). Un câble de 2 mm de diamètre est utilisé afin de conserver sa souplesse tout en exploitant une section suffisante.
2. La liaison entre le câble et le couplet est souvent assurée par collage lors d'essais à température ambiante. Ces colles ne conservent pas leur propriété première à hautes températures. C'est pourquoi, une liaison mécanique de type obstacle a été privilégiée. La figure 3.35(a) illustre ce système qui repose sur la formation d'une sphère à l'extrémité du câble. Cette sphère est obtenue




(a) Liaison par obstacle entre le couplet et le câble

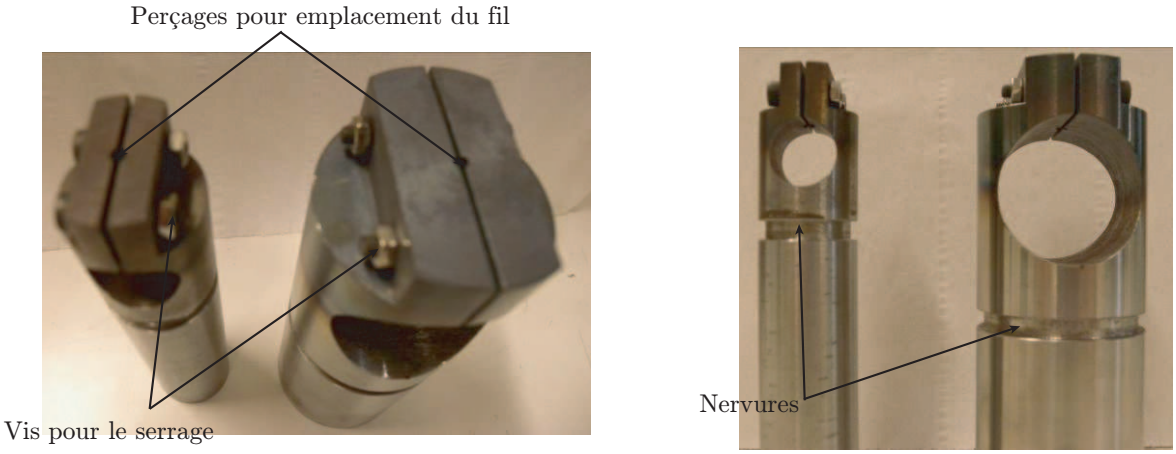
(b) Section de l'interface brique/mortier sollicitée en traction

Figure 3.35 – *Géométrie de l'éprouvette.*

par fusion du câble à des températures supérieures à 1380°C. Un perçage de 4 mm de diamètre traverse la demi-hauteur de brique afin de placer l'obstacle sphérique. L'autre demi-hauteur voit un perçage de 2 mm de diamètre permettre le passage du câble. Ces deux perçages créent une surface plane à mi-hauteur de brique, par laquelle l'obstacle est retenu. Finalement, la section de l'interface brique/mortier sollicitée en traction est présentée sur la figure 3.35(b).

3. La liaison entre le câble et la machine d'essai a nécessité la conception de deux pièces de serrage présentées sur la figure 3.36. Ces pièces permettent le maintien du fil par des vis de serrage (cf. figure 3.36(a)). De plus, ces pièces sont nervurées (cf. figure 3.36(b)), ce qui permet de les fixer dans le dispositif de refroidissement comme présenté sur la figure 3.37(a). En effet, des vis de blocage de la pièce refroidie, visibles sur la figure 3.37(b), s'intègrent dans la nervure afin de solidariser les deux pièces.

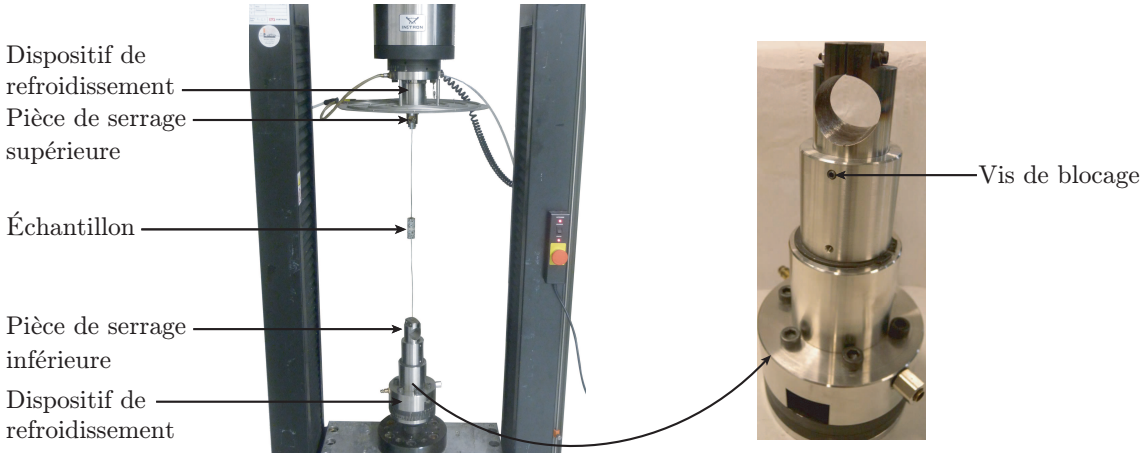
De par la conception des deux pièces de serrage et l'utilisation d'un câble flexible, l'auto-alignement est assuré jusqu'aux deux extrémités de l'éprouvette. La transmission d'un effort de traction pure à l'interface nécessite alors un usinage et un assemblage précis de l'éprouvette. Pour cela, des cylindres de brique de 20 mm de diamètre pour 25 mm de hauteur sont obtenus par carottage. Ils sont ensuite rectifiés afin d'assurer la planéité des faces. Des perçages centrés de 2 mm de diamètre puis de 4 mm de diamètre finalisent la géométrie des blocs de brique présentés sur la figure 3.35(a). Le centrage des perçages est facilité par la géométrie cylindrique des échantillons. Afin de conserver le centrage des




(a) Dispositifs pour le serrage du fil

(b) Nervures pour blocage de la pièce dans le dispositif de refroidissement

Figure 3.36 – *Conception de deux pièces de serrage.*



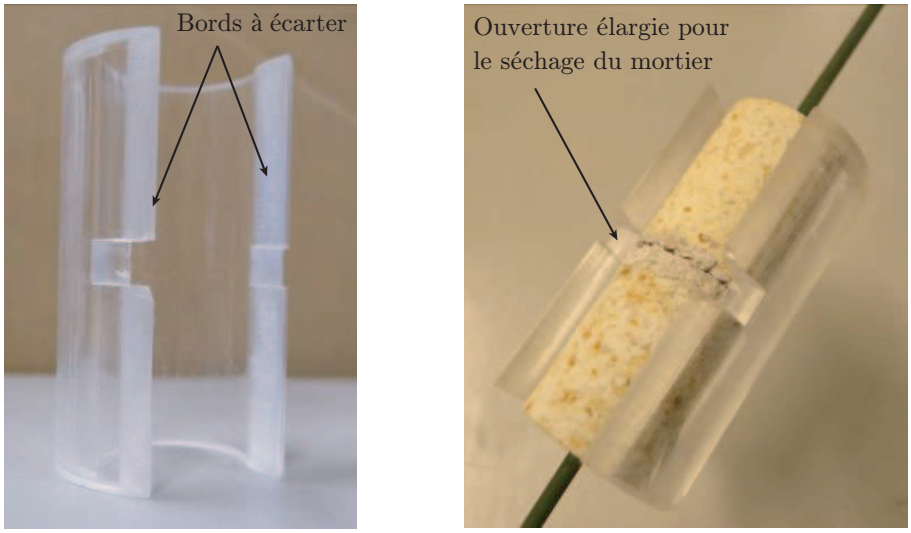

(a) Intégration des pièces de serrage dans le dispositif

(b) Blocage de la pièce de serrage inférieure dans le dispositif de refroidissement

Figure 3.37 – *Intégration des pièces de serrage dans le dispositif expérimental.*

perçages de chaque brique, l'assemblage du couplet est réalisé dans un cylindre en plexiglass comme sur la figure 3.38(a). Ce cylindre a la hauteur de l'assemblage, ce qui permet de contrôler l'épaisseur de mortier. Un enlèvement de matière à mi-hauteur du cylindre favorise le séchage du mortier (cf. figure 3.38(b)). Le cylindre est ouvert sur toute sa longueur, ce qui permet d'écarter les deux bords afin de positionner les deux briques et le mortier. Ceci fait, l'écartement est relâché et le cylindre retrouve sa position originale qui va naturellement aligner l'assemblage (cf. figure 3.38(b)). Après 24h de séchage du mortier, les bords du cylindre sont à nouveau écartés afin de retirer l'assemblage du dispositif.

L'essai développé permet d'obtenir la contrainte à rupture de l'interface brique/mortier. Selon la procédure précédemment décrite, trois couplets (Mullite MS4R/Ciment 336, Chamotte/Ciment 336 et Coranit Al/Ciment 337) ont été sollicités en traction à des températures de 20°C, 900°C et 1200°C. Pour les couplets avec du ciment 336, l'épaisseur de mortier est de 2 mm, elle est de 3 mm pour le ciment 337. Un palier d'une heure à la température d'essai est respecté pour les essais à 900°C et 1200°C. L'effort de traction est imposé par le déplacement axial de la traverse mobile. Pour les essais




(a) Dispositif pour l'assemblage (b) Assemblage d'un couplet

Figure 3.38 – *Assemblage d'un couplet brique/mortier.*

à l'ambiante, une vitesse de déplacement de 0,5 mm/min est choisie. Cette vitesse est de 30 mm/min pour les essais à 900°C et 1200°C afin de se prémunir du fluage du fil. Le résultat d'un essai de traction est présenté sur la figure 3.39.

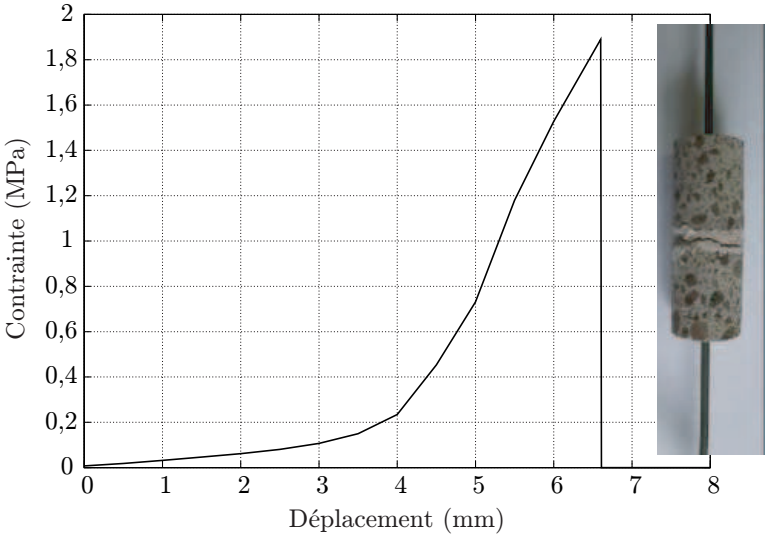



Figure 3.39 – *Essai de traction à 900°C du couplet Coranit Al/Ciment 337.*

Comme pour tous les essais, une rupture fragile est observée, à l'interface ou dans le mortier. L'évolution de la contrainte à rupture en traction en fonction de la température pour les ciments 336 et 337 est tracée sur la figure 3.40. Sur cette figure, les points symbolisant les résultats obtenus à 20°C et 900°C sont une moyenne de deux essais. Un seul essai par couple a été réalisé à 1200°C. Les valeurs moyennes pour chaque essai sont rassemblées dans l'annexe D. Lors de la campagne d'essais de traction, le ciment 336 a été caractérisé avec deux matériaux de briques différents, ce qui n'a pas pu se faire lors des essais de cisaillement. Néanmoins, le matériau de la brique n'a pas d'impact sur la contrainte à rupture de l'interface. C'est pourquoi, les résultats sont regroupés par type de ciment. Globalement, le ciment 337 tient mieux que le ciment 336. Dans les deux cas, une contrainte à rupture élevée est maintenue jusqu'à 900°C avant de s'effondrer à 1200°C. Les mêmes tendances avaient pu

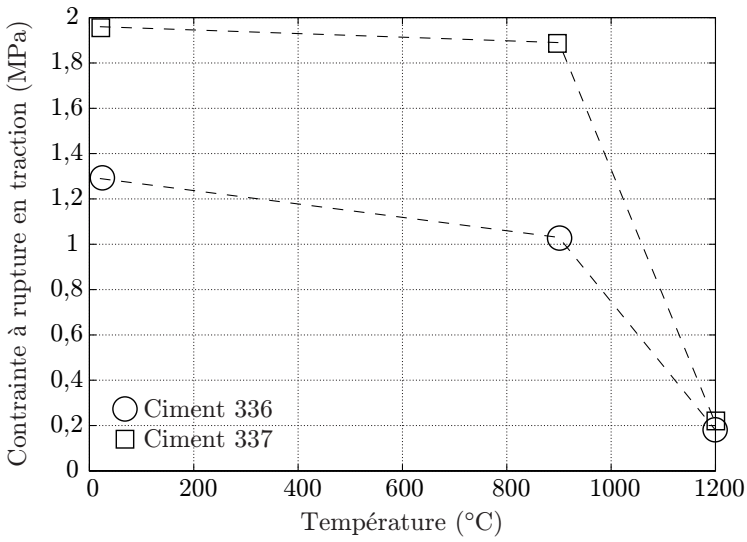



Figure 3.40 – *Contrainte à rupture en traction en fonction de la température pour les ciments 336 et 337.*

être observées pour la cohésion identifiée lors des essais de cisaillement. Les contraintes à rupture en traction des essais à 1200°C seront considérées pour une température de 1450°C.

#### 3.2.2.2 Modélisation de la maçonnerie avec ouverture des joints

Comme expliqué précédemment dans le paragraphe 3.2.1.2, neuf simulations réalisées sur les cellules élémentaires périodiques servent à l'identification du comportement des MHE par équivalence énergétique. Selon les mêmes hypothèses et à partir d'une cellule hétérogène au comportement plus détaillé, ces simulations permettent également d'identifier les contraintes seuils macroscopiques entre les états.

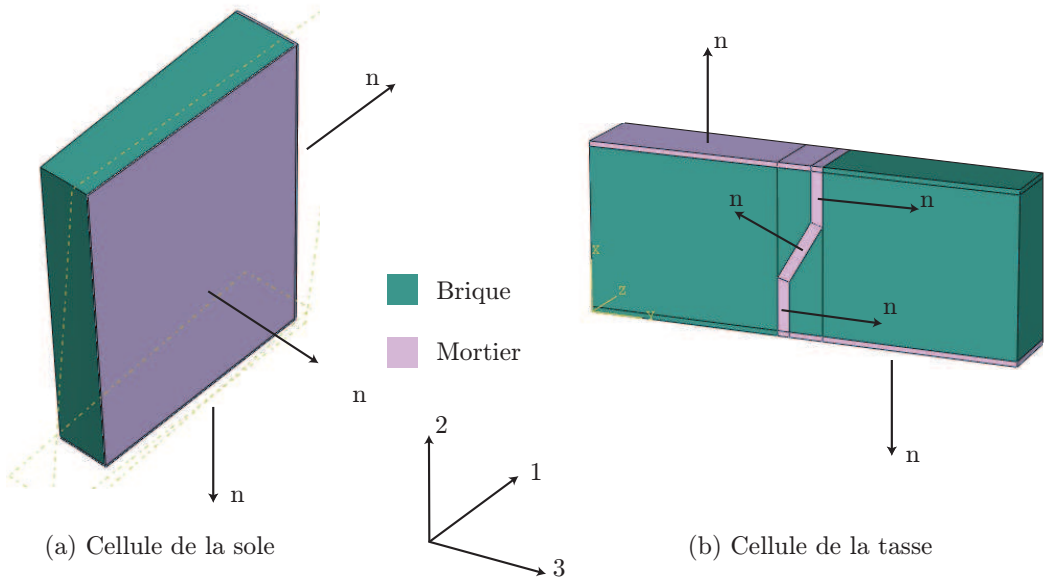
**Comportement des constituants de la cellule périodique**

En plus de l'élasticité linéaire isotrope déjà définie pour la brique et le mortier, les critères d'ouverture de l'interface en traction ($f_t$ pour Rankine) et en cisaillement ($c$ et $\phi$ pour Mohr-Coulomb) sont implémentés dans le comportement du mortier. Ce sont des paramètres connus, identifiés expérimentalement comme détaillé dans le paragraphe 3.2.2.1.

Pour cela, une variable utilisateur de type « USer Defined FieLD » (USDFLD) est définie comme suit :

- USDFLD=0, le mortier est sain ;
- USDFLD=1, le mortier est endommagé par une contrainte de traction ;
- USDFLD=2, le mortier est endommagé par une contrainte de cisaillement.

Une routine FORTRAN permet d'actualiser l'état du mortier en fonction de ses contraintes. Comme présenté sur la figure 3.41, les contraintes sont calculées dans chaque repère local $(i, j, n)$ du plan de mortier. La direction $n$ est normale au plan de mortier alors que les directions $i$ et $j$ sont dans le plan. Le comportement du mortier est synthétisé sur la figure 3.42. Il est important de noter que la contrainte à rupture en traction de l'interface obtenue expérimentalement est comparée uniquement à la contrainte normale au plan de mortier. Cette valeur à rupture n'a pas été extrapolée comme étant la contrainte à rupture du mortier en traction, même si lors des essais, la rupture s'amorça parfois dans le mortier lui-même. Une fois le joint de mortier endommagé en traction ou en cisaillement, il perd sa rigidité normale ainsi que les rigidités en cisaillement et les coefficients de Poisson définis dans le plan de normale $n$. Des valeurs quasi-nulles (des rigidités de 0,01 MPa et des coefficients de Poisson




(a) Cellule de la sole (b) Cellule de la tasse

Figure 3.41 – *Définition des normales aux plans de mortier des cellules.*

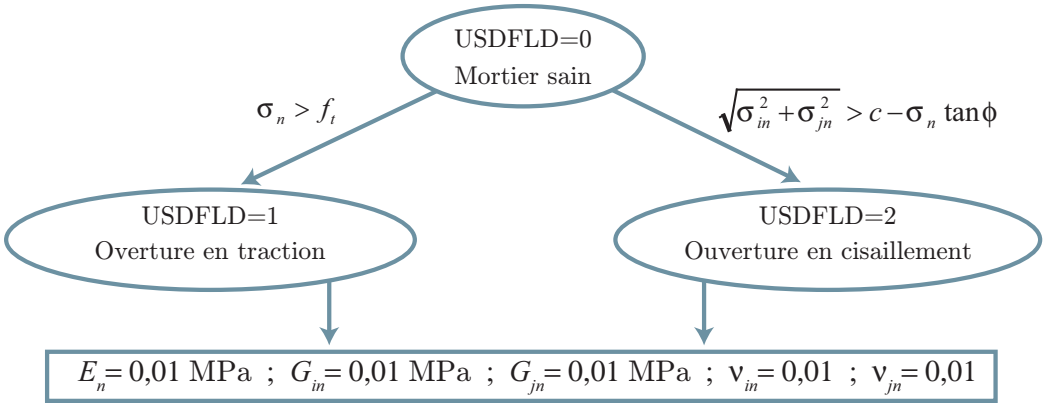



Figure 3.42 – *Définition du comportement du motier.*

de 0,01) sont choisies pour ces paramètres dans le modèle. Afin de reproduire ces pertes de rigidité brutales, le mortier est maillé avec des éléments cohésifs [Abaqus, 2007] particulièrement adaptés à ce type de problèmes. Les composantes des tenseurs de rigidité macroscopiques sont identifiées selon les directions 1, 2 et 3 de la figure 3.41.

**Identification du comportement macroscopique à états**

Les simulations sur la cellule élémentaire permettent à la fois l'identification du comportement du MHE selon l'état d'ouverture ainsi que les contraintes seuils macroscopiques. Pour celles-ci, des cisaillements avec confinement sont également simulés afin de tenir compte de l'influence de la contrainte normale au plan de mortier sur sa valeur à rupture en cisaillement. Pour chaque simulation, la déformation macroscopique $\underline{\underline{E}}$ est imposée. L'énergie de déformation élastique calculée par ABAQUS permet alors de connaître la contrainte macroscopique appliquée sur la cellule. L'évolution de la contrainte macroscopique en fonction de la déformation macroscopique sert ensuite à l'identification des contraintes seuils ainsi qu'à celle des paramètres du tenseur de rigidité des MHE. Un incrément petit (1% de la déformation macroscopique est appliqué à chaque incrément) favorise une bonne définition du comportement macroscopique. Un exemple est détaillé ci-dessous.

La cellule périodique de la tasse céramique est soumise à une traction suivant la direction 2 :

$$\underline{\underline{E}} = E_{22}\underline{e_2} \otimes \underline{e_2} \tag{3.33}$$

La brique et le mortier possèdent respectivement les propriétés de la Coranit Al et du ciment 337 à température ambiante. Respectant les conditions de périodicité et de symétrie, les déplacements des six faces sont imposés. À chaque incrément, la déformation macroscopique imposée est connue et l'énergie de déformation élastique totale du volume $V$ est calculée par ABAQUS. Pour ce chargement, elle permet d'en déduire la contrainte macroscopique selon la direction 2 :

$$\Sigma_{22} = \frac{2W_{ABQ}}{E_{22}V} \tag{3.34}$$

La courbe contrainte-déformation de la figure 3.43 est alors exploitée en s'appuyant sur la relation définie dans ce cas :

$$\Sigma_{22} = \tilde{C}_{2222}E_{22} \tag{3.35}$$

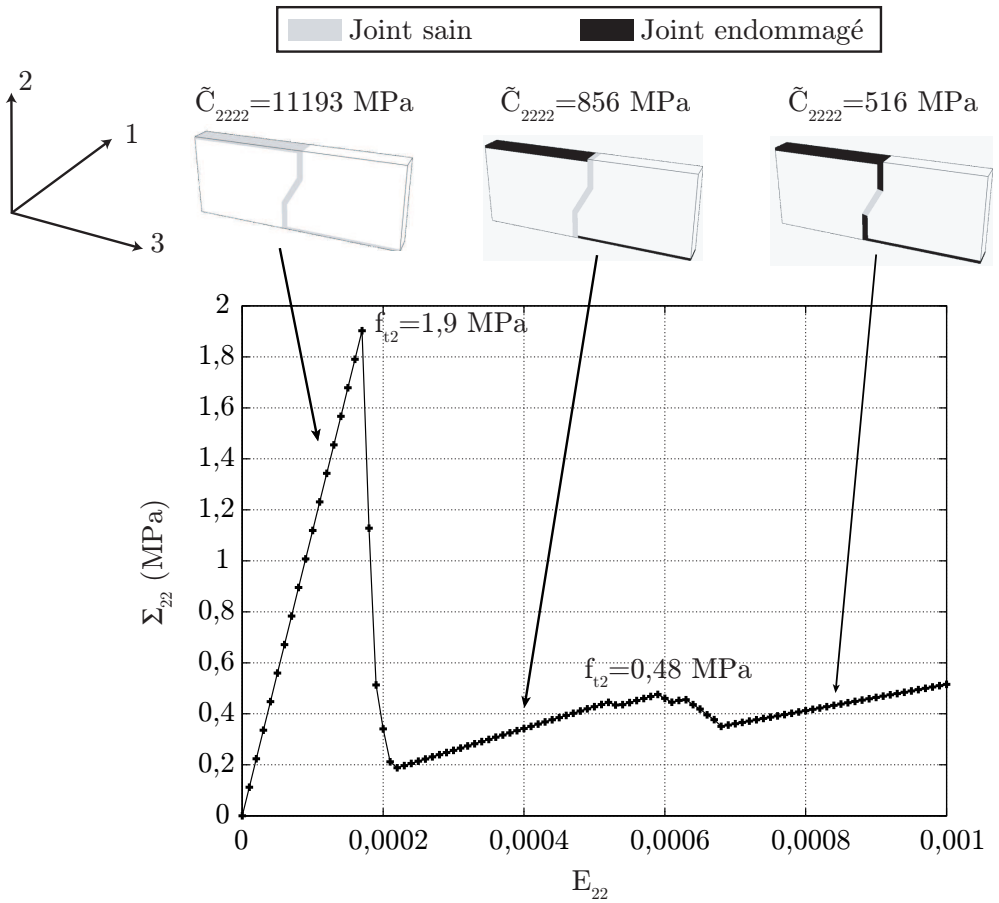



Figure 3.43 – *Identification du comportement macroscopique selon la direction 2.*

La cellule saine réagit selon une rigidité $\tilde{C}_{2222} = 11193$ MPa avant d'atteindre $f_{t2} = 1,9$ MPa ($f_{t2}$ désigne la contrainte seuil macroscopique en traction selon la direction 2) qui conduit à l'ouverture des joints horizontaux en traction. Les joints endommagés apparaissent en noir sur la figure 3.43. Dans cet

état, la rigidité est alors plus faible $\tilde{C}_{2222} = 856$ MPa. Une contrainte $f_{t2} = 0,48$ MPa ouvre les joints verticaux en cisaillement. La rigidité de la cellule est alors $\tilde{C}_{2222} = 516$ MPa. Le joint incliné ne s'ouvre pas car il subit une forte contrainte de compression qui empêche son ouverture en cisaillement. Néanmoins, il est raisonnable d'estimer que cette contrainte de compression conduira à l'endommagement de ce joint dans la continuité des joints verticaux. La définition d'un « cap » en compression pour le comportement du mortier (cf. paragraphe 3.1.1.2), permettrait la prise en compte de ce phénomène. La traction uniaxiale selon la direction 2 est l'unique sollicitation pour laquelle le joint incliné ne s'est pas ouvert dans la continuité du joint vertical. Lors de cet essai, la cellule a pris trois états différents et cinq paramètres du modèle ont pu être identifiés. Comme illustré sur la figure 3.44, quatre états différents sont définis pour la tasse céramique. Les comportements effectifs ainsi que les contraintes

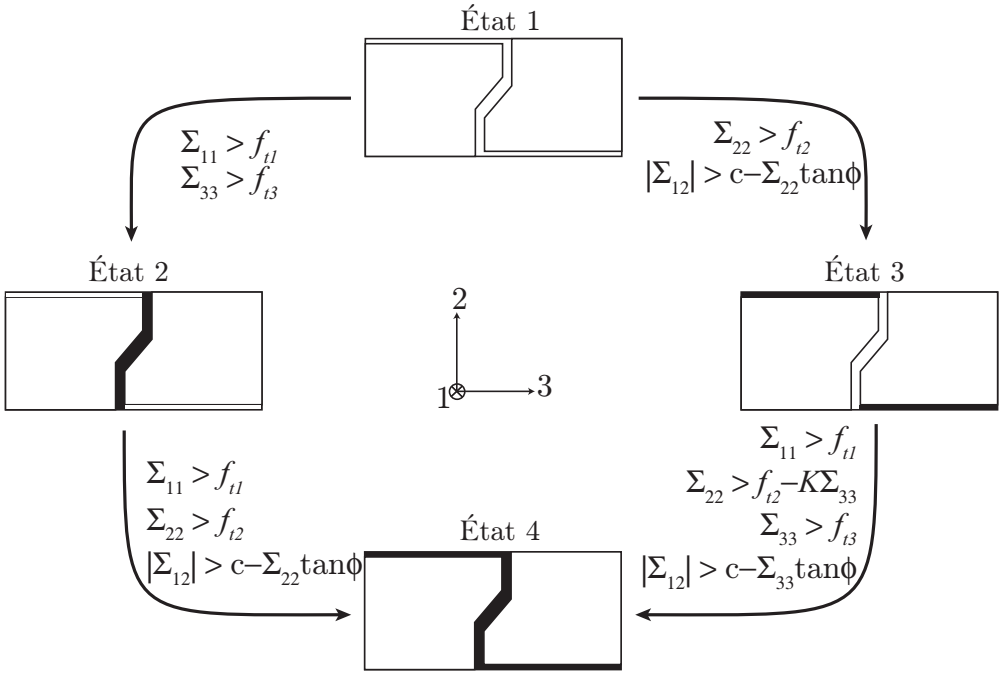



Figure 3.44 – *Comportement macroscopique de la tasse céramique.*

seuils sont rassemblés pour chaque température dans l'annexe E. Les valeurs seuils s'écrivent globalement sous la forme de critères de Rankine en traction ($f_{ti}$ désigne la contrainte seuil macroscopique selon la direction $i$) et de Mohr-Coulomb en cisaillement ($c$ et $\phi$). De plus pour une cellule à l'état 3, l'application d'une contrainte selon la direction 2 peut conduire à l'ouverture des joints verticaux en cisaillement. La valeur seuil à atteindre selon la direction 2 dépend donc de la contrainte $\Sigma_{33}$, normale aux joints verticaux. Une constante $K$ est introduite afin de reproduire cette influence.
Le modèle des MHE de la sole est également détaillé. Compte tenu des trois plans de mortier présents dans cette cellule, huit états sont également définis. Ils sont présentés sur la figure 3.45 où les épaisseurs de mortier ont été accentuées afin de le rendre visible. Les plans de mortier traversent totalement la cellule. Dès que l'un d'entre-eux s'ouvre, la rigidité normale à ce plan s'annule, ainsi que les termes hors diagonale du tenseur dans ce plan et le terme en cisaillement correspondant.

Compte tenu des chargements, de la géométrie et des propriétés des matériaux, le modèle du creuset sera axisymétrique. Selon cette hypothèse, les contraintes de cisaillement $\Sigma_{13}$ et $\Sigma_{23}$ sont nulles. La connaissance des composantes de rigidité $\tilde{C}_{1313}$ et $\tilde{C}_{2323}$ est donc inutile. Finalement, seules les composantes de contrainte $\Sigma_{11}, \Sigma_{22}, \Sigma_{33}$ et $\Sigma_{12}$ peuvent induire un changement d'état.

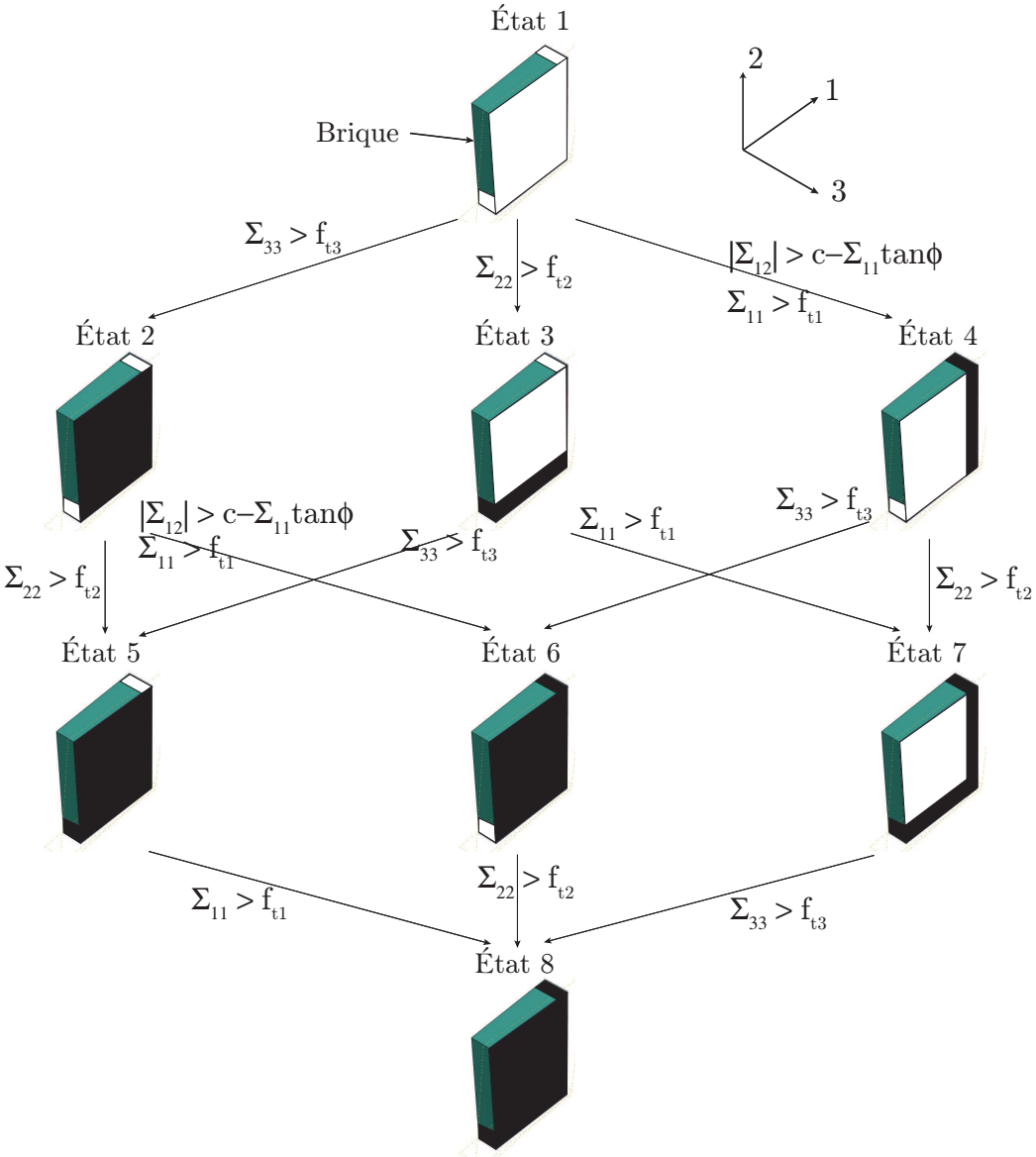



Figure 3.45 – *Comportement macroscopique des soles inférieure et supérieure.*

### 3.2.3 Validation du modèle

Le modèle de maçonnerie développé dans cette thèse est ici confronté aux résultats expérimentaux d'un mur en cisaillement. L'essai élaboré dans [Vermeltfoort *et al.*, 1993] est particulièrement intéressant puisqu'il permet de valider les deux modes d'ouverture des joints (traction et cisaillement), sur lesquels le modèle est basé. Cet essai est couramment utilisé dans des processus de validation [Lourenço, 1996, Milani *et al.*, 2006b, Chaimoon et Attard, 2007, Zucchini et Lourenço, 2009].

#### 3.2.3.1 Présentation de l'essai de cisaillement

Le mur d'essai, qui mesure $990 \times 1000$ mm$^2$, est édifié avec 18 assises. Les assises inférieure et supérieure sont solidaires d'une poutre en acier comme illustré sur la figure 3.46. Le mur est composé de briques d'argile de dimensions $210 \times 52 \times 100$ mm$^3$ avec des joints de mortier d'épaisseur 10 mm. Les propriétés mécaniques des constituants sont données dans le tableau 3.6.

L'essai se déroule en deux étapes. D'abord, les pistons 2, 3 et 4 de la figure 3.46 imposent sur le mur

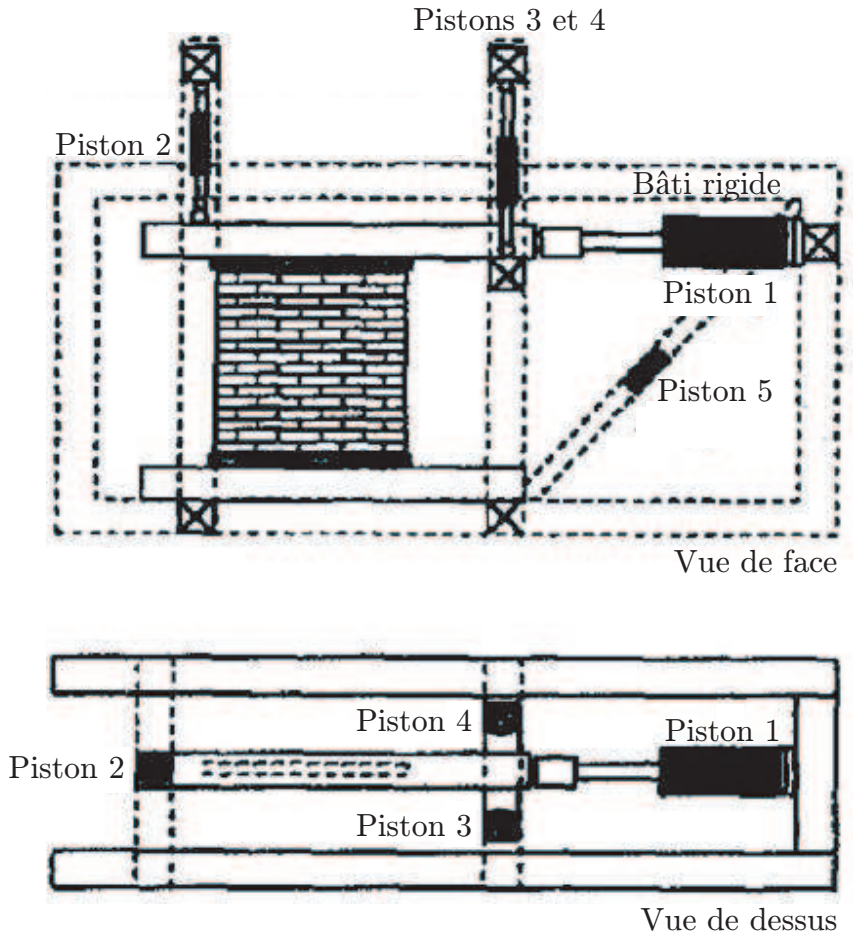
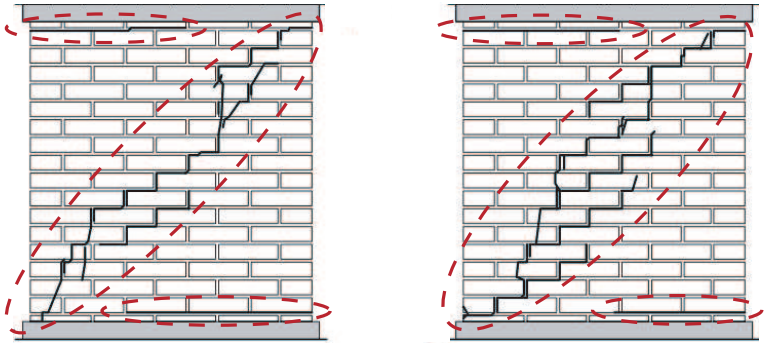



Figure 3.46 – *Dispositif d'essai de cisaillement [Vermeltfoort* et al.*, 1993].*

| | Module d'Young (MPa) | $\nu$ | $f_t$ (MPa) | c (MPa) | $\tan\phi$ |
|---|---|---|---|---|---|
| Brique | 16700 | 0,15 | - | - | - |
| Mortier | 1030 | 0,15 | 0,25 | 0,35 | 0,75 |

Tableau 3.6 – *Propriétés mécaniques de la brique et du mortier d'après [Lourenço, 1996].*

un effort vertical total de 30 kN (soit 0,3 MPa de pression) tout en conservant la position horizontale de la poutre supérieure. Celle-ci permet une répartition uniforme de l'effort appliqué. Ensuite, un déplacement monotone horizontal, mesuré par un capteur LVDT, est imposé à la poutre supérieure. L'effort horizontal appliqué sur la poutre est mesuré par le piston 1. La position horizontale de la poutre supérieure maintenue par les pistons 2, 3 et 4 est contrôlée par des capteurs LVDT qui mesurent la distance entre les poutres supérieure et inférieure. Ces distances sont mesurées aux extrémités des poutres. Le piston 5, précontraint en traction le bâti afin de minimiser sa déformation.
Les ouvertures des joints obtenues pour deux murs au comportement similaire sont présentées sur la figure 3.47. Ces ouvertures s'amorcent dans les coins de la maçonnerie où les joints horizontaux s'ouvrent progressivement en traction. Ensuite, une fissure en cisaillement s'initie au centre puis se propage selon la diagonale [Chaimoon et Attard, 2007]. Cette fissure conduit à la destruction du mur. Afin de simuler cet essai avec le modèle développé, le comportement macroscopique de la maçonnerie est identifié.



(a) Premier mur (b) Second mur

Figure 3.47 – *Ouvertures des joints.*

#### 3.2.3.2 Identification du modèle macroscopique

Une cellule périodique est clairement identifiable dans le mur de l'essai. Ainsi, le modèle à états est appliqué à la structure selon la démarche détaillée précédemment dans ce chapitre. Quatre états d'ouverture de joints sont définis pour cette cellule. Les composantes du tenseur de rigidité du MHE de chaque état sont résumées dans le tableau 3.7. Les rigidités effectives identifiées sont cohérentes. En

| | État 1 | État 2 | État 3 | État 2-3 |
|---|---|---|---|---|
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 13665 | 13550 | 13547 | 13360 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 9466 | 4221 | 8628 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 4913 | 4900 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 1436 | 675 | 1220 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 695 | 667 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 528 | 321 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 4254 | 2833 | 3600 | 0 |
| $\tilde{C}_{1313}$ (MPa) | 2048 | 2048 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2323}$ (MPa) | 1908 | 1422 | 0 | 0 |

Tableau 3.7 – *MHE du mur selon l'état.*

effet à l'état 1, la proportion différente de mortier selon chaque direction se ressent sur les composantes $\tilde{C}_{1111}$, $\tilde{C}_{2222}$ et $\tilde{C}_{3333}$. L'ouverture des joints diminue les rigidités selon la direction d'ouverture.
Les contraintes seuils macroscopiques sont présentées sur la figure 3.48.
En plus du critère d'ouverture de joints décrit jusqu'ici, une contrainte de compression selon la direction normale à un plan de mortier ouvert engendre sa refermeture. Dans ce cas, les rigidités relatives au nouvel état des joints sont récupérées.

#### 3.2.3.3 Simulation de l'essai

Le modèle macroscopique étant identifié, l'essai de cisaillement est simulé avec le logiciel ABAQUS. Comme expliqué lors de l'état de l'art sur la modélisation des maçonneries, des problèmes numériques peuvent apparaître lors de fortes diminutions de la rigidité. Un schéma de résolution explicite est ici

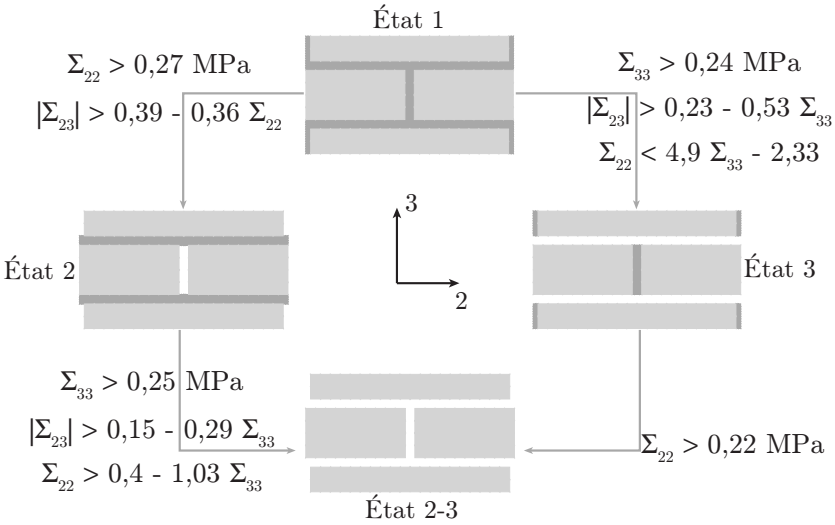


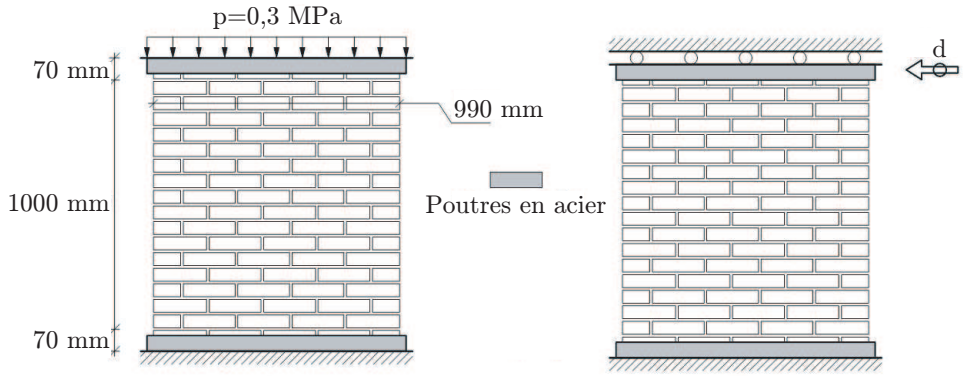

Figure 3.48 – *Contraintes seuils de transition.*

employé. Le modèle a donc été implémenté par l'intermédiaire d'une 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].

Dans le modèle numérique proposé, la poutre en acier est modélisée. Elle est maillée tout comme le mur avec des éléments à huit nœuds à intégration réduite. Un comportement élastique linéaire est considéré pour la poutre en acier de module d'Young $E_{acier}$=210 GPa et de coefficient de Poisson $\nu_{acier}$=0,3. Les assises supérieure et inférieure du mur, qui sont solidaires des poutres, ont le comportement du MHE du mur à l'état 1, sans le critère d'ouverture.
La modélisation de cet essai nécessite une définition précise des conditions aux limites. Comme évoqué par de nombreux auteurs [Giambanco *et al.*, 2001, Sutcliffe *et al.*, 2001, Chaimoon et Attard, 2007], le mouvement réel de la poutre supérieure durant l'essai est difficile à appréhender. En effet, le contrôle du confinement et de la position horizontale de la poutre est confronté à la possible flexion de la poutre qui n'a cependant pas été mesurée expérimentalement. Ce point critique de la modélisation est notamment décrit par [Chaimoon et Attard, 2007].
Les travaux de Sutcliffe *et al.* insistent sur l'évolution de la distribution initialement uniforme du confinement qui tend au cours du cisaillement vers une distribution hétérogène sur la poutre [Sutcliffe *et al.*, 2001]. Cette hétérogénéité est d'autant plus marquée pour des faibles valeurs de confinement. Dans ses travaux, Giambanco a choisi de modéliser la poutre supérieure par des ressorts verticaux [Giambanco *et al.*, 2001]. La rigidité de ces ressorts est ajustée de manière à reproduire au mieux le résultat expérimental.

Compte tenu des incertitudes concernant l'application du confinement par la poutre supérieure, deux modélisations sont ici proposées.

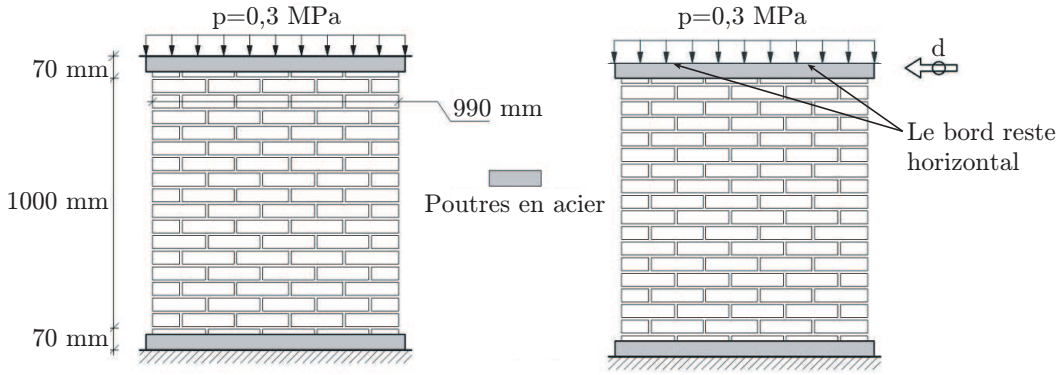
1. La première reprend les conditions utilisées dans les travaux de [Chaimoon et Attard, 2007, Lourenço, 1996, Milani *et al.*, 2006b, Zucchini et Lourenço, 2009]. Comme représenté sur la figure 3.49, l'essai se déroule en deux étapes. Une pression verticale de 0,3 MPa est d'abord appliquée sur le haut du mur (cf. figure 3.49(a)). L'application de cet effort conduit au déplacement vertical de la poutre supérieure. Ce déplacement reste constant dans la suite de l'essai. Un déplacement monotone horizontal est alors imposé à la poutre supérieure (cf. figure 3.49(b)) par l'intermédiaire d'un corps rigide qui permet également de relever l'effort horizontal résultant.




(a) Pression verticale (b) Déplacement horizontal

Figure 3.49 – *Première modélisation de l'essai de cisaillement.*

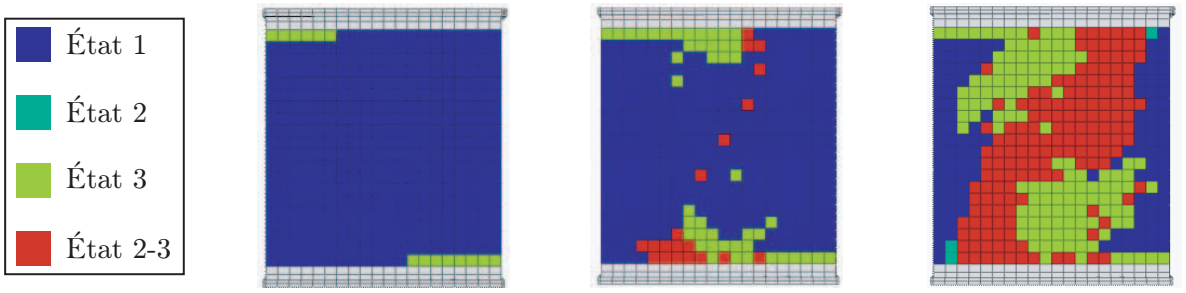
2. Une seconde modélisation est envisagée. Dans un premier temps, une pression est imposée sur la poutre afin d'obtenir une contrainte verticale de 0,3 MPa sur le mur (cf. figure 3.50(a)). Lors de l'application de cette pression, ainsi que dans la suite de la simulation, une condition est imposée sur le haut de la poutre pour la maintenir en position horizontale. Alors que le premier modèle définit le blocage vertical de la poutre durant l'étape de cisaillement, ce déplacement est ici laissé libre, tout en conservant la position horizontale de la poutre. Celle-ci est soumise à une pression constante qui permet d'appliquer une contrainte verticale moyenne globalement constante sur le mur (cf. figure 3.50(b)). L'asservissement de la pression, considéré ici, reproduit de la même façon que le premier modèle l'évolution hétérogène de la contrainte verticale appliquée sur le mur.




(a) Pression verticale (b) Déplacement horizontal

Figure 3.50 – *Seconde modélisation de l'essai de cisaillement.*

Les résultats de la simulation du premier modèle sont présentés sur la figure 3.51. Les trois mécanismes d'ouverture de joints (ouverture des joints en traction, ouverture au centre en cisaillement et propagation sur la diagonale) sont bien détectés, ce qui valide les critères établis en traction et en cisaillement. Une propagation étendue de la bande de fissuration est néanmoins constatée. Le comportement macroscopique de la maçonnerie peut également être commenté par l'évolution de l'effort de réaction horizontal mesuré sur la poutre. Son évolution est présentée sur la figure 3.52 pour des modèles avec et sans prise en compte de l'ouverture de joints. En début d'essai, les ouvertures de joints définies dans le modèle permettent de reproduire le comportement non-linéaire de la maçonnerie, moins raide que dans le cas d'un modèle sans ouverture. La simulation corrèle avec l'essai jusqu'à un effort de 50 kN, prédisant ainsi l'effort maximum atteint. À partir de cet effort, la réponse expérimentale reste globalement constante alors que le modèle prévoit la destruction du mur et par conséquent, un




(a) Ouverture des joints horizontaux en traction

(b) Initiation au centre en cisaillement

(c) Propagation selon la diagonale

Figure 3.51 – *Ouvertures des joints du mur.*

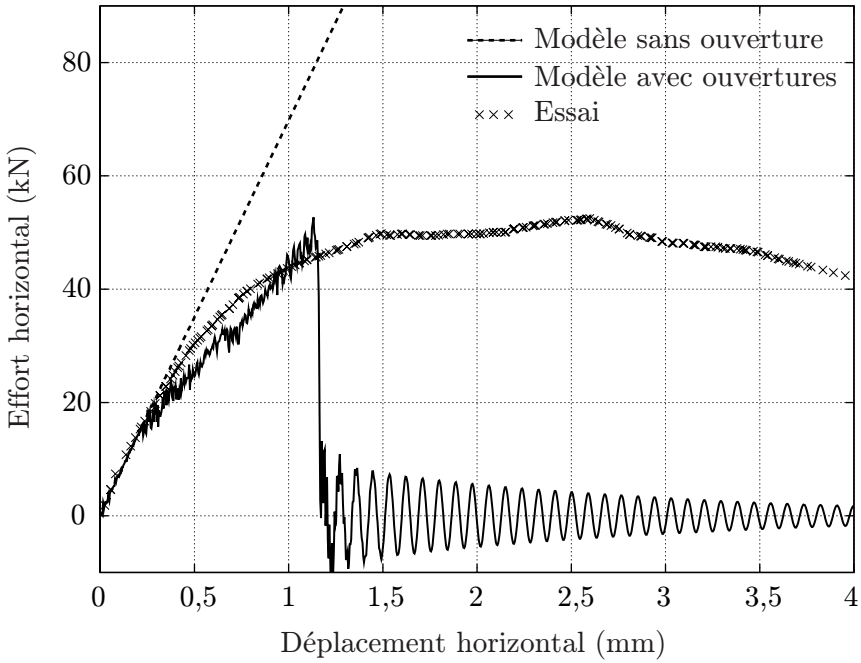
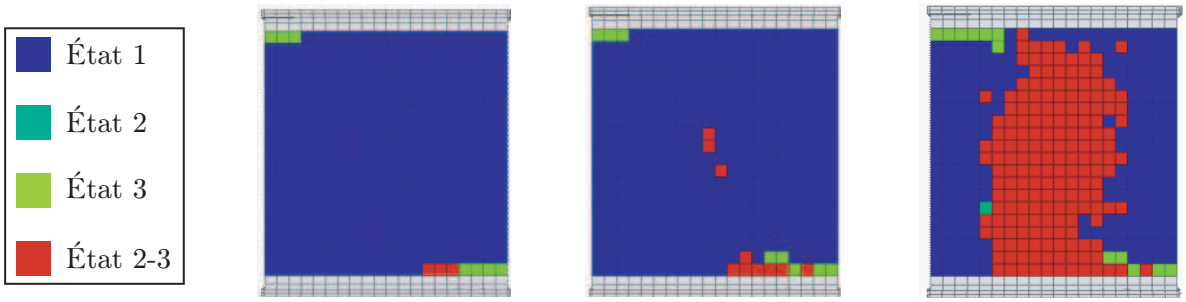



Figure 3.52 – *Comparaison entre les courbes effort horizontal/déplacement horizontal obtenues expérimentalement et numériquement selon la première modélisation.*

effort nul. L'ouverture des joints de la diagonale étant soudaine [Vermeltfoort *et al.*, 1993], le plateau obtenu expérimentalement résulte principalement du frottement qui apparaît ensuite au niveau des joints horizontaux ouverts de la diagonale. Ce frottement génère localement des contraintes résiduelles qui vont influer sur le comportement global du mur. Le modèle mis en place, basé sur des transitions brutales entre les états, est donc mis en défaut lorsque les contraintes résiduelles jouent un rôle majeur. Cette première simulation a mis en évidence les domaines de validité du modèle qui sont :

- la prédiction des zones susceptibles de s'endommager en premier ;
- l'identification de la contrainte seuil macroscopique.

Les résultats obtenus avec le second modèle reproduisent correctement les trois mécanismes d'ouverture évoqués précédemment et illustrés sur la figure 3.53. Le fait de maintenir la pression verticale constante en moyenne permet une redistribution des contraintes sur la longueur du mur et minimise ainsi la contrainte selon la diagonale. L'évolution de l'effort horizontal, présentée sur la figure 3.54, reproduit assez bien l'allure de la courbe expérimentale et notamment le plateau. Ceci est dû à l'asservissement de la pression qui permet de récupérer une rigidité associée aux joints horizontaux ouverts.




(a) Ouverture des joints horizontaux en traction

(b) Initiation au centre en cisaillement

(c) Propagation selon la diagonale

Figure 3.53 – *Ouvertures des joints du mur.*

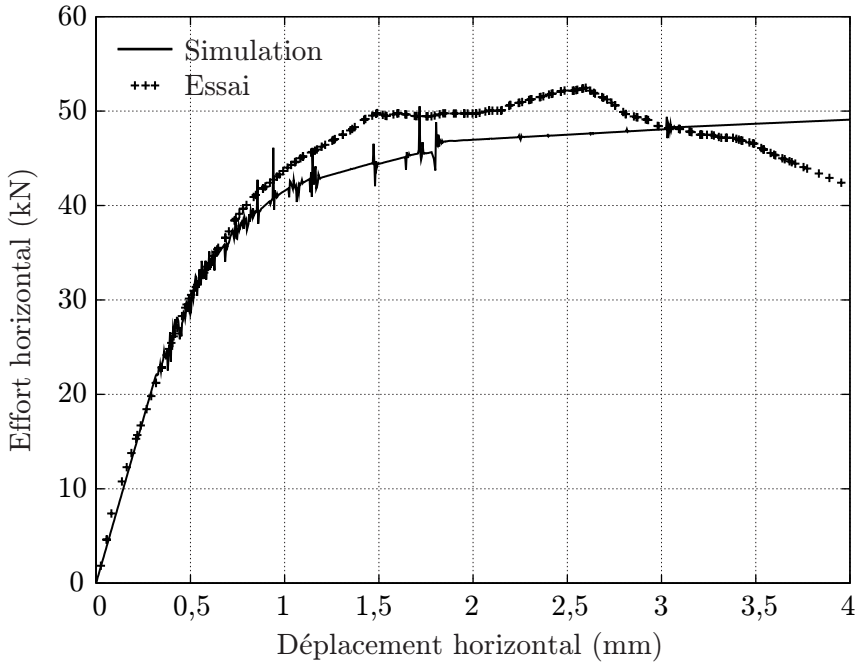



Figure 3.54 – *Comparaison entre les courbes effort horizontal/déplacement horizontal obtenues expérimentalement et numériquement selon la seconde modélisation.*

Cependant, la récupération totale de la rigidité à l'état sain ne permet pas de reproduire la diminution de l'effort horizontal en fin d'essai. Ceci nécessiterait une meilleure définition du comportement post-seuil (de type adoucissement), qui reproduirait l'influence du frottement. Il est intéressant de noter que le déplacement vertical ascendant de la poutre est inférieur à 2 mm en fin d'essai. Lors de l'essai, un tel déplacement est envisageable de par la flexion de la poutre.

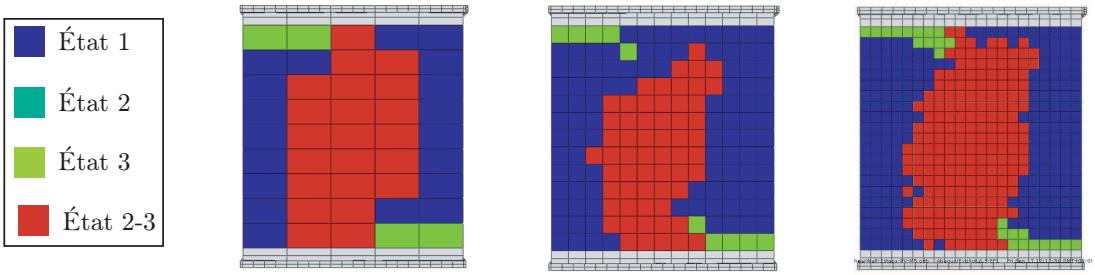
Finalement, la simulation de cet essai de cisaillement permet de valider les critères d'ouverture mis en place en traction et en cisaillement. Le modèle reproduit bien le comportement macroscopique jusqu'à une valeur seuil, et localise correctement les zones sensibles de la structure.
Concernant le comportement post-seuil défini avec un modèle à états, des précautions sont à prendre notamment dans le cas d'ouvertures de joints horizontaux soumis à une contrainte normale fluctuante. En effet, l'évolution lente de cette contrainte normale modifie progressivement les conditions de frottement qui influent sur la réponse macroscopique.

#### 3.2.3.4 Sensibilité au maillage

Dans le cadre de la modélisation par éléments finis, il est naturel d'étudier l'influence possible de la taille des éléments sur les résultats obtenus par le modèle. L'essai de cisaillement sur le mur est modélisé avec les conditions aux limites de la figure 3.50. Trois maillages différents sont utilisés pour le mur. La taille de l'élément $t_{el}$ de chaque maillage est exprimée en fonction de celle du VER du mur notée $t_{VER}$ :

- pour le maillage grossier, $t_{el} \approx t_{VER}$ ;
- pour le maillage intermédiaire, $t_{el} \approx \frac{t_{VER}}{6}$ ;
- pour le maillage fin, $t_{el} \approx \frac{t_{VER}}{15}$.

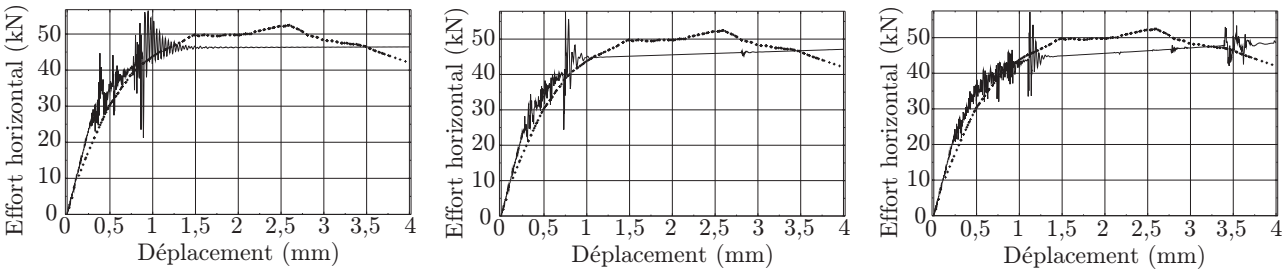
Comme illustré sur la figure 3.55, la localisation des ouvertures de joints concorde pour les trois maillages. Les joints horizontaux sont ouverts dans deux angles (supérieur gauche et inférieur droit)




(a) Maillage grossier (b) Maillage intermédiaire (c) Maillage fin

FIGURE 3.55 – *Localisation des ouvertures pour les trois maillages.*

du mur, alors que l'ouverture des joints horizontaux et verticaux se propage selon la diagonale. Il est intéressant de noter que l'utilisation d'un maillage grossier a conduit à une chronologie d'ouvertures des joints différente de celle présentée dans le paragraphe 3.2.3.1. En effet, dans ce cas, l'ouverture selon la diagonale s'est initiée avant celle intervenant dans les angles.
La réponse macroscopique correspondant à chaque maillage est présentée sur la figure 3.56. Le résultat




(a) Maillage grossier (b) Maillage intermédiaire (c) Maillage fin

FIGURE 3.56 – *Évolution de l'effort horizontal en fonction du déplacement appliqué pour les trois maillages.*

obtenu est similaire pour ces trois maillages. En comparaison avec le résultat de la figure 3.54, la courbe numérique présente davantage de fluctuactions dues au choix d'un pas de temps différent, conduisant à un calcul plus rapide. Hormis ces fluctuations, la réponse globale n'est qualitativement pas affectée par la taille du maillage. De plus, les courbes de la figure 3.56 présentent une plus forte rigidité initiale que celle de la figure 3.54. Ceci s'explique par le choix d'un nœud de référence différent, dans la mise en place de la condition de bord droit définie pour la poutre supérieure. Le déplacement vertical de chaque nœud de la face supérieure de cette poutre est calculé en fonction de celui du nœud de référence.
Finalement, aucune influence critique du maillage sur les résultats obtenus n'a été identifiée.

## 3.3 Bilan

Les problèmes inhérents à la modélisation des maçonneries ont été présentés. Ils peuvent être numériques, notamment pour la modélisation de grandes structures avec des pertes de rigidité brutales, ou expérimentaux pour la caractérisation des différents constituants, principalement à des hautes températures.
Un modèle à états a été développé afin de tenir compte de l'ouverture des joints des maçonneries du creuset. Un intérêt particulier a été porté quant au développement d'un modèle simple, dont tous les paramètres sont identifiables expérimentalement. Des essais spécifiques ont ainsi été mis en place afin d'identifier les paramètres du modèle à différentes températures, principalement les contraintes seuils d'ouverture de joints. De par les transitions brutales définies entre les états, un schéma de résolution explicite est nécessaire à l'implémentation de ce modèle.
La simulation d'un essai de cisaillement sur un mur plein a permis de valider le modèle proposé. En effet, les non-linéarités obtenues à l'échelle macroscopique sont reproduites uniquement grâce à la prise en compte de l'ouverture des joints de la maçonnerie. De plus, les zones sensibles de la structure sont bien mises en évidence, et ce quelque soit la finesse du maillage.

L'outil construit dans ce chapitre va permettre la prise en compte du comportement global des maçonneries du creuset majoritairement piloté par les ouvertures de joints.

# Chapitre 4

# Modélisation thermomécanique d'un creuset de haut fourneau

Des modèles appropriés du pisé carboné et des maçonneries du creuset ont été développés dans les deux chapitres précédents. Ce dernier chapitre présente l'intégration de ces développements dans la modélisation du creuset de haut fourneau présenté dans le chapitre 1. La modélisation de ce creuset repose sur les propriétés des matériaux qui le composent, mais également sur la définition des conditions aux limites et des chargements appliqués. Un intérêt particulier est porté sur la condition à définir en partie haute du creuset, afin de tenir compte de l'influence de la tuyère sur le comportement du creuset. Les résultats des simulations sont comparés à ceux issus de l'instrumentation thermique et mécanique d'un creuset sur site. Ces simulations visent à montrer l'influence du taux de compaction initial du pisé, ainsi que celle de l'ouverture possible des joints de la sole et de la tasse céramique.

## 4.1 Mise en données du modèle

Dans le cadre de cette étude, les sollicitations sont à la fois thermiques et mécaniques. Les propriétés thermomécaniques des matériaux ainsi que les conditions aux limites et chargements qui s'appliquent sur le creuset sont d'abord détaillés.

### 4.1.1 Propriétés thermomécaniques des constituants

Le comportement mécanique des constituants du creuset a déjà largement été étudié. Quelques précisions doivent toutefois être apportées. De plus, les propriétés thermiques, indispensables dans le cadre d'une étude thermomécanique sont présentées.

#### 4.1.1.1 Propriétés mécaniques

Le chapitre 2 a conduit à la caractérisation du pisé carboné (de type 1). Les mêmes paramètres du comportement mécanique identifié sont affectés aux trois pisés du creuset, les types 2 et 3 n'ayant pas été caractérisés.
La campagne expérimentale détaillée dans le chapitre 3 a permis d'identifier un comportement élastique linéaire isotrope pour les autres matériaux du creuset. Le module d'élasticité et le coefficient de Poisson obtenus pour le carbone de type 1 sont également attribués aux trois autres références de carbones.
De la même façon, une élasticité linéaire est considérée pour le blindage en acier pour lequel sont définies les propriétés suivantes : $E_{acier}$=210 GPa et $\nu_{acier}$=0,3.

#### 4.1.1.2 Dilatation thermique

Le coefficient de dilatation thermique isotrope noté $\alpha(T)$, où $T$ désigne la température, constitue une donnée essentielle pour la réalisation de simulations thermomécaniques. Il permet de calculer le tenseur des déformations thermiques $\underline{\underline{\varepsilon}}_{th}$ par la relation :

$$\underline{\underline{\varepsilon}}_{th} = \alpha(T)(T - T_0)\underline{\underline{I}} \tag{4.1}$$

où $T_0$ est la température de référence.
Les coefficients de dilatation thermique des matériaux du creuset, rassemblés dans l'annexe F, étaient connus du CREE avant le début de la thèse. Ils ont été obtenus en considérant une température de référence de 20°C. Les coefficients de dilatation thermique des ciments 336 et 337 n'étant pas identifiés, la sole et la tasse prennent les propriétés de leurs briques.

#### 4.1.1.3 Propriétés thermiques

Les transferts thermiques dans le creuset sont directement liés à ses constituants. Ces transferts de chaleur correspondent 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 al.*, 2009] :

$$div\ \underline{q} + m = \rho\ C_p\ \frac{\partial T}{\partial t} \tag{4.2}$$

avec :

- $\underline{q}$ la densité de flux de chaleur
- $m$ la densité volumique du terme source de chaleur ($W.m^{-3}$)
- $\rho$ la masse volumique du matériau ($kg.m^{-3}$)
- $C_p$ la capacité thermique massique du matériau ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)
- $T$ la température au point considéré

La densité de flux de chaleur est liée de façon linéaire au gradient de la température, selon la loi de Fourier :

$$\underline{q} = -k(T)\ \underline{grad}\ T \tag{4.3}$$

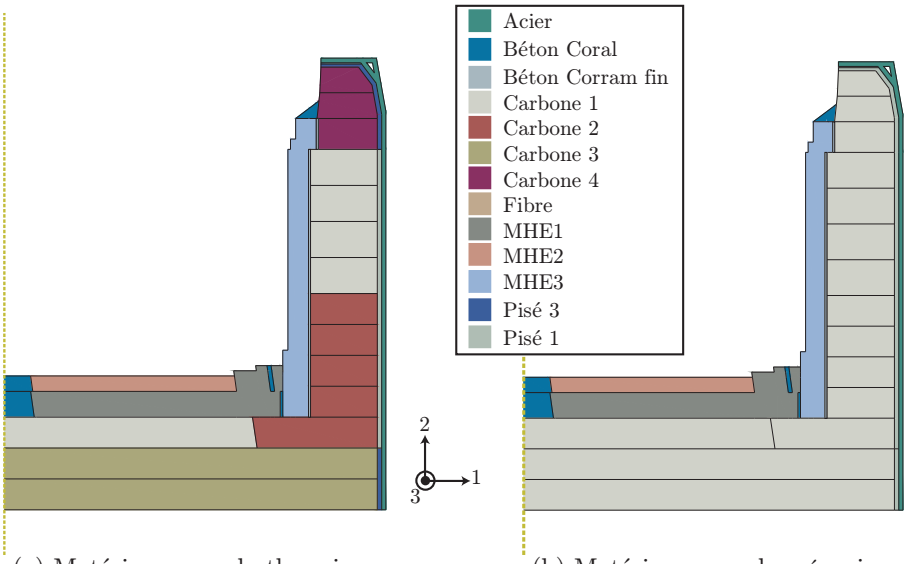
où $k(T)$ est la conductivité thermique du matériau ($W.m^{-1}.K^{-1}$), dépendante de la température.
Dans le cadre de cette étude, aucune source interne de chaleur n'est considérée. De plus, l'étude se porte sur l'état stationnaire atteint lors de la première chauffe du creuset. L'équation de la chaleur (4.2) se réduit donc à :

$$div\ \underline{q} = 0 \tag{4.4}$$

La définition des capacités thermiques massiques est donc inutile. Les conductivités thermiques des matériaux du creuset sont présentées dans l'annexe F. Les conductivités des ciments 336 et 337 n'étant pas connues, la sole et la tasse prennent les propriétés thermiques de leurs briques.

### 4.1.2 Géométrie et maillage

Le modèle établi dans le cadre de cette thèse s'appuie sur la géométrie du creuset présenté dans le chapitre 1. Comme détaillé dans le paragraphe qui suit concernant l'application des conditions aux limites, de légères modifications sont apportées à la géométrie du creuset modélisé. Elles sont dues aux modélisations de la tuyère en partie haute du creuset et du refroidissement en partie basse.
Le modèle de creuset développé est axisymétrique. Il est présenté dans le repère défini par les directions 1 (radiale), 2 (axiale) et 3 (orthoradiale) comme illustré sur la figure 4.1. Il a été intégralement réalisé avec le logiciel ABAQUS. Les simulations thermique et mécanique sont découplées : le calcul thermique fournit le champ spatial de température qui sert de chargement au calcul mécanique. Les différents matériaux considérés pour ces calculs sont illustrés sur la figure 4.1. Le maillage est réalisé avec des




(a) Matériaux pour la thermique (b) Matériaux pour la mécanique

Figure 4.1 – *Matériaux définis pour les calculs thermique et mécanique.*

éléments à 4 nœuds. Une intégration réduite est utilisée pour le calcul mécanique en explicite. Ce choix permet de visualiser un seul état d'ouverture de joint par élément. Le maillage comporte 14304 éléments pour 16009 nœuds.

### 4.1.3 Conditions aux limites et chargements

Les conditions aux limites relatives au calcul thermique sont d'abord présentées, puis celles relatives au calcul mécanique, ainsi que les chargements. Les conditions imposées modélisent ce qui a été détaillé dans le paragraphe 1.3.2.3 du premier chapitre.

#### 4.1.3.1 Sollicitations thermiques

Les sollicitations thermiques prises en compte dans le calcul sont illustrées sur la figure 4.2 et sont détaillées dans la suite. La température initiale du creuset est de 20°C.

**Refroidissement du blindage**
Le blindage en acier et les tuyères sont refroidis lors du fonctionnement du haut fourneau. Une température homogène de 30°C sur le blindage est donc considérée, à l'extérieur du creuset et en partie haute.

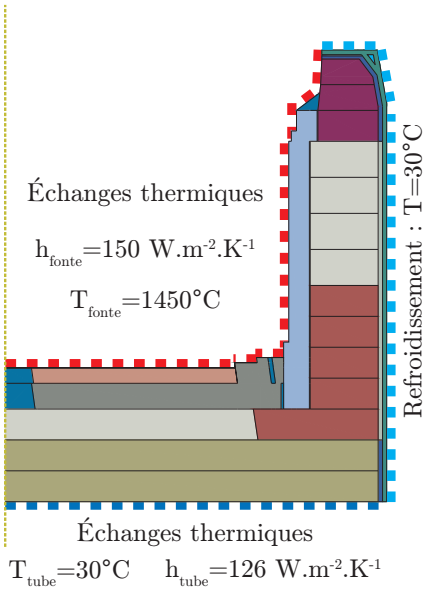



Figure 4.2 – *Conditions aux limites et chargements pour le calcul thermique.*

**Refroidissement de la sole**

En partie basse du creuset, l'eau circulant dans les tubes de refroidissement, qui sont noyés dans le pisé 2 situé sous les blocs de carbone, impose une température homogène $T_{tube} = 30°\text{C}$. Le pisé 2 de 110 mm d'épaisseur notée $e_{pisé}$ est fortement conducteur ($k_{pisé} = 13,9\ W.m^{-1}.K^{-1}$). Afin de ne pas modéliser cette couche de pisé 2, qui n'influe pas sur le comportement du creuset, un coefficient d'échange $h_{tube}$ est introduit entre les tubes de refroidissement et les blocs de carbone à la température notée $T_{carbone}$. Ce coefficient est identifié par la relation suivante [Padet, 2005] :

$$h_{tube} = \frac{k_{pisé}}{e_{pisé}} \tag{4.5}$$

La densité de flux de chaleur $\underline{\varphi}$ transmise du tube de refroidissement aux blocs de carbone est régie par :

$$\underline{\varphi}.\underline{n} = h_{tube}\ (T_{carbone} - T_{tube}) \tag{4.6}$$

avec $\underline{n}$ qui est la normale à la surface d'échange. Finalement, la condition aux limites est imposée directement en partie basse des blocs de carbone avec une température $T_{tube} = 30°\text{C}$ et un coefficient d'échange $h_{tube} = 126\ W.m^{-2}.K^{-1}$. Ceci conduit à une légère modification de la géométrie en partie basse du creuset où le pisé 2 n'est pas modélisé.

**Échanges thermiques entre la fonte et le creuset**

Les échanges thermiques entre la fonte et les parois du creuset sont reproduits par une condition similaire à celle définie entre les tubes de refroidissement et les blocs de carbone. Le coefficient d'échange $h_{fonte}$ a été pris égal à 150 $W.m^{-2}.K^{-1}$ pour une température de fonte $T_{fonte} = 1450°\text{C}$. Ce coefficient d'échange englobe à la fois les échanges par convection, mais également ceux possibles par rayonnement. Ces valeurs sont celles classiquement utilisées au bureau d'études chargé des calculs thermiques des creusets des hauts fourneaux.

#### 4.1.3.2 Sollicitations mécaniques

Les conditions aux limites et les sollicitations mécaniques sont schématisées sur la figure 4.3.

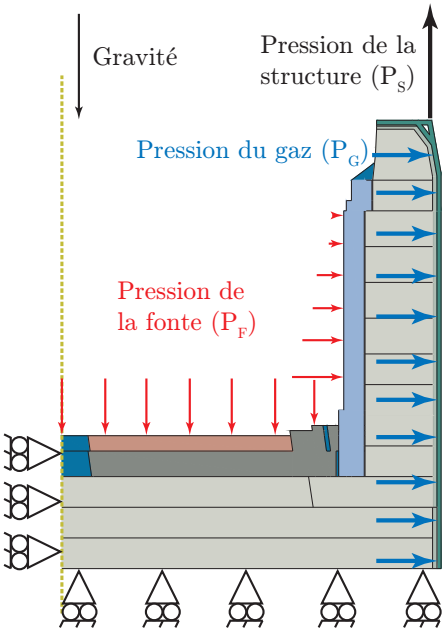



Figure 4.3 – *Conditions aux limites et chargements pour le calcul mécanique.*

**Conditions aux limites**

L'appui sur le sol du creuset se traduit par le blocage du déplacement axial de sa ligne basse. De plus, la condition d'axisymétrie conduit au blocage du déplacement radial de la ligne verticale située sur l'axe de révolution.

**Chargements**

Les chargements appliqués au creuset fluctuent au cours du fonctionnement normal du haut fourneau. Ces fluctuations sont principalement dues à l'introduction de matières au niveau du gueulard, aux cycles d'évacuation de la fonte par les trous de coulée et à l'introduction du vent par les tuyères. Les sollicitations modélisées sont les pressions exercées par le gaz, la fonte et la structure située au-dessus du creuset. Pour ces trois pressions, les cas les plus critiques sont considérés. De plus, le poids propre de la structure (gravité) est également pris en compte. Bien que n'apparaissant plus dans l'équation de la chaleur (4.2), les masses volumiques des matériaux sont donc définies dans l'annexe F.

***Pression de gaz*** $P_G$

Comme expliqué dans le paragraphe 1.2.2.2, le haut fourneau est un réacteur soumis à une pression permanente. Celle-ci est générée par l'introduction du vent chaud au niveau des tuyères (à une pression de 3 à 5 bars) et par la contre-pression appliquée au gueulard (allant de 1 à 2 bars). La pression $P_G$ exercée par le gaz formé est prise en compte. Compte-tenu de la perméabilité des matériaux réfractaires, la pression $P_G = 0,5$ MPa s'applique principalement sur le blindage.

***Pression de la fonte*** $P_F$

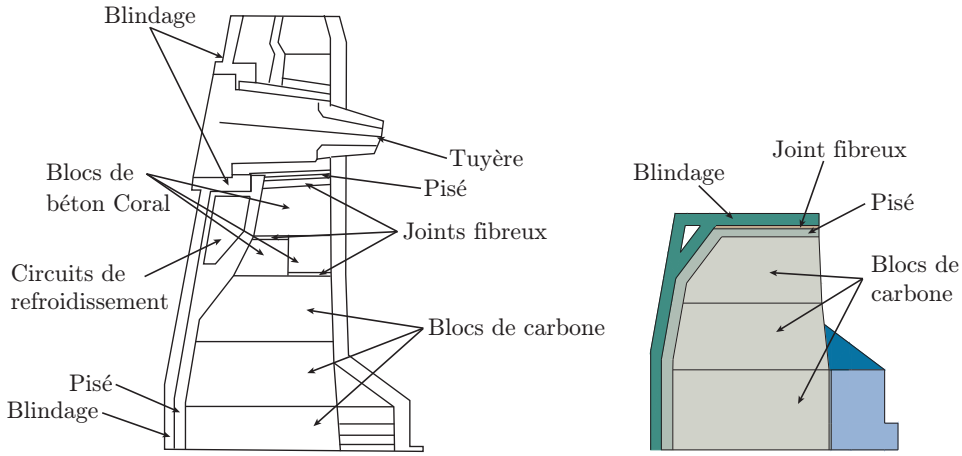
La sole et la tasse céramique supportent la pression exercée par les matières formées : l'homme-mort, le laitier et la fonte. Les masses volumiques de ces trois constituants sont difficilement quantifiables mais sont estimées à 2,67 kg/m$^3$ pour le laitier, 450 kg/m$^3$ pour le coke de l'homme-mort et à 6400 kg/m$^3$

pour la fonte [Burteaux, 1991]. La fonte exerce donc la sollicitation majeure et justifie le terme de pression de la fonte notée $P_F$ sur la figure 4.3 pour représenter ce chargement. L'estimation de cette pression considère la présence de fonte depuis le niveau de la sole jusqu'en haut du creuset. Une pression hydrostatique est appliquée telle que $P_F = 0,4$ MPa au niveau de la sole et s'annule en haut du creuset.

***Pression de la structure*** $P_S$

La modélisation de la condition aux limites imposée en haut du creuset, détaillée dans le paragraphe 1.4.2, se résume le plus souvent au blocage du déplacement axial des blocs de carbone. Cette condition entre en contradiction avec deux phénomènes souvent observés.

1. Les blocs réfractaires sont libres de se déplacer selon la direction axiale. Leur déplacement est compensé manuellement par des cales (les couteaux) retirées par les opérateurs sur site. Ceci permet d'éviter l'endommagement des tuyères situées au-dessus et constituant le seul obstacle réel. Comme illustré sur la figure 4.4(a), les tuyères sont soudées au le blindage avec lequel elles sont donc solidaires. De plus, des joints fibreux de 25 mm d'épaisseur initiale, situés entre des



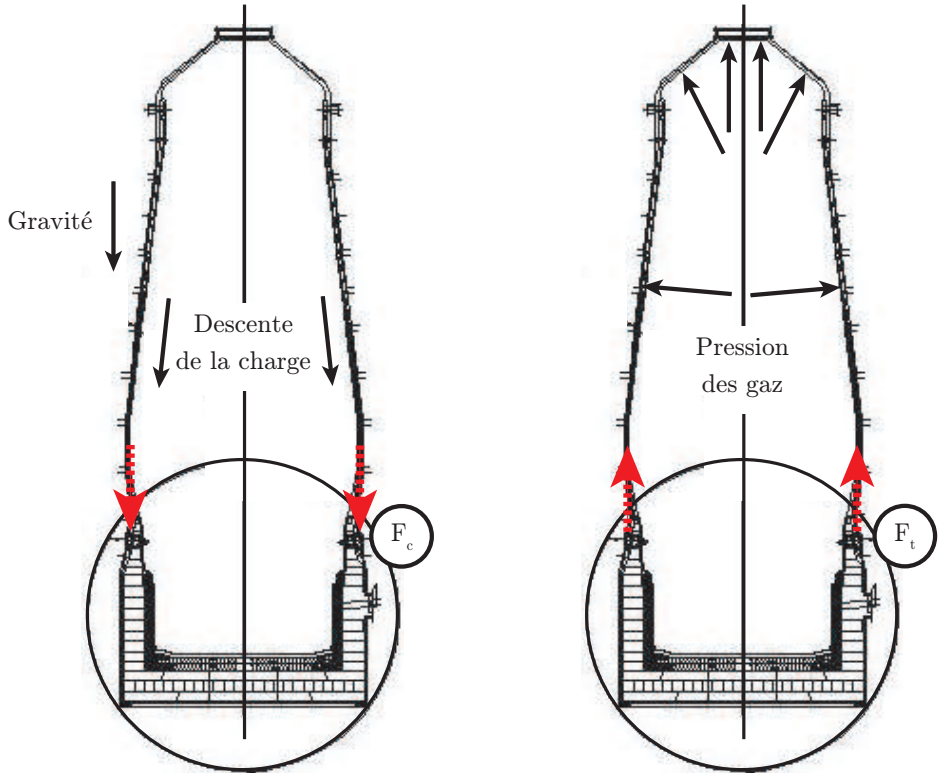

(a) Haut du creuset (b) Modélisation

Figure 4.4 – *Modélisation au niveau de la tuyère.*

blocs de béton Coral permettent d'absorber la dilatation de ces blocs, ainsi que celle des carbones situés en dessous. Cette expansion se retrouve contrainte uniquement lorsque les joints fibreux sont intégralement comprimés.

2. La section de blindage en haut du creuset est soumise à la pression exercée par la partie haute du haut fourneau comme illustré sur la figure 4.5(a). Elle reprend d'une part, le poids des circuits de refroidissement, du blindage et du garnissage. D'autre part, lors de leur descente dans le haut fourneau, les matières chargées exercent un effort vertical sur le blindage dû au frottement. Tous ces efforts impliquent la compression du blindage modélisée par l'effort $F_c$. De plus, la structure au-dessus du creuset subit également la pression des gaz (cf. figure 4.5(b)). La composante verticale de cette pression engendre alors un effort vertical de traction $F_t$ au niveau de la section de blindage. La contrainte verticale subie par la section haute du blindage est alors la somme de ces contraintes de compression et de traction.

Concernant la contrainte verticale, des calculs relatifs à quatre hauts fourneaux équivalents à celui de l'étude sont exploitables [Siemens, 2010]. Ces données, présentées dans le tableau 4.1, évoluent principalement en fonction du diamètre interne du creuset à hauteur de tuyère et de l'épaisseur de blindage. Pour les quatre hauts fourneaux, une contrainte de traction est obtenue sur le blindage en haut du




(a) Effort de compression (b) Effort de traction

Figure 4.5 – *Reprise des efforts par la section du blindage.*

| Haut fourneau | Diamètre (m) | Épaisseur blindage (m) | Effort de compression $F_c$ (kN) | Effort de traction $F_t$ (kN) | Effort global $F_t + F_c$ (kN) | Contrainte globale (MPa) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 12,68 | 0,063 | -27421 | 33370 | 5949 | 4,7 |
| 2 | 12,8 | 0,065 | -26426 | 34993 | 8567 | 6,5 |
| 3 | 12,6 | 0,07 | -26615 | 42282 | 15667 | 11,3 |
| 4 | 15,225 | 0,07 | -36633 | 61879 | 25246 | 15,1 |

Tableau 4.1 – *Efforts verticaux sur le blindage de quatre hauts fourneaux [Siemens, 2010].*

creuset. Le creuset modélisé présente un diamètre interne proche de celui du haut fourneau 4 pour lequel une contrainte de traction de l'ordre de 15 MPa est obtenue. L'épaisseur de blindage du haut fourneau étudié est légèrement supérieure à celle du haut fourneau 4. Les résultats présentés pour les hauts fourneaux 1, 2 et 3, dont les diamètres sont très proches, montrent que la contrainte globale calculée augmente avec l'épaisseur du blindage. Cependant, cette évolution peut également être due à des pressions de gaz en fonctionnement qui peuvent différer pour chacun de ces hauts fourneaux. Tenant compte des seules informations connues du tableau 4.1 (les pressions étant inconnues), il semble difficile d'extrapoler une valeur précise de contrainte globale pour le haut fourneau étudié. La contrainte de 15 MPa, calculée pour le haut fourneau 4, est finalement considérée pour le creuset étudié.
Afin de tenir compte de la présence de la tuyère en tant qu'obstacle à la déformation axiale du creuset, la géométrie en partie haute du creuset est modifiée comme illustré sur la figure 4.4(b). Ainsi, le

blindage en acier est prolongé au-dessus du creuset. Un joint fibreux de 25 mm d'épaisseur initiale est conservé sous ce retour en acier, ainsi que la couche de pisé. Les blocs de béton Coral ne sont pas modélisés car leur déformation axiale due à la dilatation thermique est absorbée par les deux joints fibreux intercalés (cf. figure 4.4(a)). Ces deux joints ne sont donc pas représentés non plus. Finalement, la déformation axiale du creuset peut être absorbée par la couche fibreuse et la couche de pisé avant de se retrouver contrainte par le retour en acier. Une équerre en acier est également modélisée afin de tenir compte de la géométrie des circuits de refroidissement situés à l'angle défini par le blindage.
Cette modélisation nécessite la connaissance du comportement du joint fibreux. Le résultat d'un essai de compression uniaxiale est présenté sur la figure 4.6. C'est un matériau poreux qui est facilement

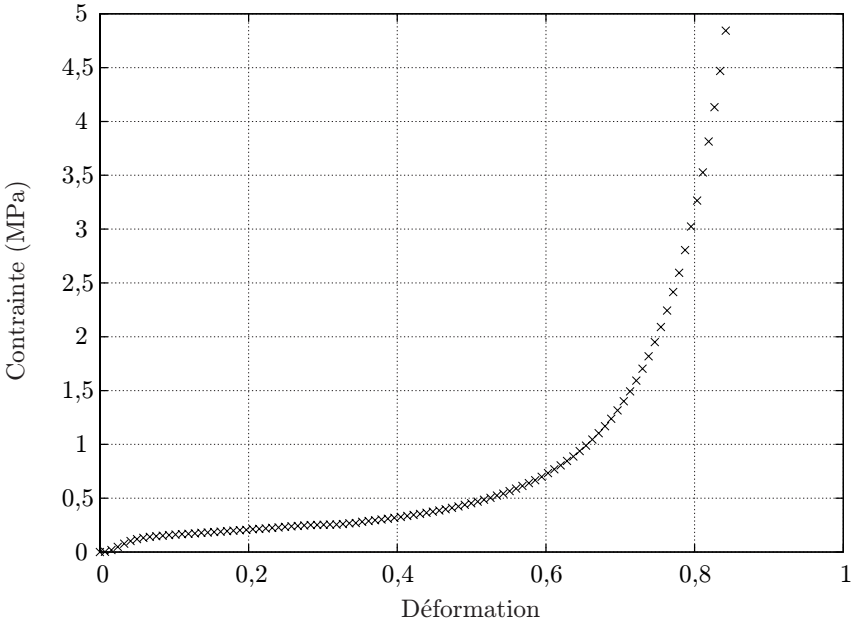



Figure 4.6 – *Résultat d'un essai de compression uniaxiale sur un joint fibreux.*

compressible jusqu'à 60% de déformation, puis il devient durcissant au-delà. Un modèle de comportement compactant du même type que ceux présentés dans le chapitre 2 serait certainement adapté à ce matériau. Cependant, la modélisation de la zone de tuyère n'étant pas le point principal de ce travail, une caractérisation détaillée de ce joint fibreux n'a pas été envisagée. Ainsi, afin de définir dans une première approche son comportement à partir de l'essai réalisé, différentes valeurs de modules d'Young sont identifiées en fonction de la déformation uniaxiale appliquée. Dans le cadre de la modélisation du creuset, l'évolution de ce module d'Young sera fonction de la déformation volumique $\varepsilon_{vol}$ calculée telle que :

$$\varepsilon_{vol} = -\frac{1}{3}\text{trace}(\underline{\underline{\varepsilon}}) \tag{4.7}$$

### 4.1.4 Interactions entre les constituants du creuset

En plus des sollicitations thermomécaniques qui s'appliquent sur le creuset, des interactions sont définies entre certains de ses constituants. Elles se traduisent par une condition de non-pénétration pour le comportement normal et un coefficient de frottement pour le comportement tangentiel. Ces coefficients de frottement, dont les valeurs sont présentées dans le tableau 4.2 ont été mesurés par un dispositif de plan incliné (cf. annexe A). Le modèle de creuset développé étant axisymétrique, les conditions de contact entre deux blocs de carbone, présentant une surface commune définie par les directions 1 et 2, ne sont pas modélisées. Afin de prendre en compte l'ouverture des joints associée

| Couple | Acier/Pisé | Pisé/Carbone | Carbone/Carbone | Carbone/Béton |
|---|---|---|---|---|
| Coefficient de frottement | 0,2 | 0,3 | 0,25 | 0,7 |

Tableau 4.2 – *Coefficients de frottement des couples de matériaux du creuset.*

à ces surfaces, une rigidité nulle est définie selon la direction 3 lorsque des contraintes de traction sont calculées selon cette direction. En compression, la rigidité est égale à celle du bloc. Cette prise en compte du contact qui influe sur la rigidité des blocs est considérée uniquement pour les carbones entourant la tasse céramique.

## 4.2 Confrontations entre les résultats expérimentaux et numériques

Les résultats des simulations numériques réalisées sur le creuset sont comparés à ceux de l'instrumentation.

### 4.2.1 Résultats de l'instrumentation

L'instrumentation a pour objectif la validation des résultats numériques obtenus par les simulations thermique et mécanique. Elle s'appuie sur des mesures de températures et de déformations enregistrées lors de la première chauffe du creuset. L'acquisition s'est déroulée en continu sur une période d'un mois. À l'issue de ce mois, le régime stationnaire du haut fourneau est supposé atteint.

#### 4.2.1.1 Instrumentation thermique

Les mesures des températures relevées dans le creuset sont la propriété de l'exploitant du haut fourneau. Ces relevés servent principalement à contrôler le bon fonctionnement du haut fourneau. Aucune information concernant le type de thermocouple utilisé et la mise en place de l'instrumentation n'a été communiquée. Seules les positions précises de 17 thermocouples et les températures mesurées par chacun d'eux sont connues. La figure 4.7 localise ces thermocouples dans le creuset et précise la température mesurée, un mois après la mise en service du haut fourneau. Douze thermocouples sont placés sur toute la hauteur du creuset, dans les blocs de carbone. Les cinq autres se trouvent sous la sole.

#### 4.2.1.2 Instrumentation mécanique

Tandis que la mise en place de thermocouples dans le creuset est perçue comme nécessaire à son bon pilotage, l'instrumentation mécanique est jugée plus invasive et moins utile par les exploitants. La plupart des mesures possibles, le sont en général uniquement au niveau du blindage, par crainte de nuire à la structure.
Dans le cadre de l'instrumentation mécanique souhaitée afin de valider les résultats numériques, quatre mesures ont été mises en place dans le creuset [Saint-Gobain, 2008], comme illustré sur la figure 4.8.
Trois de ces mesures ont été réalisées sur le blindage :

- un déplacement radial $u_r = 5$ mm a été mesuré, environ 5 m au dessus de la base du creuset. Cette mesure a été faite avec un capteur laser. Elle a pu être affectée, au cours de l'instrumentation, par le choix d'une référence qui ne s'est pas révélée fixe. Cette mesure est dotée d'une forte incertitude (de l'ordre du millimètre) dont il faudra tenir compte lors de la comparaison avec le résultat numérique.

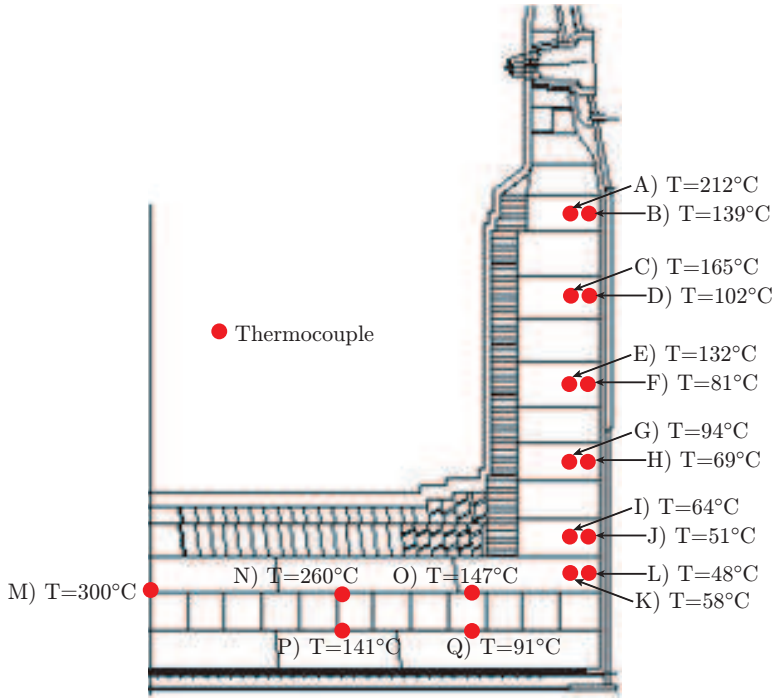



Figure 4.7 – *Emplacement et mesure des thermocouples dans le creuset, un mois après la mise en marche.*

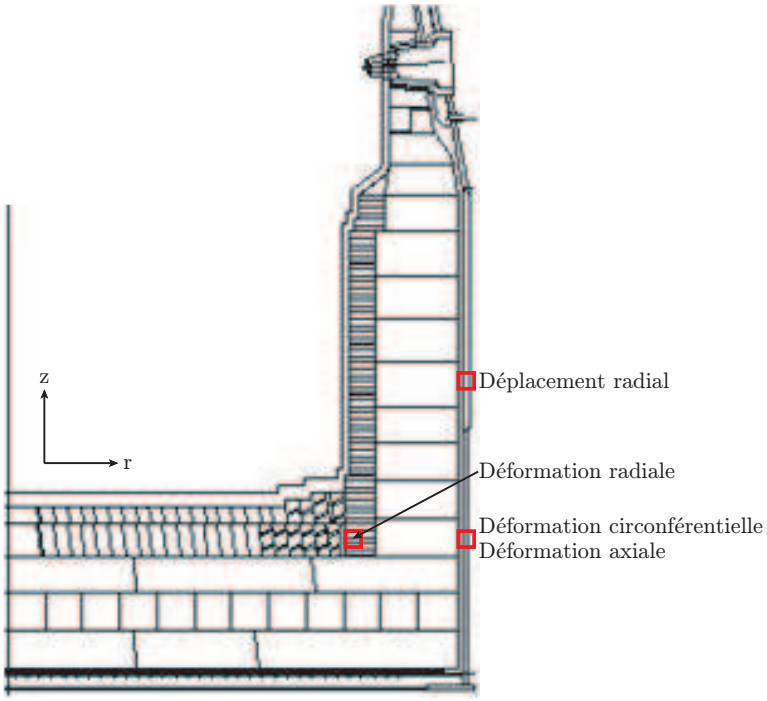



Figure 4.8 – *Emplacement des points de mesure dans le creuset.*

– deux jauges de déformation ont été collées sur le blindage, à hauteur de la sole inférieure. L'une a mesuré une déformation axiale $\varepsilon_{zz} = 50.10^{-6}$ et l'autre une déformation circonférentielle $\varepsilon_{\theta\theta} = 400.10^{-6}$.

En plus de ces mesures sur le blindage, l'instrumentation d'une brique de la tasse céramique, située au niveau de la sole inférieure, a été expérimentée. Cette mesure vise à quantifier la déformation radiale

de la brique, conséquence directe de la poussée exercée par la sole.
Afin de réaliser cette mesure, une jauge de déformation est noyée à l'intérieur de la brique. Pour des raisons de confidentialité, sa mise en place précise n'est pas détaillée ici. Le traitement de la mesure de la jauge s'appuie sur deux étapes d'étalonnage. Pour cela, un essai de compression uniaxiale à température ambiante a été effectué au préalable sur la brique instrumentée. Cette sollicitation est appliquée selon la direction radiale de la brique dans le creuset. Une relation linéaire notée $L_1$ est identifiée entre la déformation radiale de la brique et celle de la jauge. De manière à se prémunir de l'influence de la température sur la mesure dans le creuset, un deuxième essai est réalisé. La brique n'est plus sollicitée mécaniquement, mais uniquement soumise à une hausse de la température allant de l'ambiante jusqu'à 400°C. Une relation polynomiale notée $P_1$ est alors définie entre la mesure faite par la jauge et la température. Cette mesure est la conséquence de la déformation thermique de la brique, ainsi que de la propre dérive de la jauge. Elle est donc ôtée de la mesure faite par la jauge dans le creuset. Afin de la calculer, un thermocouple a également été intégré à l'intérieur de la brique.
Finalement, après traitement de la mesure faite par la jauge dans le creuset, en appliquant successivement les relations $P_1$ puis $L_1$, une déformation radiale mécanique $\varepsilon_{rr}^m = -1,1.10^{-3}$ est estimée pour la brique. Il s'agit d'une mesure macroscopique, tenant compte uniquement (à la différence des jauges collées sur le blindage) de la sollicitation mécanique subie. Afin d'exploiter au mieux cette mesure lors de la comparaison avec les valeurs numériques, il s'agira de considérer uniquement les déformations mécaniques radiales calculées dans la zone de la brique et d'en faire une moyenne. Des précautions doivent être prises pour la comparaison, considérant que les valeurs calculées, le sont pour le MHE et non pas pour la brique seule. Cependant, le VER du MHE de la tasse ne disposait pas d'un plan de mortier de normale définie par la direction radiale. La déformation radiale du MHE peut ainsi être évaluée comme étant celle de la brique.

Au-delà des mesures possibles, un autre moyen d'estimer la validité du modèle est de le confronter aux exigences des exploitants des hauts fourneaux. Ainsi, pour des raisons de sécurité de l'installation, la contrainte de von Mises dans le blindage ne doit pas dépasser 100 MPa. Il sera donc intéressant de commenter les valeurs calculées par le modèle.

### 4.2.2 Comparaisons avec les résultats numériques

Les résultats des calculs thermique et mécanique sont maintenant comparés aux mesures détaillées précédemment. Le recours au calcul parallèle a été nécessaire pour la simulation complète du creuset. Celle-ci a été réalisée sur un cluster composé de 6 nœuds de calculs (Dell PE M605) comportant un total de 48 processeurs (6 bi-Quad-cores Opteron avec une fréquence de 2,1GHz chacun) pour 64 Go de mémoire vive. Huit processeurs sont utilisés pour chaque calcul sur le creuset. Le champ thermique est ainsi obtenu de manière quasi-instantanée, alors que moins de deux heures ont été nécessaires au calcul complet (thermomécanique avec critère d'ouverture des joints).

L'utilisation d'un schéma de résolution explicite impose l'utilisation d'incréments de temps petits sous peine de divergence des calculs. La convergence est assurée seulement si l'incrément de temps $\Delta t$ est inférieur à un incrément critique. La limite de cette stabilité est donnée en terme de plus grande valeur propre du système et s'écrit [Abaqus, 2007] :

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}} \tag{4.8}$$

où $\omega_{max}$ est la plus grande valeur propre. Une estimation de cette valeur propre est obtenue en déter-

minant 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 :

$$\Delta t = min(\frac{L_e}{c_d}) \tag{4.9}$$

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 :

$$c_d = \sqrt{\frac{(\widehat{\lambda} + 2\widehat{\mu})}{\rho}} \tag{4.10}$$

avec $\widehat{\lambda}$ et $\widehat{\mu}$ les constantes de Lamé effectives et $\rho$ la masse volumique du matériau [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 le creuset. Celui-ci est alors appliqué à plusieurs modèles thermomécaniques afin de mettre en évidence l'influence du comportement de la maçonnerie sur le comportement global du creuset, ainsi que celle du taux de compaction initial du pisé.

#### 4.2.2.1 Résultats du calcul thermique

Les isothermes calculées numériquement sont présentées sur la figure 4.9. L'influence de la tasse

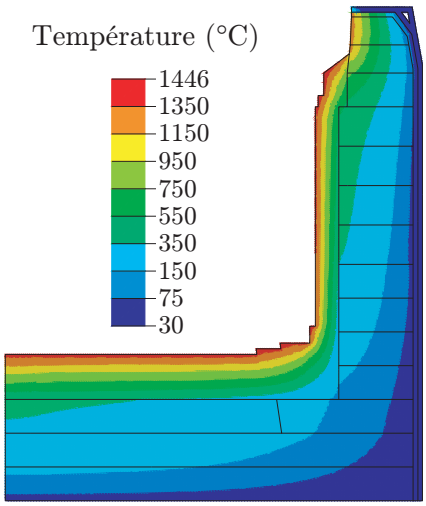



FIGURE 4.9 – *Champ de température calculé dans le creuset.*

céramique en tant qu'isolant apparaît nettement. La tasse permet de limiter la montée en température dans les blocs de carbone à 500°C au plus.
Afin de valider ce champ de températures, les valeurs calculées aux positions des 17 thermocouples sont comparées dans le tableau 4.3 aux mesures relevées. Les écarts relatifs calculés sont raisonnables (16% au plus). Pour les points de mesure où l'écart est le plus important, il est intéressant de constater l'influence de la position précise du capteur. Ainsi, comme illustré sur la figure 4.10 pour le point I (écart relatif de 16%), une erreur de 5 cm sur la position du thermocouple peut expliquer ces écarts. Ceux-ci peuvent également provenir de l'incertitude de mesure liée au thermocouple, même si le manque d'informations ne permet pas de développer cet argument.

| Thermocouple | Température mesurée (°C) | Température calculée (°C) | Écart relatif (%) |
|---|---|---|---|
| A | 212 | 231 | 9 |
| B | 139 | 127 | 9 |
| C | 165 | 153 | 7 |
| D | 102 | 93 | 9 |
| E | 132 | 124 | 6 |
| F | 81 | 78 | 4 |
| G | 94 | 102 | 9 |
| H | 69 | 73 | 6 |
| I | 64 | 74 | 16 |
| J | 51 | 56 | 10 |
| K | 58 | 63 | 9 |
| L | 48 | 50 | 4 |
| M | 300 | 311 | 4 |
| N | 260 | 264 | 2 |
| O | 147 | 170 | 16 |
| P | 141 | 157 | 11 |
| Q | 91 | 105 | 15 |

Tableau 4.3 – *Mesures des thermocouples un mois après la mise en fonctionnement du haut fourneau.*

(a) Températures calculées à proximité du point I

(b) Écarts relatifs avec la température mesurée au point I

Figure 4.10 – *Influence de la position sur le calcul de l'écart relatif.*

Finalement, les résultats obtenus permettent de conclure quant à la validité du modèle thermique proposé.

#### 4.2.2.2 Résultats des calculs mécaniques

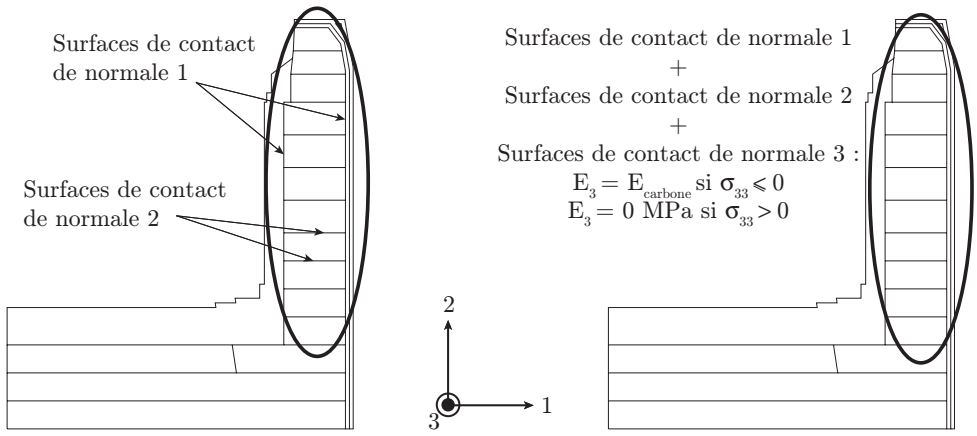
Dans le cadre d'un calcul thermomécanique découplé, le champ thermique obtenu est utilisé comme un chargement lors du calcul mécanique. Les différentes pressions détaillées précédemment sont également appliquées. Le calcul se déroule en deux étapes :

1. Dans un premier temps, le creuset est soumis uniquement à la gravité et à la pression exercée sur la section de blindage, par la partie du haut fourneau située au-dessus de la tuyère. Cette étape modélise l'état du haut fourneau avant sa mise en fonctionnement.
2. Dans un second temps, le creuset en fonctionnement est simulé. Il est soumis au champ thermique, aux différentes pressions et à la gravité.

Plusieurs modélisations du creuset de haut fourneau sont présentées afin de quantifier l'impact des deux développements majeurs implémentés dans le modèle de creuset :
- la modélisation du comportement du pisé par un modèle de type Cam-Clay modifié,
- la prise en compte de l'ouverture des joints dans le comportement des maçonneries.

La modélisation qui a été proposée pour le pisé permet notamment de quantifier l'influence du taux de compaction initial. Si une densité théorique de 1680 kg/m$^3$ (soit 92% de taux de compaction) est recommandée dans le creuset, celle constatée sur site se rapproche le plus souvent des 1450 kg/m$^3$ (soit 80% de taux de compaction). Concernant la modélisation des maçonneries, des simulations avec et sans le critère d'ouverture sont entreprises.
Dans le cadre de la modélisation axisymétrique considérée, une attention particulière est également portée sur la prise en compte du contact entre deux blocs de carbone d'une même couronne.

**Modélisations du contact entre les blocs de carbone d'une même couronne**
Les blocs de carbone ne sont pas reliés entre eux par des joints de mortier, ils sont donc libres de se déplacer les uns par rapport aux autres. Seules des contraintes de compression peuvent être transmises entre ces blocs. Comme illustré sur la figure 4.11(a), les conditions de contact entre les surfaces de normales 1 et 2 sont concrètement définies dans une modélisation axisymétrique. Ce premier modèle ne tient pas compte des conditions de contact pour les surfaces de normale 3. Celles-ci sont considérées dans un second modèle illustré sur la figure 4.11(b) qui s'appuie sur ce qui a été mentionné dans le paragraphe 4.1.4. Afin de comparer ces deux modèles, la modélisation d'un creuset, doté d'un pisé




(a) Modèle considérant deux surfaces de contact (b) Modèle considérant trois surfaces de contact

Figure 4.11 – *Deux modélisations des conditions de contact entre les blocs de carbone.*

précompacté à 80% et de maçonneries (tasse et sole) sans ouverture possible des joints, est entreprise. Ainsi comme illustré sur la figure 4.12, le premier modèle calcule des contraintes de traction selon la direction 3, lorsque l'état stationnaire est atteint. Ces valeurs de contraintes ne sont pas réalistes compte tenu du problème 3D réel. Elles signifient par contre l'ouverture des joints de normale 3. La figure 4.13 présente la détection faite par le second modèle de ces ouvertures lors de la montée en température. Initialement (0% du chargement), les blocs sont uniquement soumis à la gravité et à la pression exer-

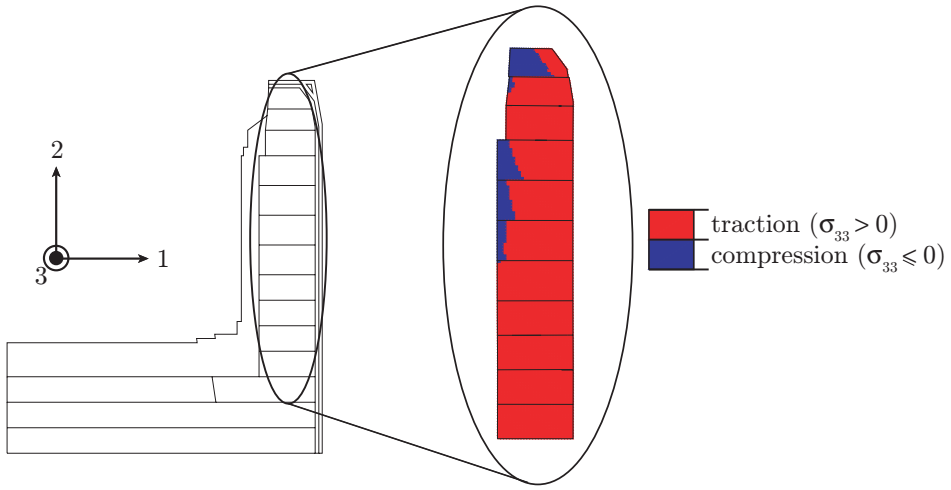



Figure 4.12 – *Calcul des contraintes selon la direction 3, à l'état stationnaire, d'après le premier modèle.*

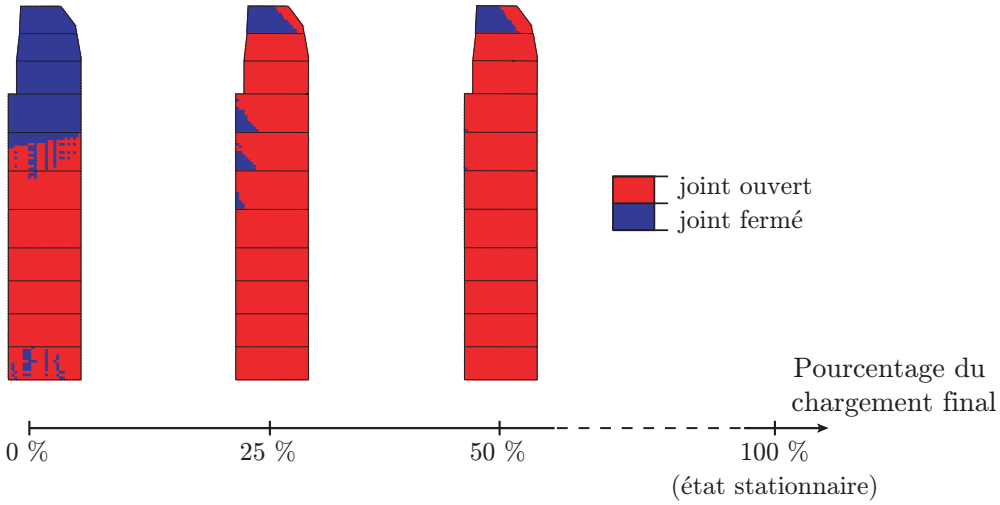
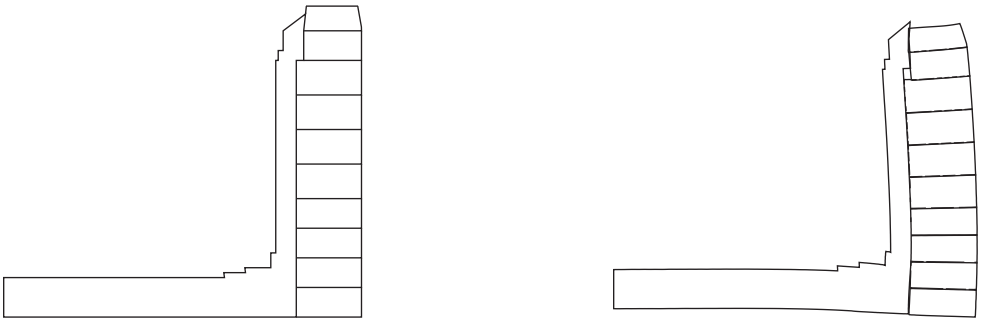



Figure 4.13 – *Détection avec le second modèle de l'ouverture des joints de normale 3, lors de la montée en température.*

cée par la partie supérieure du haut fourneau (pression exercée vers le bas). Ces sollicitations sont suffisantes pour ouvrir les joints de normale 3 des blocs situés en partie basse. Ces blocs subissent une partie de la contrainte de compression axiale appliquée sur la section de blindage au niveau de la tuyère. Ils sont donc contractés selon cette direction, et subissent dans le même temps une extension selon les directions radiale et orthoradiale, par effet Poisson. L'extension orthoradiale des blocs favorise le rapprochement des blocs entre eux, ce qui devrait induire une contrainte orthoradiale de compression et donc un joint qui reste fermé. Cependant, la condition aux limites appliquée au niveau de la tuyère conduit, également, à la déformation de la tasse. Celle-ci, initialement verticale (cf. figure 4.14(a)), se retrouve dans un état de flexion, comme illustré sur la figure 4.14(b). Ainsi, de par leur contact avec la tasse, les blocs de carbone situés en partie basse se déplacent selon la direction radiale. Le diamètre, et par conséquent le périmètre des couronnes de blocs, augmente. L'extension orthoradiale des blocs n'est alors pas suffisante pour combler les espaces qui se créent lors de l'augmentation du périmètre de la couronne. Par conséquent, les joints de normale 3 s'ouvrent.

Il est intéressant de noter que lors de cette première étape de chargement, et ce pour toutes les simulations de creuset présentées par la suite pour lesquelles le critère d'ouverture est actif également sur la sole et la tasse, seules des ouvertures dans les blocs sont détectées.



(a) Garnissage réfractaire à l'état initial

(b) Déformée amplifiée 5000 fois à l'issue de la première étape de chargement

Figure 4.14 – *Détection avec le second modèle de contact de l'ouverture des joints de normale 3, lors de la montée en température.*

Au cours de la montée en température (accompagnée de l'inversion du sens de la pression exercée sur le blindage), la répartition des ouvertures des blocs de carbone évolue jusqu'à l'application de 50% du chargement final, qui fige l'état définitif des ouvertures. Cet état est très proche de celui obtenu sur la figure 4.12. Les quelques différences sont dues à la redistribution des contraintes générée par les ouvertures. C'est pourquoi, avec le second modèle, les ouvertures amorcées finissent par se propager.
Afin de quantifier l'influence de ces deux modèles de contact pour les blocs, les évolutions de la contrainte de von Mises et du déplacement radial sur la hauteur du blindage sont étudiées. Les relevés sont effectués sur la ligne en pointillés de la figure 4.15. L'évolution de la contrainte de von Mises

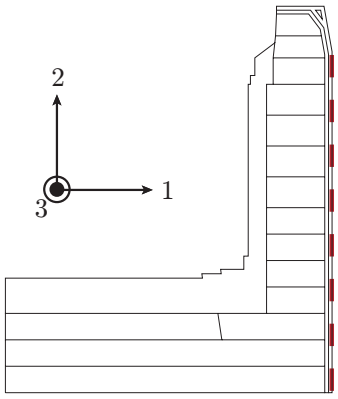



Figure 4.15 – *Ligne utilisée pour le relevé de la contrainte de von Mises et du déplacement radial.*

sur la hauteur du blindage, pour les deux modèles, est représentée sur la figure 4.16. Ces deux courbes montrent que le fait de ne pas considérer la surface de contact de normale 3 sous-estime la contrainte subie par le blindage. En effet, le premier modèle qui aboutit au calcul d'une contrainte de traction dans les blocs de carbone selon la direction orthoradiale, sous-estime alors par effet Poisson leur extension radiale. Ainsi, selon cette même direction, l'effort transmis au pisé et par conséquent au blindage, est moins important. Ceci conduit à un déplacement radial de la tôle plus faible avec le premier modèle, comme illustré sur la figure 4.17. Bien que le fait de ne pas tenir compte des joints de normale 3 permette de minimiser les contraintes calculées dans la tôle, ainsi que son déplacement radial, cette modélisation ne reproduit pas les conditions du problème 3D. C'est pourquoi, les modélisations de creuset qui suivent, considèrent toutes la possible ouverture des blocs de carbone selon la direction 3.

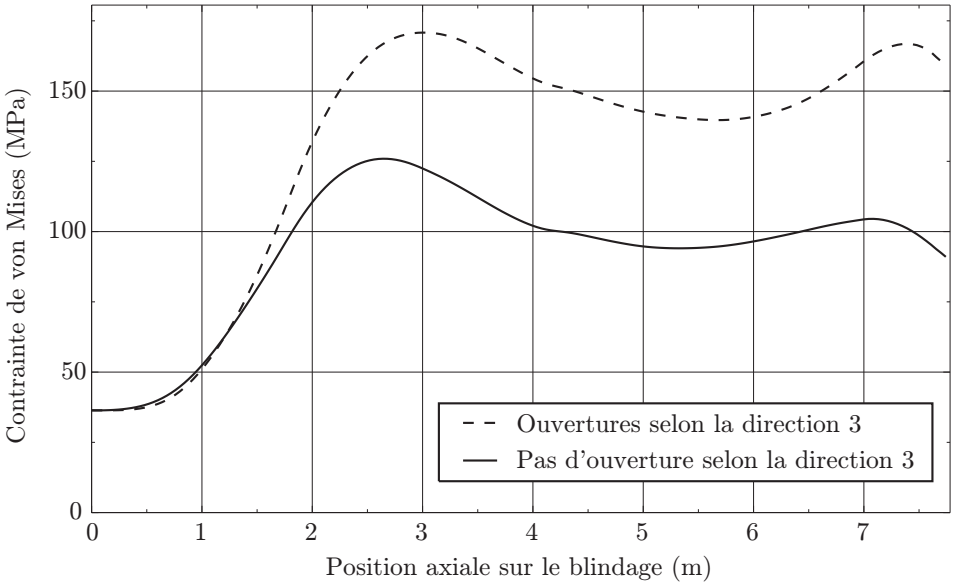



Figure 4.16 – *Contraintes de von Mises calculées sur le blindage extérieur.*

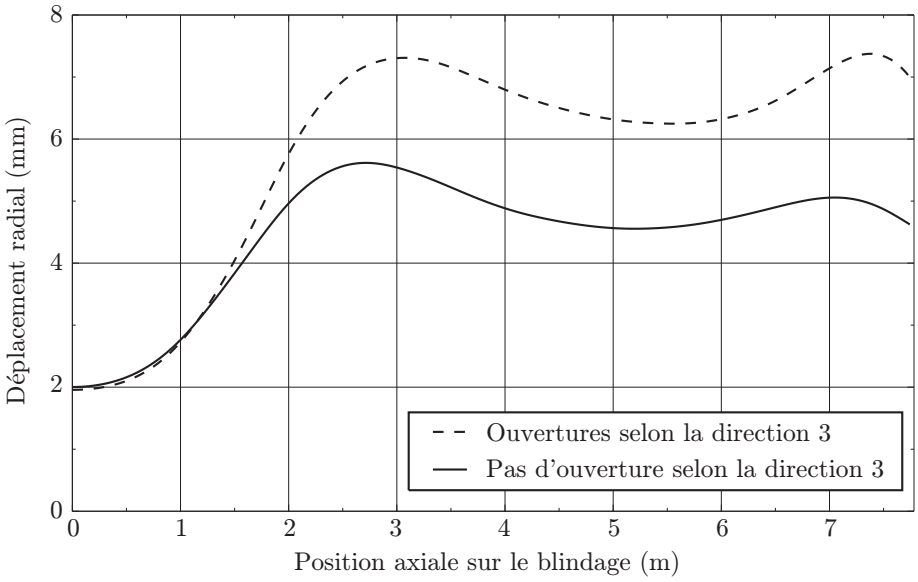



Figure 4.17 – *Déplacement radial de la tôle selon la position axiale.*

**Influences de l'état de compaction initial du pisé et de l'ouverture des joints des maçonneries**

Quatre modélisations de creuset sont ici présentées afin d'étudier l'influence du taux de compaction initial $\phi_0$ du pisé et de la possible ouverture des joints de la sole et de la tasse céramique. Les modèles considérés sont présentés dans le tableau 4.4. Les résultats de ces modèles sont comparés entre eux,

| $\phi_0$ \ Ouverture des joints | Oui | Non |
|---|---|---|
| 80% | X | X |
| 92% | X | X |

Tableau 4.4 – *Modélisations du creuset*

ainsi qu'aux données issues de l'instrumentation mécanique. Le calcul de la contrainte de von Mises sur le blindage est un bon indicateur de l'impact des comportements du pisé et des maçonneries. La figure 4.18 présente ainsi la contrainte de von Mises calculée sur la ligne du blindage de la figure 4.15.

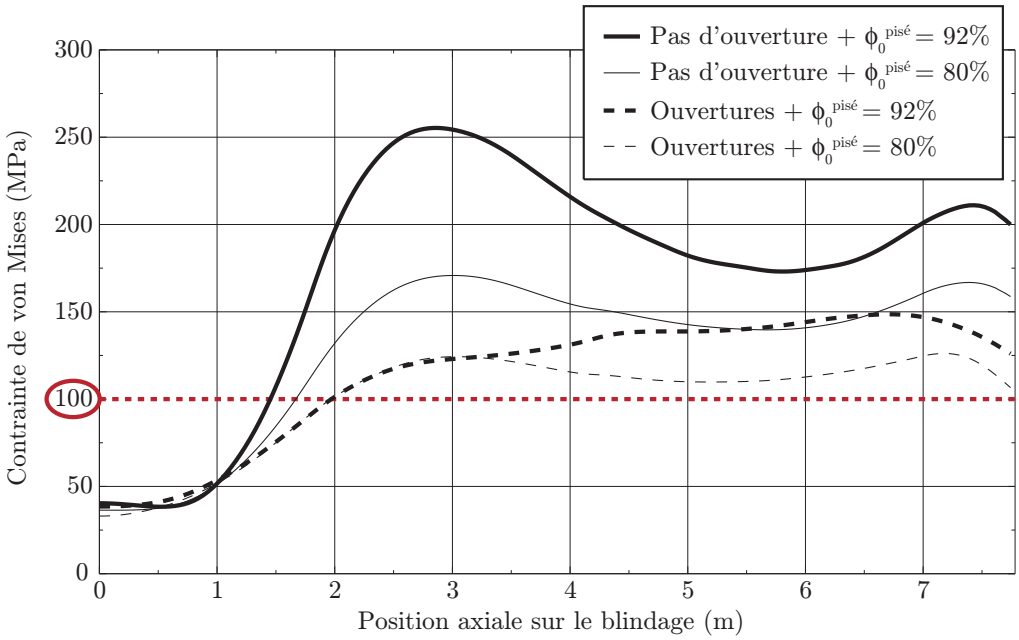



Figure 4.18 – *Contraintes de von Mises calculées sur le blindage extérieur.*

Pour les deux modèles qui ne tiennent pas compte de l'ouverture des joints de mortier, les contraintes calculées sont les plus fortes. Un taux de compaction initial du pisé de 80% permet de minimiser les contraintes sur le blindage. En effet dans ce cas, le pisé garde une importante capacité à se déformer et ainsi à absorber les déformations du garnissage réfractaire. À hauteur de sole (environ 3 m), la contrainte diminue d'environ 30%. Pour les modèles avec ouverture des joints de mortier, l'influence du taux de compaction initial du pisé est visible au-dessus de la sole (à partir de 3,5 m de haut) où la contrainte diminue de 25%. L'impact de l'ouverture des joints de mortier se ressent particulièrement à hauteur de sole. Ainsi, pour un taux de compaction initial de pisé de 92%, la contrainte chute de moitié. La modélisation tenant compte de l'ouverture des joints, avec un pisé précompacté à 80% est la plus proche des 100 MPa mentionnés comme étant la limite acceptable dans la tôle.
Les tendances évoquées pour la contrainte sont identiques pour le déplacement radial calculé pour la tôle. Ainsi comme illustré sur la figure 4.19, le modèle le plus réaliste s'approche des 5 mm de déplacement radial obtenus expérimentalement. Afin de mieux comprendre l'impact des ouvertures de joints, notamment au niveau de la sole, la figure 4.20(a) présente la déformée, amplifiée 500 fois, de la tasse céramique et de la sole. De par le gradient thermique subi, la sole va se dilater davantage sur sa face supérieure, se retrouvant ainsi dans un état de flexion. Cette dilatation va notamment pousser la tasse céramique au niveau de la face supérieure de la sole. Un point d'inflexion apparaît donc sur le diamètre extérieur de la tasse, qui est alors sollicitée en traction selon la direction axiale. Les joints horizontaux de la tasse s'ouvrent alors, ce qui est représenté par des états 3 ou 4 sur la figure 4.20(b).
En partie basse de la sole, la flexion globale de la sole est quelque peu atténuée de par sa liaison avec la tasse céramique. En effet, l'embase de la tasse se dilate moins et restreint par conséquent l'expansion de la sole. Des points d'inflexion se créent sur la partie inférieure de la sole. Il s'initie alors l'ouverture des joints verticaux (ceux situés entre les couronnes) définie par les états 4 et 6. Au cours de la montée en température, les ouvertures initiées se propagent, comme illustré sur la figure 4.21. Cette propagation met par ailleurs en évidence une zone sensible de la structure, située à proximité du diamètre extérieur

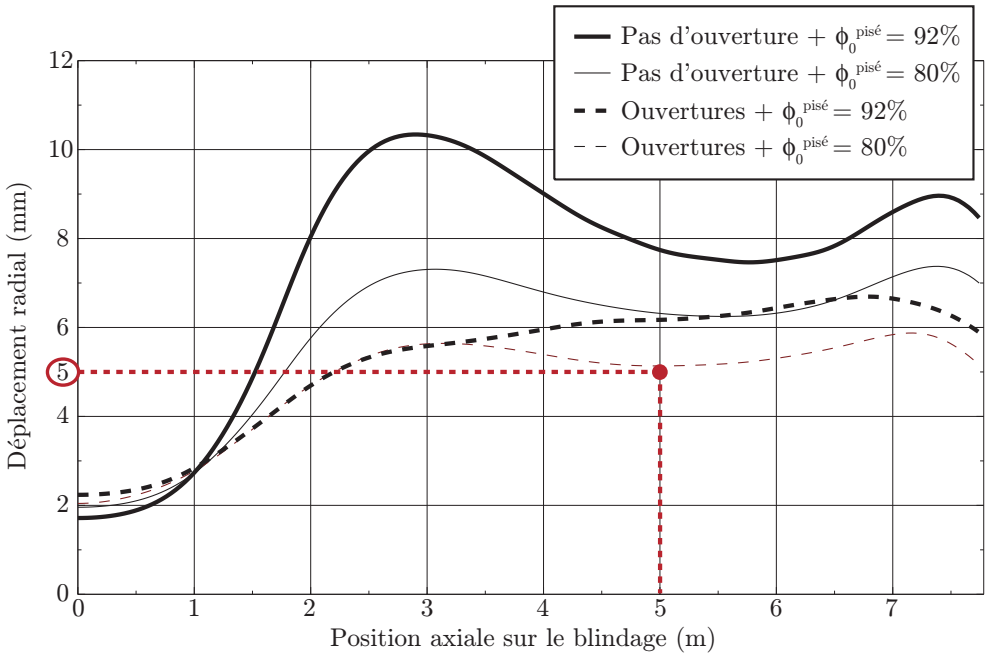
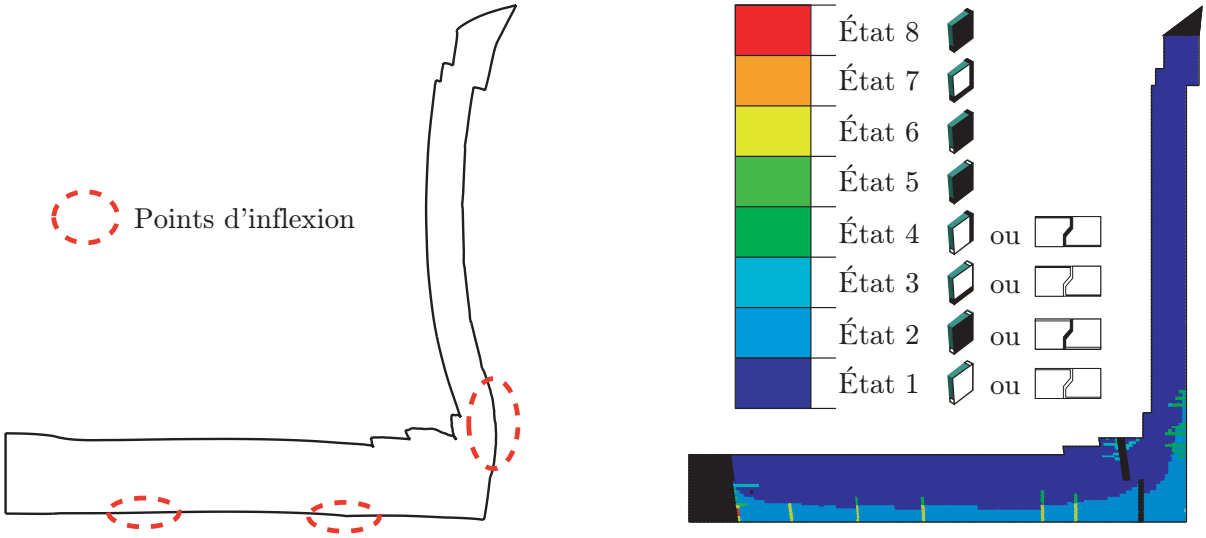



Figure 4.19 – *Déplacement radial de la tôle selon la position axiale.*




(a) Déformée amplifiée 500 fois de l'ensemble sole/tasse céramique

(b) Initiation des ouvertures de joints

Figure 4.20 – *Localisation des zones sensibles de la sole et de la tasse céramique.*

de la sole. Ce sont les ouvertures détectées dans cette zone ainsi que celles des joints verticaux de la sole, qui minimisent les contraintes transmises au blindage (cf. figure 4.18).

La réponse macroscopique du creuset a été étudiée jusqu'ici en exploitant la contrainte de von Mises et le déplacement radial calculés pour la tôle. Les déformations locales mesurées sur le blindage et pour une brique de la tasse céramique sont maintenant comparées aux résultats numériques obtenus par les quatre simulations. Ces résultats sont présentés dans le tableau 4.5. Concernant les déformations axiale et circonférentielle mesurées sur le blindage, les quatre modèles détectent bien l'état de traction existant selon ces deux directions. Les simulations s'appuyant sur un modèle doté du critère d'ouverture des joints, se rapprochent davantage des valeurs mesurées. Par ailleurs, ces résultats confirment l'influence du critère d'ouverture sur le comportement du creuset à hauteur de sole. La déformation

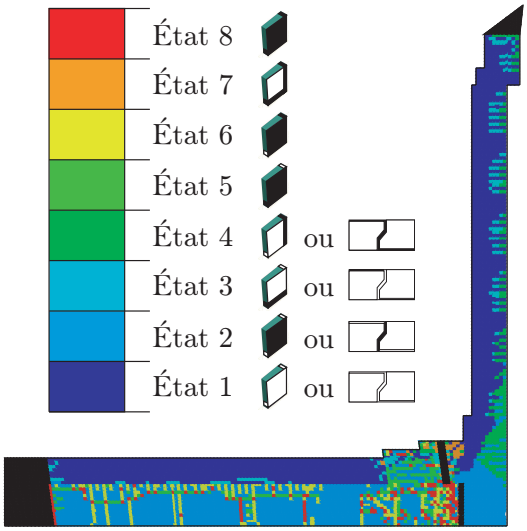



Figure 4.21 – *États des joints dans la sole et la tasse céramique.*

| | Blindage | | Brique |
|---|---|---|---|
| | $\varepsilon_{\theta\theta}(\times 10^{-6})$ | $\varepsilon_{zz}(\times 10^{-6})$ | $\varepsilon_{rr}^{m}(\times 10^{-6})$ |
| Mesure | 400 | 50 | -1100 |
| $\phi_0 = 92\%$ - sans critère | 1130 | 230 | -323 |
| $\phi_0 = 80\%$ - sans critère | 800 | 180 | -354 |
| $\phi_0 = 92\%$ - avec critère | 650 | 130 | -160 |
| $\phi_0 = 80\%$ - avec critère | 650 | 130 | -169 |

Tableau 4.5 – *Déformations calculées selon les différents modèles aux points de mesure.*

axiale du blindage étant directement liée à la contrainte axiale subie, une étude de sensibilité de cette déformation à la valeur de pression imposée au niveau de la tuyère pourrait justifier les écarts obtenus.

La brique instrumentée de la tasse céramique subit une déformation mécanique radiale qui la comprime. Afin d'exploiter cette mesure, une moyenne des déformations mécaniques est calculée sur les éléments définissant la zone de la brique instrumentée. Les différents modèles identifient cet état de compression, mais dans des proportions bien plus faibles. De plus, les modèles sans le critère d'ouverture sont ici plus proches de la valeur mesurée. Même si certains écarts peuvent s'expliquer par les extrapolations faites lors de l'instrumentation de la brique, et par le fait que la mesure de déformation de la brique soit comparée dans le modèle à la déformation du MHE, les écarts constatés semblent excessifs. Ces résultats vont à l'encontre des concordances observées entre les résultats expérimentaux et numériques sur le blindage, qui sont pourtant liés à l'extension radiale de la sole, elle-même mesurée par la brique instrumentée. Compte tenu du fait que l'expérimentation réalisée sur la brique n'ait encore jamais été validée par comparaison avec un autre moyen de mesure fiable, le résultat obtenu est critiquable. Il l'est d'autant plus de par les différentes étapes nécessaires à l'exploitation de la mesure de déformation faite par la jauge.
Globalement, étant donné que les modélisations sont axisymétriques, il serait intéressant de s'appuyer sur une instrumentation exploitant des mesures faites à différentes positions angulaires du creuset. Une

moyenne faite sur ces mesures serait plus à même d'être comparée aux résultats d'un modèle axisymétrique.

La modélisation faite du creuset est cohérente de par l'influence observée des améliorations apportées pour le comportement du pisé et des maçonneries. Les résultats obtenus ont permis de localiser les zones sensibles du creuset, mais aussi de calculer des contraintes et déplacements de la tôle raisonnables, eu égard aux valeurs de référence.

## 4.3 Bilan

Afin de simuler un creuset de haut fourneau en régime stationnaire, des modèles ont été développés dans les chapitres 2 et 3 de cette thèse, pour les comportements du pisé carboné et des maçonneries. En plus des paramètres mécaniques identifiés, les propriétés thermiques des différents matériaux ont été définies.

La mise en place d'un modèle thermomécanique de creuset a nécessité une bonne définition des conditions aux limites. Un intérêt particulier a notamment été porté quant à la prise en compte de l'influence de la tuyère, définissant ainsi la condition en partie haute du creuset.

La simulation du creuset a été découplée : un premier calcul thermique a permis de définir le champ thermique à l'état stationnaire, celui-ci étant ensuite introduit dans le calcul mécanique. Les températures calculées montrent une bonne corrélation avec les mesures faites sur site. Pour le calcul mécanique, l'influence du contact entre les blocs de carbone, non défini dans un modèle axisymétrique, a d'abord été mise en évidence. Puis, quatre modèles de creuset ont été simulés afin d'étudier l'influence du taux de compaction initial du pisé et celle de l'ouverture possible des joints de la sole et de la tasse. Les résultats obtenus sont qualitativement en accord avec les mesures faites sur site, particulièrement sur le blindage. De plus, les zones sensibles du creuset ont été localisées.

Le modèle développé au cours de cette thèse est exploitable, mais sa validation définitive mériterait une instrumentation plus complète en différents points du blindage.

# Conclusion et perspectives

L'objectif de cette thèse était de développer une modélisation thermomécanique pour les creusets de hauts fourneaux en régime établi. Dans cette optique, une définition appropriée des comportements thermique et mécanique des constituants du creuset a été entreprise, tout comme celle des sollicitations appliquées sur la structure. Ces travaux ont abouti à la mise en place de la modélisation d'un creuset réel.

Le creuset de haut fourneau est majoritairement composé de matériaux réfractaires, chargés de recueillir la fonte produite à 1500°C. De par le processus de fabrication de la fonte, de nombreuses sollicitations s'appliquent sur le creuset. Celles-ci sont d'ordre thermique (fonte et circuits de refroidissement), mécanique (pression du gaz, pression de la fonte, poids de la structure supérieure), mais aussi chimique (corrosion). Seules les sollicitations thermomécaniques ont été considérées, et ce, pour un creuset conçu selon une approche céramique. Les modélisations existantes de creusets ont mis en évidence la nécessité d'aborder de façon minutieuse les points suivants :

- la caractérisation et la modélisation du comportement compactant du pisé carboné avec la prise en compte de l'influence de la température sur celui-ci ;
- la caractérisation des briques, des mortiers et de leurs interfaces à différentes températures ;
- la prise en compte de la possible ouverture des joints de mortier dans la modélisation du comportement de la sole et de la tasse.

La modélisation du pisé carboné s'est appuyée sur les modèles majoritairement utilisés dans le domaine des matériaux granulaires. En effet, que ce soit à travers des approches microscopique ou macroscopique, la définition d'un comportement compactant pour de fortes valeurs de pressions est commune à ces modèles. Le modèle construit dans le deuxième chapitre se base sur un modèle de Cam-Clay modifié. Il a été adapté afin de reproduire l'influence de la température et celle des fortes pressions sur le comportement compactant. La mise en place d'essais triaxiaux et de compaction a permis l'identification de tous les paramètres du modèle proposé. Le comportement du pisé est ainsi bien reproduit dans la gamme de températures (inférieures à 80°C) qu'il subit dans le creuset.

La modélisation des maçonneries du creuset a nécessité la mise en place d'une approche micro-macro, préférable dans le cadre de la modélisation de grandes structures. Le comportement de la maçonnerie est assimilé à celui d'un matériau homogène équivalent, obtenu par homogénéisation périodique. La définition de ce comportement équivalent nécessite, en premier lieu, la connaissance du comportement de la brique et du mortier. Des essais de compression à différentes températures ont donc été réalisés. De plus, l'ouverture possible des joints de mortier est reproduite dans le modèle par la définition de plusieurs états. Les transitions entre ces états sont régies par les contraintes seuils de l'interface en traction et en cisaillement. Ces valeurs ont été identifiées expérimentalement, pour des températures atteignant les 1500°C. L'aptitude du modèle développé, à localiser les zones sensibles de la structure ainsi qu'à prédire le comportement macroscopique, a été validée.

En plus de la modélisation des différents constituants, la simulation du creuset repose sur l'établissement de conditions aux limites adéquates. Le creuset étant la partie basse du haut fourneau, les phénomènes mis en jeu dans la partie haute qui influent sur le creuset sont à considérer. Ainsi, la pression exercée par les gaz, le poids de la structure supérieure ou le frottement sur les parois internes de la charge introduite sont modélisés par un chargement appliqué sur la section de blindage. De plus, la présence de la tuyère en tant qu'obstacle à la remontée du creuset est prise en compte. Les simulations thermomécaniques réalisées sur un creuset de haut fourneau ont été menées de manière découplée. Le champ thermique calculé a pu être validé par comparaison avec les températures mesurées sur un creuset réel. Plusieurs calculs mécaniques ont été entrepris afin d'illustrer l'influence des modélisations proposées pour le pisé et les maçonneries. Le modèle mécanique le plus réaliste (pisé compacté à 80% et ouvertures des joints de mortier) montre une bonne corrélation avec les mesures faites sur site, en particulier sur le blindage. Ce modèle permet également la localisation des zones sensibles du garnissage réfractaire.

Si le modèle proposé pour le creuset est aujourd'hui exploitable, la crédibilité des résultats qu'il apporte se verrait renforcée par la mise en place d'une instrumentation plus riche. L'instrumentation d'une brique de la tasse céramique présentée dans cette thèse peut inciter à d'autres expérimentations dans le creuset. Cependant, il semblerait bénéfique d'entamer, dans un premier temps, une instrumentation fine du blindage, qui se révèle moins invasive et moins complexe. La mesure de déformations axiales et circonférentielles à différentes hauteurs et positions angulaires du blindage se révélerait riche d'informations. Concernant l'exploitation du modèle, des études de sensibilité aux conditions aux limites thermiques ainsi qu'à la pression appliquée sur la section de blindage au niveau de la tuyère, seraient envisageables rapidement. De plus, le modèle développé peut également être exploité sur d'autres conceptions de creuset afin d'évaluer l'apport des géométries ou des matériaux choisis. Pour cela, la mise en place de simulations en 3D de certaines zones du creuset, permettrait d'affiner les résultats obtenus en axisymétrique.

Au-delà de sa simple exploitation, de nombreuses améliorations sont encore envisageables. Elles vont se révéler nécessaires de par la volonté à terme de simuler des cycles de fonctionnement du haut fourneau. Des calculs transitoires seront alors inévitables.
Le modèle à états de joints proposé pour les maçonneries nécessitera la définition d'adoucissements contrôlés lors d'ouvertures de joints en cisaillement, ainsi qu'une récupération progressive des rigidités lors de l'inversion du chargement. Dans cette démarche, l'intégration du frottement/glissement qui apparaît au niveau d'un joint ouvert en cisaillement peut se révéler bénéfique. De plus, la connaissance des limites à rupture en compression des monolithes à différentes températures permettrait également d'enrichir le modèle.
Toujours d'un point de vue mécanique et ce dans l'optique d'un calcul transitoire, le fluage des matériaux du creuset doit être étudié. Il a été mis en évidence, dans cette thèse, pour le pisé carboné et nul doute qu'il existe également pour les matériaux du garnissage, compte tenu des températures mises en jeu. Sa prise en compte permettra de diminuer les contraintes calculées dans le creuset.
Enfin, considérant la complexité des réactions chimiques qui interagissent dans le creuset, l'intégration progressive des couplages thermo-chemio-mécaniques reste à envisager.

# Bibliographie


[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.

[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. *Proceedings of the 7th International Seminar on Structural Masonry for Developping Countries, Eds. F. Santos et al., Belo Horizonte, Brazil*, pages 67–76.

[Andreev et Harmuth, 2003] Andreev K. et Harmuth H. (2003). FEM simulation of the thermo-mechanical behaviour and failure of refractories–a case study. *Journal of Materials Processing Technology*, 143-144:72–77.

[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.

[Aubertin et Li, 2004] Aubertin M. et Li L. (2004). A porosity-dependent inelastic criterion for engineering materials. *International Journal of Plasticity*, 20(12):2179–2208.

[Bazant et Oh, 1983] Bazant Z. P. et Oh B. H. (1983). Crack band theory for fracture of concrete. *Materials and Structures*, 16:155–177. 10.1007/BF02486267.

[Berveiller et Zaoui, 1978] Berveiller M. et Zaoui A. (1978). An extension of the self-consistent scheme to plastically-flowing polycrystals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 26(5-6):325–344.

[Bier *et al.*, 2007] Bier W., Dariel M., Frage N., Hartmann S. et Michailov O. (2007). Die compaction of copper powder designed for material parameter identification. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49(6):766–777.

[Bilger, 2003] Bilger N. (2003). *Étude micromécanique de l'effet de la présence d'amas d'inclusions sur la transition fragile-ductile d'aciers nucléaires.* Thèse de doctorat, École Polytechnique.

[Bilger *et al.*, 2005] Bilger N., Auslender F., Bornert M., Michel J.-C., Moulinec H., Suquet P. et Zaoui A. (2005). Effect of a nonuniform distribution of voids on the plastic response of voided materials : a computational and statistical analysis. *International Journal of Solids and Structures*, 42(2):517–538.

[Bilger *et al.*, 2007] Bilger N., Auslender F., Bornert M., Moulinec H. et Zaoui A. (2007). Bounds and estimates for the effective yield surface of porous media with a uniform or a nonuniform distribution of voids. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 26(5):810–836.

[Bonnet, 1995] Bonnet M. (1995). *Équations intégrales et éléments de frontière.* CNRS Éditions / Eyrolles, Paris, France, ISBN : 2-212-05820-9.

[Bornert *et al.*, 2001] Bornert M., Bretheau T. et Gilormini P. (2001). *Homogénéisation en mécanique des matériaux, Vol1 : Matériaux aléatoires élastiques et milieux périodiques.* Hermes Science publications, ISBN : 2-7462-0199-2.

[Bousshine *et al.*, 2001] Bousshine L., Chaaba A. et Saxcé G. D. (2001). Softening in stress-strain curve for Drucker-Prager non-associated plasticity. *International Journal of Plasticity*, 17(1):21–46.

[Bresson *et al.*, 2006] Bresson Y., Blond E., Gasser A. et Roulet F. (2006). Étude thermo-mécanique d'un creuset type de haut fourneau. Rapport technique, Saint-Gobain CREE (Service Métallurgie) / Polytech'Orléans.

[Burteaux, 1991] Burteaux M. (1991). *Haut fourneau. Théorie.* Techniques de l'Ingénieur (M 7 400).

[Burteaux, 1992] Burteaux M. (1992). *Haut fourneau. Conception et technologie.* Techniques de l'Ingénieur (M 7 410).

[Casolo et Milani, 2010] Casolo S. et Milani G. (2010). A simplified homogenization-discrete element model for the non-linear static analysis of masonry walls out-of-plane loaded. *Engineering Structures*, 32:2352–2366.

[Casolo et Sanjust, 2009] Casolo S. et Sanjust C. A. (2009). Seismic analysis and strengthening design of a masonry monument by a rigid body spring model : The Maniace Castle of Syracuse. *Engineering Structures*, 31:1447–1459.

[Castañeda, 1991] Castañeda P. P. (1991). The effective mechanical properties of nonlinear isotropic composites. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 39(1):45–71.

[Castañeda, 1996] Castañeda P. P. (1996). Exact second-order estimates for the effective mechanical properties of nonlinear composite materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 44(6): 827–862.

[CEN, 2002] CEN (2002). European norm for methods of test for masonry - Part 3 : Determination of initial shear strength. prEN 1052-3.

[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.

[Chaimoon et Attard, 2009] Chaimoon K. et Attard M. M. (2009). Experimental and numerical investigation of masonry under three-point bending (in-plane). *Engineering Structures*, 31:103–112.

[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.

[Christensen et Lo, 1979] Christensen R. M. et Lo K. H. (1979). Solution for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 27:315–330.

[Chtourou *et al.*, 2002] Chtourou H., Guillot M. et Gakwaya A. (2002). Modeling of the metal powder compaction process using the cap model. Part I. Experimental material characterization and validation. *International Journal of Solids and Structures*, 39(4):1059–1075.

[Cluni et Gusella, 2004] Cluni F. et Gusella V. (2004). Homogenization of non-periodic masonry structures. *International Journal of Solids and Structures*, 41(7):1911–1923.

[Cundall, 1971] Cundall P. A. (1971). A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems. *Symposium of the International Society for Rock Mechanics (Nancy, France)*, volume 1, pages 132–150.

[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.

[Dhanasekar *et al.*, 1985] Dhanasekar M., Page A. et Kleeman P. (1985). The failure of brick masonry under biaxial stresses. *Proceedings of the Intsn. Civ. Engrs., Part 2*, 79:295–313.

[Di Maggio et Sandler, 1971] Di Maggio F. et Sandler I. (1971). Material model for granular soils. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 97 (3):935–950.

[Dias, 2007] Dias J. M. (2007). Cracking due to shear in masonry mortar joints and around the interface between masonry walls and reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials*, 21:446–457.

[Doremus *et al.*, 2001] Doremus P., Toussaint F. et Alvain O. (2001). Simple tests and standard procedure for the characterisation of green compacted powder. *A. Zavaliangos and A. Laptev (eds.), Recent Developments in Computer Modelling of Powder Metallurgy Processes, IOS Press, Amsterdam, (2001)*, pages 29–41.

[Drucker et Prager, 1952] Drucker D. C. et Prager W. (1952). Soil mechanics and plastic analysis on limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2):157–165.

[Dubois et Jean, 2003] Dubois F. et Jean M. (2003). LMGC90 une plateforme de développement dédiée à la modélisation des problèmes d'interaction. *Actes du sixième colloque national en calcul des structures : CSMA-AFM-LMS*, pages 111–118.

[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.

[Fleck, 1995] Fleck N. A. (1995). On the cold compaction of powders. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 43(9):1409–1431.

[Fleck *et al.*, 1992] Fleck N. A., Kuhn L. T. et McMeeking R. M. (1992). Yielding of metal powder bonded by isolated contacts. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 40(5):1139–1162.

[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 *et al.*, 2006] Gabor A., Bennani A., Jacquelin E. et Lebon F. (2006). Modelling approaches of the in-plane shear behaviour of unreinforced and FRP strengthened masonry panels. *Composite Structures*, 74(3):277–288.

[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, 1982] Ganz H. et Thürlimann B. (1982). Tests on the biaxial strength of masonry (in German). Rapport technique, Institute of Structural Engineering, ETH Zurich, Zurich, Switzerland.

[Ganz et Thürlimann, 1984] Ganz H. et Thürlimann B. (1984). Tests on masonry walls under normal and shear loading (in German). Report n$^o$ 7502-4, Institute of Structural Engineering, ETH Zurich, Zurich, Switzerland.

[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.

[Gdula *et al.*, 1985] Gdula S., Biaeecki R., Kurpisz K., Nowak A. et Sucheta A. (1985). Mathematical model of steady state heat transfer in blast furnace hearth and bottom. *Transactions ISIJ*, 25:380–385.

[Geindreau *et al.*, 1999] Geindreau C., Bouvard D. et Doremus P. (1999). Constitutive behaviour of metal powder during hot forming. Part I : Experimental investigation with lead powder as a simulation material. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 18:581–596.

[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.

[Giambanco et Gati, 1997] Giambanco G. et Gati L. D. (1997). A cohesive interface model for the structural mechanics of block masonry. *Mechanics Research Communications*, 24(5):503–512.

[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.

[Giordano *et al.*, 2002] Giordano A., Mele E. et Luca A. D. (2002). Modelling of historical masonry structures : comparison of different approaches through a case study. *Engineering Structures*, 24(8): 1057–1069.

[Graham *et al.*, 2001] Graham J., Tanaka N., Crilly T. et Alfaro M. (2001). Modified Cam-Clay modelling of temperature effects in clays. *Canadian geotechnical journal*, 38:608–621.

[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.

[Gruber *et al.*, 2004] Gruber D., Andreev K. et Harmuth H. (2004). FEM simulation of the thermomechanical behaviour of the refractory lining of a blast furnace. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156:1539–1543.

[Gurson, 1977] Gurson A. L. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I-Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the ASME*, 99 (1):2–15.

[Han *et al.*, 2008] Han L., Elliott J., Bentham A., Mills A., Amidon G. et Hancock B. (2008). A modified Drucker-Prager Cap model for die compaction simulation of pharmaceutical powders. *International Journal of Solids and Structures*, 45(10):3088–3106.

[Hashin, 1962] Hashin Z. (1962). The elastic moduli of heterogeneous material. *Journal of Applied Mechanics*, 29:143–150.

[Hashin, 1965] Hashin Z. (1965). On elastic behaviour of fibre reinforced materials of arbitrary transverse plane geometry. *Journal of Applied Mechanics*, 13:119–134.

[Hashin et Rosen, 1964] Hashin Z. et Rosen B. W. (1964). The elastic moduli of fiber-reinforced materials. *Journal of Applied Mechanics*, 31:223–232.

[Hashin et Shtrikman, 1963] Hashin Z. et Shtrikman S. (1963). A variational approach to the theory of the elastic behaviour of multiphase materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 11:127–140.

[Helle *et al.*, 1985] Helle A., Easterling K. et Ashby M. (1985). Hot-isostatic pressing diagrams : New developments. *Acta Metallurgica*, 33:2163–2174.

[Hermans, 1967] Hermans J. (1967). The elastic properties of fiber reinforced materials when the fibers are aligned. *Proceedings of Koninklijkr Nelhertandse Akademie van Wetenschappen*, B70:1–9.

[Hershey, 1954] Hershey A. (1954). The elasticity of an isotropic aggregate of anisotropic cubic crystals. *Journal of Applied Mechanics*, 21:236–240.

[Hervé *et al.*, 1991] Hervé E., Stolz C. et Zaoui A. (1991). A propos de l'assemblage des sphères composites de hashin. *Comptes-rendus de l'Académie des Sciences, Paris, Série II*, 313:857–862.

[Hervé et Zaoui, 1990] Hervé E. et Zaoui A. (1990). Modelling the effective behaviour of non-linear matrix inclusion composites. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 9:505–515.

[Hervé et Zaoui, 1993] Hervé E. et Zaoui A. (1993). N-layered inclusion-based micromechanical modelling. *International Journal of Engineering Science*, 31:1–10.

[Hervé et Zaoui, 1995] Hervé E. et Zaoui A. (1995). Elastic behaviour of multiply coated fibre-reinforced composites. *International Journal of Engineering Science*, 33(10):1419–1433.

[Häggblad, 1991] Häggblad H. . (1991). Constitutive models for powder materials. *Powder Technology*, 67(2):127–137.

[Hill, 1964] Hill R. (1964). Theory of mechanical properties of fibre-strengthened materials : I. elastic behavior. *Journal of Applied Mechanics*, 12:199–212.

[Hong *et al.*, 2008] Hong S.-T., Hovanski Y., Lavender C. A. et Weil K. S. (2008). Investigation of die stress profiles during powder compaction using instrumented die. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17(3):382–386.

[Hueckel et Baldi, 1990] Hueckel T. et Baldi G. (1990). Thermoplasticity of saturated clays : Experimental constitutive study. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12):1778–1796.

[Hueckel et Borsetto, 1990] Hueckel T. et Borsetto M. (1990). Thermoplasticity of saturated soils and shales : Constitutive equations. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12):1765–1777.

[Isler, 2008] Isler D. (2008). *Élaboration du métal primaire. Coke métallurgique.* Techniques de l'Ingénieur (M 7 340).

[Jikov *et al.*, 1994] Jikov V., Kozlov S. et Oleinik O. (1994). *Homogenization of Differential Operators and Integral Functionals.* Spinger, Berlin, ISBN : 0-387-54809-2.

[Kachanov, 1992] Kachanov M. (1992). Effective elastic properties of cracked solids : critical review of some basic concepts. *Applied Mechanics Review*, 45 (8):305–336.

[Kachanov, 1994] Kachanov M. (1994). *Elastic solids with many cracks and related problems*, volume 30, pages 256–426. Advances in Applied Mechanics. Academic Press, ISBN : 0-12-002030-0.

[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.

[Kern et Brummett, 1967] Kern D. Q. et Brummett C. R. (1967). *Journal of Metals*, 19:66.

[Khoei et Azami, 2005] Khoei A. et Azami A. (2005). A single cone-cap plasticity with an isotropic hardening rule for powder materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(1):94–109.

[Kim *et al.*, 2000] Kim K. T., Choi S. W. et Park H. (2000). Densification behavior of ceramic powder under cold compaction. *Journal of engineering materials and technology*, 122:238–244.

[Kingery, 1955] Kingery W. D. (1955). Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials. *Journal of the American Ceramic Society*, 38:3–15.

[Kobayashi *et al.*, 1995] Kobayashi K., Matsumoto T. et Yanagisawa K. (1995). Technology for prolonging campaign life of blast furnace. *Kawasaki Steel Technical Report 32, Kawasaki Steel Corporation*, pages 9–18.

[Kurpisz, 1988] Kurpisz K. (1988). A method for determining steady state temperature distribution within blast furnace hearth lining by measuring temperature at selected points. *Transactions ISIJ*, 28:926–929.

[Lahellec et Suquet, 2004] Lahellec N. et Suquet P. (2004). Nonlinear composites : a linearization procedure, exact to second-order in contrast and for which the strain-energy and affine formulations coincide. *Comptes Rendus Mecanique*, 332(9):693–700.

[Landreau, 2009] Landreau M. (2009). *Modélisation thermomécanique d'un piédroit de four à coke.* Thèse de doctorat, Institut PRISME, Université d'Orléans.

[Lapoujade et Le Mat, 1986] Lapoujade P. et Le Mat Y. (1986). *Traité pratique sur l'utilisation des produits réfractaires.* H. Vial Éditions, ISBN : 2-85101-015-8.

[Le *et al.*, 2008] Le T. H., Dormieux L., Jeannin L., Burlion N. et Barthélémy J.-F. (2008). Nonlinear behavior of matrix-inclusion composites under high confining pressure : application to concrete and mortar. *Comptes Rendus Mécanique*, 336:670–676.

[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.

[Lee *et al.*, 2009] Lee J. W., Kim H. W., Ku H. C. et Yoo W. S. (2009). Comparison of external damping models in a large deformation problem. *Journal of Sound and Vibration*, 325(4-5):722–741.

[Lee et Moore, 1998] Lee W. E. et Moore R. E. (1998). Evolution of in situ refractories in the 20th century. *Journal of the American Ceramic Society*, 81(6):1385–1410.

[Lemaitre *et al.*, 2009] Lemaitre J., Chaboche J.-L., Benallal A. et Desmorat R. (2009). *Mécanique des matériaux solides.* Dunod, ISBN : 978-2-10-051623-0.

[Libessart *et al.*, 2006] Libessart L., Djelal C., De Caro P. et Dubois I. (2006). Influence des énergies de surfaces des huiles de démoulage sur les performances de décoffrage. *Recueil des résumés des 24èmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, La Grande Motte.*

[Liu et Carter, 2002] Liu M. et Carter J. (2002). A structured Cam Clay model. *Canadian Geotechnical Journal*, 39:1313–1332.

[Lourenço, 1996] Lourenço P. B. (1996). *Computational strategies for masonry structures.* Thèse de doctorat, Delft University of Technology.

[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 Rots, 1997] Lourenço P. B. et Rots J. G. (1997). A multi-surface interface model for analysis of masonry structures. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 123(7):660–8.

[Luccioni et Rougier, 2010] Luccioni B. et Rougier V. (2010). Shear behaviour of brick-mortar interface in CFRP retrofitted or repaired masonry. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52:602–611.

[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.

[Marcadon *et al.*, 2007] Marcadon V., Herve E. et Zaoui A. (2007). Micromechanical modeling of packing and size effects in particulate composites. *International Journal of Solids and Structures*, 44(25-26):8213–8228.

[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.

[Masson *et al.*, 2000] Masson R., Bornert M., Suquet P. et Zaoui A. (2000). An affine formulation for the prediction of the effective properties of nonlinear composites and polycrystals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 48(6-7):1203–1227.

[Mauge et Kachanov, 1994] Mauge C. et Kachanov M. (1994). Effective elastic properties of an anisotropic material with arbitrarily oriented interacting cracks. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 42:561–584.

[Mehrotra et Nand, 1993] Mehrotra S. et Nand . Y. (1993). Heat balance model to predict salamander penetration and temperature profiles in the sub-hearth of an iron blast furnace. *ISIJ International*, 33 (8):839–846.

[Mesbah *et al.*, 1999] Mesbah A., Morel J. C. et Olivier M. (1999). Comportement des sols fins argileux pendant un essai de compactage statique : détermination des paramètres pertinents. *Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, 32:687–694.

[Michrafy *et al.*, 2009] Michrafy A., Diarra H. et Dodds J. (2009). Compaction behavior of binary mixtures. *Powder Technology*, 190(1-2):146–151.

[Michrafy *et al.*, 2004] Michrafy A., Dodds J. et Kadiri M. (2004). Wall friction in the compaction of pharmaceutical powders : measurement and effect on the density distribution. *Powder Technology*, 148(1):53–55.

[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.

[Mohebkhah *et al.*, 2008] Mohebkhah A., Tasnimia A. et Moghadamb H. (2008). Nonlinear analysis of masonry-infilled steel frames with openings using discrete element method. *Journal of Constructional Steel Research*, 64:1463–1472.

[Mori et Tanaka, 1973] Mori T. et Tanaka K. (1973). Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misffitting inclusions. *Acta Metallurgica*, 597-629:21.

[Mosbah *et al.*, 1997] Mosbah P., Bouvard D., Ouedraogo E. et Stutz P. (1997). Experimental techniques for analysis of die pressing and ejection of metal powder. *Powder Technology*, 40:269–277.

[Moulinec et Suquet, 1994] Moulinec H. et Suquet P. (1994). A fast numerical method for computing the linear and nonlinear properties of composites. *Comptes-rendus de l'Académie des Sciences, Paris, Série II*, 318:1417–1423.

[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.

[Nugent *et al.*, 2000] Nugent E. E., Calhoun R. B. et Mortensen A. (2000). Experimental investigation of stress and strain fields in a ductile matrix surrounding an elastic inclusion. *Acta Materialia*, 48(7):1451–1467.

[Olmo *et al.*, 1996] Olmo C. D., Fioravante V., Gera F., Hueckel T., Mayor J. et Pellegrini R. (1996). Thermomechanical properties of deep argillaceous formations. *Engineering Geology*, 41(1-4):87–102.

[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.

[Page, 1981] Page A. W. (1981). The biaxial compressive strength of brick masonry. *Proceedings of the Instn. Civ. Engrs., Part 2*, 71:893–906.

[Page, 1983] Page A. W. (1983). The strength of brick masonry under biaxial compression-tension. *Int. J. Masonry Constr.*, 3(1):26–31.

[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.

[Park, 2007] Park J. (2007). A yield function for copper powder in compaction. *Journal of Materials Processing Technology*, 187-188:672–675. 3rd International Conference on Advanced Forming and Die Manufacturing Technology.

[Park *et al.*, 1999] Park S.-J., Han H. N., Oh K. H. et Lee D. N. (1999). Model for compaction of metal powders. *International Journal of Mechanical Sciences*, 41(2):121–141.

[Paschkis et Mirsepassi, 1956] Paschkis V. et Mirsepassi T. (1956). *Iron and Steel Engineer*, 33:116.

[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*, 87:1216–1223.

[Piat *et al.*, 2004] Piat R., Reznik B., Schnack E. et Gerthsen D. (2004). Modeling of effective material properties of pyrolytic carbon with different texture degrees by homogenization method. *Composites Science and Technology*, 64(13-14):2015–2020.

[Piccolroaz *et al.*, 2006] Piccolroaz A., Bigoni D. et Gajo A. (2006). An elastoplastic framework for granular materials becoming cohesive through mechanical densification. Part I - small strain formulation. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 25(2):334–357.

[Pirard *et al.*, 2002] Pirard R., Alié C. et Pirard J. (2002). Characterization of porous texture of hyperporous materials by mercury porosimetry using densification equation. *Powder Technology*, 128:242–247.

[Piret *et al.*, 2004] Piret J., Menéndez Arias J., Franken M. et Blumenfeld P. (2004). Study of behaviour of cement and mass joint utilisated in aggregates of steel industry. Rapport technique.

[Poirier, 2008] Poirier J. (2008). Pathologie et traitement thérapeutique des céramiques réfractaires. *Recueil des résumés des Journées Spécialisées Réfractaires, Lunéville, Groupe français de la céramique*, pages 18–21.

[Prakash et Alagusundaramoorthy, 2008] Prakash S. S. et Alagusundaramoorthy P. (2008). Load resistance of masonry wallettes and shear triplets retrofitted with GFRP composites. *Cement and Concrete Composites*, 30(8):745–761.

[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.

[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, École Polytechnique.

[Rekik et Lebon, 2008] Rekik A. et Lebon F. (2008). Homogenization methods for interface modeling in damaged masonry. *Proceedings of the Sixth International Conference on Engineering Computational Technology*, DOI : 10.4203/ccp.89.22.

[Rekik et Lebon, 2010] Rekik A. et Lebon F. (2010). Identification of the representative crack length evolution in a multi-level interface model for quasi-brittle masonry. *International Journal of Solids and Structures*, 47:3011–3021.

[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.

[Riks, 1979] Riks E. (1979). An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. *International Journal of Solids and Structures*, 15:529–551.

[Rocco *et al.*, 2001] Rocco C., Guinea G. V., Planas J. et Elices M. (2001). Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view. *Cement and Concrete Research*, 31(1):73 – 82.

[Roscoe et Burland, 1968] Roscoe K. et Burland J. (1968). On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay. *Engineering Plasticity, Heyman J., Leckie F.A. (eds.),Cambridge University Press*, pages 535–609.

[Roscoe *et al.*, 1958] Roscoe K., Schofield A. et Wroth C. (1958). On the yielding of soils. *Géotechnique*, 9:71–83.

[Sacco, 2008] Sacco E. (2008). A nonlinear homogenization procedure for periodic masonry. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 28(2):209–222.

[Saint-Gobain, 2008] Saint-Gobain (2008). Instrumentation du Creuset. Présentation PowerPoint du 25/03/2008, Saint-Gobain CREE.

[Salençon, 2007] Salençon J. (2007). *Mécanique des milieux continus - Tome 2 - Thermoélasticité*. Éditions de l'École Polytechnique, ISBN : 978-2-7302-1419-3.

[Samarasinghe et Hendry, 1980] Samarasinghe W. et Hendry A. W. (1980). Strength of brickwork under biaxial tension-compression. *Proceedings of the International Symposium on Load-Bearing Brick Work, London*, pages 129–140.

[Scholtès *et al.*, 2009] Scholtès L., Chareyre B., Nicot F. et Darve F. (2009). Micromechanics of granular materials with capillary effects. *International Journal of Engineering Science*, 47(1):64–75.

[Schubert et Hetzemacher, 1992] Schubert P. et Hetzemacher P. (1992). On the flexural strength of masonry. *Masonry International*, 6:21–28.

[Serradeill *et al.*, 2005] Serradeill M., Blond E., Gasser A. et Roulet F. (2005). Étude thermo-mécanique d'un creuset type de haut fourneau. Rapport technique, Saint-Gobain CREE (Service Métallurgie) / Polytech'Orléans.

[Shieh-Beygi et Pietruszczak, 2008] Shieh-Beygi B. et Pietruszczak S. (2008). Numerical analysis of structural masonry : mesoscale approach. *Computers & Structures*, 86:1958–1973.

[Shima et Oyane, 1976] Shima S. et Oyane M. (1976). Plasticity theory for porous metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 18(6):285–291.

[Siemens, 2010] Siemens (2010). Document interne confidentiel. Rapport technique, Saint-Gobain CREE / Siemens.

[Sinka *et al.*, 2003] Sinka I. C., Cunningham J. C. et Zavaliangos A. (2003). The effect of wall friction in the compaction of pharmaceutical tablets with curved faces : a validation study of the Drucker-Prager Cap model. *Powder Technology*, 133(1-3):33–43.

[Sultan *et al.*, 2002] Sultan N., Delage P. et Cui Y. J. (2002). Temperature effects on the volume change behaviour of boom clay. *Engineering Geology*, 64(2-3):135–145.

[Suquet, 1995] Suquet P. (1995). Overall properties of nonlinear composites : A modified secant moduli theory and its link with Ponte Castaneda's nonlinear variational procedure. *Comptes-rendus de l'Académie des Sciences, Paris, Série II*, 301:563–571.

[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.

[Syrmakezis et Asteris, 2001] Syrmakezis C. A. et Asteris P. G. (2001). Masonry failure criterion under biaxial stress state. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 13:58–64.

[Tanaka *et al.*, 1995] Tanaka N., Graham J. et Lingnau B. (1995). A thermal elastic plastic model based on modified cam clay. *Proceedings of the 10th PanAmerican Conference on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Guadalajara, Mexico*, 1:252–263.

[Tsai et Wu, 1971] Tsai S. W. et Wu E. M. (1971). A general failure criterion for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*, 5:58–80.

[Tóth *et al.*, 2009] Tóth A. R., Orbán Z. et Bagi K. (2009). Discrete element analysis of a stone masonry arch. *Mechanics Research Communications*, 36:469–480.

[Vargha-Butler *et al.*, 1988] Vargha-Butler E., Zubovits T., Budziak C. et Neumann A. (1988). Surface tension of bitumen from contact angle measurements on films of bitumen. *American Chemical Society*, 2 (5):653–656.

[Vasconcelos et Lourenço, 2009] Vasconcelos G. et Lourenço P. B. (2009). Experimental characterization of stone masonry in shear and compression. *Construction and Building Materials*, 23:3337–3345.

[Verdeja *et al.*, 2000] Verdeja L. F., González R. et Ordóñez A. (2000). Using FEM to determine temperature distribution in a blast furnace crucible. *JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society*, 52:74–77.

[Vermeltfoort *et al.*, 1993] Vermeltfoort A., Raijmakers T. et Janssen H. (1993). Shear tests on masonry walls. *Proceedings of the 6th North American masonry conference, Philadelphia, Pennsylvania*, pages 1183–1193.

[Wawrzynek et Cincio, 2005] Wawrzynek A. et Cincio A. (2005). Plastic-damage macro-model for non-linear masonry structures subjected to cyclic or dynamic loads. *Proceedings of the 5th International Conference on Analytical Models and New Concepts in Concrete and Masonry Structures, AMCM2005, Gliwice, Poland*, pages 131–134.

[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.

[Wu *et al.*, 2005] Wu C.-Y., Ruddy O., Bentham A., Hancock B., Best S. et Elliott J. (2005). Modelling the mechanical behaviour of pharmaceutical powders during compaction. *Powder Technology*, 152(1-3):107–117.

[Wu *et al.*, 2003] Wu L., Cheng H., Su Y. et Feng H. (2003). Mathematical model for on-line prediction of bottom and hearth of blast furnace by particular solution boundary element method. *Applied Thermal Engineering*, 23(16):2079–2087.

[Xiao *et al.*, 2004] Xiao J., Schneider H., Dönnecke C. et König G. (2004). Wedge splitting test on fracture behaviour of ultra high strength concrete. *Construction and Building Materials*, 18(6):359 – 365.

[Yin, 2006] Yin Z. (2006). Modélisation du comportement visqueux de l'argile naturelle. *XXIV$^{\text{èmes}}$ rencontres universitaires de génie civil 2006 - Prix jeunes chercheurs.*

[Zienkiewicz et Taylor, 1991] Zienkiewicz O. et Taylor R. (1991). *The Finite Element Method, Solids and Fluid Mechanics, Dynamics and Nonlinearity.* McGraw-Hill, London, ISBN : 0-0708-4175-6.

[Zuccarello *et al.*, 2009] Zuccarello F., Milani G., Olivito R. et Tralli A. (2009). A numerical and experimental analysis of unbonded brickwork panels laterally loaded. *Construction and Building Materials*, 23(5):2093–2106.

[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

# Détermination du coefficient de frottement

Deux échantillons sont empilés sur un plan incliné d'angle $\delta$ (cf. figure A.1).

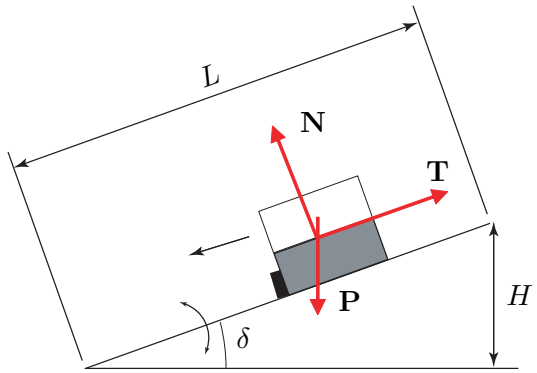



FIGURE A.1 – *Identification du coefficient de frottement.*

L'échantillon inférieur étant solidaire du plan, seul l'échantillon supérieur est susceptible de glisser lors de l'augmentation de l'angle $\delta$. Tant qu'il est à l'équilibre (pas de glissement), la loi de Coulomb $\|\underline{T}\| < f\|\underline{N}\|$ est vérifiée, $f$ étant le coefficient de frottement d'adhérence. La connaissance de l'angle $\delta_{max}$ juste avant l'étape de glissement permet de déterminer $f$ :

$$f = \tan \delta_{max} = \tan \left( \arcsin \frac{H_{max}}{L} \right) \tag{A.1}$$

Un coefficient de frottement moyen entre l'acier et le pisé a ainsi pu être identifié :

$$f_{\text{Acier/Pisé}} = 0,22 \tag{A.2}$$

Notons que cette valeur a été obtenue à température ambiante avec des échantillons de pisé compactés à 95%. Il s'agit donc d'une estimation du coefficient de frottement qui évolue (il diminue globalement) au cours de la compaction de l'échantillon. Cette évolution est liée à la diminution de la rugosité de la surface latérale de l'échantillon cylindrique de pisé.

# Annexe B

# Relaxation du pisé de carbone à température ambiante

Le dispositif expérimental ainsi que les dimensions des échantillons sont les mêmes que ceux décrits pour l'essai de compaction. Le taux de compaction initial de l'échantillon est donc de 70%. La figure B.1 illustre les deux cycles de charge-décharge réalisés à 20°C sur l'échantillon de pisé. À l'issue de la

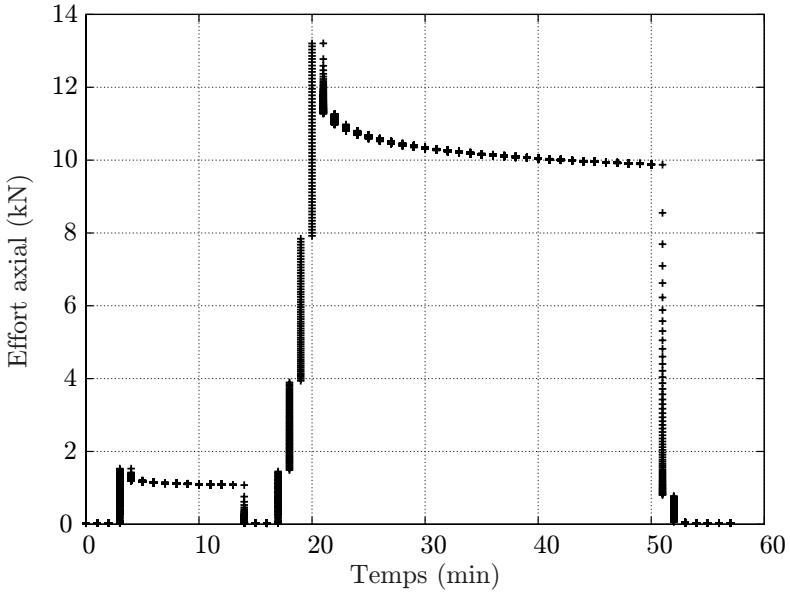



FIGURE B.1 – *Essai de relaxation à température ambiante.*

première charge durant laquelle le déplacement axial de la traverse est imposé, l'effort est de 1,5 kN. Le déplacement axial de la traverse est alors bloqué pendant dix minutes. L'échantillon est ainsi dans un état de relaxation qui se traduit par une légère diminution de la force. De la même façon, une deuxième charge soumet l'échantillon à un effort axial de 13 kN. Après blocage de la traverse durant trente minutes, cet effort diminue de 23%. Ce matériau est donc bien sujet à la relaxation. Une étude plus approfondie sur la relaxation du pisé nécessiterait des essais en température. Ce phénomène n'est pas considéré dans notre étude. Certains auteurs tels [Yin, 2006] ont intégré la relaxation dans des modèles de type Cam-Clay modifié, définissant alors deux paramètres visqueux supplémentaires. Ces paramètres interviennent dans la loi d'écoulement de la déformation viscoplastique et sont déterminés par calage de la simulation d'essais à vitesse de déformation constante.

# Annexe C

# Techniques d'homogénéisation aléatoire

**Le modèle des sphères composites de Hashin ou Hashin généralisé**
Le modèle des sphères composites de Hashin [Hashin, 1962] considère des particules sphériques, de tailles graduellement décroissantes, baignées dans une matrice continue. La distribution des tailles de sphères n'est pas aléatoire, elle suit des caractéristiques déterminées par la construction du modèle. Les sphères composites sont toutes constituées d'un cœur sphérique, la particule, et d'une couronne concentrique, la matrice, tous deux de comportement élastique linéaire. Pour toute la suite, on note par $k_i, G_i, E_i, \nu_i, c_i$ respectivement le module de compressibilité, le module de cisaillement, le module d'Young, le coefficient de Poisson et la fraction volumique de la phase $i$ définis par :

$$k_i = \frac{E_i}{3(1-2\nu_i)} \tag{C.1}$$

$$G_i = \frac{E_i}{2(1+\nu_i)} \tag{C.2}$$

On indice 1 les paramètres relatifs à l'inclusion et 2 ceux relatifs à la matrice. Il est supposé que le rapport $a/b$ entre le rayon d'une particule $a$ et d'une couronne $b$ est identique pour toutes les sphères composites de sorte que $\left(\frac{a}{b}\right)^3 = c_1$, $c_1$ la fraction volumique d'inclusions dans le cas 3D. Le corps de volume $V$ ou de surface $S$ est rempli progressivement par des sphères composites de tailles décroissantes jusqu'à l'infini. Celles-ci ne se recouvrent pas, elles sont en contact tangentiel les unes avec les autres. On peut montrer que tout le volume ou toute la surface disponible peut être remplie de manière dense sans créer de double recouvrement. Cette microstructure permet de trouver une solution exacte pour le module de compressibilité effectif $\tilde{k}$, et de déterminer les raideurs extrêmes de tout composite isotrope composé de deux phases. L'avantage du modèle est de réduire le problème à l'étude d'une sphère composite isolée.
Pour illustrer ce propos, considérons l'assemblage de sphères de Hashin de même rapport $a/b$ présenté sur la figure C.1. Lorsque le VER est soumis à un chargement de compression hydrostatique, toutes les sphères composites subissent à leur contour une pression uniforme identique à celle initialement appliquée au contour du VER. Ainsi, pour déterminer le module de compressibilité $\tilde{k}_{HSG}$ du matériau homogène équivalent, il suffit de le déterminer sur la cellule de base (sphère composite soumise à la pression $p$ en $r = b$). La valeur de $\tilde{k}_{HSG}$ identifiée permettra d'obtenir le même déplacement $u_r(r = b)$ dans la sphère homogène et la sphère composite. Le résultat de Hashin est ainsi identifié :

$$\tilde{k}_{HSG} = k_2 + \frac{c_1}{\dfrac{1}{k_1 - k_2} + \dfrac{3c_2}{3k_2 + 4G_2}} \tag{C.3}$$

Avec $c_2 = 1 - c_1$ la fraction volumique de la matrice. Contrairement au module de compressibilité $\tilde{k}$,

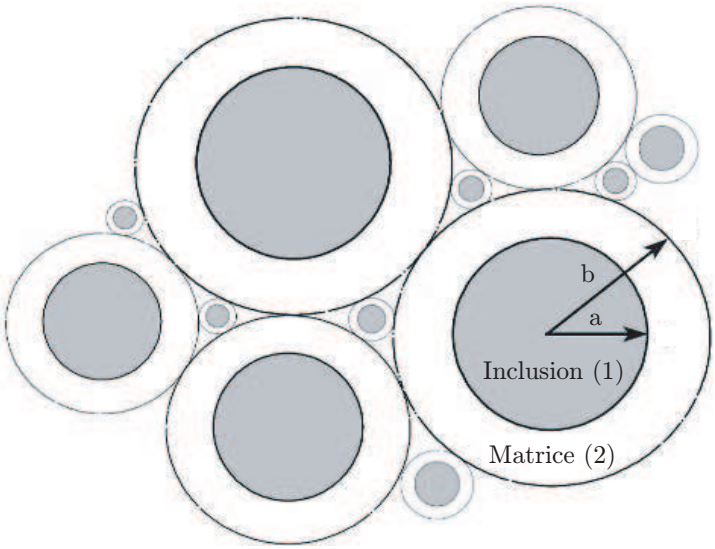



Figure C.1 – *Assemblage de sphères composites de Hashin.*

l'obtention d'une estimation du module de cisaillement effectif $\tilde{G}$ avec le modèle des sphères composites est un problème toujours ouvert. Jusqu'à présent, le champ de déplacements vérifiant la cinématique et les conditions d'équilibre statique n'a pas pu être dégagé. En effet, une sphère composite en cisaillement ne se comporte pas comme une sphère homogène et le schéma de remplacement n'est plus valable. L'estimation du module de cisaillement équivalent peut être approchée par des approximations (approximation autocohérente de Christensen & Lo [Christensen et Lo, 1979] ou approximation de Mori-Tanaka [Mori et Tanaka, 1973]).

**Les bornes de Hashin-Shtrikman**

Dans la continuité du modèle précédent, Hashin et Shtrikman ont trouvé en 1963 des bornes plus précises [Hashin et Shtrikman, 1963] que celles établies précédemment par Voigt et Reuss qui s'écrivent sous la forme :

$$\tilde{E}_V = c_1 E_1 + c_2 E_2 \tag{C.4}$$

$$\tilde{E}_R = \frac{c_1}{E_1} + \frac{c_2}{E_2} \tag{C.5}$$

où l'indice $V$ désigne le module de Voigt et $R$ celui de Reuss. De par la simplicité de ces bornes, celles-ci restent limitées 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. Les propriétés effectives définies par ces bornes s'écrivent (pour $k_2 < k_1$ et $G_2 < G_1$) :

$$\tilde{k}^-_{HS} = k_2 + \frac{c_1}{\dfrac{1}{k_1 - k_2} + \dfrac{3c_2}{3k_2 + 4G_2}} \tag{C.6}$$

$$\tilde{k}_{HS}^{+} = k_1 + \frac{c_2}{\dfrac{1}{k_2 - k_1} + \dfrac{3c_1}{3k_1 + 4G_1}} \tag{C.7}$$

$$\tilde{G}_{HS}^{-} = G_2 + \frac{c_1}{\dfrac{1}{G_1 - G_2} + \dfrac{6c_2(k_2 + 2G_2)}{5G_2(3k_2 + 4G_2)}} \tag{C.8}$$

$$\tilde{G}_{HS}^{+} = G_1 + \frac{c_2}{\dfrac{1}{G_2 - G_1} + \dfrac{6c_1(k_1 + 2G_1)}{5G_1(3k_1 + 4G_1)}} \tag{C.9}$$

Les bornes de Hashin et Shtrikman sont exploitables lorsque le contraste des phases est inférieur à 10 [Bornert *et al.*, 2001]. La borne inférieure $\tilde{k}_{HS}^{-}$ et le module de compressibilité des sphères composites $\tilde{k}_{HSG}$ sont identiques. Cette borne est la meilleure borne inférieure qui puisse être trouvée pour un matériau isotrope à deux phases. La borne supérieure est également la meilleure qui puisse être dégagée [Jikov *et al.*, 1994]. La même démonstration n'a jamais pu être faite pour les bornes sur le module de cisaillement, car aucune microstructure réalisant ces bornes n'a pu être identifiée.

**La borne supérieure de Hervé-Stolz-Zaoui (HSZ)**

La borne supérieure de Hervé-Stolz-Zaoui [Bornert *et al.*, 2001, Hervé *et al.*, 1991] sur le module de cisaillement, établie sous l'hypothèse d'une distribution isotrope du centre des motifs, est plus précise que celle obtenue par Hashin. Elle s'écrit de la façon suivante :

$$\tilde{G}_{HSZ}^{+} = G_2(1 + c_1 F(\gamma)) \tag{C.10}$$

Avec,

$$\gamma = \frac{G_1}{G_2} \qquad (G_2 \leq G_1) \tag{C.11}$$

et $F$ une fonction détaillée dans [Hervé *et al.*, 1991].

**La méthode autocohérente classique (AC) et généralisée (ACG)**

Si maintenant le milieu infini possède les propriétés mécaniques du MHE, ce n'est plus un encadrement, mais une estimation de type auto-cohérente qui est obtenue. Ainsi, le schéma autocohérent classique [Hershey, 1954] permet de déterminer les propriétés effectives de composites désordonnés à deux phases. Les modules de compressibilité $\tilde{k}_{AC}$ et de cisaillement $\tilde{G}_{AC}$ effectifs sont solutions du système suivant (l'indice 1 est conservé pour l'inclusion et 2 pour la matrice) :

$$\tilde{k}_{AC} = k_2 + \frac{c_1}{\dfrac{1}{k_1 - k_2} + \dfrac{3c_2}{3\tilde{k}_{AC} + 4\tilde{G}_{AC}}} \tag{C.12}$$

$$\tilde{G}_{AC} = G_2 + \frac{c_1}{\dfrac{1}{G_1 - G_2} + \dfrac{6c_2(\tilde{k}_{AC} + 2\tilde{G}_{AC})}{5G_2(3\tilde{k}_{AC} + 4\tilde{G}_{AC})}} \tag{C.13}$$

De la même façon, le modèle des trois phases (cf. figure C.2) de Christensen & Lo [Christensen et Lo, 1979], ou modèle autocohérent généralisé, fournit une estimation des modules d'élasticité de composites

isotropes à inclusions quasi-sphériques (extension du modèle des sphères composites).

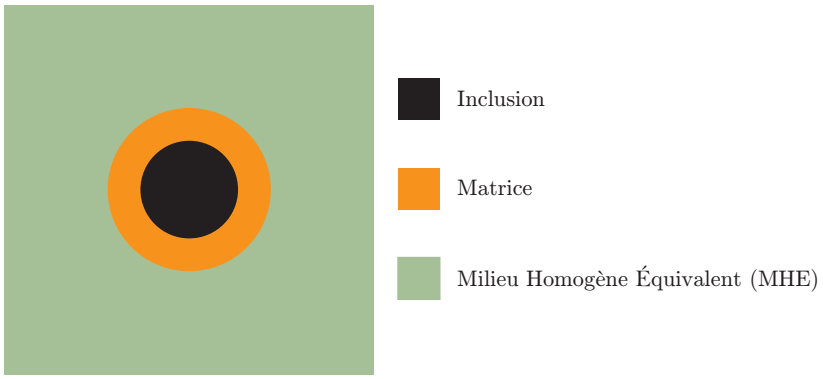



Figure C.2 – *Modèle des 3 phases.*

Il utilise la solution analytique du problème d'une sphère composite à phases isotropes, noyée dans un milieu infini homogène et isotrope soumis à un chargement homogène à l'infini. Le milieu infini a les propriétés du MHE. Avec ce modèle, l'estimation du module de compressibilité obtenue par le modèle des sphères composites de Hashin ($\tilde{k}_{ACG} = \tilde{k}_{HSG}$) est retrouvée. Concernant le module de cisaillement, $\tilde{G}_{ACG}$ semble être assez complexe à déterminer. Il s'agit de résoudre une équation du second degré. La formulation de Hervé, Stolz et Zaoui vue précédemment (équation C.10) permet de réécrire le résultat obtenu par Christensen & Lo dans une expression équivalente :

$$\frac{\tilde{G}_{ACG}}{G_2} = 1 + c_1 F\left(c_1, \frac{G_1}{G_2}, \frac{\tilde{G}_{ACG}}{G_2}\right) \tag{C.14}$$

Une autre approximation des modules effectifs est souvent utilisée, il s'agit de l'approximation de Mori et Tanaka [Mori et Tanaka, 1973]. Elle n'est pas développée ici car ses résultats sont satisfaisants pour des fractions volumiques en inclusions inférieures à 20% [Bornert *et al.*, 2001].

Les résultats développés jusqu'à présent s'appliquent à des inclusions de géométrie sphérique. Des résultats équivalents ont été obtenus pour des inclusions hexagonales, ellipsoidales et cylindriques [Bornert *et al.*, 2001].

**Modèle pour les géométries cylindriques**

De façon similaire à ce qui a été présenté précédemment pour les modèles de sphères composites, les modules effectifs d'un assemblage de cylindres composites de Hashin [Hashin et Rosen, 1964, Hashin, 1965, Hill, 1964, Hermans, 1967] peuvent être bornés ou estimés. Le composite à fibres unidirectionnelles est composé de fibres longues et parallèles disposées dans une matrice. La direction parallèle aux fibres est la direction longitudinale notée $L$. La section d'une fibre est définie dans le plan transverse $(T, T')$. Le module de compressibilité latérale noté $K_i$ pour la phase $i$ est introduit.

$$K_i = \frac{E_i}{2(1-2\nu_i)(1+\nu_i)} \tag{C.15}$$

Le comportement isotrope transverse du MHE est alors déterminé à partir des solutions analytiques.

$$\tilde{E}_L = c_1 E_1 + c_2 E_2 + \frac{c_1 c_2 (\nu_1 - \nu_2)^2}{\dfrac{c_1}{K_2} + \dfrac{1}{G_2} + \dfrac{c_2}{K_1}} \tag{C.16}$$

$$\tilde{\nu}_{LT} = c_1\nu_1 + c_2\nu_2 + \frac{c_1c_2(\nu_1-\nu_2)(\frac{1}{K_2}-\frac{1}{K_1})}{\frac{c_1}{K_2}+\frac{1}{G_2}+\frac{c_2}{K_1}} \tag{C.17}$$

$$\tilde{G}_{LT} = G_2\frac{(1+c_1)G_1+c_2G_2}{c_2G_1+(1+c_1)G_2} \tag{C.18}$$

$$\tilde{K}_L = K_2 + \frac{c_1}{\frac{1}{K_1-K_2}+\frac{c_2}{G_2+K_2}} \tag{C.19}$$

$$\tilde{G}_{TT'} = G_2 + \frac{c_1G_2}{\frac{G_2}{G_1-G_2}+\frac{c_2(2G_2+K_2)}{2G_2+2K_2}} \tag{C.20}$$

$$\tilde{E}_T = \frac{2}{\frac{1}{2\tilde{K}_L}+\frac{1}{2\tilde{G}_{TT'}}+\frac{2\tilde{\nu}_{LT}^2}{\tilde{E}_L}} \tag{C.21}$$

$$\tilde{\nu}_{TT'} = \frac{\tilde{E}_T}{2\tilde{G}_{TT'}} - 1 \tag{C.22}$$

**Modèle autocohérent à « n+1 phases »**

Le modèle « n+1 phases », développé par Hervé et Zaoui, est basé sur une approche par motifs Morphologiques Représentatifs. Il s'agit d'une généralisation du modèle des 3 phases au cas plus complexe d'inclusions (sphériques ou cylindriques) multicouches concentriques. Le modèle « n+1 phases » consiste en un motif constitué de $n$ couches concentriques (cf. figure C.3), représentant chacune une phase du composite. L'ensemble de ces $n$ couches est noyé dans un milieu infini, consituant la $(n+1)^{ème}$ phase et simultanément le MHE dont les propriétés effectives sont déterminées. Grâce à ce modèle, il est possible de déterminer les caractéristiques mécaniques du MHE à partir de la connaissance des fractions volumiques de chacune des phases et de leurs propriétés mécaniques respectives.

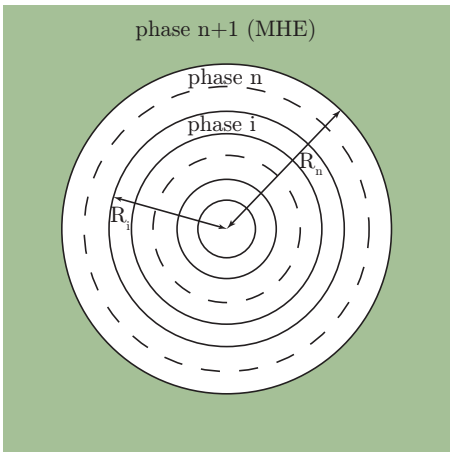



Figure C.3 – *Modèle « n+1 phases ».*

Le comportement mécanique de chacune des phases est supposé élastique linéaire isotrope, ce qui entraîne un comportement similaire pour le MHE sphérique [Hervé et Zaoui, 1993] et isotrope transverse pour le MHE cylindrique [Hervé et Zaoui, 1995]. Les interfaces entre les différentes couches sont supposées parfaites, c'est-à-dire que les vecteurs contrainte et déplacement sont continus aux interfaces.

# Annexe D

# Résultats de la campagne d'essais sur les matériaux du creuset

**Résultats des essais de compression uniaxiale**

| | Module d'élasticité (GPa) | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 20°C | 500°C | 800°C | 900°C | 1200°C | 1450°C |
| Carbone 1 | 10,2 | 10 | | | | |
| Ciment 336 | 0,48 | | | 0,29 | 0,05 | 0,02 |
| Ciment 337 | 1,24 | | | 1,22 | 0,16 | 2,78 |
| Coral | | 14,3 | | | 13,5 | 3,6 |
| Corram fin | 2,8 | | 0,88 | | | |
| Coranit Al | 13,8 | | | 8,3 | 34 | 11 |
| Mullite MS4R | 18,6 | | | 23,6 | 11,9 | 2,5 |
| Chamotte | 8,4 | | | | 6,4 | 0,6 |

Tableau D.1 – *Modules d'élasticité des matériaux du creuset à différentes températures.*

**Résultats des essais de cisaillement**

| | Ciment 336 | | | Ciment 337 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 20°C | 900°C | 1450°C | 20°C | 900°C | 1450°C |
| Cohésion $c$ (MPa) | 3,44 | 3,29 | 0,12 | 2,82 | 4,74 | 0,04 |
| Angle de frottement $\phi$ (°) | 35 | 52 | 48 | 53 | 47 | 56 |
| $\tan \phi$ | 0,70 | 1,28 | 1,11 | 1,33 | 1,07 | 1,48 |

Tableau D.2 – *Paramètres du modèle de Mohr-Coulomb pour les ciments 336 et 337.*

**Résultats des essais de traction**

| | Contrainte à rupture en traction (MPa) | | |
|---|---|---|---|
| | 20°C | 900°C | 1200°C |
| Ciment 336 | 1,29 | 1,03 | 0,18 |
| Ciment 337 | 1,96 | 1,89 | 0,21 |

Tableau D.3 – *Contraintes à rupture en traction pour les ciments 336 et 337.*

# Annexe E

# Comportement macroscopique des MHE

| | Sole inférieure à 20°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 15346 | 14970 | 15073 | 0 | 14735 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 17753 | 17263 | 0 | 17088 | 0 | 16722 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 13355 | 0 | 13059 | 12868 | 0 | 0 | 12813 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 3448 | 2853 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 2499 | 0 | 2524 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 2880 | 0 | 0 | 2486 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 5910 | 5900 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 1,37 | 1,37 | 1,31 | - | 1,29 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,68 | 1,66 | - | 1,68 | - | 1,68 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,31 | - | 1,3 | 1,3 | - | - | 1,29 | - |
| $c$ (MPa) | 4,1 | 4,07 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 29,7 | 30,1 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.1 – *MHE de la sole inférieure à 20°C.*

| | Sole inférieure à 900°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 15726 | 15507 | 15372 | 0 | 15178 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 20988 | 20616 | 0 | 20332 | 0 | 20044 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 12706 | 0 | 12510 | 12323 | 0 | 0 | 12241 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 3083 | 2900 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 1890 | 0 | 1659 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 2511 | 0 | 0 | 2253 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 6485 | 6471 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 1,14 | 1,14 | 1,12 | - | 1,12 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,64 | 1,62 | - | 1,39 | - | 1,53 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,11 | - | 1,1 | 1,09 | - | - | 1,09 | - |
| $c$ (MPa) | 4,03 | 4,01 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 47,7 | 47,5 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.2 – *MHE de la sole inférieure à 900°C.*

| | Sole inférieure à 1450°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 1415 | 1402 | 1379 | 0 | 1368 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 2122 | 2095 | 0 | 2060 | 0 | 2038 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 1094 | 0 | 1086 | 1077 | 0 | 0 | 1070 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 250 | 233 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 142 | 0 | 137 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 207 | 0 | 0 | 177 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 622 | 621 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 0,21 | 0,21 | 0,2 | - | 0,2 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 0,33 | 0,33 | - | 0,3 | - | 0,3 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 0,21 | - | 0,21 | 0,2 | - | - | 0,2 | - |
| $c$ (MPa) | 0,21 | 0,21 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 47,2 | 46,4 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.3 – *MHE de la sole inférieure à 1450°C.*

| | Sole supérieure à 20°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 7929 | 7666 | 7744 | 0 | 7518 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 8210 | 7927 | 0 | 7943 | 0 | 7721 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 7350 | 0 | 7215 | 7134 | 0 | 0 | 6935 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 1763 | 1491 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 1555 | 0 | 1432 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 1603 | 0 | 0 | 1419 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 2947 | 2944 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 1,35 | 1,38 | 1,13 | - | 1,15 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,41 | 1,37 | - | 1,46 | - | 1,43 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,28 | - | 1,27 | 1,21 | - | - | 1,2 | - |
| $c$ (MPa) | 3,77 | 3,75 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 30,1 | 29,7 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.4 – *MHE de la sole supérieure à 20°C.*

| | Sole supérieure à 900°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 5853 | 5675 | 5711 | 0 | 5559 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 6125 | 5930 | 0 | 5937 | 0 | 5782 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 5289 | 0 | 5237 | 5121 | 0 | 0 | 5021 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 1270 | 1083 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 1120 | 0 | 985 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 1148 | 0 | 0 | 1028 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 2184 | 2181 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 1,09 | 1,11 | 0,93 | - | 0,96 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,15 | 1,13 | - | 1,19 | - | 1,17 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,02 | - | 1,02 | 0,97 | - | - | 0,97 | - |
| $c$ (MPa) | 3,25 | 3,22 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 45,3 | 46,1 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.5 – *MHE de la sole supérieure à 900°C.*

| | Sole supérieure à 1450°C | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 | État 5 | État 6 | État 7 | État 8 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 522 | 508 | 508 | 0 | 497 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 556 | 540 | 0 | 540 | 0 | 527 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 461 | 0 | 455 | 447 | 0 | 0 | 439 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 109 | 94 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 91 | 0 | 83 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 97 | 0 | 0 | 87 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 197 | 196 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 0,19 | 0,2 | 0,17 | - | 0,18 | - | - | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 0,21 | 0,21 | - | 0,21 | - | 0,21 | - | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 0,18 | - | 0,18 | 0,17 | - | - | 0,17 | - |
| $c$ (MPa) | 0,14 | 0,14 | - | - | - | - | - | - |
| $\phi$ (°) | 44,7 | 42,3 | - | - | - | - | - | - |

Tableau E.6 – *MHE de la sole supérieure à 1450°C.*

| | Tasse céramique à 20°C | | | |
|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 13988 | 13356 | 13425 | 12950 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 11193 | 10676 | 856 | 516 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 11421 | 0 | 10995 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 2602 | 2077 | 206 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 2652 | 0 | 2174 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 2231 | 0 | 162 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 4311 | 4287 | 1042 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 9,64 | 11,9 | 9,13 | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,9 | 1,92 | 0,47 | - |
| $K$ | - | - | 0,23 | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,94 | - | 1,87 | - |
| $c$ (MPa) | 2,93 | 2,9 | 0,86 | - |
| $\phi$ (°) | 37,9 | 40,1 | 12,8 | - |

Tableau E.7 – *MHE de la tasse céramique à 20°C.*

| | Tasse céramique à 900°C | | | |
|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 8490 | 8054 | 8105 | 7789 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 7492 | 7043 | 582 | 357 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 7598 | 0 | 7279 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 1766 | 1371 | 148 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 1792 | 0 | 1448 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 1623 | 0 | 148 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 2854 | 2841 | 731 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 8,62 | 10,3 | 8,63 | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 1,8 | 1,76 | 0,52 | - |
| $K$ | - | - | 0,12 | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 1,82 | - | 1,82 | - |
| $c$ (MPa) | 4,74 | 4,73 | 1,29 | - |
| $\phi$ (°) | 8,7 | 7,6 | 3,9 | - |

Tableau E.8 – *MHE de la tasse céramique à 900°C.*

| | Tasse céramique à 1450°C | | | |
|---|---|---|---|---|
| | État 1 | État 2 | État 3 | État 4 |
| $\tilde{C}_{1111}$ (MPa) | 11335 | 10712 | 10783 | 10330 |
| $\tilde{C}_{2222}$ (MPa) | 10764 | 9975 | 851 | 527 |
| $\tilde{C}_{3333}$ (MPa) | 10835 | 0 | 10341 | 0 |
| $\tilde{C}_{1122}$ (MPa) | 2563 | 1935 | 222 | 0 |
| $\tilde{C}_{1133}$ (MPa) | 2584 | 0 | 2063 | 0 |
| $\tilde{C}_{2233}$ (MPa) | 2463 | 0 | 255 | 0 |
| $\tilde{C}_{1212}$ (MPa) | 4069 | 4036 | 1093 | 0 |
| $f_{t1}$ (MPa) | 0,11 | 0,21 | 0,11 | - |
| $f_{t2}$ (MPa) | 0,11 | 0,1 | 0,014 | - |
| $K$ | - | - | 0,1 | - |
| $f_{t3}$ (MPa) | 0,11 | - | 0,1 | - |
| $c$ (MPa) | 0,11 | 0,12 | 0,03 | - |
| $\phi$ (°) | 52,4 | 41,6 | 18,4 | - |

Tableau E.9 – *MHE de la tasse céramique à 1450°C.*

# Annexe F

# Propriétés thermomécaniques des matériaux du creuset

**Densités**

| Matériau | Acier | Corram fin | Coranit Al | Mullite MS4R | Chamotte | Béton Coral | Joint fibreux |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\rho$ $(kg/m^3)$ | 7850 | 3400 | 3200 | 2650 | 2350 | 3350 | 300 |

Tableau F.1 – *Densités des matériaux du creuset.*

| Pisé | Type 1 | Type 2 | Type 3 |
|---|---|---|---|
| $\rho$ $(kg/m^3)$ | 1680 | 1700 | 1730 |

Tableau F.2 – *Densités des pisés du creuset.*

| Carbone | Type 1 | Type 2 | Type 3 | Type 4 |
|---|---|---|---|---|
| $\rho$ $(kg/m^3)$ | 1710 | 1780 | 1560 | 1700 |

Tableau F.3 – *Densités des carbones du creuset.*

**Coefficients de dilatation thermique**

| Matériau | Acier | Corram fin | Chamotte | Béton Coral | Joint fibreux |
|---|---|---|---|---|---|
| $\alpha$ ($K^{-1}$) | $11{,}5.10^{-6}$ | $7.10^{-6}$ | $6.10^{-6}$ | $7{,}5.10^{-6}$ | $10{,}4.10^{-6}$ |

Tableau F.4 – *Coefficients de dilatation thermique linéaire des matériaux du creuset.*

| | $\alpha$ ($K^{-1}$) | |
|---|---|---|
| Température \ Matériau | Coranit Al | Mullite MS4R |
| 400°C | | $4{,}34.10^{-6}$ |
| 500°C | $4{,}44.10^{-6}$ | |
| 600°C | | $4{,}65.10^{-6}$ |
| 800°C | | $5.10^{-6}$ |
| 1000°C | $5{,}45.10^{-6}$ | $5{,}41.10^{-6}$ |
| 1200°C | | $5{,}70.10^{-6}$ |
| 1400°C | | $5{,}96.10^{-6}$ |
| 1500°C | $6{,}33.10^{-6}$ | $6{,}05.10^{-6}$ |

Tableau F.5 – *Coefficients de dilatation thermique des matériaux du creuset pour différentes températures.*

| Pisé | Type 1 | Type 2 | Type 3 |
|---|---|---|---|
| $\alpha$ ($K^{-1}$) | $3{,}3.10^{-6}$ | $3{,}3.10^{-6}$ | $3{,}3.10^{-6}$ |

Tableau F.6 – *Coefficients de dilatation thermique linéaire des pisés du creuset.*

| Carbone | Type 1 | Type 2 | Type 3 | Type 4 |
|---|---|---|---|---|
| $\alpha$ ($K^{-1}$) | $3{,}5.10^{-6}$ | $3{,}4.10^{-6}$ | $2{,}4.10^{-6}$ | $2{,}6.10^{-6}$ |

Tableau F.7 – *Coefficients de dilatation thermique linéaire des carbones du creuset.*

**Conductivités thermiques**

| | Conductivités thermiques ($W.m^{-1}.K^{-1}$) | | | |
|---|---|---|---|---|
| Matériau / Température | Acier | Corram fin | Béton Coral | Joint fibreux |
| 20°C | 47 | | 7,3 | |
| 200°C | 39 | 5,4 | 5,7 | |
| 400°C | 33,5 | 4,1 | 4,6 | |
| 600°C | 29 | 3,6 | 3,9 | |
| 800°C | 25 | 3,5 | 3,8 | 0,15 |
| 1000°C | | 3,6 | 3,8 | 0,2 |
| 1200°C | | 3,8 | 4 | 0,27 |
| 1400°C | | 3,8 | 4,3 | |
| 1500°C | | | 4,4 | |

Tableau F.8 – *Conductivités thermiques des matériaux du creuset pour différentes températures.*

| | Conductivités thermiques ($W.m^{-1}.K^{-1}$) | | | |
|---|---|---|---|---|
| Carbone / Température | Type 1 | Type 2 | Type 3 | Type 4 |
| 30°C | | | 11 | 17 |
| 200°C | 20,8 | 37 | 12,5 | 16,8 |
| 400°C | 21,1 | 35 | 13,3 | 16,8 |
| 600°C | 21,6 | 33 | 13,8 | 17 |
| 800°C | 21,9 | 31 | 13,7 | 17,3 |
| 1000°C | 22,3 | 29 | 13,6 | 17,7 |
| 1200°C | 22,5 | 27 | 14 | 18 |
| 1400°C | | | 15 | 18,1 |
| 1600°C | | | 16,5 | 18,2 |

Tableau F.9 – *Conductivités thermiques des carbones du creuset pour différentes températures.*

| Température \ Matériau | Conductivités thermiques ($W.m^{-1}.K^{-1}$) | | |
|---|---|---|---|
| | Coranit Al | Mullite MS4R | Chamotte |
| 20°C | 4,66 | | 1,4 |
| 200°C | | | 1,44 |
| 400°C | | | 1,48 |
| 515°C | 3,35 | | |
| 600°C | | 2,2 | 1,52 |
| 800°C | | 2,15 | 1,56 |
| 1000°C | 2,8 | 2,25 | 1,6 |
| 1200°C | | 2,4 | 1,64 |
| 1280°C | 2,29 | | |
| 1400°C | | 2,55 | 1,68 |
| 1500°C | | | |

Tableau F.10 – *Conductivités thermiques des matériaux de la tasse et de la sole pour différentes températures.*

| Température \ Pisé | Conductivités thermiques ($W.m^{-1}.K^{-1}$) | | |
|---|---|---|---|
| | Type 1 | Type 2 | Type 3 |
| 20°C | 25 | 13,9 | |
| 30°C | | | 24 |
| 100°C | 25 | 13,9 | 23 |
| 200°C | | | 21,5 |
| 300°C | 25 | 13,9 | 20,5 |
| 400°C | | | 20 |
| 500°C | | | 19,6 |
| 600°C | | | 19,5 |
| 700°C | | | 19,3 |
| 800°C | | | 19,2 |
| 900°C | | | 19 |
| 1000°C | | | 18,8 |

Tableau F.11 – *Conductivités thermiques des pisés du creuset pour différentes températures.*

Jérôme BRULIN

## MODÉLISATION THERMOMÉCANIQUE D'UN CREUSET DE HAUT FOURNEAU

Le creuset est une structure majoritairement composée de matériaux réfractaires destinés à supporter de fortes sollicitations thermomécaniques, dues au contact direct de ses parois internes avec la fonte à 1500°C. L'objectif de cette thèse est de développer un modèle thermomécanique de creuset capable de localiser les zones sensibles de la structure et d'estimer les contraintes. Des blocs de carbone, des structures maçonnées (briques avec mortier) et un pisé carboné sont les principaux constituants du creuset. Afin d'identifier leur comportement, des essais de caractérisation ont été développés pour des températures atteignant les 1500°C. Un modèle de type Cam-Clay modifié est proposé pour modéliser le comportement compactant du pisé. L'influence de la température et des fortes pressions est prise en compte. Une bonne corrélation est obtenue entre les résultats expérimentaux et numériques. Les structures maçonnées, en contact direct avec la fonte, sont fortement sollicitées, ce qui peut conduire à l'ouverture des joints de mortier. La modélisation proposée pour ces structures est basée sur une approche micro-macro où les briques et le mortier sont remplacés par un matériau homogène équivalent, et ce pour différents états d'ouverture de joints. La non-linéarité du comportement est reproduite grâce à un critère d'ouverture en contrainte, qui permet le passage d'un état à un autre. Les propriétés homogénéisées sont obtenues par homogénéisation périodique en s'appuyant sur une approche énergétique. La modélisation d'un essai de la littérature permet la validation du modèle. La modélisation finale du creuset est confrontée aux résultats de l'instrumentation d'un creuset. Une bonne concordance entre ces résultats est obtenue.

Mots clés : creuset de haut fourneau, pisé, modèle de Cam-Clay, maçonnerie, homogénéisation

## THERMOMECHANICAL MODELLING OF A BLAST FURNACE HEARTH

The blast furnace hearth is mainly composed of refractory materials to support strong thermo-mechanical loads. Indeed, there is a direct contact between its internal walls and the molten pig iron at 1500°C. The objective of this thesis is to develop a thermo-mechanical model able to locate the sensitive areas and to estimate the stress fields. Carbon blocks, masonries (bricks and mortars) and a carbon ramming mix are the main constituents of the hearth. In order to identify their behaviours, characterization tests have been developed for temperatures up to 1500°C. A modified Cam-Clay model is proposed in order to reproduce the hardening behaviour of the ramming mix. The influences of temperature and pressure are taken into account. Experimental and numerical results are in good agreement. Masonries, submitted to high temperature gradients are highly stressed, which can lead to the opening of the mortar joints. The proposed masonry modelling is based on a micro-macro approach where bricks and mortars are replaced by an equivalent homogenous material for different joint states. The non-linearity of the behaviour is reproduced thanks to a stress criterion, allowing the transition from one state to another. Homogenized properties are obtained by periodic homogenization with an energetic approach. The modelling of a shear test available in the literature allows the validation of this model. The final modelling of a hearth is compared with in-situ instrumentation results. A good agreement is reached between these results.

Keywords : blast furnace hearth, ramming mix, Cam-Clay model, masonry, homogenization

SAINT-GOBAIN MATERIAUX INNOVANTS

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

INSTITUT PRISME