

École Doctorale
Énergie — Matériaux — Sciences de la Terre et de l'Univers

LABORATOIRE PRISME

THÈSE présentée par :
Nicolas GALLIENNE

Version finale

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

Discipline : **Génie Mécanique**

**Modélisation thermomécanique de maçonneries :
Endommagement d'un piédroit de cokerie
sous l'effet de la poussée du charbon**

THÈSE dirigée par :

Alain GASSER

Professeur, Université d'Orléans

RAPPORTEURS :

Marc HUGER

Professeur, Université de Limoges

Vincent MAUREL

Chargé de recherche (HDR), Mines ParisTech

JURY :

Nicolas SCHMITT

Professeur, Université Paris-Est Créteil
Président du jury

Éric Blond

Maître de conférences (HDR), Université d'Orléans

Alain GASSER

Professeur, Université d'Orléans

Matthieu LANDREAU

Ingénieur de recherche, Centre de Pyrolyse de Marienau

Vincent MAUREL

Chargé de recherche (HDR), Mines ParisTech

Marc HUGER

Professeur, Université de Limoges

« Innover, ce n'est pas avoir une nouvelle idée mais arrêter d'avoir une vieille
idée. »

Edwin Herbert Land

Remerciements

Les travaux présentés dans ce tapuscrit de thèse se sont déroulés dans le cadre du projet européen SPRITCO qui est une collaboration entre le Centre de Pyrolyse de Marieneau (CPM) ArcelorMittal, le laboratoire PRISME (FR), l'institut INCAR (ES), l'institut ICHPW (PL) et l'université de Nottingham (UK).

Je souhaite tout d'abord à remercier le directeur de cette thèse, Alain GASSER, pour la confiance qu'il m'a accordé en me confiant ces travaux et pour son aide tout au long de ces années. Je le remercie aussi de m'avoir laissé une grande liberté et de m'avoir fait l'honneur de me laisser encadrer des stagiaires.

Mes remerciements vont également à mon encadrant Éric BLOND, pour la patience qu'il a manifestée à mon égard durant cette thèse, pour ses disponibilités et ses conseils scientifiques. Enfin, je le remercie également pour les découvertes plus surprenantes les unes que les autres que nous avons pu faire lors de nos déplacements.

Je tiens aussi à présenter toute ma gratitude au personnel du CPM. Je remercie, tout particulièrement, Matthieu LANDREAU pour m'avoir accueilli au sein du CPM, pour ses conseils avisés, pour son soutien et pour son aide quand cela s'est avéré nécessaire. Enfin, je souhaite aussi remercier à Daniel ISLER sans qui ce projet n'aurait pas eu lieu.

Je tiens à remercier aussi mon jury de thèse. Messieurs Vincent MAUREL et Marc HUGER qui m'ont fait l'honneur d'être rapporteur de mon travail. Leurs remarques lors de la lecture de mon tapuscrit et de la soutenance m'ont permis d'améliorer la qualité de la communication autour de mon travail. Je remercie également monsieur Nicolas Schmitt, qui en sa qualité de président du jury, m'a éclairé de ses connaissances afin d'enrichir le présent tapuscrit.

Mes remerciements vont aussi à toute l'équipe MMH. Pour leurs encouragements et leur assistance aussi bien matérielle que morale qui m'ont permis de faire cette thèse dans de bonnes conditions. Au sein de cette équipe, je souhaite exprimer ma gratitude toute particulière à mes collègues doctorants. Notamment Jean-Emile, Christophe, Aristide ou Damintode, Camille, Davina, Audrey, Nga, Amal, Julien et Émilie pour les moments que l'on a vécu.

Enfin, ces remerciements ne seraient pas complets sans mentionner ma famille, mes amis et Lise qui m'ont soutenu tout au long de cette expérience.

Table des matières

Introduction	- 1 -
---------------------	--------------

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie	- 3 -
---	--------------

1.1. Approvisionnement des matières premières	- 4 -
1.1.1. Localisation des réserves de matière première	- 4 -
1.1.2. Les enjeux liés à l'acier	- 5 -
1.2. Fabrication de l'acier	- 6 -
1.2.1. Filière de fabrication	- 7 -
1.2.1.1. Agglomération	- 7 -
1.2.1.2. Cokerie	- 7 -
1.2.1.3. Haut-fourneau	- 7 -
1.2.1.4. Convertisseur et station d'affinage	- 8 -
1.2.1. Recyclage	- 8 -
1.2.2. Mise en forme	- 9 -
1.3. La cokerie	- 9 -
1.3.1. Pré-enfournement	- 10 -
1.3.1.1. Les charbons	- 10 -
1.3.1.2. Le chargement	- 12 -
1.3.2. La cuisson	- 12 -
1.3.2.1. La pâte à coke	- 13 -
1.3.2.2. Les matières volatiles	- 14 -
1.3.2.3. Le piédroit	- 15 -
1.3.3. Étapes post-cuisson	- 17 -
1.3.3.1. Défournement	- 17 -
1.4. Les piédroits	- 18 -
1.4.1. Les contraintes	- 18 -
1.4.1.1. de fonctionnement	- 18 -
1.4.1.2. structurelles	- 19 -
1.4.2. Détermination de la poussée hors plan maximale admissible par le piédroit	- 21 -
1.4.2.1. Les essais	- 21 -
1.4.2.2. Les modèles analytiques	- 23 -
1.4.2.3. Les modèles numériques	- 25 -
1.5. Bilan	- 27 -

Chapitre 2 : Modélisation des maçonneries	- 29 -
--	---------------

2.1. Simulation des maçonneries d'un point de vue mésoscopique	- 31 -
2.1.1. Méthodes discrètes	- 31 -
2.1.2. Méthode continue	- 32 -
2.2. Simulation des maçonneries d'un point de vue macroscopique	- 35 -

Table des matières

2.2.1.	Concept des barres diagonales équivalentes	- 35 -
2.2.2.	Approche phénoménologique	- 36 -
2.2.3.	Homogénéisation	- 38 -
2.2.3.1.	Les modèles élastiques linéaires	- 39 -
2.2.3.2.	Les modèles numériques	- 40 -
2.2.3.2.1.	Approche en déformation.	- 40 -
2.2.3.2.2.	Minimum de l'énergie potentielle	- 41 -
2.2.3.2.3.	La périodicité	- 43 -
2.2.3.2.4.	Les modèles à états de joint	- 45 -
2.3.	Modèle de maçonnerie choisi pour le projet COOL	- 47 -
2.3.1.	Principe	- 47 -
2.3.2.	Critère	- 48 -
2.3.3.	Tenseur de localisation	- 50 -
2.4.	Modèle de maçonnerie développé dans le projet SPRITCO	- 51 -
2.4.1.	Principales modifications liées aux critères	- 51 -
2.4.2.	La sous-structuration	- 52 -
2.4.3.	Application de la sous-structuration à la maçonnerie	- 53 -
2.4.3.1.	Extraction des déplacements du modèle global	- 55 -
2.5.	Validation	- 55 -
2.5.1.	Descriptif de l'essai	- 55 -
2.5.2.	Propriétés des matériaux homogènes équivalents	- 56 -
2.5.3.	Résultats obtenus par différentes modélisations	- 57 -
2.6.	Bilan	- 60 -
Chapitre 3 :	Limites à rupture des structures maçonnées	- 63 -
3.1.	Essais et limites à rupture d'assemblages brique-mortier	- 64 -
3.1.1.	Limites à rupture et caractérisation	- 65 -
3.1.1.1.	Limite à rupture en cisaillement	- 65 -
3.1.1.1.1.	Essais de la littérature	- 66 -
3.1.1.1.2.	Essais de compression/cisaillement	- 68 -
3.1.1.2.	Limite à rupture en traction	- 70 -
3.1.1.2.1.	Essais de flexion 3 points et essais brésiliens	- 70 -
3.1.1.2.2.	Essais de Propagation de Fissure ou Wedge Splitting Test (WST)	- 71 -
3.1.1.2.3.	Essais de traction directe de la littérature	- 75 -
3.1.1.2.4.	Essai de traction directe à haute température développé	- 76 -
3.1.1.3.	Protocole expérimental	- 76 -
3.2.	Validation du protocole des essais de traction directe	- 79 -
3.2.1.	Comparaison des résultats de l'essai de traction directe et de ceux du WST	- 80 -
3.3.	L'essai de traction directe sur les matériaux de la cokerie	- 82 -
3.4.	Bilan	- 84 -

Chapitre 4 : Simulation d'un piédroit de cokerie	- 85 -
4.1. Modélisation d'un piédroit	- 86 -
4.1.1. Représentation de la maçonnerie	- 86 -
4.1.1.1. Homogénéisation mécanique	- 87 -
4.1.2. Homogénéisation des propriétés thermiques	- 88 -
4.1.2.1. Dilatation thermique	- 88 -
4.1.2.2. La capacité thermique massique	- 89 -
4.1.2.3. La conductivité thermique	- 90 -
4.2. Les modèles étudiés	- 92 -
4.2.1. Le modèle « piédroit complet »	- 92 -
4.2.1.1. Le modèle thermique	- 93 -
4.2.1.2. Le modèle mécanique	- 95 -
4.2.2. Le modèle « deux carnaux »	- 98 -
4.2.2.1. Le modèle thermique	- 98 -
4.2.2.2. Le modèle mécanique	- 98 -
4.2.2.3. Modèle « deux carnaux avec poutres »	- 99 -
4.3. Comparaison des résultats obtenus par les différents modèles	- 100 -
4.3.1. Le modèle deux carnaux et l'influence du chargement	- 100 -
4.3.1.1. Condition de symétrie, condition de périodicité	- 100 -
4.3.1.2. Conditions d'encastrement	- 102 -
4.3.1.3. Thermique	- 103 -
4.3.1.4. Maçonnerie endommagée	- 103 -
4.3.1.5. Sous-structuration	- 104 -
4.3.1.6. Le modèle « deux carnaux avec poutres »	- 105 -
4.3.2. Résultats et observations	- 106 -
4.3.2.1. Simulation sur des maçonneries saines	- 106 -
4.3.3. Confrontation à la réalité et au modèle de Landreau	- 108 -
4.3.4. Influence de l'endommagement initial	- 111 -
4.4. Bilan	- 112 -
 Conclusions et perspectives	 - 115 -
 Bibliographie	 - 119 -
 Annexes	 - 127 -
Annexe A : Algorithme de Levenberg-Marquardt	- 128 -
Annexe B : Homogénéisation, conditions aux bords - ε_{zz}	- 129 -
Annexe C: Homogénéisation, conditions aux bords - $\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$	- 131 -
Annexe D: Homogénéisation conditions aux bords - ε_{yz}	- 133 -
Annexe E : Schéma de fonctionnement de la sous-structuration	- 135 -
Annexe F: Propriétés mécaniques des CER et de leurs constituants	- 136 -

Table des figures

Figure 1.1. Ressource utilisée en % afin de pallier l'augmentation de la production énergétique entre les années 2000 et 2010	- 4 -
Figure 1.2. Réserves relatives des matières premières du domaine de l'énergie à travers le monde	- 5 -
Figure 1.3. Évolution de la production d'acier	- 5 -
Figure 1.4. Cycle de production de l'acier et cycle de vie	- 6 -
Figure 1.5. Coupe transversale d'une cokerie	- 10 -
Figure 1.6. Les différents charbons	- 11 -
Figure 1.7. Réserves de charbon en Europe	- 11 -
Figure 1.8. Cokéfaction du charbon	- 13 -
Figure 1.9. Vue en coupe d'un piédroit de cokerie	- 15 -
Figure 1.10. Un carneau et le cycle de chauffe	- 15 -
Figure 1.11. Évolution de la température dans un carneau pendant une cuisson	- 16 -
Figure 1.12. Schéma d'un four au moment du défournement vu de dessus	- 17 -
Figure 1.13. Les fours à coke vus de la porte d'enfournement (cokerie en construction)	- 19 -
Figure 1.14. Mise en compression du piédroit	- 20 -
Figure 1.15. Schéma de représentation de la poussée hors plan	- 21 -
Figure 1.16. Essai d'application de poussée via un système de coussins réalisé par Still et flèches obtenues pour des chargements uniformes (traits pointillés et valeurs soulignées) et étagés (traits pleins)	- 22 -
Figure 1.17. Géométrie et paramètres du modèle de Suga	- 24 -
Figure 2.1. Les échelles d'observation des maçonneries	- 30 -
Figure 2.2. Approche avec simplification	- 31 -
Figure 2.3. Approche sans simplification	- 31 -
Figure 2.4. Graphique de Signorini	- 32 -
Figure 2.5. Graphique de Coulomb	- 32 -
Figure 2.6. Evolution de la force de traction t en fonction de la distance entre les deux réfractaires δ dans le cas où le mortier est endommagé	- 33 -
Figure 2.7. Représentation du critère utilisé par Gambarotta dans l'espace des contraintes	- 34 -
Figure 2.8. Modèles de maçonnerie dans un cadre à 1, 2 et 3 poutres	- 35 -
Figure 2.9. Amélioration du modèle de maçonnerie dans un cadre à 3 poutres	- 35 -
Figure 2.10. Modèle de maçonnerie dans un cadre à 6 poutres	- 35 -
Figure 2.11. Critère de plasticité orthotrope dans le cas des maçonneries et position des essais	- 37 -
Figure 2.12. Essais biaxiaux déterminant respectivement les paramètres α , β et γ	- 38 -
Figure 2.13. Extraction d'un VER à partir d'une géométrie type de maçonnerie vue en 2D	- 39 -
Figure 2.14. Chargement homogène en déformation	- 40 -
Figure 2.15. Extraction d'une CER à partir d'un VER dans le cas d'une maçonnerie	- 43 -
Figure 2.16. Etats d'endommagement des maçonneries selon Luciano et Sacco	- 46 -
Figure 2.17. Les différents états d'une maçonnerie et les mécanismes de transition	- 47 -
Figure 2.18 Critère d'ouverture des joints dans l'espace contraint en cisaillement/contrainte normale	- 49 -
Figure 2.19. Nouveaux mécanismes de transition	- 50 -
Figure 2.20. La sous-structuration appliquée à une maçonnerie homogénéisée	- 52 -

Table des matières

Figure 2.21 Critère de transition avec sous-structuration	- 54 -
Figure 2.22. Processus de sous-structuration	- 54 -
Figure 2.23. Essais de cisaillement sur une maçonnerie : (a) application de la pression et (b) application d'un déplacement horizontal	- 56 -
Figure 2.24. Propriétés homogènes équivalentes calculées pour chaque état de la maçonnerie	- 57 -
Figure 2.25. Résultats de la simulation du mur en cisaillement obtenus par Landreau	- 58 -
Figure 2.26 Mur en cisaillement simulé avec la méthode de Landreau: Évolution de l'effort en fonction du déplacement	- 59 -
Figure 2.27. Résultats de la simulation du mur en cisaillement obtenu avec sous-structuration	- 59 -
Figure 2.28. Mur en cisaillement simulé avec la méthode utilisant la sous-structuration : Évolution de l'effort en fonction du déplacement	- 60 -
Figure 3.1. Propagation de fissure dans la maçonnerie du château de Chambord	- 65 -
Figure 3.2. Surface seuil et critère de Mohr-Coulomb	- 65 -
Figure 3.3. Essai de caractérisation des propriétés en cisaillement d'un couplet brique-mortier	- 66 -
Figure 3.4. Essais de cisaillement	- 67 -
Figure 3.5. Essais de cisaillement à grande échelle	- 67 -
Figure 3.6. Échantillon de caractérisation de l'interface en cisaillement	- 68 -
Figure 3.7. Identification des paramètres de Mohr-Coulomb en fonction de la température	- 69 -
Figure 3.8. Évolution des paramètres de Mohr-Coulomb en fonction de la température	- 69 -
Figure 3.9. Essai de flexion 3 points	- 70 -
Figure 3.10. Essai Brésilien	- 70 -
Figure 3.11. Essai de propagation de fissure	- 71 -
Figure 3.12. Représentation schématisée de l'évolution de la force de chargement (FH, max) en fonction du déplacement dans le cas d'un essai de propagation de fissures	- 72 -
Figure 3.13. Préparation des échantillons destinés au test de propagation de fissures	- 74 -
Figure 3.14. Machine de traction et four utilisé pour la réalisation de l'essai de fendage	- 74 -
Figure 3.15. Test de traction utilisant des mors	- 75 -
Figure 3.16. Test de traction avec barres	- 75 -
Figure 3.17. Test de traction utilisant le principe du collage sur plaques en acier	- 75 -
Figure 3.18. Couplets de briques perpendiculaires	- 75 -
Figure 3.19. La machine de traction INSTRON 5800R et le four utilisés pour les essais de traction	- 76 -
Figure 3.20. Schéma des échantillons	- 77 -
Figure 3.21. Assemblage des échantillons	- 78 -
Figure 3.22. Dispositif de mise en compression	- 78 -
Figure 3.23. Limites à rupture obtenues par les méthodes de traction directe et de propagation de fissures (WST) pour le couplet brique/réfractaire utilisant le HS1111 comme réfractaire et une interface de brique rectifiée	- 80 -
Figure 3.24. Faciès de rupture des essais de traction directe et de propagation de fissures	- 81 -
Figure 3.25. Limites à rupture obtenues par traction directe sur des échantillons utilisant des briques de type HS1111 rectifiées et par fendage sur des échantillons utilisant des briques de type HS1111 non rectifiées	- 81 -
Figure 3.26. Courbes d'essais de traction des échantillons à température ambiante	- 82 -
Figure 3.27. Courbes d'essais de traction des échantillons à 800 °C et à 1080 °C	- 83 -
Figure 3.28. Dilatation thermique des matériaux du piédroit	- 83 -
Figure 3.29. Échantillon après l'essai	- 84 -
Figure 3.30. Observation de fissures dans le piédroit	- 84 -

Table des matières

<i>Figure 4.1. Modélisation thermo-mécanique d'un piédroit de cokerie</i>	<i>- 86 -</i>
<i>Figure 4.2. Les deux CER simplifiées (tenon et mortaise) constituant un piédroit</i>	<i>- 87 -</i>
<i>Figure 4.3. Modules d'Young des maçonneries dans les différents états à 800, 1080 et 1350°C comparés à ceux du mortier et de la brique</i>	<i>- 88 -</i>
<i>Figure 4.4. Évolution de la capacité thermique massique en fonction de la température pour les CER et ses matériaux constitutants</i>	<i>- 89 -</i>
<i>Figure 4.5. La capacité thermique et la conductivité thermique retenues pour le modèle thermique</i>	<i>- 90 -</i>
<i>Figure 4.6. Conductivité thermique obtenue par les différentes méthodes analytiques.....</i>	<i>- 92 -</i>
<i>Figure 4.7. Géométrie du piédroit</i>	<i>- 93 -</i>
<i>Figure 4.8. Profil thermique moyen dans les carneaux en fumées d'une cokerie</i>	<i>- 93 -</i>
<i>Figure 4.9. Loi d'interaction thermique entre le piédroit et les dormants.....</i>	<i>- 94 -</i>
<i>Figure 4.10. Calcul d'une tranche centrale d'un four à coke</i>	<i>- 95 -</i>
<i>Figure 4.11. Système de transmission des efforts de compression entre le montant et le dormant</i>	<i>- 96 -</i>
<i>Figure 4.12. Schéma représentant le lien entre le piédroit et la sole</i>	<i>- 97 -</i>
<i>Figure 4.13. Le modèle du piédroit complet : conditions aux limites et poussée des fours.....</i>	<i>- 97 -</i>
<i>Figure 4.14. Le modèle « deux carneaux »: conditions aux limites et poussée des fours.....</i>	<i>- 99 -</i>
<i>Figure 4.15. Le modèle « deux carneaux avec poutres»: conditions aux limites et poussée des fours</i>	<i>- 100 -</i>
<i>Figure 4.16. Résultats du modèle deux carneaux considérant les conditions de périodicité et de symétrie ...</i>	<i>- 101 -</i>
<i>Figure 4.17. Comparaison des résultats du modèle « deux carneaux » : contact/encastrement</i>	<i>- 102 -</i>
<i>Figure 4.18. Influence de la thermique sur le modèle « deux carneaux »</i>	<i>- 103 -</i>
<i>Figure 4.19. Modèle deux carneaux : effet d'un endommagement initial</i>	<i>- 104 -</i>
<i>Figure 4.20. Modèle deux carneaux : effet de la sous-structuration.....</i>	<i>- 105 -</i>
<i>Figure 4.21. Résultats du modèle « deux carneaux avec poutres » pour une poussée de 15 kPa</i>	<i>- 105 -</i>
<i>Figure 4.22. Endommagement d'une maçonnerie saine après cuisson d'un charbon de poussée 12,5 kPa...</i>	<i>- 106 -</i>
<i>Figure 4.23. Endommagement d'une maçonnerie saine après cuisson d'un charbon de poussée 15 kPa.....</i>	<i>- 107 -</i>
<i>Figure 4.24. Endommagement d'une maçonnerie saine après cuisson d'un charbon de poussée 20 kPa.....</i>	<i>- 108 -</i>
<i>Figure 4.25. Ouverture de joints pour une poussée de 10,5 kPa du modèle de Landreau</i>	<i>- 109 -</i>
<i>Figure 4.26. Ouverture de joints observée dans les cokeries.....</i>	<i>- 110 -</i>
<i>Figure 4.27. Principaux résultats des simulations</i>	<i>- 111 -</i>
<i>Figure 4.28. Comportement de la maçonnerie initialement endommagée après cuisson d'un charbon ayant une poussée moyenne de 12,5 kPa dans les fours voisins.....</i>	<i>- 112 -</i>

Table des tableaux

Tableau 1.1 Propriétés des différents charbons	- 11 -
Tableau 1.2. Composition moyenne du gaz de houille	- 14 -
Tableau 2.1. Correspondance ouverture joints /état	- 48 -
Tableau 2.2 Propriétés des matériaux constituant le mur en cisaillement de la littérature [Lourenço 1996] ..	- 55 -
Tableau 3.1. Composition et propriétés de la silice KD et du mortier KS-94	- 82 -
Tableau 4.1. Coefficients de dilatation thermique pour l'entretoise homogénéisée	- 89 -
Tableau 4.2. Effort dans les transmetteurs d'effort du montant vers le dormant	- 96 -

Introduction

Afin d'optimiser le coût de l'acier, contrôler le coût de production du coke est indispensable. Pour se faire, pouvoir changer certains paramètres lors du processus de cokéfaction est primordial. Le changement de paramètres tels que le temps de cuisson et le type de mélange de charbons enfourné dans la cokerie peut avoir une influence sur le coût du coke et sur la durée de vie de la cokerie. De plus, au vu du côté stratégique que représente l'approvisionnement en matière première telle que l'acier pour l'économie d'un pays, il est important d'assurer sa production et donc celle du coke qui est un des réactifs nécessaires à la fabrication d'acier à partir de minerai. Néanmoins, le charbon majoritairement restant en Europe n'est pas le plus adapté pour le processus de cokéfaction.

Pour ces raisons, étudier le processus de cokéfaction du charbon, son impact sur la cokerie ainsi que la résistance des maçonneries de la batterie de four à coke est capital. Pour se faire, les projets européens « Coke Oven Operating Limits » (COOL) et « Swelling Pressure In a coke oven, Transmission on oven walls and CONsequences on wall » (SPRITCO) ont été mis en place. Ce travail s'inscrit dans le projet européen SPRITCO qui se décompose en trois axes :

- L'étude de la cokéfaction du charbon qui se penche à la fois sur la formation de gaz et sur la phase plastique se créant ponctuellement pendant le processus de cokéfaction. Dans cette partie, l'évolution de la perméabilité ainsi que la contraction des différentes phases par lesquelles passe le charbon cokéfiant avant de devenir du coke sont étudiées.
- La simulation de la cokéfaction du charbon afin de comprendre le mécanisme de poussée qui est l'une des causes de la dégradation des maçonneries. Cette phase consiste principalement à développer un modèle permettant de lier les propriétés thermomécaniques du charbon, du semi-coke et du coke à la poussée appliquée sur le mur. L'objectif final étant de pouvoir définir pour un charbon donné la poussée appliquée sur le piédroit [Kolani 2013]
- L'étude du piédroit de four à coke qui a pour but de relier la poussée appliquée au piédroit de cokerie à l'endommagement de la maçonnerie afin de déterminer la poussée maximum admissible.

Ce travail s'inscrit dans le dernier axe. Il vise donc à étudier le comportement thermomécanique d'un piédroit de cokerie soumis aux sollicitations usuelles lors de la cokéfaction du charbon. Le but ultime étant de faire fusionner les modèles développés dans les axes deux et trois afin de directement pouvoir obtenir l'endommagement de la maçonnerie en fonction du mélange de charbon enfourné.

Introduction

La première partie de ce mémoire pose la problématique technique et économique des piédroits de cokerie. La compréhension des aspects économiques permet de mieux appréhender les enjeux de la modélisation des piédroits. Elle permet de mettre en évidence l'intérêt de l'étude du piédroit sur le contrôle du coût de fabrication de l'acier. Ensuite, une étude des modèles préexistants a été réalisée afin de mieux cerner leurs limites, leurs faiblesses, les points d'amélioration. Par conséquent, elle permet de mettre en évidence l'intérêt d'un nouveau type de modélisation.

Le deuxième partie présente quant à elle différents moyens de simuler le comportement des maçonneries. Il explicite notamment la méthode de simulation combinant homogénéisation et ouverture de joints. Enfin, ce chapitre valide la méthode choisie à l'aide d'un essai de cisaillement issu de la littérature.

Afin de nourrir le modèle présenté dans le second chapitre, différents essais sont nécessaires. Ces essais consistent à déterminer les limites à rupture en cisaillement et en traction d'un assemblage brique-mortier. Un état de l'art des méthodes possibles de mesure de ces caractéristiques est présenté dans la troisième partie. Afin d'obtenir ces valeurs, certains essais préexistants ont été utilisés. De plus, un nouvel essai de traction directe sur un sandwich brique mortier brique conçu au sein du Laboratoire PRISME est présenté dans cette partie.

Une fois le type de méthode de simulation de maçonneries choisi et les essais nécessaires pour l'alimenter déterminés, une application aux maçonneries de la cokerie est réalisée. La dernière partie traite donc principalement de l'application de la méthode au piédroit, des ajustements nécessaires ainsi que du déroulement en deux temps de la simulation thermomécanique (thermique puis mécanique). Une étude de l'influence de différents paramètres a aussi été réalisée (intérêt de la sous-structuration, influence des conditions aux bords, influence de la thermique...). Pour finir, une application de la méthode à un piédroit complet a été réalisée afin de mieux voir l'influence de la poussée du charbon sur l'endommagement de la maçonnerie.

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

1.1.	Approvisionnement des matières premières	- 4 -
1.1.1.	Localisation des réserves de matière première	- 4 -
1.1.2.	Les enjeux liés à l'acier	- 5 -
1.2.	Fabrication de l'acier	- 6 -
1.2.1.	Filière de fabrication	- 7 -
1.2.1.1.	Agglomération	- 7 -
1.2.1.2.	Cokerie	- 7 -
1.2.1.3.	Haut-Fourneau	- 7 -
1.2.1.4.	Convertisseur et station d'affinage	- 8 -
1.2.1.	Recyclage	- 8 -
1.2.2.	Mise en forme	- 9 -
1.3.	La cokerie	- 9 -
1.3.1.	Pré-enfournement	- 10 -
1.3.1.1.	Les charbons	- 10 -
1.3.1.2.	Le chargement	- 12 -
1.3.2.	La cuisson	- 12 -
1.3.2.1.	La pâte à coke	- 13 -
1.3.2.2.	Les matières volatiles	- 14 -
1.3.2.3.	Le piédroit	- 15 -
1.3.3.	Étapes post-cuisson	- 17 -
1.3.3.1.	Défournement	- 17 -
1.4.	Les piédroits	- 18 -
1.4.1.	Les contraintes	- 18 -
1.4.1.1.	de fonctionnement	- 18 -
1.4.1.2.	structurelles	- 19 -
1.4.2.	Détermination de la poussée hors plan maximale admissible par le piédroit	- 21 -
1.4.2.1.	Les essais	- 21 -
1.4.2.2.	Les modèles analytiques	- 23 -
1.4.2.3.	Les modèles numériques	- 25 -
1.5.	Bilan	- 27 -

Le charbon est l'une des matières premières les plus convoitées à travers le monde. Il peut être utilisé dans de nombreuses industries, telles que la sidérurgie et la métallurgie en passant par le chauffage et la production d'électricité. Ses réserves impressionnantes de 869 billions de tonnes, le place comme l'une des matières premières les plus importantes. Dans le domaine de l'énergie, il est en passe de devenir la matière première la plus utilisée devant le pétrole [IEA 2011]. Ses réserves sont estimées à environ 115 ans [WEC 2013] ce qui en fait, toujours dans le domaine de l'énergie, l'une des matières les plus abondantes. De plus, contrairement aux estimations des réserves de pétrole et de gaz, il est communément admis que les réserves de charbons sont 4 à 5 fois sous-estimées [WEC 2013]. Cette information couplée à la figure 1.1 montre que le charbon est en passe de devenir la ressource la plus utilisée dans la production énergétique.

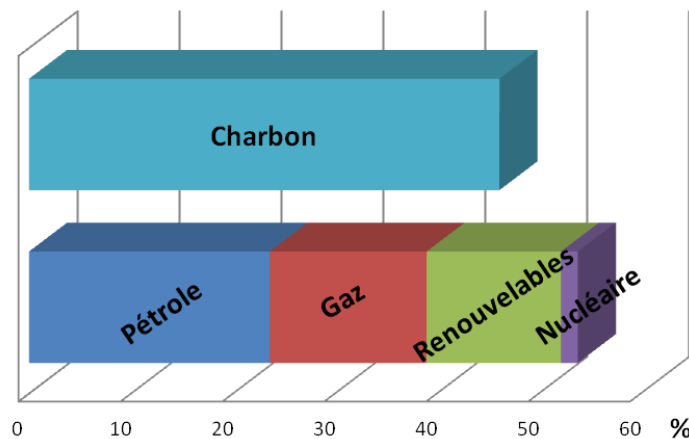


Figure 1.1. Ressource utilisée en % afin de pallier l'augmentation de la production énergétique entre les années 2000 et 2010 [WEC 2013]

L'augmentation de l'utilisation du charbon risque cependant d'en faire l'une des ressources les plus stratégiques à travers le monde dans les années à venir.

1.1. Approvisionnement des matières premières

1.1.1. Localisation des réserves de matière première

À travers le monde, les réserves de matière première du domaine de l'énergie sont inégalement réparties. En effet, si les réserves sont mises en relation avec les densités d'habitation, il est possible de remarquer que l'ex-URSS possède une quantité de ressources impressionnante comparée à d'autres régions comme l'Afrique, l'Union européenne ou même la Chine (figure 1.2).

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

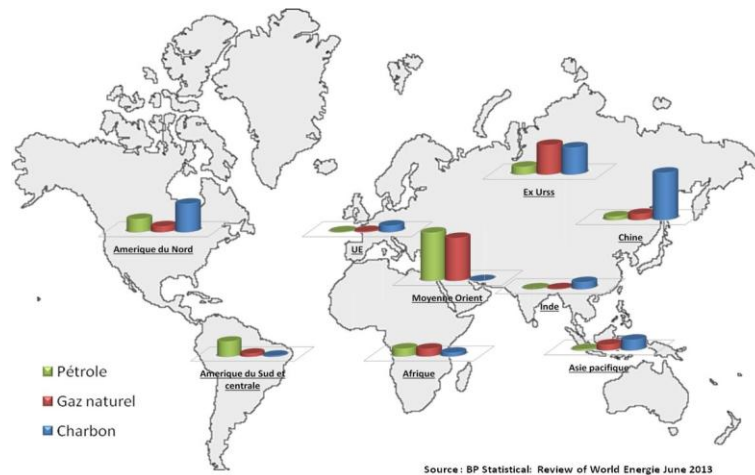


Figure 1.2. Réserves relatives (en pourcentage du total pour chaque type) des matières premières du domaine de l'énergie à travers le monde [BP 2013]

En Europe, les ressources de pétrole et de gaz naturel sont très faibles. Seul un peu de charbon est encore présent puisqu'une grande quantité de ce dernier a déjà été extraite lors de la révolution industrielle. Différents types de charbons existent et leurs utilisations peuvent varier du fait de leur différence de propriétés. Ils peuvent être directement utilisés comme combustible de chauffage, dans des centrales de production d'électricité ou bien dans la fabrication de l'acier.

1.1.2. Les enjeux liés à l'acier

L'acier est l'une des matières premières d'un nombre impressionnant d'industries telles que l'industrie automobile, ferroviaire, militaire, aéronautique... Par conséquent, sa production est un atout capital pour un pays. Assurer son indépendance en approvisionnement permet d'assurer son indépendance économique et donc a fortiori politique.

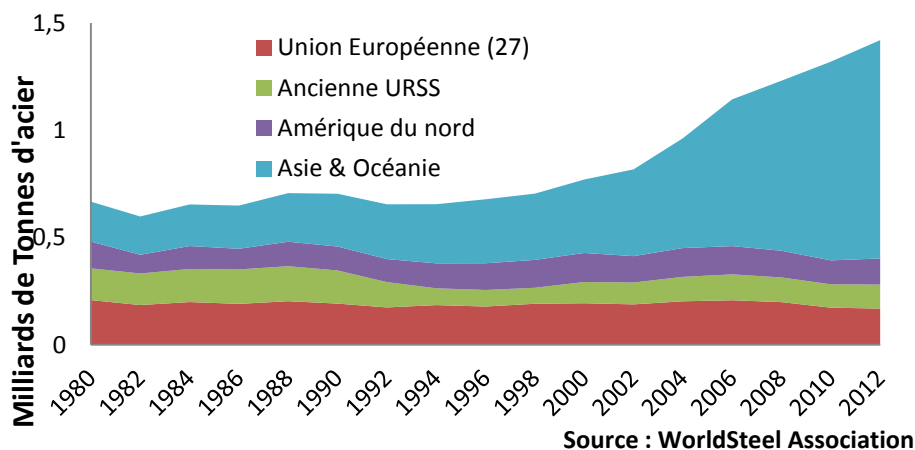


Figure 1.3. Évolution de la production d'acier

La production mondiale d'acier a explosé au cours des 20 dernières années. Elle a été approximativement multipliée par deux comme le montre la figure 1.3 [WSA 2013]. Néanmoins, l'Amérique du Nord, l'Union européenne et la Russie ont eu une production stagnante. Seule la région Asie Océanie a réellement cru.

Au vu de la force de l'économie de la zone Asie Océanie, donc de leurs besoins, et au vu de la quantité de charbon présent dans cette zone comparée à des régions comme l'Europe, il semble évident qu'en cas de pénurie, des pays comme la Chine préféreront s'autoapprovisionner dans un secteur aussi stratégique que la production de l'acier plutôt que de vendre leurs matières premières. Par conséquent, une utilisation stratégique des faibles réserves de l'Union européenne est nécessaire.

De plus, des crises internationales majeures, comme celle venant d'éclorre en Ukraine, permettent de mettre en exergue la faiblesse politique que représente une trop grande dépendance aux matières premières des autres pays.

1.2. Fabrication de l'acier

L'acier peut être obtenu de différentes manières. Il peut soit être obtenu par réutilisation d'aciers produits ou soit par transformation de minerais. Ces deux filières sont la filière de recyclage et la filière de fabrication qui sont respectivement représentées par la zone rouge et la zone bleue dans la figure 1.4 [Yellishetty et al. 2011]. Ces deux filières sont séparées par la zone grise qui définit la zone de mise en forme et d'utilisation d'un objet.

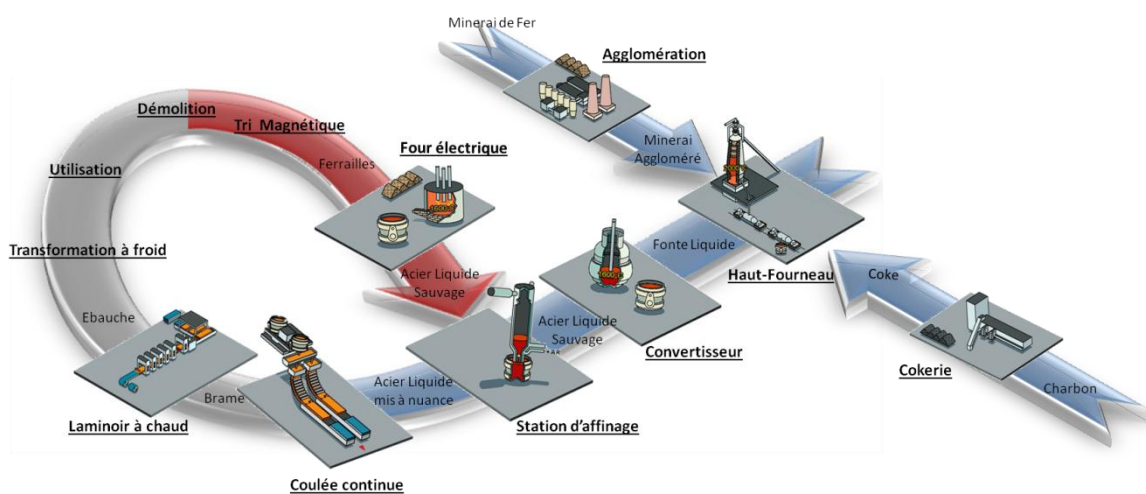


Figure 1.4. Cycle de production de l'acier et cycle de vie

1.2.1. Filière de fabrication

1.2.1.1. Agglomération

L'étape d'agglomération admet du minerai de fer comme matériau d'entrée. Elle vise à fritter ce dernier pour en faire un minerai aggloméré. Ce processus permet d'obtenir un matériau ayant une porosité et une tenue mécanique admissible par le haut-fourneau.

Le minerai de fer est mélangé avec des fondants et de la houille. Le premier permet d'abaisser la température de fusion et le second vise à alimenter la combustion afin d'augmenter la température de l'ensemble. Le tout est placé dans une hotte d'allumage afin de mettre en œuvre la combustion par l'intermédiaire des brûleurs.

Le minerai de fer aggloméré est ensuite refroidi et concassé afin de pouvoir servir comme réactif dans le haut-fourneau.

1.2.1.2. Cokerie

La cokerie vise à pyrolyser le charbon pour produire du coke. Ce processus permet d'éliminer les matières volatiles. Il se fait à l'abri de l'air afin d'éviter toute combustion due à la présence d'oxygène [Kolani 2013]. Le four à coke admet comme réactif une pâte à coke qui est constituée d'un ou de plusieurs types de charbons. Le processus de cokéfaction du charbon se décompose en plusieurs étapes. Le charbon est d'abord chauffé à 100°C pour éliminer l'humidité. À 350°C, le charbon se transforme en un matériau moins dur ayant une texture plastique. Cette transformation s'accompagne d'un gonflement. Ce ramollissement continue entre 350 et 500°C. Il provoque une agglomération des grains de charbon ainsi qu'une évaporation de matières volatiles. À 500°C, une resolidification en semi-coke est observée. Enfin, entre 500 et 1000 °C, le semi-coke se rétracte et d'autres matières volatiles se dégagent afin d'obtenir du coke

La qualité du produit dépend de la pâte à coke utilisée et du processus de cuisson. La structure poreuse du coke lui procure une résistance à l'écrasement. Il est ensuite utilisé comme réactif dans le haut-fourneau. La cokerie étant le sujet d'étude de ce tapuscrit, elle sera développée dans le paragraphe 1.3.

1.2.1.3. Haut-fourneau

Le haut-fourneau est l'évolution d'un ancien mode de réduction du minerai de fer, le bas-fourneau. C'était un « trou » creusé dans le sol où étaient mélangés du charbon de bois et du minerai de fer.

Les hauts-fourneaux admettent eux du coke et du minerai de fer comme réactifs. Le coke a pour but de servir à la fois de combustible et de réducteur du minerai de fer. Le tout est généralement enfourné par le haut. Une fois dans le four à 1200°C, le coke entre en combustion. Cette combustion entretient à la fois la température du haut-fourneau et permet de créer de l'oxyde de carbone, ce qui a pour but de réduire le fer.

Les produits de cette réaction sont les laitiers et la fonte liquide. De par la différence de densité, les laitiers se retrouvent sur la couche supérieure. Ils sont extraits et utilisés dans d'autres industries. Les hauts-fourneaux, comme les cokeries, fonctionnent en continu. Une baisse importante de la température diminue fortement et irrémédiablement la durée de vie de la structure.

1.2.1.4. Convertisseur et station d'affinage

Le convertisseur transforme la fonte liquide issue du haut-fourneau en acier par une injection d'oxygène. Cet oxygène vise à brûler le carbone contenu dans la fonte afin d'obtenir un acier liquide imparfait qui est qualifié de sauvage. Il repart dans une poche à acier vers la station d'affinage.

La station d'affinage est l'étape de mise à nuance de l'acier. Son but est d'ajuster la teneur des différents éléments composant chaque alliage et de diminuer les impuretés. Lors de cette étape, l'acier sauvage est mis sous vide. De l'oxygène y est ajouté pour permettre la décarburation. L'acier est mis en mouvement grâce à un gaz neutre tel que l'argon pour que la décarburation soit bien réalisée de façon homogène et pour ne pas changer la teinte de cet acier. Des additifs chimiques peuvent être ajoutés afin d'obtenir la composition chimique de l'alliage souhaité. À la sortie de cette étape, il est obtenu un acier liquide mis sous nuance.

1.2.1. Recyclage

L'Europe recycle environ 65% de son acier (données de 2007). Néanmoins, elle est loin du Japon qui en recycle environ 85% (données de 2007) [Yellishetty *et al.* 2011]. La phase de recyclage vise à transformer des objets en ferraille en acier liquide sauvage. Il y a donc une étape de démolition/déconstruction qui est suivie par une étape de tri magnétique permettant de séparer les composants ferromagnétiques de ceux qui ne le sont pas. Cette étape nécessite une grande attention afin d'adapter la ferraille réutilisée à la nuance d'acier voulue. Cette matière première peut être le matériau brut ou de la ferraille broyée contenant du minerai de fer à plus de 92%.

Ces ferrailles sont acheminées à côté du four et chargées dans ce dernier grâce à un électroaimant. De puissants arcs électriques sont alors générés. Ils permettent d'apporter une grande quantité d'énergie nécessaire à la fusion. Le laitier en est extrait et il est obtenu un acier liquide que la station d'affinage va pouvoir utiliser et mettre à nuance.

1.2.2. Mise en forme

La mise en forme passe dans un premier temps par la coulée continue. Cette étape vise à transformer le liquide mis à nuance, en brame. Le liquide chaud traversant le moule sans fond se refroidit et se solidifie. Le métal coulé continue de descendre et de refroidir. À la fin du processus, la brame est solidifiée même à cœur. Elle est ensuite découpée en blocs.

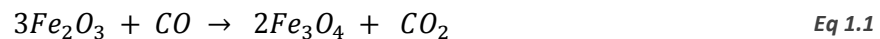
Après la coulée continue, la brame est réchauffée et amincie par écrasement progressif pour former une ébauche du produit final qui sera ensuite transformée à froid par écrasement progressif.

1.3. La cokerie

Comme expliquée précédemment, la cokerie transforme le charbon en coke qui est l'une des matières premières utilisées dans le haut-fourneau. Son intérêt est triple.

Dans le haut-fourneau, le coke permet la tenue mécanique de l'ensemble ainsi que la circulation des gaz dans le mélange lors de la cuisson. Cette bonne circulation des gaz s'explique par la porosité ouverte qui varie généralement entre 40 et 60% en fonction du charbon utilisé.

Il permet aussi la réduction des oxydes de fer présents dans le minerai (Fe_2O_3 et Fe_3O_4). Les oxydes Fe_2O_3 sont réduits en oxydes Fe_3O_4 puis en FeO et enfin en Fe . Ces réductions s'obtiennent de la façon suivante :



Ce processus de réduction s'auto-entretient grâce à une réaction complémentaire, la réaction de Boudouard :



Cette réaction étant exothermique, le coke permet donc d'augmenter la température du haut-fourneau, de produire l'agent réducteur et de consommer le CO_2 .

Dans la figure 1.5, une vue en coupe d'une cokerie est présentée. La cokerie se décompose en différentes entités : le wagon chargeur, la tour à charbon, la défourneuse, le wagon à coke, la tour d'extinction et la cribreuse (quai à coke). Tous ces éléments sont

présentés sur la figure 1.5. Afin de réaliser l'apport énergétique nécessaire à la transformation du charbon en coke, une combustion de gaz est réalisée.

Le processus de production du coke se décompose en trois étapes :

- L'enfournement
- La cuisson
- Le défournement

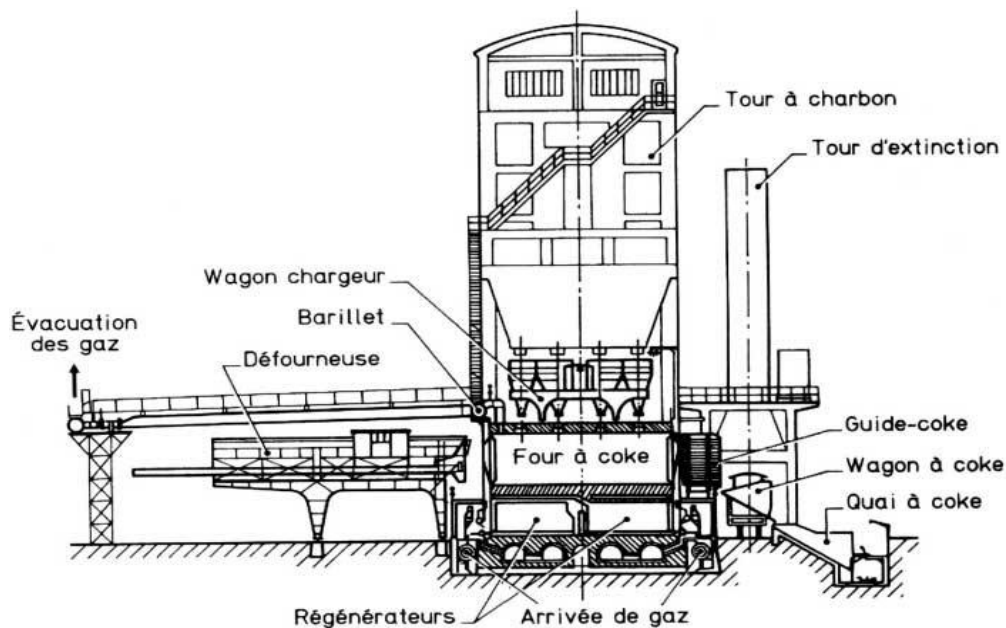


Figure 1.5. Coupe transversale d'une cokerie [Isler et al. 1991]

1.3.1. Pré-enfournement

Les grains de charbon ayant une taille supérieure à 3mm s'agrégent mal lors de la cokéfaction, une opération de broyage des gros grains est donc réalisée. Après le dosage et le mélange de différents charbons, un pré-séchage à 80°C, afin d'obtenir une teneur en humidité de 5-6%, peut être réalisé. Cette étape permet d'augmenter le rendement de la production et d'utiliser plus de charbon non cokéfiant.

1.3.1.1. Les charbons

Le charbon est le résultat de la décomposition des végétaux sous l'action prolongée de divers agents physiques, chimiques et biologiques. En fonction de la chaleur et de la pression, le charbon obtenu n'est pas le même. L'action combinée de la pression et de la chaleur détermine le rang d'un charbon. Dans le cas où le charbon est soumis à de faibles

pressions et à une faible température, de la tourbe est obtenue. Puis, si ces deux paramètres sont augmentés, il est obtenu successivement de la lignite, de la houille puis de l'anhracite (figure 1.6). La houille peut se décomposer en deux catégories :

- Les charbons volatiles non cokéfiant :
Taux de carbone : 71 - 77 % Taux de matière volatile : 42 - 49 %
- Les charbons cokéfiant :
Taux de carbone : 77 - 87 % Taux de matière volatile : 29 - 42 %

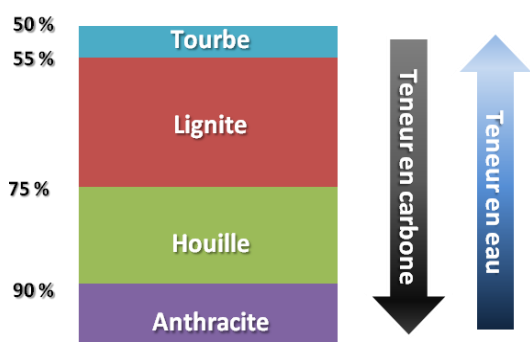


Figure 1.6. Les différents charbons



Figure 1.7. Réserves de charbon en Europe

Certains charbons sont dits cokéfiant, car ils peuvent se transformer en coke. Lors de la cuisson, les charbons cokéfiant se ramollissent vers 350-400°C et se solidifient aux environs de 500°C. Une phase plastique se forme généralement à des températures similaires à celle du ramollissement du charbon. Seuls quelques charbons bitumineux peuvent être utilisés purs dans le processus de cokéfaction. La plupart du temps, un mélange de charbons appelé pâte à coke est utilisé [Kolani 2013]. En Europe, la majorité des charbons présents sont des sous-bitumineux (peu cokéfiant) et de la lignite (non cokéfiant). De plus, les charbons les plus adaptés à la cokéfaction sont aussi ceux dont les réserves ont été le plus entamées. Lors du processus de cokéfaction du charbon, ce dernier peut être plus ou moins dangereux pour la cokerie selon la poussée qu'il applique sur les maçonneries de cette usine.

Tableau 1.1 Propriétés des différents charbons

Type	Tourbe	Lignite	Sous-bitumineux	Bitumineux Hauts volatiles	Bitumineux Bas volatiles	Anthracite
Rang	Bas	Bas	Moyen	Moyen	Élevé	Élevé
Pouvoir calorifique kcal/kg	1000 à 1500	3500 à 4500	4500 à 6500	6500 à 7800	6500 à 7800	7800 à 8500
Humidité	> 50 %	25 à 50 %	14 à 25 %	5 à 10 %	5 à 10 %	1 à 6 %
Matières volatiles	> 75 %	50 %	25 à 50 %	30 à 40 %	15 à 20 %	< 10 %
Indice de réflectance de la vitrinite	< 0,30	0,30	0,35 à 0,45	0,5 à 1,25	1,5 à 2,0	2,0 à 5,0

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

Même si les charbons ayant les plus forts pouvoirs calorifiques sont les plus utilisés comme matière première de la chaîne de fabrication de l'acier, ce sont aussi les plus rares en Europe (figure 1.7 et tableau 1.1). Par conséquent, étudier la cokerie peut permettre d'optimiser le coût et la qualité finale du coke tout en contrôlant l'endommagement des maçonneries.

Souvent, la matière première des cokeries est un mélange de charbons afin d'optimiser le ratio qualité/coût. C'est pourquoi il est souvent utilisé des charbons peu cokéfiant (sous-bitumineux) au vu de leurs plus faibles coûts. Néanmoins, deux règles principales doivent être respectées :

- Un maximum de 20 % de charbon peu cokéfiant ne doit pas être dépassé.
- Les phases plastiques des différents charbons associées doivent se réaliser à des températures se recoupant suffisamment pour permettre l'agglutination des différents charbons.

1.3.1.2. Le chargement

Afin de remplir un four d'une cokerie, deux méthodes sont possibles. Il est envisageable de charger directement le mélange de charbon par le dessus ou de le compacter puis de le charger.

Dans la première méthode, présentée sur la figure 1.5, l'enfourneuse (ou wagon chargeur) est placée sous la tour à charbon. Ce contenant est rempli puis bouge pour venir se placer au-dessus du $i^{\text{ème}}$ four de la cokerie considérée. Une fois au-dessus de ce dernier, l'enfourneuse libère le coke dans le four par l'intermédiaire de la dizaine de vannes inférieures. Afin d'homogénéiser la quantité de houille dans le four et sa cuisson, une repaleuse située du côté de la défourneuse vient niveler le tas de charbon dans le four.

La seconde méthode consiste à pilonner du charbon afin de le compacter et de créer un bloc de charbon appelé pain de charbon. Ce pain est généralement chargé grâce à une machine permettant l'enfournement et le défournement sur le côté du four.

1.3.2. La cuisson

Une batterie de fours à coke est un ensemble de fours parallélépipédiques de 12 à 20 mètres de long, de 0,4 à 0,6 mètre de large et de 4 à 9 mètres de haut. Chaque four est séparé de son voisin par une maçonnerie chauffante nommée piédroit. Une voûte ferme le four en haut et une sole l'isole en bas. Enfin, des portes d'enfournement et de défournement permettent à la fois de fermer le four et de charger/décharger (dans le cas du pain pilonné).

Ces fours sont chargés selon un schéma prédéfini afin d'avoir une stabilité thermique :

- Schéma 1 : 1 four sur 2 (1 – 3 – 5 – 7 – 9 – ... – 2 – 4 – 6 – 8 – 10 – ...)
- Schéma 2 : 1 four sur 5 (1 – 6 – ... – 3 – 8 – ... – 5 – 10 – ... – 2 – 7 – ... – 4 – 9)

1.3.2.1. La pâte à coke

Le charbon enfourné monte progressivement en température. Le four a deux sources de chaleur en vis-à-vis. Ce type de chargement thermique imposé à la pâte à coke fait que le charbon est plus froid à cœur comme l'illustre la figure 1.8.

Une fois le charbon à 100°C, l'humidité s'évapore [Loison *et al.* 1989].

Aux environs de 350°C, les grains s'agglutinent. L'association de la dilatation thermique et du ramollissement provoque une interpénétration des grains ainsi qu'une agglutination [Klose *et al.* 1985]. Les grains fondent jusqu'à former une phase plastique qui s'accompagne d'un fort dégagement de matières volatiles primaires [Loison *et al.* 1989]. C'est le résultat de la réaction de dépolymérisation qui consomme du dihydrogène et libère des matières volatiles [Merrick 1983]. La viscosité de ce mélange diminue jusqu'à 450-480°C puis augmente jusqu'à 480-550°C.

À 550°C, le mélange se solidifie à nouveau et forme un semi-coke. La température continuant à augmenter, le semi-coke se contracte. Cette contraction permet d'obtenir un vide entre le contenant et le contenu du four. Ce vide sera indispensable à l'étape de défournement. Cette transformation à 550°C s'accompagne d'une évaporation des matières volatiles secondaires (hydrogène et hydrocarbures légers) [Loison *et al.* 1989] [Gryaznov *et al.* 1977]. La formation du semi-coke et la création de matière volatile sont le résultat de l'aromatisation du mélange [Oberlin 1982]. Enfin, la température du coke est montée à 1000°C afin de transformer le semi-coke en coke.

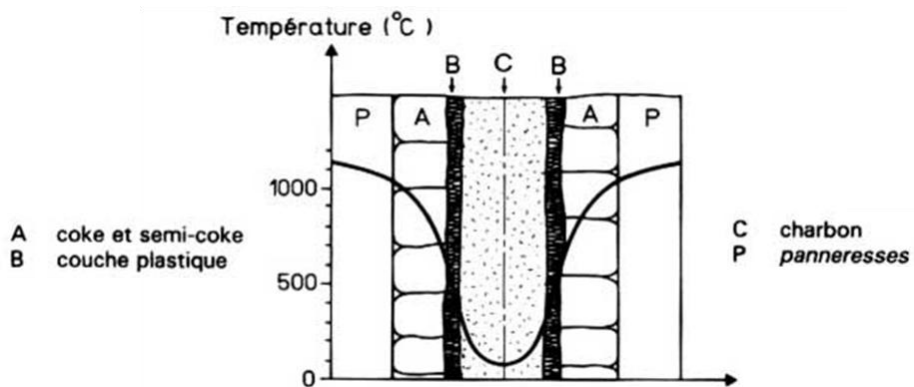


Figure 1.8. Cokéfaction du charbon

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

Le dégagement des matières volatiles primaires se fait de part et d'autre de la phase plastique. Lors de la transformation en phase plastique, un gonflement de cette dernière provoqué par l'emprisonnement de gaz à l'intérieur est constaté. Dans un second temps, les deux phases plastiques se déplacent vers le centre du four jusqu'à se rejoindre au centre [Kolani 2013]. Kolani, dans ses travaux, montre l'importance des propriétés thermomécaniques (perméabilité, conductivité, module d'Young, dilatation...) de tous les états par lesquels passe le charbon avant de devenir du coke sur la poussée exercée sur la maçonnerie. Il met aussi en évidence l'importance des propriétés caractérisant les matières volatiles et leurs productions, notamment de la chaleur spécifique, sur la poussée appliquée sur la maçonnerie. Enfin, il remet en question l'hypothèse affirmant que la poussée du charbon est principalement due à la rupture de la phase plastique par surpression à l'intérieur.

Les charbons peuvent être plus ou moins poussant selon leur qualité. De plus, les réserves européennes de charbons les moins poussants s'amenuisent. Connaître la poussée maximale admissible par le piédroit de cokerie peut permettre d'étendre la palette de charbons utilisable dans une cokerie. Par conséquent, l'étude du piédroit est stratégique pour l'Union européenne et ses industries.

1.3.2.2. Les matières volatiles

La cokéfaction du charbon produit une grande quantité de gaz dont la composition moyenne est présentée dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2. Composition moyenne du gaz de houille

Composants	Volume en %	Composants	Volume en %	Composants mineurs	
H_2	48 – 55	N_2	1 – 3	NH_3	Disulphide de carbone
CH_4	28 – 30	CO_2	1,5 – 2,5	H_2S	Gaz Pyridine (goudron)
CO	5 – 7,5	O_2	0 – 0,5	HCN	Benzène, toluène, xylène, naphthalène et autres aromatiques
Paraffines et hydrocarbures insaturés	2,5 – 4			NH_4Cl	
				Gaz phénolique (goudron)	

La cuisson alternée des différents fours d'une cokerie permet de lisser le débit de gaz. Ces gaz sont évacués du four, mais une surpression de 100mb est conservée afin d'assurer le bon déroulement de la cokéfaction. En effet, l'absence d'air est une condition nécessaire pour une bonne cokéfaction du charbon.

Parmi tous les composants de ce gaz, ceux en vert dans le tableau 1.2 sont utiles pour chauffer le four à coke. Ceux en gris peuvent être admis en faibles quantités, car ils seront inertes et inoffensifs. Les composants en rouge sont nocifs et donc séparés du gaz de houille

avant l'utilisation de ce dernier dans les cokeries [Wright 2005]. Ce procédé de réutilisation des gaz de cokerie permet une réduction du coût de production du coke.

1.3.2.3. Le piédroit

Le piédroit a deux fonctions principales. La première d'entre elles vise à séparer deux fours à coke afin d'éviter tout flux de gaz entre eux. La seconde est l'apport thermique. En effet, son rôle est de chauffer le four. Le piédroit est composé de deux types de murs :

- les panneresses qui sont les maçonneries directement en contact avec l'intérieur du four
- les entretoises perpendiculaires aux panneresses délimitent les chambres de combustion.

Ces espaces de circulation des gaz dans le piédroit, appelés carneaux, sont présentés sur la figure 1.9. Ils visent à réaliser des combustions afin de créer un apport énergétique sous forme de chaleur. C'est ce processus qui sert à chauffer le four et donc à cokéfier le charbon.

La montée en température des fours à coke répond à des critères très précis. Elle doit utiliser un minimum d'énergie afin de minimiser le coût du coke. Elle doit être uniforme sur tout le piédroit afin d'obtenir une cuisson homogène du coke. Enfin, elle doit limiter les émissions en NO_x et en CO afin de minimiser les conséquences environnementales.

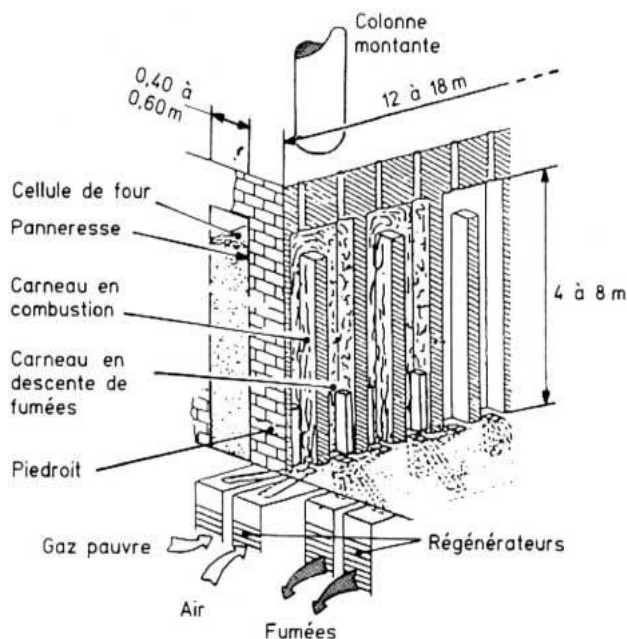


Figure 1.9. Vue en coupe d'un piédroit de cokerie

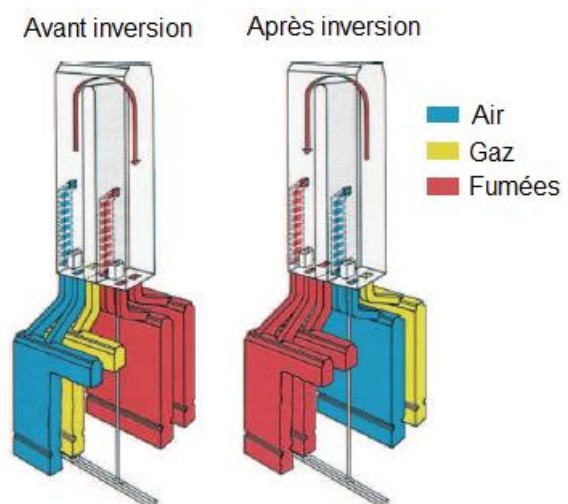


Figure 1.10. Un carneau et le cycle de chauffe

Pour se faire, plusieurs types de chauffe sont envisageables. Ils sont généralement basés sur la récupération et le traitement des gaz produits lors de la cokéfaction du charbon et dans les hauts-fourneaux. Les gaz issus des produits obtenus lors de la cokéfaction sont des gaz riches puisqu'ils ont un Pouvoir Calorifique Inférieur (PCI) d'environ 18MJ.m^{-3} , tandis que ceux issus des hauts-fourneaux ont un PCI d'environ 4MJ.m^{-3} . Ces gaz peuvent être aussi utilisés de façon mixte. Dans le cas de l'utilisation de gaz pauvres, une étape de préchauffage du gaz est nécessaire avant l'arrivée dans les carneaux et donc avant la combustion.

Les carneaux fonctionnent par paire. Comme indiqué sur la figure 1.10, chaque paire admet un mélange d'air et de gaz en entrée et produit des fumées chaudes. Ces fumées chaudes sortent des carneaux à 1300°C . Pour optimiser le rendement énergétique, deux procédés complémentaires sont réalisés. Les fumées chaudes réchauffent un régénérateur constitué de briques. Toutes les 30-40 minutes, les carneaux de combustion et ceux de fumée descendante sont inversés.

L'inversion de l'alimentation, couplée à l'énergie emmagasinée dans le générateur situé en sortie des fumées de la phase précédente, puis en entrée de l'alimentation en cours, permet de chauffer les gaz à 1000°C avant l'entrée dans le four.

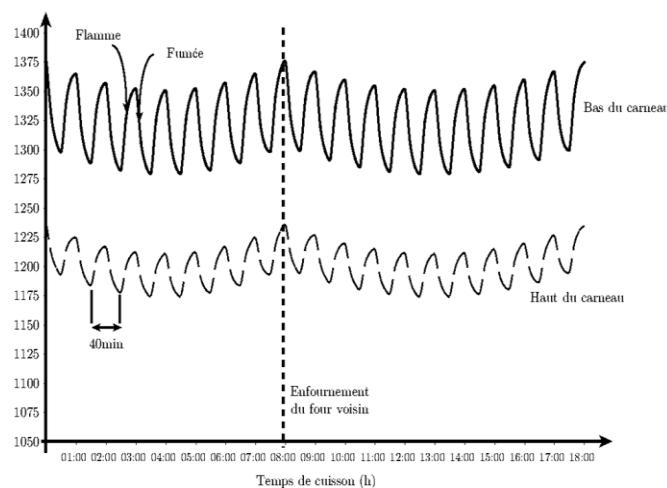


Figure 1.11. Évolution de la température dans un carneau pendant une cuisson

La figure 1.11 permet d'apprécier le cycle d'inversion des carneaux (Flamme – Fumée). Sur ce graphique, il est aussi possible de voir l'impact du décalage temporel de l'enfournement de deux fours voisins.

La silice ne présente pas de dilatation thermique quand elle est sous forme de cristobalite entre 800 et 1200°C . C'est pourquoi elle a été choisie comme matériau de base de la cokerie. À la première montée en température, sa dilatation thermique est linéaire entre 0 et 800°C . À la redescente en température, la dilatation thermique varie d'une façon plus brusque. Par conséquent, toute baisse de température en dessous des 800°C peut générer des dilatations thermiques différentielles trop importantes. C'est pourquoi il est

proscrit de diminuer la température sous les 800°C afin d'éviter un endommagement de la cokerie et donc une baisse de sa durée de vie.

Enfin, le chargement décalé de deux fours voisins doit être calculé de telle sorte que lors du pic d'effort appliqué sur les piédroits, lors d'une cuisson, les deux fours voisins de part et d'autre du four en cuisson ne soient pas vides afin de préserver la maçonnerie. Ceci permet d'assurer un équilibre des charges sur les piédroits.

1.3.3. Étapes post-cuisson

1.3.3.1. Défournement

Le défournement consiste à vider le four en poussant le coke dans un wagon. Pour se faire, une défourneuse est utilisée comme visible sur la figure 1.5.

Ce procédé se passe sans conséquence sur l'endommagement des piédroits car :

- La contraction du coke crée un vide suffisant entre le coke et les piédroits.
- Les deux piédroits sont légèrement inclinés d'un angle α l'un par rapport à l'autre (figure 1.12).

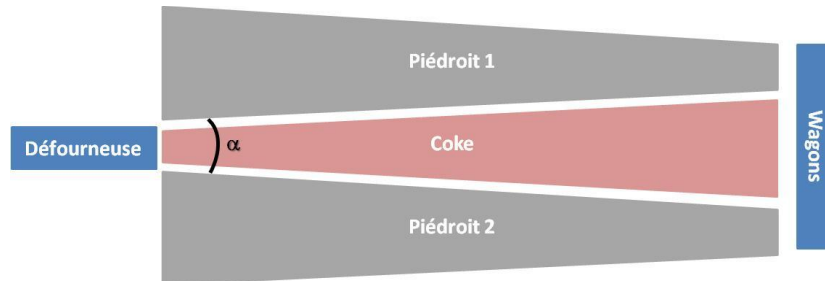


Figure 1.12. Schéma d'un four au moment du défournement vu de dessus

Une fois dans le wagon, la température du coke est mesurée, puis il est transporté au sein d'une colonne de refroidissement. Dans cette colonne, de l'eau est déversée directement sur le coke chaud. Cette opération s'accompagne de la production d'un nuage de vapeur d'eau souvent assimilé par erreur à la pollution de la cokerie. La quantité d'eau est définie par la température du coke mesurée dans les wagons. Cette même mesure permet aussi d'asservir la température du four [Vander 1987]. Une fois refroidi, le coke est déversé sur le quai à coke où il finit sa trempe à température ambiante et il se déshumidifie. Cette technique a deux désavantages :

- Un taux d'humidité final dépendant de la taille du coke.
- Une augmentation des tensions internes du matériau menant à des fissurations plus importantes donc à une taille de coke plus faible.

Afin d'éviter la dégradation de la granulométrie, une technique de refroidissement à sec peut aussi être réalisée. Dans cette méthode, le charbon est déversé dans des cuves d'étanchéité. L'ensemble est refroidi par un gaz inerte captant la chaleur du coke. Ce gaz est ensuite lui-même refroidi en transférant sa chaleur à de l'eau s'évaporant.

Cette méthode est surtout utilisée dans les pays où les températures extérieures sont vraiment faibles. Cette méthode permet d'utiliser des charbons moins cokéfiant pour obtenir un coke d'une qualité équivalente.

Une fois le refroidissement fini, une phase de criblage a lieu afin de contrôler la granulométrie du coke envoyé vers le haut-fourneau. Il est généralement envoyé vers le haut-fourneau si sa taille est supérieure à 2,5 cm. Si sa taille est trop élevée, le coke sera broyé afin que sa taille corresponde mieux aux standards nécessaires à un bon fonctionnement du haut fourneau.

1.4. Les piédroits

Les piédroits sont des maçonneries avec mortier. Le mortier ayant pour but d'empêcher les flux de matière entre deux fours et entre les carnaux et les fours (étanchéité). Le mortier a tendance à rigidifier très légèrement la maçonnerie, car le frottement entre les briques est remplacé par des liaisons entre les briques et le mortier. Ces maçonneries sont soumises à différentes contraintes qui sont présentées ci-après.

1.4.1. Les contraintes

1.4.1.1. de fonctionnement

La sollicitation thermique est le résultat de la combustion des gaz dans les carnaux. Comme le montre la figure 1.11, ces sollicitations ne sont pas constantes en fonction du temps et de l'espace.

Il a été dit précédemment que chaque carneau était utilisé en deux temps : un temps où ce sont des carnaux de fumée et un temps où ce sont des carnaux de combustion. Ce changement d'utilisation des carnaux toutes les 30-40 minutes est l'un des facteurs de variation temporelle des contraintes thermiques. Ces variations sont visibles à la fois en haut et en bas du carneau. Enfin, la température moyenne au cours du cycle de cokéfaction du charbon varie légèrement en fonction des phases dans lesquelles se trouvent les fours voisins. La température moyenne dans un carneau décroît à l'ouverture d'un des fours chauffés par le piédroit dans lequel il est situé. Les variations temporelles sont donc dues au cycle de cuisson et à l'inversion des carnaux.

En plus de ne pas être uniforme temporellement, la température varie aussi dans l'espace. Les carnaux étant plus chauds en haut qu'en bas, le mur admet donc un gradient

de température dans sa hauteur. Un autre gradient thermique est présent dans la profondeur du four. Ce dernier est particulièrement fort près des portes d'entrée (figure 1.13) du charbon et de sortie du coke. Ceci s'explique par deux phénomènes :

- Le flux thermique s'échappant par les portes lors des phases d'enfournement et de défournement.
- Les carneaux de tête (ceux près des portes) chauffent davantage pour assurer une bonne cuisson du coke localisé près de ces zones (contrebalancer le flux thermique à travers les portes)

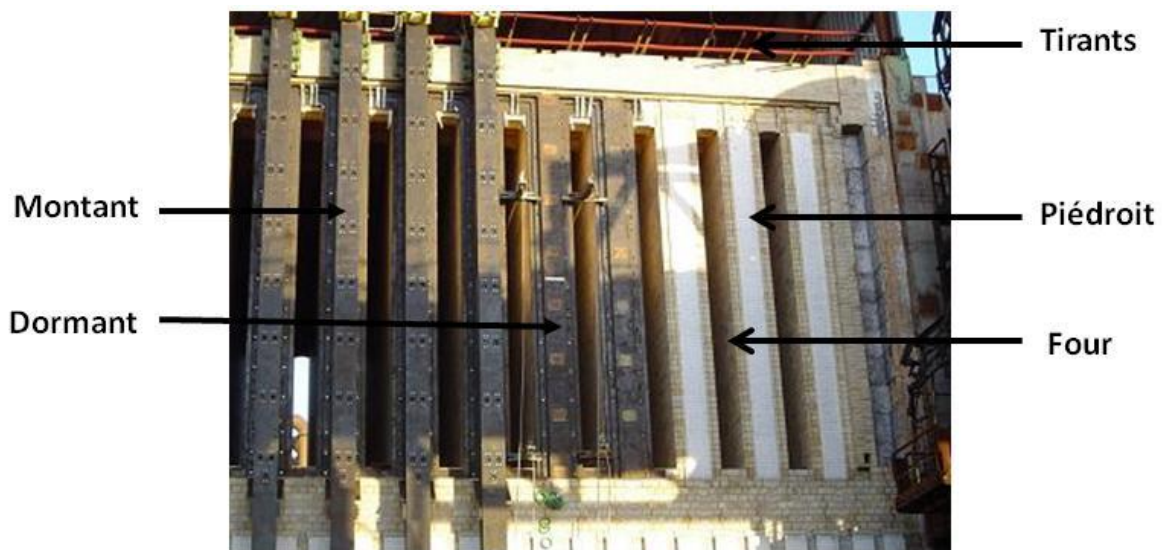


Figure 1.13. Les fours à coke vus de la porte d'enfournement (cokerie en construction)

Lors du défournement, le béliet poussant le coke applique un effort sur le coke. Au vu du retrait et de la forme du four, si le coke était un solide rigide, il n'y aurait aucun effort appliqué aux piédroits puisque le pain de coke ne serait jamais en contact avec les panneresses. Lors de la cuisson, le charbon se cokéfiant admet des fissures. Par conséquent, l'assemblage de blocs de coke empilés peut bouger et transférer une partie des efforts qu'il reçoit de l'enfourneuse aux piédroits.

1.4.1.2. structurelles

Le poids du toit de la cokerie a un effet positif sur le comportement de la maçonnerie. En effet, une maçonnerie résiste mal aux effets de traction. Il permet de précontraindre, en compression, le piédroit selon la direction verticale. Il permet donc à la maçonnerie d'avoir une meilleure résistance à l'endommagement dans cette direction.

La mise en compression de structures permet d'augmenter la résistance à l'endommagement de ces structures. En traction, il faudra contrebalancer l'effet de la précontrainte avant d'arriver à des contraintes locales positives et donc avant d'observer un endommagement de la structure. De plus, l'effet de confinement (détaillé dans les chapitres 2 et 3) lie la limite à rupture en cisaillement, et donc l'endommagement, à la contrainte en compression. Pour résumer, la mise en compression d'une structure maçonnée permet de retarder l'endommagement en traction et en cisaillement.

L'effet de la gravité permet de comprimer naturellement la maçonnerie dans la direction de la hauteur du piédroit. Pour obtenir un effet similaire dans la profondeur du four, un système de tirants est utilisé. Comme montré sur la figure 1.14, le piédroit est mis en compression par un tirant supérieur et un tirant inférieur. Une fois serrés, les tirants permettent le rapprochement des deux montants. Les montants suffisamment rapprochés viennent s'appuyer sur les dormants fixés de part et d'autre du piédroit et donc transférer les efforts à la maçonnerie (figure 1.3).

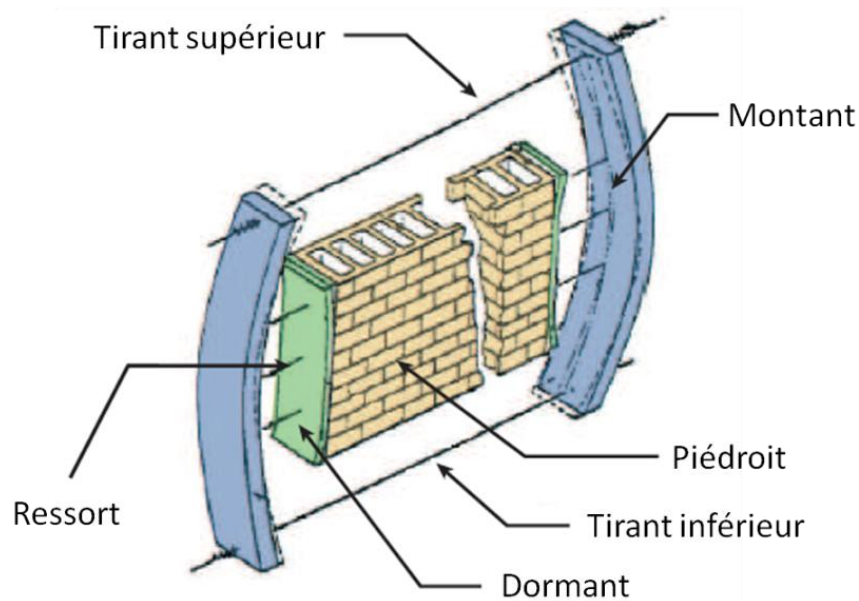


Figure 1.14. Mise en compression du piédroit

Lors de la première montée en température, ce dispositif de mise en compression de la maçonnerie est, petit à petit, desserré afin de contrebalancer le surplus de contraintes de compression liées à la dilatation thermique du réfractaire et du mortier. En cas de mise en pause, même si cela est déconseillé pour la durée de vie de la cokerie, la température est légèrement abaissée et les tirants sont légèrement resserrés.

1.4.2. Détermination de la poussée hors plan maximale admissible par le piédroit

Différents moyens sont utilisés actuellement pour déterminer la poussée maximale admissible hors plan (figure 1.15) dans un four à coke : les essais, les modèles analytiques, les modèles éléments finis.

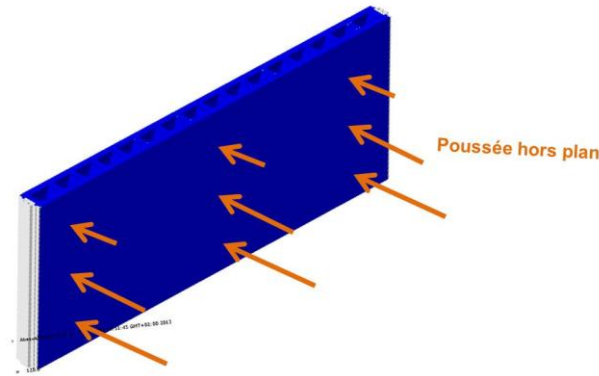


Figure 1.15. Schéma de représentation de la poussée hors plan

1.4.2.1. Les essais

Les essais peuvent être réalisés à froid comme l'a fait la société Koppers dans les années 1930 [CPM 1959a] [CPM 1960]. Dans ce cas, deux murs représentant une portion de piédroit ont été construits (4,5 mètres de hauteur par 2 mètres de longueur). Le premier mur a la structure d'un piédroit tandis que le deuxième est une maçonnerie pleine. Ces deux murs ont été mis en compression via un poids appliqué au sommet afin de représenter la mise en compression de la maçonnerie par la voûte. Puis ils ont été testés par une presse hydraulique afin de représenter la poussée hors plan du charbon. De ces essais il est possible d'extraire deux résultats :

- La première fissuration apparaît pour une charge de 9 kPa
- La flèche des deux murs est identique jusqu'à 13 kPa.

Néanmoins, les résultats de cet essai sont à prendre avec prudence puisque ces essais sont réalisés à température ambiante et qu'il n'y a aucune raison que le résultat soit le même à haute température. De plus, l'absence de mise en compression dans le sens de la longueur fait que la résistance mécanique du four est abaissée.

En 1983, la société Still a réalisé des essais sur la batterie 4 de type Still 1961 de la cokerie de Zollverein refroidie [Hoitz 1990]. Lors de la démolition de la cokerie, Still a conservé quelques carneaux (4 à 6) d'un piédroit ainsi que la voûte les surplombant pour étudier leurs résistances. Un système de coussins d'air visant à appliquer la poussée de façon non homogène a été développé afin de tester la résistance à cette sollicitation (figure 1.16). Cette sollicitation non homogène permet de mieux représenter la poussée appliquée à la

maçonnerie pendant la cuisson du coke. En effet, cette dernière évolue linéairement selon la hauteur du piédroit.

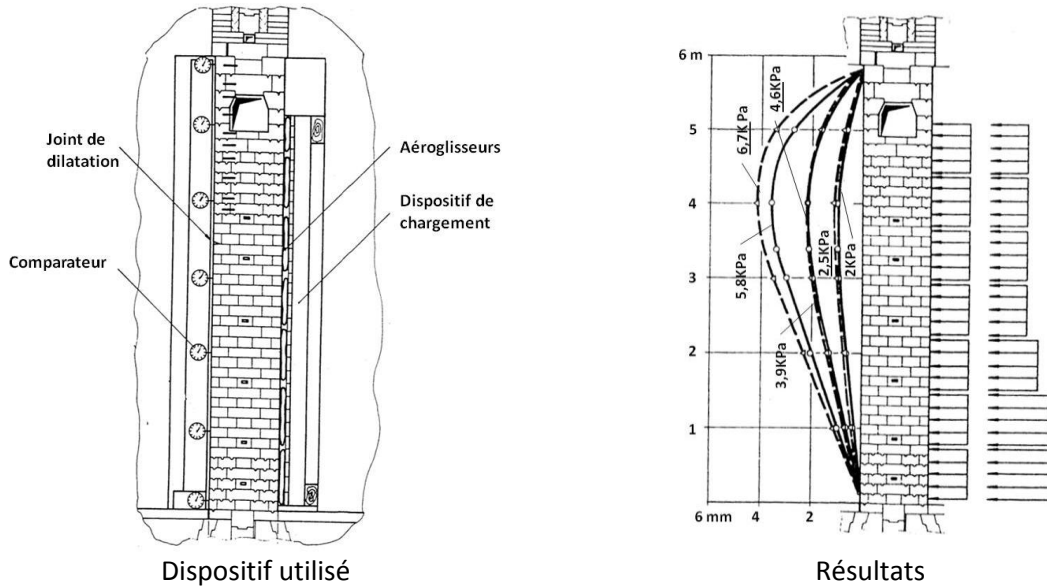


Figure 1.16. Essai d'application de poussée via un système de coussins réalisé par Still et flèches obtenues pour des chargements uniformes (traits pointillés et valeurs soulignées) et étagés (traits pleins)

Ces essais étant réalisés à froid, une réflexion sur la similitude chaud/froid a été menée. Elle se base sur le nombre de Hookesche qui dit que des modèles sont équivalents aux essais réels si le nombre de Hookesche (H_o) est constant (si et seulement si tout est linéaire).

$$H_o = P / l^2 E = cte \quad \text{Eq 1.5}$$

Où P est la contrainte appliquée, l la longueur caractéristique (taille de la maçonnerie) et E le module d'élasticité.

Donc si le modèle est la tranche de piédroit à froid (f) et le réel le piédroit à chaud (c) :

$$\frac{P_f}{P_c} = \left(\frac{l_f}{l_c} \right)^2 \frac{E_f}{E_c} \quad \text{Eq 1.6}$$

Or le module d'Young de la silice à chaud et à froid sont proches et la maçonnerie utilisée à froid est de taille réelle donc la similitude est respectée et :

$$P_f = P_c \quad \text{Eq 1.7}$$

L'essai a été réalisé avec des chargements en pression uniformes ou étagés. Quel que soit le cas, la flèche maximale est obtenue aux 2/3 de la hauteur maximale. Néanmoins, la règle de similitude nécessite d'être dans un domaine de déformation réversible. C'est pourquoi la contrainte à rupture n'a volontairement pas été atteinte.

La « British Coal Research Association » a réalisé en juin 1956 un nombre important de cuissons de charbons sur des mélanges de plus en plus dangereux pour la cokerie, car ayant une poussée allant en augmentant. Pour se faire, elle a utilisé la batterie de 58 fours à coke de Cardiff qui était en fin de vie (largeur de 0,457 m ; longueur de 12,4 m ; hauteur de 3,8 m). Une première fissuration a été obtenue pour une poussée équivalente de 25 kPa. Dans cette étude, il faut néanmoins faire très attention au fait que la batterie étant en fin de vie, ses propriétés mécaniques ont dû être altérées comme sa résistance à l'endommagement liée à la poussée. De plus, l'essai a été réalisé dans un seul four. Les fours voisins étant vides, l'absence de cuisson de coke dans ces derniers n'a pas pu limiter la flèche du piédroit. C'est donc un cas très défavorable.

Russel dans ces travaux [Russel 1953] adopte un point de vue légèrement différent puisqu'il se base sur un grand nombre d'essais de cokéfaction de charbon en four pilote. Puis à l'aide du rapport de la surface de la zone plastique du coke dans le four pilote sur la surface de la zone plastique du coke dans le four industriel, il détermine la poussée maximum sur site. D'après cette étude, pour un four d'une hauteur de 3m :

- L'utilisation de mélanges de charbons ayant une poussée effective de plus de 20,7 kPa est dangereuse.
- L'utilisation régulière de mélanges de charbons ayant une poussée effective comprise entre 15,5 et 20,7 kPa endommagerait trop la maçonnerie.

Les essais ont permis de se donner un ordre de grandeur de la résistance d'un piédroit. Néanmoins, au vu de l'impossibilité de procéder à des essais de limite d'utilisation sur une cokerie au début de son cycle de vie pour des raisons économiques (endommager une cokerie saine), des modèles ont donc été développés. Ils ont pour but d'affiner les ordres de grandeur obtenus.

1.4.2.2. Les modèles analytiques

Ahlers dans les années 60 a développé une modélisation en 1D considérant un matériau isotrope. Ce modèle utilisé pendant des décennies pour la construction des fours à coke [Dürselen 1999] est basé sur une portion de piédroit. Malgré la présence de joints dans deux directions, seuls les joints horizontaux peuvent s'ouvrir dans ce modèle, car les joints verticaux sont décalés par rapport à ceux de l'assise inférieure. Afin de résoudre ce problème de façon analytique, Ahlers utilise la théorie du premier ordre de la flexion des poutres. Cette poutre est soumise à :

- Un encastrement des parties supérieures et inférieures.
- Une application de pressions (uniforme ou linéaire suivant la hauteur) de part et d'autre de la maçonnerie.

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

Dans ses travaux, Ahlers lie directement le moment avec l'ouverture. Il obtient des pressions admissibles par le piédroit de 10,5 kPa dans le cas où la pression est uniforme et 10,9 kPa dans le cas où elle est linéaire.

Suga a repris ces travaux [Suga 1970] en y apportant quelques changements :

- La maçonnerie n'est plus représentée par un bloc composé d'un matériau isotrope. Elle est définie maintenant comme un ensemble d'entités superposées ayant chacun un comportement isotrope.
- La force de liaison entre les entités est nulle (joints peu résistants en traction), mais un fort coefficient de frottement est considéré.
- La limite à rupture des briques est élevée.

Le modèle de Suga permet d'obtenir la charge limite à rupture (W_{Suga}) suivante :

$$W_{Suga} = \frac{2(\sqrt{M_T} + \sqrt{M_B})^2}{E l^2} \quad \text{Eq 1.8}$$

Avec M_T et M_B les moments de flexion aux jonctions piédroit/voûte et piédroit/sole :

$$\begin{cases} M_T = EABD\rho_r \\ M_B = (EAB\rho_r + EAC\rho_s + 2G(l-C)E\rho_s + (D-2G)(l-H-C)F\rho_r)D \end{cases} \quad \text{Eq 1.9}$$

Où ρ_r et ρ_s sont les masses volumiques de la couverture et de la sole. Les autres paramètres sont définis sur la figure 1.17

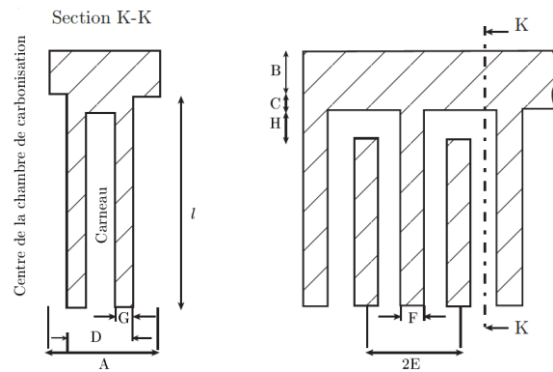


Figure 1.17. Géométrie et paramètres du modèle de Suga

Ce modèle donne des résultats encore plus faibles que ceux d'Ahlers, 9,8 kPa dans le cas où la pression est uniforme et 10,4 kPa dans le cas où elle est linéaire. Par expérience, il est communément admis que les résultats obtenus par ce modèle ne permettent pas de dépasser le domaine plastique de la maçonnerie (pas d'endommagement). Il n'a donc pas d'intérêt pour déterminer la limite à rupture.

Chapitre 1 : Du charbon au piédroit de cokerie

Afin de prendre en compte la déformée de la maçonnerie et donc l'influence de son propre poids de façon exacte ainsi que les efforts de compression de la couverture, Romasko a repris les travaux d'Ahlens en utilisant la théorie des poutres du second ordre [Dürselen 1999]. Ce modèle permet d'obtenir des limites ($W_{Romasko}$) à rupture bien plus importantes qui sont de la forme :

$$W_{Romasko} = 4\pi^2 \frac{EI}{L^2} - 0,5G \quad \text{Eq 1.10}$$

Où I et G sont respectivement le moment d'inertie et le module de cisaillement

Ce calcul est donc utile uniquement quand la déflexion est importante (calcul de la charge critique) car dans le cas contraire le bénéfice de cette méthode est nul.

Afin d'affiner les résultats obtenus par les modèles précédents, de mieux considérer les conditions au bord des études numériques ont été développées.

1.4.2.3. Les modèles numériques

Monson dans ses travaux [Monson 1992] s'est intéressé à la poussée acceptable sur un piédroit. Il affirme qu'il est impossible d'obtenir une valeur générale de limite de poussée tant cette dernière dépend de la géométrie du four. Son modèle « éléments finis » prévoit tout de même une poussée maximale admissible de 6,9kPa pour un four d'une hauteur de 6 mètres.

McDermott a développé un modèle, utilisant les éléments finis, représentant un piédroit de cokerie [McDermott 1990]. C'est un modèle en deux dimensions composé de quadrangles. Pour les mêmes raisons que dans les modèles analytiques, seuls les joints horizontaux sont considérés. Afin de bien les représenter :

- Les nœuds placés sur une même ligne verticale sont couplés afin qu'ils aient des déplacements horizontaux identiques.
- Un élément d'interface de type ressort ayant la rigidité du mortier est considéré pour modéliser les joints horizontaux.
- Le module d'Young de la silice est considéré indépendant de la température.

Afin de limiter le temps de calcul, tous les joints horizontaux ne sont pas modélisés. De plus, dans ce modèle 2D, la section est considérée comme pleine et seul le joint peut s'endommager (ouverture). Ces joints n'ont aucune résistance en traction. Dans ce modèle, deux types de chargements sont considérés : le chargement mécanique et le chargement thermique.

Pour le chargement thermique, la température a été considérée comme constante selon la verticale, seul le gradient de température entre le côté four et le côté carneau est pris en compte.

Dans la partie mécanique du chargement, le poids de la couverture est bien pris en compte, la poussée est uniforme sur la hauteur.

Pour un mur de 6 mètres, Mc Dermott obtient une pression de ruine de 12kPa. En appliquant un coefficient de sécurité de 1,7 comme préconisé par l'American Concrete Institute, il déconseille les poussées supérieures à 7kPa. Par conséquent, la limite à rupture obtenue par ce modèle paraît assez faible si elle est comparée aux valeurs de 9,8kPa et 10,5kPa obtenues grâce aux modèles de Suga et Ahlers. Ce modèle permet de voir l'influence de la température dans l'initiation de la propagation de fissure dans les joints puis l'augmentation de cette ouverture avec l'application des pressions. Cette ouverture de joint n'est pas directement exploitable, car l'ouverture maximale autorisée n'a pas été implémentée. En effet, il n'a pas été défini une distance maximale entre deux briques définissant les joints comme ouverts.

Mc Dermott ne modélise que les carnaux centraux du piédroit. Un modèle considérant le piédroit complet a donc été considéré par Unkenbold et Merhof [*Dürselen 1999*]. Néanmoins, pour des raisons de temps de calcul, des modèles 2D utilisant la théorie des plaques et des matériaux homogènes ont été utilisés.

Les modèles de Unkenbold et de Merhof [*Dürselen 1999*] quant à eux ne considèrent aucun joint. Le premier modélise le piédroit comme une plaque solide orthotrope tandis que le second le modélise comme un ensemble continu composé d'un matériau isotrope ayant des propriétés élastiques linéaires.

Le modèle de Merhoff est une version simplifiée dans le descriptif de la structure, mais plus complète dans le chargement. En effet, il ne considère plus les joints, mais prend en compte le système d'ancrage, le poids de la couverture, le chargement thermique et une pression latérale linéaire. Néanmoins, l'absence de prévision de fissures est l'un de ses principaux défauts.

Le modèle de Unkenbold utilise les éléments finis en 2D. Afin de représenter la différence de comportement des zones creuses de la cokerie comparées aux zones pleines, le module de rigidité en flexion orthogonale dépend de l'emplacement où est situé l'élément dans la cokerie. Comme conditions aux bords, les moments sont fixés sur tout le contour de la plaque. Dans le calcul thermique, les mesures effectuées sur le piédroit du côté d'un four « n » considéré, et de son voisin le four « n+1 », sont utilisées. Une fois le champ stationnaire trouvé il est admis comme donnée d'entrée du calcul mécanique. Le piédroit étant plus chaud dans le carneau que sur la surface en contact avec le charbon, les contraintes liées aux champs thermiques sont donc erronées puisque le gradient dans l'épaisseur est considéré comme nul.

Afin de modéliser de façon plus complète le piédroit, un modèle 3D utilisant deux matériaux homogènes équivalents (panneresse et entretoise) avec un critère d'ouverture de joints a été développé par LANDREAU [Landreau 2009] au sein du projet européen « Coke Oven Operating Limits » (COOL) et finalisé dans cette thèse (§ 2.3). Il permet d'obtenir une carte représentant l'ouverture des joints (localisation de l'endommagement). Ce modèle vise à moins simplifier le piédroit afin d'augmenter la justesse des résultats. Il permet de mieux prendre en compte le processus d'endommagement ainsi que les conditions aux bords. Ce modèle sera davantage développé dans le chapitre suivant. Néanmoins, même si ce modèle permet d'obtenir une carte des ouvertures des joints, la localisation des ouvertures de joints n'était pas bonne. De plus, lors de la validation du modèle sur un mur en cisaillement, les joints ne s'ouvrent jamais totalement contrairement à la réalité. C'est pourquoi une amélioration de ce modèle sera proposée dans ce tapuscrit.

1.5. Bilan

Dans ce chapitre, le processus de production du coke a été décrit ainsi que sa position au sein de la filière acier. Il a aussi permis de mettre en évidence l'utilité d'une meilleure compréhension du procédé de cokéfaction du charbon tant du point de vue du contrôle du coût du coke que du point de vue de l'approvisionnement en charbon cokéfiant.

L'outil de production étant primordial pour cokéfier le charbon, sa maîtrise est essentielle. C'est pourquoi le projet européen SPRITCO « Swelling PResure In a coke oven, Transmission on oven walls and CONsequences on wall » vise à :

- Étudier le procédé de cokéfaction en fonction du type de pâte à coke utilisé, afin d'anticiper la poussée du charbon sur le piédroit [Kolani et al. 2013].
- Améliorer la prédiction de la poussée admissible.
- Prendre en compte l'endommagement initial afin de voir l'influence de l'endommagement des cuissons précédentes sur la dégradation de la maçonnerie pendant un cycle de cokéfaction.

Ce travail a donc pour but d'étudier le comportement pour une géométrie donnée de piédroit. La prévision de la propagation des fissures permet ainsi d'optimiser l'utilisation des cokeries et d'aider à concevoir ceux de la prochaine génération. De plus, mieux connaître la poussée admissible permet de mieux comprendre les limites d'utilisation de la cokerie. Enfin, la prise en compte d'un endommagement initial permet de voir l'impact d'une cuisson sur un four endommagé en terme de propagation de l'endommagement.

Pour ce faire, une nouvelle méthode de simulation des cokeries sera développée dans le chapitre suivant qui porte sur la simulation des maçonneries.

Chapitre 2 : Modélisation des maçonneries

2.1.	<i>Simulation des maçonneries d'un point de vue mésoscopique</i>	- 31 -
2.1.1.	Méthodes discrètes	- 31 -
2.1.2.	Méthode continue	- 32 -
2.2.	<i>Simulation des maçonneries d'un point de vue macroscopique</i>	- 35 -
2.2.1.	Concept des barres diagonales équivalentes	- 35 -
2.2.2.	Approche phénoménologique	- 36 -
2.2.3.	Homogénéisation	- 38 -
2.2.3.1.	Les modèles élastiques linéaires	- 39 -
2.2.3.2.	Les modèles numériques	- 40 -
2.2.3.2.1.	Approche en déformation.	- 40 -
2.2.3.2.2.	Minimum de l'énergie potentielle	- 41 -
2.2.3.2.3.	La périodicité	- 43 -
2.2.3.2.4.	Les modèles à états de joint	- 45 -
2.3.	<i>Modèle de maçonnerie choisi pour le projet COOL</i>	- 47 -
2.3.1.	Principe	- 47 -
2.3.2.	Critère	- 48 -
2.3.3.	Tenseur de localisation	- 50 -
2.4.	<i>Modèle de maçonnerie développé dans le projet SPRITCO</i>	- 51 -
2.4.1.	Principales modifications liées aux critères	- 51 -
2.4.2.	La sous-structuration	- 52 -
2.4.3.	Application de la sous-structuration à la maçonnerie	- 53 -
2.4.3.1.	Extraction des déplacements du modèle global	- 55 -
2.5.	<i>Validation</i>	- 55 -
2.5.1.	Descriptif de l'essai	- 55 -
2.5.2.	Propriétés des matériaux homogènes équivalents	- 56 -
2.5.3.	Résultats obtenus par différentes modélisations	- 57 -
2.6.	<i>Bilan</i>	- 60 -

Les maçonneries sont des structures hétérogènes composées de briques et souvent de mortier. Afin d'optimiser le design et la durée de vie de ces maçonneries, des modèles visant à étudier des ensembles maçonnés en fonction des types de sollicitations auxquels ils sont soumis ont été développés. Une maçonnerie admet généralement trois échelles d'observation distinctes (figure 2.1) :

- L'échelle microscopique qui considère les hétérogénéités constitutives de la brique et du mortier. Les grains la composant sont donc visibles. Cette échelle permet l'observation des hétérogénéités constitutives des matériaux et des hétérogénéités structurelles.
- L'échelle mésoscopique considère une maçonnerie comme un ensemble constitué de deux matériaux homogènes : la brique et le mortier. Cette échelle permet d'observer uniquement les hétérogénéités structurelles.
- L'échelle macroscopique considère la maçonnerie comme un bloc composé d'un matériau homogène. À cette échelle, les hétérogénéités structurelles sont donc prises en compte dans la loi de comportement du matériau considéré.

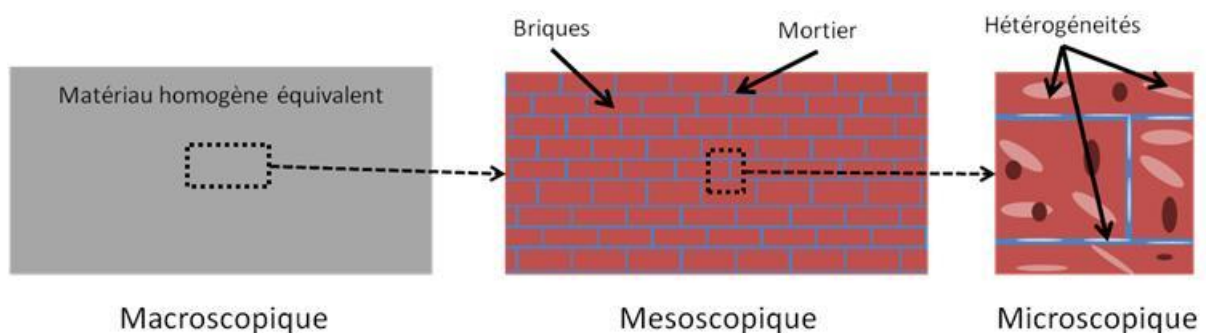


Figure 2.1. Les échelles d'observation des maçonneries

Modéliser une maçonnerie à l'échelle microscopique est trop coûteux pour être réalisé sur des structures maçonnées. A cette échelle les hétérogénéités constitutives de la brique et du mortier sont réparties aléatoirement (figure 2.1), il est impossible de déterminer une répartition de ces dernières. C'est pourquoi cette échelle n'est pas souvent utilisée lors de la modélisation des maçonneries de grande dimension.

Au vu de la différence d'échelle entre la taille des hétérogénéités structurelles (figure 2.1) et la taille des maçonneries, il est coûteux de simuler ce type d'ensemble en représentant les hétérogénéités structurelles. C'est pourquoi différentes approches simplificatrices, classées en deux catégories qui dépendent de l'échelle d'observation, sont envisageables :

- L'échelle mésoscopique (ou locale) qui vise à regarder le mur de suffisamment près pour pouvoir observer les hétérogénéités structurelles le composant. À cette échelle, différents constituants, les briques et le mortier ayant des propriétés mécaniques différentes

sont observés (figure 2.1). Dans le cas des maçonneries, ce type de modélisation peut être couplé avec une simplification de la géométrie.

- L'échelle macroscopique permet de regarder le matériau de suffisamment loin pour que ce dernier puisse être considéré comme composé d'un seul et unique constituant (figure 2.1). La loi de comportement du milieu considéré est définie comme orthotrope afin de prendre en compte l'orthotropie de la répartition des briques et du mortier dans la structure.

2.1. Simulation des maçonneries d'un point de vue mésoscopique

Adopter le point de vue mésoscopique lors de la simulation de maçonnerie permet de représenter l'hétérogénéité de la structure. C'est pourquoi il est aisé dans ce type de modélisation de retrouver l'emplacement des joints et des briques. Ce type d'approche permet d'obtenir des informations précises sur le champ de contraintes locales. Dans le cas de la modélisation de la tenue mécanique d'une maçonnerie, il est possible de représenter le mortier (figure 2.3) ou de considérer le comportement de ce mortier dans l'interface (figure 2.2).



Figure 2.2. Approche avec simplification

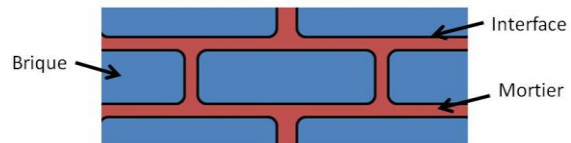


Figure 2.3. Approche sans simplification

2.1.1. Méthodes discrètes

La méthode des éléments discrets consiste à représenter une maçonnerie comme un assemblage d'un grand nombre de briques distinctes interagissant. Cette méthode peut être utilisée avec des solides rigides ou être couplée avec des codes éléments finis. Initialement développée par Cundall [Cundall 1971], elle est principalement utilisée avec des lois d'interaction [Chetouane et al. 2005] de type :

- Signorini pour le contact,
- Coulomb pour le frottement.

Ces deux lois permettent de représenter la non-linéarité du contact. Comme le montre la figure 2.4, la loi de Signorini consiste à dire que le déplacement normal (U_N) d'une surface n'engendre pas de force de réaction tant que les deux corps n'entrent pas en contact. Quand les deux corps arrivent en contact, une force de réaction normale (R_N) empêche l'interpénétration des corps.

La figure 2.5 permet quant à elle d'observer le fonctionnement de principe de la loi de Coulomb. Une fois les deux corps en contact, une force tangentielle (R_T) empêche le

glissement d'un corps sur l'autre. Cette force s'oppose toujours au déplacement tangentiel (U_N) et est proportionnelle à la force de réaction normale (R_N).

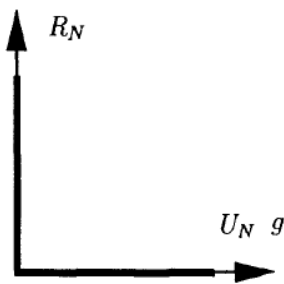


Figure 2.4. Graphique de Signorini [Jean 1999]

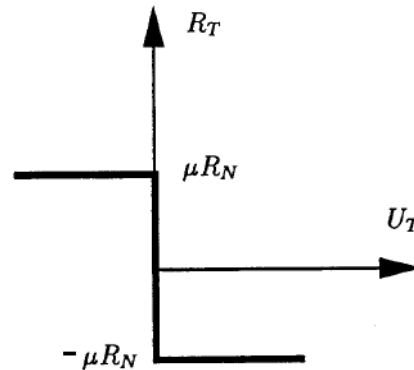


Figure 2.5. Graphique de Coulomb [Jean 1999]

Les briques peuvent être considérées comme des solides rigides ou comme des solides déformables. Mohebkhaha a démontré que l'utilisation de briques rigides permettait de diminuer considérablement le temps de calcul [Mohebkhah et al. 2008].

Pour les structures composées d'une multitude de blocs, telles que les maçonneries, un algorithme de type "No Smooth Contact Dynamics" (NSCD) est plus approprié que les algorithmes implicites utilisés, car il permet de définir les lois d'interaction de façon discontinue [Moreau 1998] [Jean 1992]. Cet algorithme se base sur un principe de non-pénétration des corps et sur un principe de non-attractivité des corps [Jean 1999]. Grâce à ce type de modèle, il a été possible d'étudier la résistance à l'endommagement de structures telles que les arènes d'Arles et de Nîmes sous l'effet d'un séisme [Rafiee et al. 2008] ou celle des structures maçonnées des tunnels [Idris et al. 2008].

Dans les simulations quasi-statiques, même si les algorithmes de type implicite sont le plus souvent utilisés, la prise en compte d'un nombre important d'interactions entre différents blocs peut empêcher la convergence des calculs. C'est pourquoi revenir aux lois de la dynamique et à des algorithmes de type NSCD s'avère intéressant.

2.1.2. Méthode continue

Dans la méthode continue, la non-linéarité comportementale des maçonneries est souvent considérée comme le résultat de la non-linéarité du comportement de la brique, du mortier et/ou de l'interface. Elle est très souvent adossée aux éléments finis, mais elle peut aussi être couplée avec la méthode des différences finies. Dans ce type de modèle, il est possible de considérer une maçonnerie des trois façons suivantes :

- l'assemblage d'une brique, d'un mortier et d'une interface.
- l'assemblage d'une brique et d'un mortier.
- l'assemblage d'une brique et d'un mortier intégrant les propriétés de l'interface.

Afin de représenter la non-linéarité de la structure, des lois élasto-plastiques endommageables sont utilisées [Massart et al. 2004].

Page est l'un des pionniers de la modélisation d'assemblages maçonnés [Page 1978]. Dans ses travaux, la brique est caractérisée par une loi élastique linéaire tandis que le mortier est représenté par des éléments d'interface admettant un comportement non linéaire. La non-linéarité de ce dernier est prise en compte grâce à une rupture fragile des éléments d'interface. De nombreuses autres études s'inspirant des travaux de Page ont été faites. Lourenço par exemple, a considéré dans ses travaux de thèse [Lourenço 1996] une loi d'interface élasto-plastique avec adoucissement afin de mieux reproduire le phénomène de propagation de fissures.

Dans les modèles continus, une loi régissant le frottement est nécessaire. Dans un premier temps, Tvergaard [Tvergaard 1990] a considéré que le frottement n'avait lieu que si la décohéssion entre les briques était totale. Dans les maçonneries, la rupture partielle de l'interface est la conséquence de la nucléation de microfissuration. La décohéssion est le résultat de la propagation de microfissures. Elle mène souvent à une rupture totale aussi nommée macrofissuration. Afin de prendre en considération la décohéssion partielle d'une interface ou microfissuration, Chaboche [Chaboche et al. 1997] a modifié cette approche en définissant du frottement dès l'initiation de la fissure. Dans la continuité de ce type de travaux, Alfano et Sacco [Alfano et Sacco, 2006] proposent un modèle combinant endommagement de l'interface et frottement. Dans leur modèle, ils divisent le mortier en deux entités : mortier endommagé et mortier sain. Cette décomposition permet d'appliquer les lois d'interaction uniquement au niveau de la partie endommagée. Les briques de réfractaire et le mortier sain sont définis par des lois de comportement linéaire élastique. Dans le cas du mortier endommagé, une loi extraite du modèle de Chrisfield [Alfano et al. 2001] est considérée. L'évolution de cette loi est présentée sur la figure 2.6.

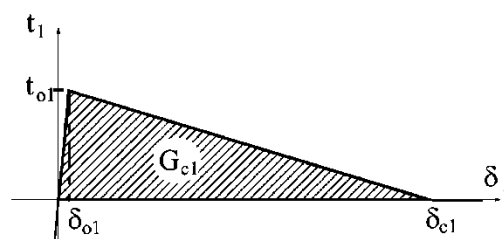


Figure 2.6. Evolution de la force de traction t en fonction de la distance entre les deux réfractaires δ dans le cas où le mortier est endommagé [Alfano et al. 2001].

Afin de définir le mécanisme d'ouverture de joints, certains modèles comme celui développé par Giambanco [Giambanco et al. 1997] [Giambanco et al. 2001] considèrent un critère d'ouverture de joint de type Coulomb permettant de prendre en compte l'effet de la pression hydrostatique sur la limite en cisaillement. Ces modèles intègrent également un critère de type « cutt-off » (critère de Rankine) en traction qui permet de définir une limite en traction maximale à partir de laquelle la structure ne résiste plus.

Il est envisageable dans les modèles à deux phases de considérer le mortier comme un matériau perdant sa rigidité afin de représenter la progression de l'endommagement. Pour se faire, un modèle d'endommagement de type Mazars [Zhelyazov *et al.* 2010] peut être utilisé pour définir le comportement du mortier. Dans ce type de modèle, la contrainte $\bar{\sigma}$ dépend de l'endommagement d , de la matrice de raideur $\bar{c}$ et de la déformation $\bar{\varepsilon}$. Elle est définie de la façon suivante :

$$\sigma_{ij} = (1 - d)c_{ijkl}\varepsilon_{kl} \quad \text{Eq 2.1.}$$

Où l'endommagement d est une combinaison linéaire d'un endommagement en traction d_t et d'un endommagement en compression d_c :

$$d = \alpha_t^\beta d_t + \alpha_c^\beta d_c \quad \text{Eq 2.2.}$$

Dans cette équation α_t et α_c représentent respectivement les couplages de type traction-endommagement et de type compression-endommagement. β est quant à lui un paramètre de correction pour le cisaillement.

Dans le modèle développé par Gambarotta [Gambarotta *et Lagomarsino*, 1997], la brique est définie comme un matériau linéaire élastique avec un comportement fragile. La seconde phase vise à prendre en considération le comportement du mortier et de l'interface. Ce dernier doit prendre en compte la décohérence et le glissement dans le joint de mortier grâce à des variables internes. Pour se faire, le critère présenté sur la figure 2.7 est utilisé.

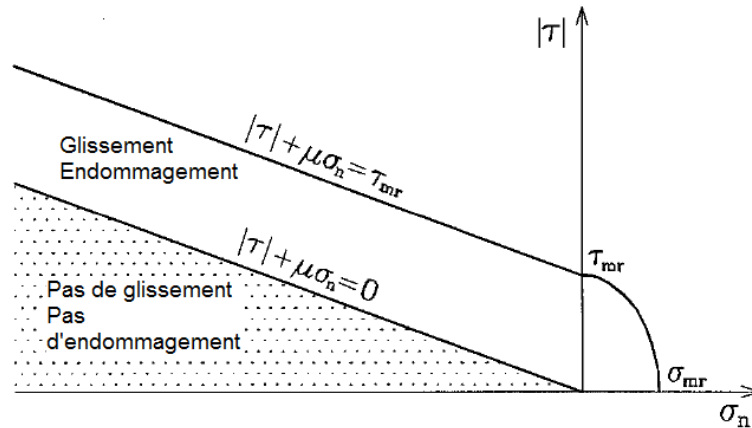


Figure 2.7. Représentation du critère utilisé par Gambarotta dans l'espace des contraintes [Gambarotta *et Lagomarsino*, 1997]

Ce critère se décompose en deux :

- Une zone où il n'y a pas de propagation de fissure, pas de glissement

$$|\tau| + \mu\sigma_n \leq 0 \quad \text{Eq 2.3.}$$

- Une autre où la structure est endommagée sans que la rupture du joint de mortier soit totale.

$$0 \leq |\tau| + \mu \sigma_n \leq \tau_{\text{ror}} \quad \text{Eq 2.4.}$$

Où τ , σ et τ_{ror} sont respectivement les contraintes en cisaillement, en traction et la contrainte de limite à rupture en cisaillement quand les contraintes en traction-compression sont nulles. Ce critère basé sur la loi de Coulomb permet de prendre en compte l'effet de la compression sur la limite à rupture en cisaillement par l'intermédiaire du facteur μ .

Tous ces modèles adoptent un point de vue mésoscopique. Même si cette échelle d'observation permet d'obtenir des informations locales pertinentes, son coût élevé le rend prohibitif pour des structures de grande dimension, surtout quand elles sont utilisées à haute température, telles que les batteries de four à coke. C'est pourquoi des modèles adoptant le point de vue macroscopique ont été réalisés.

2.2. Simulation des maçonneries d'un point de vue macroscopique

2.2.1. Concept des barres diagonales équivalentes

Dans le cas des maçonneries enfermées dans un cadre de béton (structures souvent utilisées dans la construction de bâtiments), différentes techniques de simulation macroscopique basées sur la superposition du comportement du cadre et de la structure ont été développées. Ces techniques basées sur l'assemblage de barres sont notamment utilisées dans le cas d'études de la résistance sismique des assemblages maçonnés [Decanini et al. 2004]. Dans le cas de chargements en statique, une ou plusieurs barres sont utilisées pour représenter le comportement en cisaillement de la structure ainsi que l'effet de la structure sur les déformations du cadre. La figure 2.8 représente des modèles à 1, 2 et 3 barres [Chrysostomou 1991] [Chrysostomou 2002]. Outre l'augmentation de la complexité du problème, l'augmentation du nombre de barres permet de mieux décrire l'influence de la maçonnerie sur la structure.

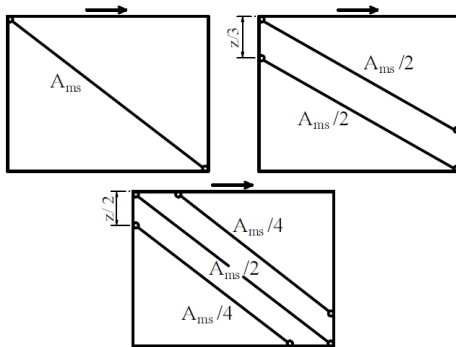


Figure 2.8. Modèles de maçonnerie dans un cadre à 1, 2 et 3 poutres [Crisafulli et al. 2007]

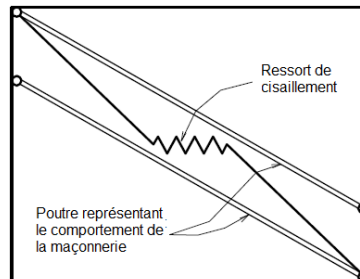


Figure 2.9. Amélioration du modèle de maçonnerie dans un cadre à 3 poutres [Crisafulli et al. 2007]

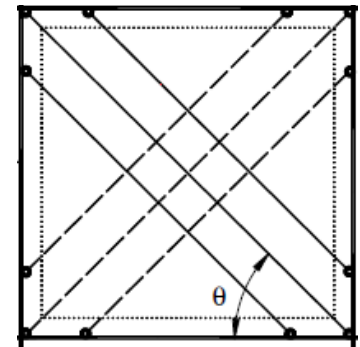


Figure 2.10. Modèle de maçonnerie dans un cadre à 6 poutres [Chrysostomou 1991]

Afin de mieux considérer l'endommagement de la structure, des ressorts peuvent être ajoutés [Crisafulli 2002] comme montré sur la figure 2.9. Enfin, il est possible d'ajouter des ressorts pour mieux prendre en compte l'effet de la maçonnerie sur le cadre dans la seconde diagonale (figure 2.10). Ces ressorts permettent d'avoir une réponse appropriée du modèle dans le cas d'un chargement cyclique en cisaillement.

Dans le cas de chargements cyclique ou dynamique, d'autres poutres doivent être ajoutées dans d'autres directions afin de prendre en compte les déformations dans d'autres directions. Enfin, divers modèles en découlent comme ces deux exemples :

- Le modèle de Dacanini [Dacanini et al. 2004] qui permet d'obtenir une résistance aux chargements latéraux (les barres sont inactives en tension, mais elles sont actives en compression).
- Le modèle de Puglisi [Puglisi et al. 2009] part du constat que les modèles classiques ne correspondent pas à la réalité à cause des interactions entre les barres qui ne sont pas toujours considérées. Pour se faire, un modèle à une barre dans chaque diagonale est pensé. Ces deux barres sont liées entre elles à leur intersection. Ce lien permet un transfert d'effort entre elles.

Le piédroit de cokerie n'étant pas enfermé dans un cadre, une autre approche doit être utilisée.

2.2.2. Approche phénoménologique

L'approche phénoménologique consiste à définir une loi de comportement du matériau homogène équivalent pour une maçonnerie. Cette loi de comportement est basée sur l'expérience du comportement des maçonneries. Cette méthode découle des travaux de Lourenço [Lourenço 1996] [Lourenço 1998] [Lourenço 2002]. Les paramètres de cette loi sont ensuite obtenus par l'intermédiaire d'essais. Plus la loi de comportement du matériau homogène est complète, plus la détermination des paramètres de la matrice de rigidité est complexe et fastidieuse. En effet, l'obtention de ces derniers nécessitera plus d'essais pour pouvoir déterminer chaque composant du tenseur de comportement équivalent. Afin de rester avec un nombre d'essais raisonnable, cette méthode est généralement utilisée avec une hypothèse de contraintes planes. Basées sur ces travaux, deux voies sont possibles.

L'endommagement peut être défini de différentes manières. Certains auteurs comme Syrmakizis [Syrmakizis et Asteris 2001] ont décidé de développer une loi de comportement orthotrope non linéaire dans chaque direction. L'endommagement micromécanique se traduit par la non-linéarité de la loi de comportement à l'échelle macroscopique. D'autres auteurs tels que Berto [Berto et al. 1997] utilisent une loi de comportement orthotrope, linéaire dans chaque direction. Un critère de limite à rupture macroscopique y est associé pour représenter le mécanisme d'ouverture des joints. Cette dernière méthode négligeant

l'adoucissement du comportement avant la rupture totale d'une interface, certains auteurs envisagent une voie mixte [Papa et Nappi 1997].

Le modèle de Lourenço utilisant une plasticité orthotrope avec adoucissement est un exemple d'approche phénoménologique. Il considère un matériau équivalent orthotrope prenant en compte le phénomène de plasticité et d'adoucissement. Se basant sur l'hypothèse des contraintes planes et utilisant une combinaison des critères de Rankine et de Hill, ce modèle définit un critère de plasticité orthotrope à l'échelle macroscopique (figure 2.11).

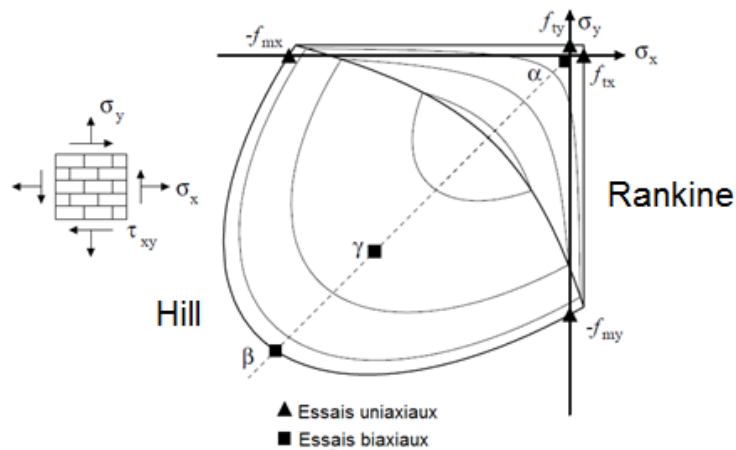


Figure 2.11. Critère de plasticité orthotrope dans le cas des maçonneries et position des essais [Lourenço 1996]

Le critère de Hill définit la limite en compression. Dans le cas des contraintes planes, il s'écrit de la façon suivante :

$$f_2 = A\sigma_x^2 + B\sigma_x \sigma_y + C\sigma_y^2 + D\tau_{xy} - 1 \quad \text{Eq 2.5.}$$

Avec A, B, C et D les paramètres matériaux définissant la convexité du domaine élastique. Ces paramètres matériaux sont explicités dans la thèse de Lourenço [Lourenço 1996]. Afin de déterminer ces paramètres, un essai de traction uniaxiale et un essai de compression uniaxiale ont été réalisés. Ces essais déterminent le contour de la surface seuil. Ils correspondent aux triangles sur le schéma de la figure 2.11.

Enfin, les essais biaxiaux présentés sur la figure 2.12 sont réalisés pour déterminer l'influence de :

- La contrainte en cisaillement sur la limite à rupture en traction (α).
- La compression dans une direction matérielle sur la limite à rupture en compression dans l'autre direction matérielle (β).
- La contrainte en cisaillement sur la limite à rupture en compression (γ).

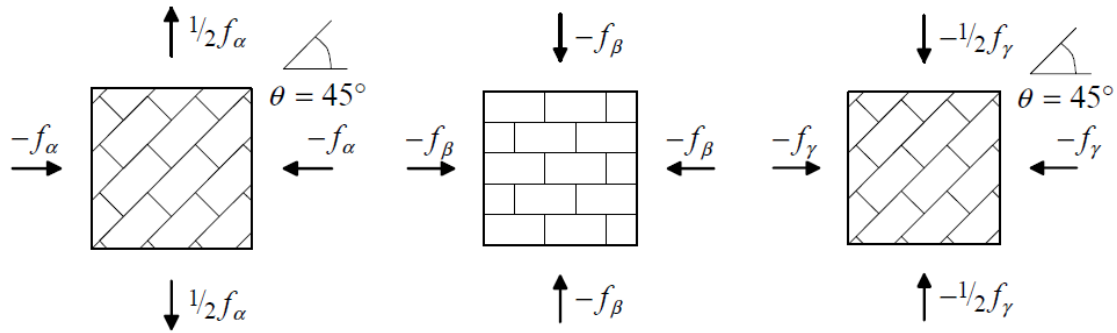


Figure 2.12. Essais biaxiaux déterminant respectivement les paramètres α , β et γ [Lourenço 1996]

Même si Lourenço obtient avec son modèle des résultats intéressants, l'identification des paramètres dans les modèles de type phénoménologique reste fastidieuse et longue. La dispersion des résultats dans les essais de limite à rupture des réfractaires étant importante, un grand nombre d'essais doit être réalisé pour chaque cas de chargement. De plus, les échantillons sont de taille importante et demandent un temps de préparation important. Par conséquent, une approche utilisant l'homogénéisation remplace de plus en plus souvent les méthodes phénoménologiques.

Afin de s'affranchir de ces essais fastidieux et au vu des moyens numériques qui ont évolué, il est plus simple d'obtenir les propriétés macroscopiques numériquement grâce à des théories d'homogénéisation.

2.2.3. Homogénéisation

La notion d'hétérogénéité n'a une signification que si l'échelle d'observation est définie. En effet, tous les matériaux sont hétérogènes à une échelle donnée même si, d'un point de vue macroscopique, beaucoup apparaissent comme homogènes.

L'homogénéisation vise à remplacer le matériau hétérogène par un matériau homogène de comportement équivalent. Cette technique se base sur un Volume Élémentaire Représentatif (VER). Ce VER doit être correctement défini sous peine de retranscrire une partie de l'effet des conditions aux bords dans le comportement du matériau [Biancolini 2005] [Buannic et al. 2003].

Le VER doit être d'une taille suffisamment grande comparée à la taille des hétérogénéités de la matière pour être représentatif de leurs répartitions dans le matériau (figure 2.13). Il doit aussi être suffisamment petit pour que les champs mécaniques calculés avec le modèle macroscopique soient peu variables au sein du VER [Nguyen 2007]. Pour conclure, sa taille doit être suffisamment grande face à la taille des hétérogénéités, mais suffisamment petite face à la taille de la structure pour que les propriétés résultantes du

calcul ne soient pas influencées par les conditions aux limites [François et al. 1991] [Sab 1992].

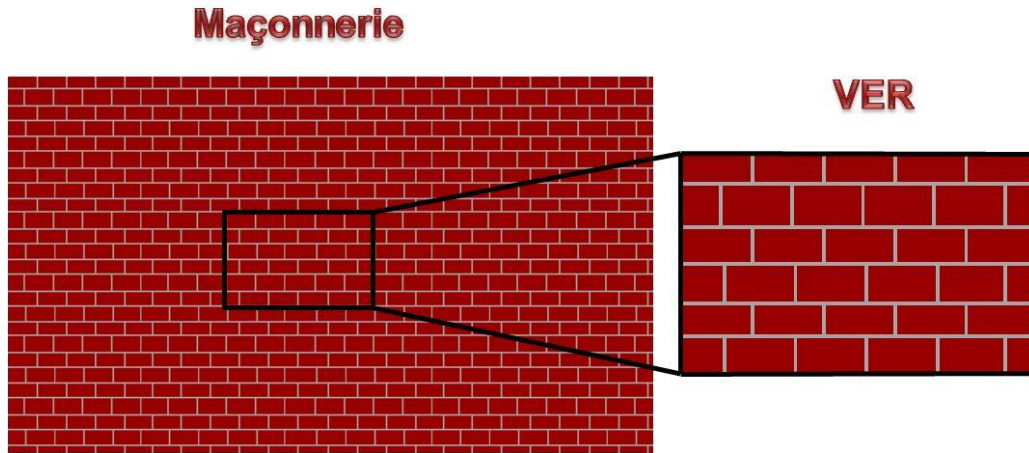


Figure 2.13. Extraction d'un VER à partir d'une géométrie type de maçonnerie vue en 2D

Du point de vue microscopique, il est possible de définir la moyenne volumique des contraintes $\langle \bar{\sigma} \rangle$ et la moyenne volumique des déformations $\langle \bar{\epsilon} \rangle$. En considérant une loi élastique linéaire, le tenseur de comportement $\bar{\bar{\bar{C}}}$ et le tenseur de souplesse $\bar{\bar{\bar{S}}}$, liant les contraintes et les déformations macroscopiques, peuvent être définis.

En prenant en compte l'hypothèse d'homogénéité du matériau constitutif, il est possible d'écrire les équations 2.6 et 2.7.

$$\langle \bar{\epsilon} \rangle = \bar{\bar{\bar{S}}} : \langle \bar{\sigma} \rangle = \bar{\bar{\bar{S}}} : \bar{\Sigma} \quad \text{Eq 2.6.}$$

$$\langle \bar{\sigma} \rangle = \bar{\bar{\bar{C}}} : \langle \bar{\epsilon} \rangle = \bar{\bar{\bar{C}}} : \bar{E} \quad \text{Eq 2.7.}$$

Avec $\bar{E}$ et $\bar{\Sigma}$ le champ de déformation et de contrainte du VER homogène.

2.2.3.1. Les modèles élastiques linéaires

Afin d'obtenir les propriétés des Matériaux Homogènes Equivalents (MHE), des auteurs comme Pande étudient l'influence des joints verticaux et horizontaux séparément [Pande et al. 1989]. Ce type d'approche, n'intégrant pas l'effet du couplage entre les joints verticaux et horizontaux, a tendance à sous-estimer les modules d'élasticité des maçonneries. De plus, la séquence d'homogénéisation choisie (prise en compte d'abord des joints horizontaux puis des joints verticaux ou vice-versa) a une influence sur les propriétés du matériau homogène équivalent obtenues ce qui est en contradiction avec les principes régissant l'homogénéisation.

D'autres méthodes basées sur le travail de Pande ont émergé. Elles visent à prendre en compte l'influence de l'épaisseur des joints [Cecchi et Sab, 2002]. Néanmoins, la précision des résultats dans le cas de joints d'épaisseur importante laisse à désirer. Afin de pallier à tous ces manques et pour pouvoir prendre en compte la non-linéarité des structures maçonnées, il est préférable de passer à des méthodes d'homogénéisation par éléments finis [Anthoine 1997].

2.2.3.2. Les modèles numériques

L'équivalence entre la structure originelle et le matériau homogène équivalent peut être faite en déformation ou en contrainte :

- L'approche en contrainte : $\langle \bar{\epsilon} \rangle$ dépend linéairement de $\bar{\Sigma}$ (Eq 2.6). Un chargement homogène des VER en contrainte est considéré.

- L'approche en déformation : $\langle \bar{\sigma} \rangle$ dépend linéairement de $\bar{E}$ (Eq 2.7). Un chargement homogène des VER en déformation est considéré.

Dans ce tapuscrit, seule l'approche en déformation sera explicitée, car c'est celle qui sera utilisée dans cette étude. Quoi qu'il en soit, les deux approches sont transposables facilement l'une à l'autre.

2.2.3.2.1. Approche en déformation.

Cette approche consiste à imposer un chargement en déformation sur un domaine V composé d'un matériau hétérogène et sur le même domaine composé d'un matériau homogène équivalent. En pratique, $\bar{u} = \bar{\epsilon} \bar{y}$ est imposé sur les bords de la cellule étudiée (Figure 2.14).

Avec : $\bar{\epsilon}$: Le tenseur de déformation homogène

$\bar{y}$: Le vecteur des coordonnées du point considéré

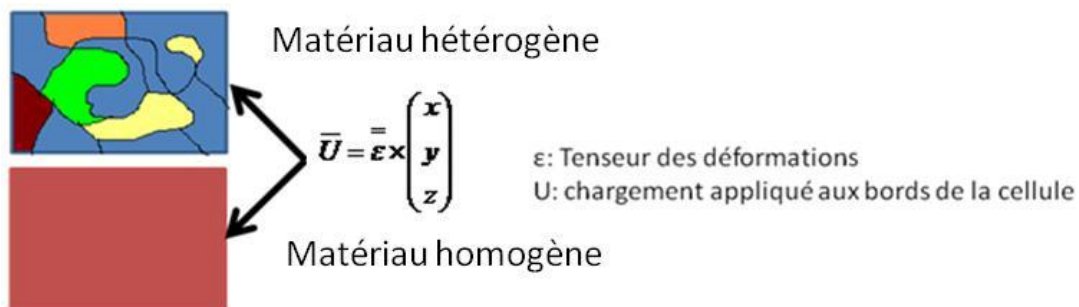


Figure 2.14. Chargement homogène en déformation

$\overset{\equiv}{\underset{\equiv}{c}}^k$ et $\overset{\equiv}{\underset{\equiv}{C}}$ sont respectivement définis comme les tenseurs d'élasticité des k constituants composant le matériau hétérogène (mésoscopique) et celui du matériau homogène équivalent (macroscopique). Il sera défini de la même façon les tenseurs de souplesse $\overset{\equiv}{\underset{\equiv}{s}}^k$ et $\overset{\equiv}{\underset{\equiv}{S}}$. Deux types d'énergie peuvent être définis :

- L'énergie de déformation (W)

$$W(\bar{u}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^k \int_V \bar{\varepsilon}(\bar{u}) : \overset{\equiv}{\underset{\equiv}{c}}^k : \bar{\varepsilon}(\bar{u}) dV = \frac{1}{2} \int_V \bar{E}(\bar{u}) : \overset{\equiv}{\underset{\equiv}{C}} : \bar{E}(\bar{u}) dV \quad \text{Eq 2.8.}$$

- L'énergie complémentaire (W^*)

$$W^*(\bar{u}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^k \int_V \bar{\sigma} : \overset{\equiv}{\underset{\equiv}{s}}^k : \bar{\sigma} dV = \frac{1}{2} \int_V \bar{\Sigma} : \overset{\equiv}{\underset{\equiv}{S}} : \bar{\Sigma} dV \quad \text{Eq 2.9.}$$

Pour des raisons de simplicité, telle que la facilité de prise en compte du travail des efforts extérieurs comparée à la prise en compte du travail des déplacements pour un champ de contrainte donné, le calcul des propriétés du MHE se fait plus souvent par l'intermédiaire du minimum de l'énergie potentielle que par le minimum de l'énergie complémentaire. De plus, sachant que le modèle qui a été développé dans ce travail utilise le minimum de l'énergie de déformation et que les deux méthodes sont analogues en termes de processus, seule cette méthode est présentée ci-après.

Le problème est défini sur le domaine V par [HOHE et al. 2001] :

$$\left\{ \begin{array}{l} \overline{\text{div}} \bar{\sigma} = \bar{0} \\ \bar{\sigma} = \overset{\equiv}{\underset{\equiv}{C}} : \bar{\varepsilon} \\ \bar{\varepsilon} = \overset{\sim}{\text{grad}}(\bar{u}) \\ \bar{u} = \bar{E} \cdot \bar{y} \quad \bar{y} \in \partial V \end{array} \right. \quad \text{Eq 2.10.}$$

2.2.3.2.2. Minimum de l'énergie potentielle

Soit $\bar{\varepsilon}_s$, $\bar{\sigma}_s$ et $\bar{u}_s$ les champs de déformation, de contrainte et de déplacement solutions du problème. Soit $\bar{u}$ un champ cinématiquement admissible (CA) pour le problème. Le théorème du minimum de l'énergie potentielle donne l'équation suivante :

$$W(\bar{u}_s) - \phi(\bar{u}_s) = \min_{\bar{u} \text{ CA}} (W(\bar{u}) - \phi(\bar{u})) \quad \forall \bar{u} \text{ CA} \quad \text{Eq 2.11.}$$

Où W est la densité volumique de déformation, et ϕ est le travail des efforts extérieurs.

ϕ représentant le travail des efforts extérieurs pour un champ de déplacement donné. Les conditions aux bords imposées étant des déplacements, il sera considéré que $\phi = 0$.

$\bar{u}^*$ traduit l'écart entre le déplacement $\bar{u}$ observé et celui qui régnerait si le matériau était homogène:

$$\bar{u}^* = \bar{u} - \bar{\bar{E}} \cdot \bar{y} \quad \text{Eq 2.12.}$$

D'après la comparaison des équations 2.9 et 2.11, sur ∂V : $\bar{u}^* = 0$

De plus,

$$\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}) = {}^S\overline{\overline{\text{grad}}}(\bar{u}) = {}^S\overline{\overline{\text{grad}}}(\bar{u}^* + \bar{\bar{E}} \cdot \bar{y}) = \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}} \quad \text{Eq 2.13.}$$

${}^S\overline{\overline{\text{grad}}}(\bar{u})$ étant le gradient symétrisé du vecteur $\bar{u}$.

$$\bar{\bar{\sigma}}_s = \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \quad \text{Eq 2.14.}$$

En combinant les équations 2.8 et 2.11, il est possible d'obtenir :

$$\frac{1}{V} \int_V \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) : \bar{\bar{c}} : \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) dV = \min \left(\frac{1}{V} \int_V \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}) : \bar{\bar{c}} : \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}) dV \right) \quad \text{Eq 2.15.}$$

Donc :

$$\langle \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) : \bar{\bar{c}} : \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) \rangle = \min \langle \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}) : \bar{\bar{c}} : \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}) \rangle \quad \text{Eq 2.16.}$$

En prenant en compte les équations 2.14 et 2.15 :

$$\langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) + \bar{\bar{E}}) \rangle = \min \langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \rangle \quad \text{Eq 2.17.}$$

$$\langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{\sigma}}_s \rangle = \min \langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \rangle \quad \text{Eq 2.18.}$$

$$\langle \bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}_s) + \bar{\bar{E}} : \bar{\bar{\sigma}}_s \rangle = \min \langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \rangle \quad \text{Eq 2.19.}$$

$$\bar{\bar{E}} : \bar{\bar{\sigma}}_s = \min \langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \rangle \quad \text{Eq 2.20.}$$

D'après l'équation 2.6 :

$$\bar{\bar{E}} : \bar{\bar{C}}(x, y, z) : \bar{\bar{E}}(x, y, z) = \min \langle (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) : \bar{\bar{c}} : (\bar{\bar{\varepsilon}}(\bar{u}^*) + \bar{\bar{E}}) \rangle \quad \text{Eq 2.21.}$$

L'énergie de déformation emmagasinée par le matériau homogène équivalent est égale au minimum de l'énergie potentielle dans le matériau hétérogène ($\forall \bar{u}$ CA). Cela signifie que pour le même chargement en déformation, le matériau hétérogène et le matériau homogène équivalent emmagasineront la même énergie de déformation [Hohe et al. 2001].

2.2.3.2.3. La périodicité

Dans ce travail, la structure considérée à l'échelle locale est périodique d'où le choix d'une homogénéisation par conditions aux bords périodiques. L'hypothèse de périodicité permet de réduire la taille de l'ensemble étudié [Bornert et al. 2001]. Dans le cas d'une homogénéisation classique, il faut que le VER soit au moins dix fois plus grand que la taille de l'hétérogénéité. En prenant en compte la périodicité du milieu, il devient possible de n'étudier que la Cellule Élémentaire Représentative (CER) [Bornert et al. 2001] (figure 2.15).

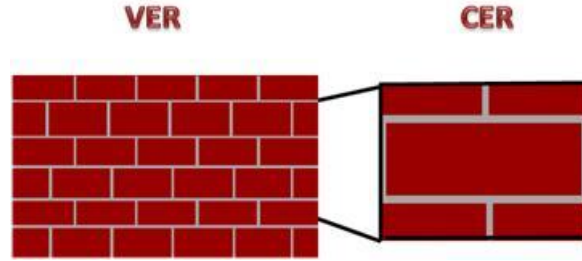


Figure 2.15. Extraction d'une CER à partir d'un VER dans le cas d'une maçonnerie

Dans la première étape, il faut tout d'abord définir les conditions aux bords qu'il faudra imposer à la CER hétérogène. Ces conditions découlent du chargement et des conditions de périodicité. Une fois ces dernières imposées, il faudra simuler la CER hétérogène soumise aux différents cas de chargement afin de déterminer la densité d'énergie de déformation emmagasinée pour chacun d'entre eux.

Après mise sous forme vectorielle des tenseurs de déformation et de contrainte, et dans le cas où la maçonnerie est considérée comme ayant un comportement homogène équivalent élastique linéaire, le comportement est décrit par :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1^{eq} & -\nu_{12}^{eq}/E_1^{eq} & -\nu_{13}^{eq}/E_1^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{21}^{eq}/E_2^{eq} & 1/E_2^{eq} & -\nu_{23}^{eq}/E_2^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{31}^{eq}/E_3^{eq} & -\nu_{32}^{eq}/E_3^{eq} & 1/E_3^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12}^{eq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13}^{eq} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23}^{eq} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{23} \end{pmatrix} \quad \text{Eq 2.22.}$$

Enfin, en choisissant judicieusement le chargement en déformations ($\bar{\epsilon}$), en utilisant le fait que $W_{hétérogène}^{VER} = W_{homogène}^{VER}$ et en comparant les résultats obtenus avec la CER hétérogène aux résultats obtenus avec la CER homogénéisée, grâce à un processus d'identification inverse de type Levenberg-Marquardt [Levenberg 1944] [Marquardt 1963], les propriétés mécaniques du matériau homogène équivalent sont obtenues. Il est possible de faire cette seconde étape en définissant l'énergie de déformation de la CER en fonction des propriétés mécaniques du matériau homogène. Il faut pour cela répéter ce processus n fois en fonction des n chargements considérés. L'utilisation de l'algorithme permet de s'assurer, plus facilement, que les conditions au bord de la CER homogénéisée et de la CER hétérogène soient exactement identiques. Ce processus permet donc de minimiser les erreurs humaines. Ces techniques permettent d'obtenir les propriétés mécaniques du Matériau Homogène Equivalent $\overline{P_{MHE}}$ ($E_1^{eq}, E_2^{eq}, E_3^{eq}, v_{12}^{eq}, v_{13}^{eq}, v_{23}^{eq}, G_{12}^{eq}, G_{13}^{eq}, G_{23}^{eq}$) à partir des propriétés des matériaux hétérogènes $\overline{P_{het}}$.

L'algorithme d'identification inverse de type Levenberg-Marquardt (annexe A) consiste à comparer l'énergie de déformation obtenue avec la cellule hétérogène w_i^{het} , pour une sollicitation i , avec celle obtenue avec la cellule homogène w_i^{eq} soumise à la même sollicitation. Il faut donc minimiser la fonction erreur suivante :

$$e(P_{MHE}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (w_i^{eq}(\overline{P_{MHE}}) - w_i^{het}(\overline{P_{het}}))^2 \quad \text{Eq 2.23.}$$

Pour que les paramètres soient toujours physiquement admissibles, l'algorithme a été modifié [Schnur et Zabaras 1992]. Cette modification permet d'obtenir une nouvelle fonction erreur prenant en compte ces contraintes :

$$e(\overline{P_{MHE}}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (w_i^{eq}(\overline{P_{MHE}}) - w_i^{het}(\overline{P_{het}}))^2 + \sum_{j=1}^q \frac{\omega_j}{c_j(\overline{P_{MHE}})} \quad \text{Eq 2.24.}$$

Où ω_j , c_j et q sont respectivement les poids, les fonctions contraintes et le nombre de contraintes.

Dans les travaux qui seront développés dans le paragraphe 2.3, l'algorithme est codé en fortran. Il admet comme données d'entrée les énergies de déformation de la cellule hétérogène sous différents cas de chargement. Elles sont comparées à celles obtenues avec la cellule homogène. L'algorithme modifie ensuite les propriétés du MHE de façon incrémentale afin que les énergies de déformation des cellules hétérogènes et homogènes convergent pour chaque chargement. Le calcul arrête de mettre à jour les $\overline{P_{MHE}}$ quand, pour une itération k :

$$\frac{|d\overline{P_{MHE}}|}{10^{-5} + |\overline{P_{MHE}}|} < 10^{-3} \quad \text{Eq 2.25.}$$

Chapitre 2 : Modélisation des maçonneries

Dans le cas d'un matériau orthotrope, neuf chargements (conditions aux bords) sur les CER homogène et hétérogène sont nécessaires afin d'obtenir les propriétés des MHE orthotropes :

- | | | |
|----------------------------------|----------------------------------|---|
| - ε_{11} | - ε_{12} | - $\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}$ |
| - ε_{22} | - ε_{13} | - $\varepsilon_{11} + \varepsilon_{33}$ |
| - ε_{33} (annexes B) | - ε_{23} (annexes D) | - $\varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$ (annexes C) |

Ces différents chargements sont appliqués tout en respectant les conditions de périodicité puisqu'une CER est utilisée et non un VER.

Pour appliquer à la fois les conditions aux limites (chargement et conditions de symétrie et d'antisymétrie), deux approches sont possibles :

- Appliquer les conditions de périodicité comme une relation entre les nœuds de deux faces opposées puis appliquer le chargement.
- Appliquer un chargement équivalent qui est la superposition de la périodicité et du chargement extérieur.

La première méthode a l'inconvénient d'être lourde puisque les faces liées par une même condition de périodicité doivent être sélectionnées nœud par nœud sous Abaqus 6.11. Par conséquent, plus la CER est finement maillée, plus cette étape est fastidieuse. De plus, un changement de maillage signifie qu'il faut recommencer une partie de la mise en données. Néanmoins, elle permet d'économiser des calculs à la main.

Dans la seconde méthode, le chargement et le déplacement périodique sont superposés et appliqués comme conditions aux limites.

Les maçonneries possédant des conditions de symétrie et/ou d'antisymétrie, la deuxième solution a été choisie afin de faciliter la démarche. Les calculs sont détaillés dans les annexes B à D.

2.2.3.2.4. Les modèles à états de joint

Le modèle à états de joint utilise les méthodes de l'homogénéisation périodique développée précédemment. Le plus souvent, dans les maçonneries la propagation de fissures se fait à l'interface brique-mortier ou dans le mortier. Il est donc raisonnable de définir un mode d'endommagement qui correspondrait à l'ouverture des joints. Luciano et Sacro ont défini différents états d'ouverture de joints sur une CER d'une maçonnerie périodique [Luciano et Sacco 1997] [Luciano et Sacco 1998]. Ces huit états d'endommagement sont ceux représentés sur la figure 2.16.

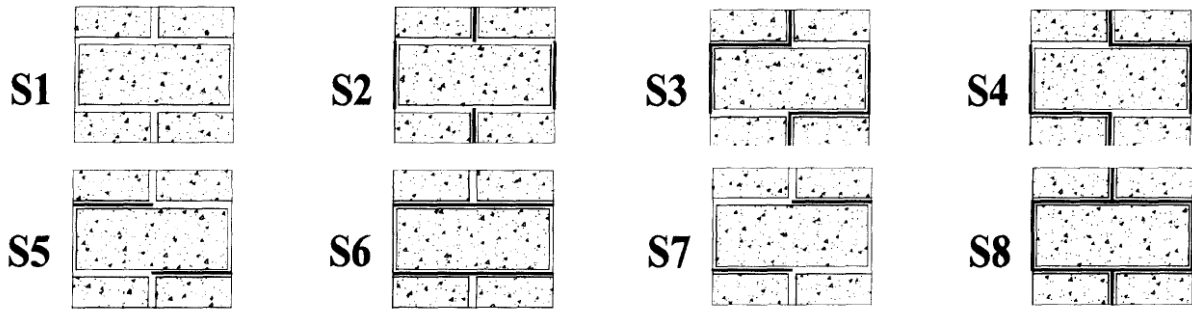


Figure 2.16. Etats d'endommagement des maçonneries selon Luciano et Sacco [Luciano et Sacco 1997]

Dans le modèle de Luciano et Sacco, les transitions entre les états se font grâce à deux critères complémentaires :

- Un critère énergétique de type Griffith permettant de localiser la zone d'endommagement.

$$-\frac{d\mathcal{U}}{dx} < G \quad \text{Eq 2.26.}$$

Où G est la limite de Griffith, et $\mathcal{U}$ la densité de l'énergie de déformation de la cellule élémentaire.

- Un critère de cohésion, en contrainte, permettant de définir quel type de joint s'ouvre dans les zones localisées par le critère de Griffith.

$$\begin{cases} c - \sigma_n > 0 \\ |\tau| < \mu(c - \sigma_n) \end{cases} \quad \text{Eq 2.27.}$$

Où C est la contrainte de cohésion, μ le coefficient de frottement, τ la contrainte de cisaillement et σ_n la contrainte en traction.

Cette méthode ne donnant pas de bon résultat en termes d'ouverture de joints (endommagement uniquement dans un angle lors du cisaillement, dans le plan, d'une maçonnerie) [Luciano et Sacco 1997], une nouvelle approche, se basant sur ce concept d'état de joint, a été menée au sein du laboratoire PRISME. Elle fut initialement développée pour des maçonneries en 2D avec des joints sans mortier [Gasser et al. 2004] [Nguyen et al. 2009] puis étendue pour des maçonneries en 3D avec des joints avec mortier [Landreau 2009].

2.3. Modèle de maçonnerie choisi pour le projet COOL

2.3.1. Principe

Afin de pouvoir simuler les maçonneries, une méthode se basant sur l'homogénéisation périodique précédemment explicitée a été développée. La maçonnerie hétérogène est homogénéisée en utilisant le principe de l'homogénéisation périodique [Nguyen 2007]. Ce modèle initié par Nguyen a été appliqué aux piédroits de cokeries par Landreau lors du projet européen « Coke Oven Operating Limits ». Suite à ce projet, un second projet européen « Swelling Pressure In a coke oven, Transmission on oven walls and CONsequences on wall » (projet au sein duquel a eu lieu cette thèse) a été monté afin d'améliorer les premiers résultats obtenus par Landreau. Afin de simplifier la modélisation, les travaux de Luciano et Sacco ont été légèrement modifiés. L'ouverture progressive des joints n'est plus prise en compte. Deux types de joints (les joints horizontaux et verticaux) admettant deux états (fermé et ouvert) sont donc considérés.

Afin de prendre en compte l'endommagement à l'interface entre la brique et le mortier des structures maçonnées, il a été développé un modèle à état. Chacun de ces états étant la combinaison de l'endommagement ou non des joints verticaux et horizontaux. Pour chaque état de la maçonnerie, un comportement mécanique, du matériau homogène équivalent, doit être déterminé par homogénéisation.

Ce comportement est considéré comme orthotrope au vu de la répartition des briques et du mortier. C'est pourquoi le comportement de la maçonnerie dans chaque état peut être défini par l'équation 2.22.

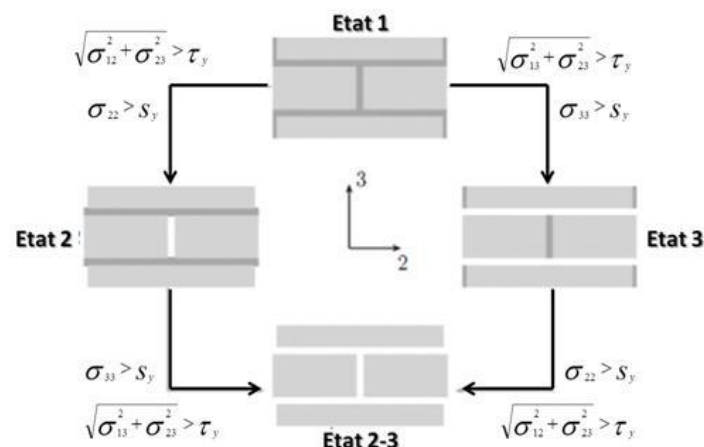


Figure 2 17. Les différents états d'une maçonnerie et les mécanismes de transition

Dans le travail développé par Landreau, les maçonneries ont une épaisseur d'une rangée de briques. Dans ce cas, il existe deux types de joints : les joints verticaux et les joints

horizontaux. Admettant un état binaire de chaque type de joints, chaque CER admet 4 états (figure 2.17 et tableau 2.1) :

Tableau 2.1. Correspondance ouverture joints /état

	Joints verticaux fermés	Joints verticaux ouverts
Joints horizontaux fermés	Etat 1 Structure homogène 	Etat 2 Fissures verticales 
Joints horizontaux ouverts	Etat 3 Fissures horizontales 	Etat 2-3 Matériau sans rigidité 

2.3.2. Critère

Afin d'assurer la transition entre les états et donc l'ouverture des joints, des critères de transition sont utilisés. L'ouverture des joints étant un phénomène local, la prise en compte de données locales (mésoscopiques) est nécessaire.

Au vu du comportement fragile de ces entités, un critère de type Rankine est préférable en traction. Il est défini selon la direction i et compare les contraintes en traction σ_{ii} à la limite à rupture en traction τ_y .

$$\sigma_{ii} > \tau_y \quad \text{Eq 2.28.}$$

En cisaillement, l'effet de confinement fait dépendre linéairement la limite à rupture en cisaillement s_y à la contrainte en compression orthogonale au joint considéré. Comme montré dans l'équation 2.29, les contraintes en cisaillement sont ensuite comparées à la limite à rupture en cisaillement.

$$\sqrt{\sigma_{ij}^2 + \sigma_{kl}^2} > s_y \quad \text{Eq 2.29.}$$

- Avec :

$$\begin{cases} \forall \sigma_{ii} > 0 & s_y = c \\ \forall \sigma_{ii} < 0 & s_y = c - \sigma_{ii} \tan \phi \end{cases} \quad \text{Eq 2.30.}$$

c et ϕ étant respectivement la cohésion et l'angle de frottement.

Dans la figure 2.18, il est possible de retrouver ces critères liés aux frottements de type Mohr-Coulomb et à la limite en traction de Rankine. De plus, une zone de type « cut-

off » en cisaillement est implémentée quand les contraintes en traction/compression sont positives.

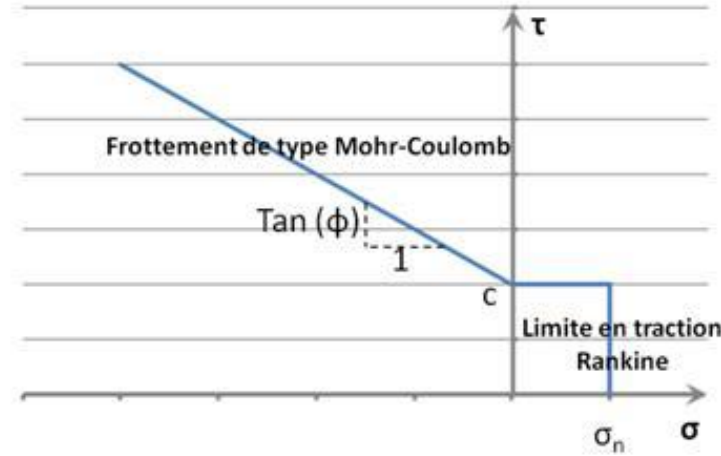


Figure 2.18 Critère d'ouverture des joints dans l'espace contrainte en cisaillement/contrainte normale

Le critère de Rankine a été déterminé grâce à des essais de traction directe sur l'interface développés au sein du laboratoire PRISME et présentés dans le chapitre 3 (§3.1.1.2.3). Des essais de caractérisation en compression-cisaillement afin d'obtenir les paramètres c et ϕ sont aussi présentés dans le chapitre 3 (§3.1.1.2).

Lors des simulations, le comportement homogène équivalent est utilisé. De ce fait, seules les valeurs des contraintes macroscopiques sont accessibles. Il est donc nécessaire de redéfinir le critère de façon macroscopique [Landreau 2009].

Dans l'état 1 (tous les joints étant saints), la CER est continue. Les contraintes mésoscopiques sont donc assimilables aux contraintes macroscopiques :

$$\sigma_{22} = \Sigma_{22} ; \sigma_{33} = \Sigma_{33} ; \sigma_{12} = \Sigma_{12} ; \sigma_{23} = \Sigma_{23} ; \sigma_{13} = \Sigma_{13} \quad \text{Eq 2.31.}$$

Dans l'état 3, la CER est continue par bande. Les contraintes locales orthogonales à la surface de contact peuvent donc être assimilables aux contraintes macroscopiques (Eq 2.17.).

$$\sigma_{22} = \Sigma_{22} ; \sigma_{12} = \Sigma_{12} ; \sigma_{23} = \Sigma_{23} \quad \text{Eq 2.32.}$$

Dans l'état 2 la structure n'est plus un milieu continu, il n'est plus possible d'obtenir une relation aussi simple entre les contraintes mésoscopiques et macroscopiques (figure 2.19).

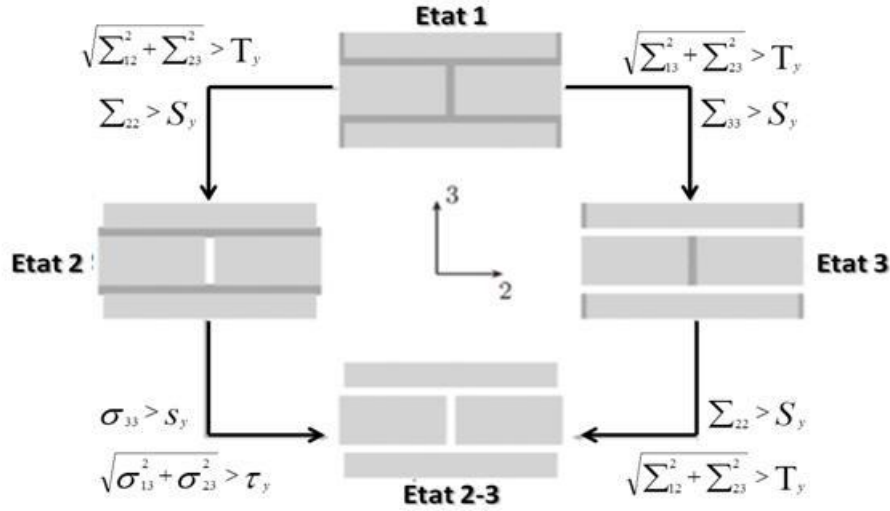


Figure 2.19. Nouveaux mécanismes de transition

Cette loi a été implémentée dans un code utilisant un schéma explicite pour pouvoir éviter les problèmes de convergence liés au changement brutal de rigidité du matériau. De plus, ayant toujours besoin des contraintes locales dans l'état 2, des méthodes utilisant un tenseur de localisation ou la sous-structuration ont été utilisées.

2.3.3. Tenseur de localisation

Le tenseur de localisation, pour ce type de maçonnerie, a été défini dans les travaux de Nguyen [Nguyen 2007] et de Landreau [Landreau 2009]. Il permet d'obtenir les contraintes mésoscopiques à partir des contraintes ou des déformations macroscopiques.

La maçonnerie a un comportement linéaire, il est possible de définir le tenseur des contraintes mésoscopiques $\bar{\bar{\bar{\sigma}}}$ en fonction du tenseur des contraintes macroscopiques $\bar{\bar{\bar{\Sigma}}}$ grâce à un tenseur de localisation $\bar{\bar{\bar{L}}}_{\Sigma\sigma}^e$ défini pour chaque état. Dans l'état 2, au vu du comportement local linéaire des maçonneries, il est possible de définir une loi incrémentale :

$$d\bar{\bar{\bar{\sigma}}} = \bar{\bar{\bar{L}}}_{\Sigma\sigma}^{(2)} : d\bar{\bar{\bar{\Sigma}}} \quad \text{Eq 2.33.}$$

Puis en considérant l'équation régissant le comportement macroscopique du matériau ainsi que la linéarité par morceau, il est possible d'écrire :

$$d\bar{\bar{\bar{\sigma}}} = \bar{\bar{\bar{L}}}_{\Sigma\sigma}^{(2)} : \bar{\bar{\bar{C}}}^{(2)} : d\bar{\bar{\bar{E}}} = \bar{\bar{\bar{L}}}_{E\sigma}^{(2)} : d\bar{\bar{\bar{E}}} \quad \text{Eq 2.34.}$$

Il est donc possible de relier les contraintes locales d'une structure aux contraintes et aux déformations macroscopiques par l'intermédiaire des tenseurs de concentration $\overline{\overline{L}}_{\Sigma\sigma}^{(2)}$ et $\overline{\overline{L}}_{E\sigma}^{(2)}$. $\overline{\overline{L}}_{E\sigma}^{(2)}$ est le produit doublement contracté de $\overline{\overline{L}}_{\Sigma\sigma}^{(2)}$ et $\overline{\overline{C}}^{(2)}$.

Pour un état de contrainte $\overline{\overline{\sigma}}$:

$$\overline{\overline{\sigma}} = \int_{\overline{\overline{E}}^0}^{\overline{\overline{E}}^f} d\overline{\overline{\sigma}} = \overline{\overline{\sigma}}(\overline{\overline{E}}^f) - \overline{\overline{\sigma}}(\overline{\overline{E}}^0) \quad \text{Eq 2.35.}$$

Dans le modèle développé, les contraintes initiales sont nulles :

$$\overline{\overline{\sigma}} = \overline{\overline{L}}_{E\sigma}^{(2)} : \overline{\overline{E}} \quad \text{Eq 2.36.}$$

Par conséquent, il est possible de calculer la contrainte locale en un point dans l'état 2 de la façon suivante :

$$\sigma_{33} = L_{33ij}^{E\sigma} : E_{ij} \quad ; \quad \sigma_{23} = L_{23ij}^{E\sigma} : E_{ij} \quad ; \quad \sigma_{13} = L_{13ij}^{E\sigma} : E_{ij} \quad \text{Eq 2.37.}$$

Avec :

$$L_{ijkl}^{E\sigma} = \frac{\int_v \sigma_{23} dv}{v * E_{kl}} \quad \text{Eq 2.38.}$$

Où V est le volume dans lequel les contraintes sont moyennées.

L'utilisation du tenseur de localisation donne des résultats relativement corrects [Landreau 2009]. Néanmoins, certaines transitions entre les états 2 et 2-3 ne se font pas. En effet, quand la maçonnerie admet des joints verticaux ouverts, aucune ouverture des joints horizontaux n'est possible.

2.4. Modèle de maçonnerie développé dans le projet SPRITCO

2.4.1. Principales modifications liées aux critères

Afin d'améliorer le modèle développé par Landreau, un nouveau calcul des tenseurs de localisation a été proposé afin de mieux définir le critère. Pour se faire, la zone localisée n'est plus toute l'interface, mais une zone réduite. De plus, il a été décidé que pour bien retranscrire la réalité, un passage par l'état 2 ou 3 s'avère nécessaire avant une ouverture totale des joints. Par conséquent, il n'est pas possible de valider les critères de transition entre l'état 1 et l'état 2 et entre l'état 1 et l'état 3 en même temps afin de reproduire la propagation des fissures. Dans le cas où deux critères menant à des états différents seraient

franchis, seul celui qui maximise $\sqrt{\sigma_{ij}^2 + \sigma_{kl}^2} - s_y$ ou $\sigma_{ii} - \tau_y$ est considéré comme validé afin de contrebalancer l'effet de la taille du pas de temps sur l'ouverture des joints.

Afin d'améliorer la qualité des informations locales, une deuxième méthode remplaçant le tenseur de localisation par une sous-structuration a été développée.

2.4.2. La sous-structuration

La sous-structuration est une méthode en deux étapes qui vise à obtenir dans une zone donnée la répartition du champ des contraintes locales. Ce type de méthode permet d'avoir un bon compromis entre le coût de calcul et la quantité d'information. Dans le cas de la simulation des maçonneries à l'échelle macroscopique il permet d'obtenir les contraintes locales dans une zone précise à un instant donné. Ces informations s'avèrent précieuses pour les critères de transition entre les états 2 et 2-3. Cette méthode permet d'obtenir des contraintes mésoscopiques plus raffinées dans une zone restreinte tout en évitant le coût d'un calcul de la maçonnerie à l'échelle mésoscopique (Figure 2.20). Elle vise à atténuer la perte d'information liée à l'utilisation de l'échelle macroscopique. La principale originalité de notre cas est le fait que le résultat de la sous-structuration sera utilisé dans le modèle « global » afin de permettre la vérification d'un critère. Par conséquent, contrairement à ce qui est usuellement réalisé, le modèle sous-structuré ne sera pas réalisé après la fin du modèle « global », mais en parallèle. En effet, cette sous-structuration vise à obtenir les contraintes locales à l'interface brique-mortier afin de pouvoir les comparer aux limites à rupture et de déterminer si l'ouverture du joint a eu lieu pour un élément donné. Une fois ce processus terminé, le calcul peut reprendre normalement.

Dans ce travail, un principe de modélisation multi-échelle en parallèle analogue à celui développé par Feyel [Feyel et al. 2000] a été conçu. Comme Feyel, une sous-structuration sera réalisée, mais cette dernière sera bridée d'un point de vue de la localisation afin qu'elle ne se passe que dans les zones où les contraintes mésoscopiques ont besoin d'être connues avec précision afin de valider l'ouverture des joints.

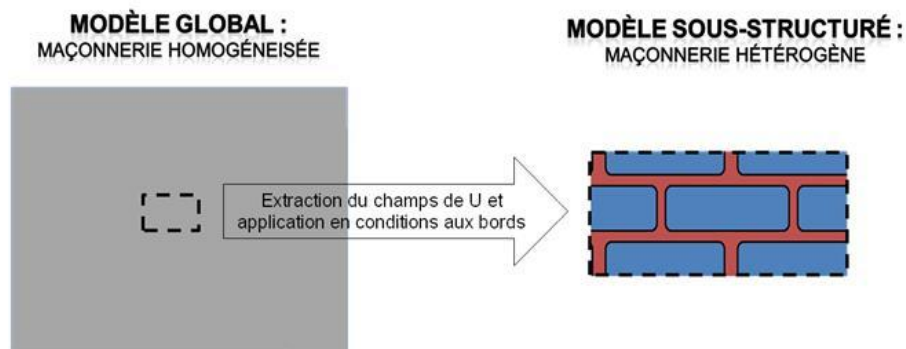


Figure 2.20. La sous-structuration appliquée à une maçonnerie homogénéisée

Comme le montre la figure 2.20, la sous-structuration est une méthode en deux étapes s'appuyant sur un modèle global. Dans un premier temps, un calcul global est réalisé. Afin d'obtenir des informations mésoscopiques dans une zone plus restreinte, un second modèle ne représentant que cette zone est réalisé. Ce second modèle admet comme conditions aux bords des déplacements issus de l'interpolation du champ de déplacement du modèle global. Comme montré sur la figure 2.20, le modèle sous-structuré se nourrit du modèle global puisqu'il extrait ses conditions aux bords en déplacement, obtenues de l'interpolation des déplacements [Lai et al. 2005].

Ce type de méthode peut être réalisé en chaîne afin d'obtenir le maximum des contraintes locales. Dans ce type de cas, il y a souvent deux sous-structurations initiales qui donnent trois modèles : modèle grossier, modèle moyen et modèle fin. À l'aide d'un critère simple, il est possible de vérifier la convergence de la démarche et de déterminer quand le processus de sous-structuration enchaîné doit s'arrêter [Cormier et al. 1999] :

$$\begin{aligned} \left| \sigma_{\max}^{\text{grossier}} - \sigma_{\max}^{\text{moyen}} \right| &> \left| \sigma_{\max}^{\text{moyen}} - \sigma_{\max}^{\text{fin}} \right| \\ \left| \sigma_{\max}^{\text{moyen}} - \sigma_{\max}^{\text{fin}} \right| &< A \end{aligned} \quad \text{Eq 2.39.}$$

Où A est la tolérance désirée.

Ce type de technique peut être utilisé dans le cas de la simulation de propagation de fissures [Schöllmann et al. 1992]. Elle peut aussi être utilisée afin d'obtenir une répartition locale des contraintes dans des zones simplifiées à cause de la taille d'une hétérogénéité locale. Ce qui est le cas lors de l'étude de la résistance des bagues dentaires [Lin 2011], l'étude de la résistance des facettes dentaires [Liu 2009] ou l'étude de la couche adhésive reliant deux plis de composite [Bogdanovich et al. 1999]. Le cas étudié lors de cette thèse se rapprocherait du deuxième type de cas puisqu'il s'agit de modéliser en détail une région d'une pièce qui a été simplifiée.

2.4.3. Application de la sous-structuration à la maçonnerie

La transition entre les états 2 et 2-3 étant la seule nécessitant des données locales, il faudrait dans l'idéal appliquer la sous-structuration à chaque élément se trouvant dans cette étape pour chaque incrément. Néanmoins, le coût d'une telle procédure serait trop important. Par conséquent, la sous-structuration a été bridée et le critère présenté sur la figure 2.21 a été imaginé, pour ne sous-structurer que lorsque cela est nécessaire. Ce critère se base sur une comparaison entre les contraintes mésoscopiques et la limite à rupture microscopique. Les contraintes mésoscopiques sont supérieures aux contraintes macroscopiques de la zone utile. Donc, si les contraintes macroscopiques dépassent la limite à rupture mésoscopique il est inutile de procéder à une sous-structuration puisqu'il est possible d'affirmer que le critère est validé. Enfin, si les contraintes macroscopiques sont

trop basses, inférieures à α (où α est une constante comprise entre 0 et 1) fois la limite à rupture microscopique, il est inutile de procéder à une sous-structuration, car le critère local ne sera pas validé. Suite à des simulations sur une CER à l'échelle mésoscopique, il a été observé dans le pire des cas un facteur $\alpha=0,6$ entre les contraintes locales et globales pour le cas considéré.

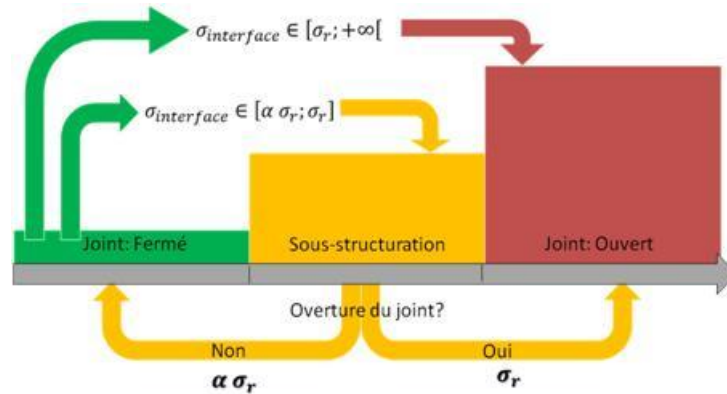


Figure 2.21 Critère de transition avec sous-structuration

Dans le cas où le niveau de contraintes se trouve entre $\alpha\sigma_r$ et σ_r , le calcul principal est mis en attente et une sous-structuration est réalisée. Une fois la sous-structuration enclenchée, les contraintes locales sont déduites, le critère est validé ou invalidé puis le calcul principal reprend. Cette procédure est représentée sur la figure 2.22.

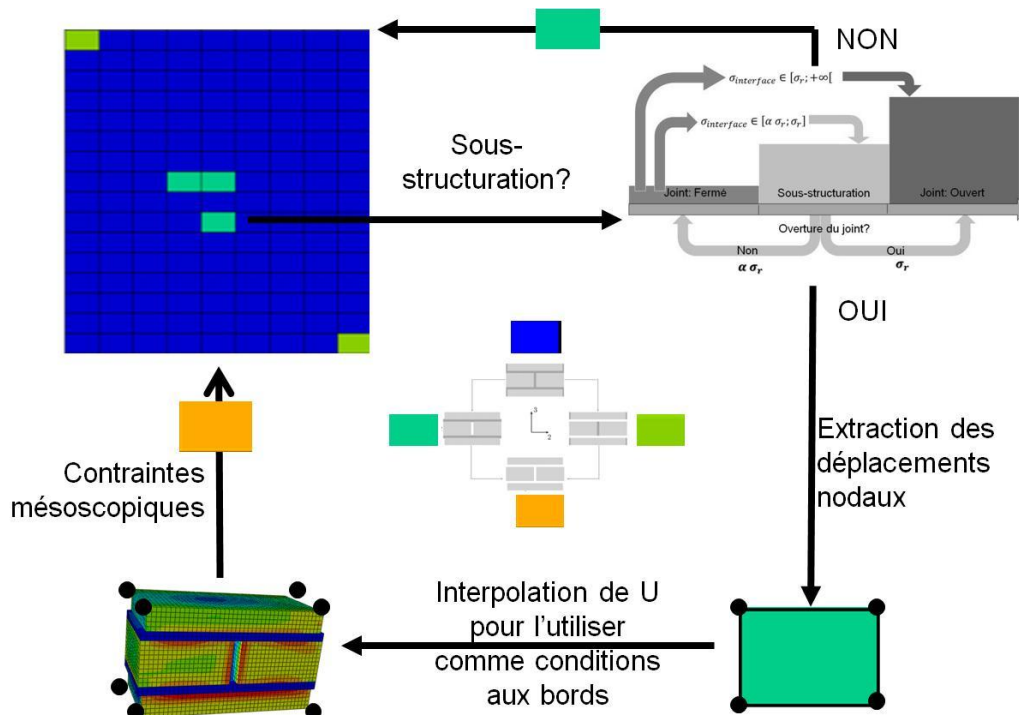


Figure 2.22. Processus de sous-structuration

2.4.3.1. Extraction des déplacements du modèle global

La simulation globale (macroscopique) nécessite un schéma explicite. Pour implémenter une loi de comportement, Abaqus utilise une routine codée en fortran nommée « Vumat ». Dans cette routine, l'accès aux déplacements n'est pas assuré puisqu'elle admet comme donnée d'entrée un incrément de déformation. C'est pourquoi une procédure de lecture dans le fichier « .sel » (fichier de stockage d'information pour Abaqus en explicite) a été mise en place.

Afin de faciliter la procédure, il a été décidé que chaque sous-structuration aurait lieu sur une CER. De plus, pour ne pas imposer une correspondance entre la taille des éléments du modèle global et la taille de la CER sous-structurée, les conditions aux bords pour le calcul de la CER (sous-structuration) sont déduites du modèle global en 3 étapes :

- Extraction des déplacements des 8 nœuds de l'élément du modèle global considéré.
- Déduction du déplacement des 8 nœuds correspondant aux 8 coins de la CER sous-structurée grâce aux ratios : $\frac{\text{Longueur élément}}{\text{Longueur CER}}$; $\frac{\text{Largeur élément}}{\text{Largeur CER}}$; $\frac{\text{Profondeur élément}}{\text{Profondeur CER}}$. Ce ratio peut être utilisé, car chaque élément du modèle global est un élément quadratique avec intégration linéaire.
- Interpolation linéaire pour obtenir l'évolution de u_i sur chaque face.

Afin d'assurer l'automatisation de la sous-structuration ainsi que son déroulement en 3 étapes, un programme principal a été pensé. Son principe est présenté dans l'annexe E.

2.5. Validation

Pour valider la procédure de sous-structuration et le critère, il a été choisi de simuler un essai type de la littérature qui est un mur en cisaillement. Ce mur est composé de briques et de mortier dont les propriétés sont [Lourenço 1996] :

Tableau 2.2 Propriétés des matériaux constituant le mur en cisaillement de la littérature [Lourenço 1996]

Constituant	E	ν	f_t	C	$\tan \Phi$
Mortier	1030 MPa	0,15	0,25 MPa	0,35 MPa	0,75
Brique	16700 MPa	0,15	-	-	-

2.5.1. Descriptif de l'essai

L'essai réalisé par Vermeltfoort [Vermeltfoort et al. 1993] est un essai de cisaillement. L'échantillon est un mur de 1m de haut, de 0,99m de large et d'une épaisseur d'une brique (figure 2.23.a). Il est composé de 18 assises en hauteur. Les premières d'entre elles en haut

et en bas sont collées à une poutre métallique servant à appliquer le chargement. Dans la simulation :

- Les poutres en acier sont supposées être des solides rigides indéformables puisqu'elles ne servent qu'à transférer l'effort.
- Les assises collées seront modélisées grâce à un matériau orthotrope ayant le comportement de la maçonnerie à l'état initial, mais ne pouvant pas admettre d'ouverture de joint.

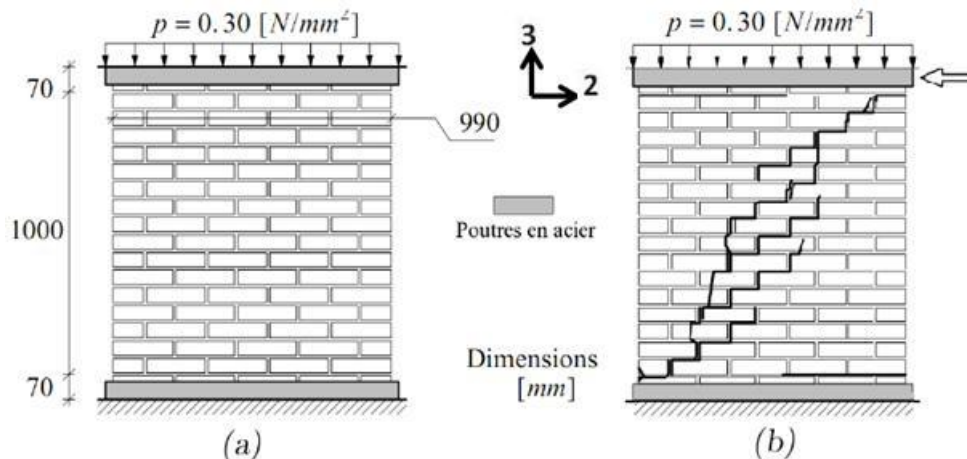


Figure 2.23. Essais de cisaillement sur une maçonnerie : (a) application de la pression et (b) application d'un déplacement horizontal

Cet essai se décompose en deux étapes. Dans un premier temps, il y a une phase de mise en compression de la maçonnerie qui est représentée sur la figure 2.23.a. Dans un second temps (figure 2.23.b), la poutre métallique supérieure est :

- Maintenue horizontale à l'altitude correspondant à la fin de la première étape.
- Déplacée horizontalement à vitesse constante.

2.5.2. Propriétés des matériaux homogènes équivalents

Les propriétés des Matériaux Homogènes Equivalents (MHE) ont pu être obtenues grâce à un programme Fortran utilisant l'algorithme de Levenberg-Marquardt qui est explicité dans le paragraphe §2.2.3.2.3 et qui est explicité dans l'annexe A. En répétant le procédé 4 fois afin d'obtenir les propriétés du MHE dans les 4 états considérés, il a été obtenu les résultats présentés dans la figure 2.24. Dans cette figure, les différents graphiques permettent de juger d'un point de vue quantitatif les propriétés des MHE obtenus pour les différents états.

Chapitre 2 : Modélisation des maçonneries

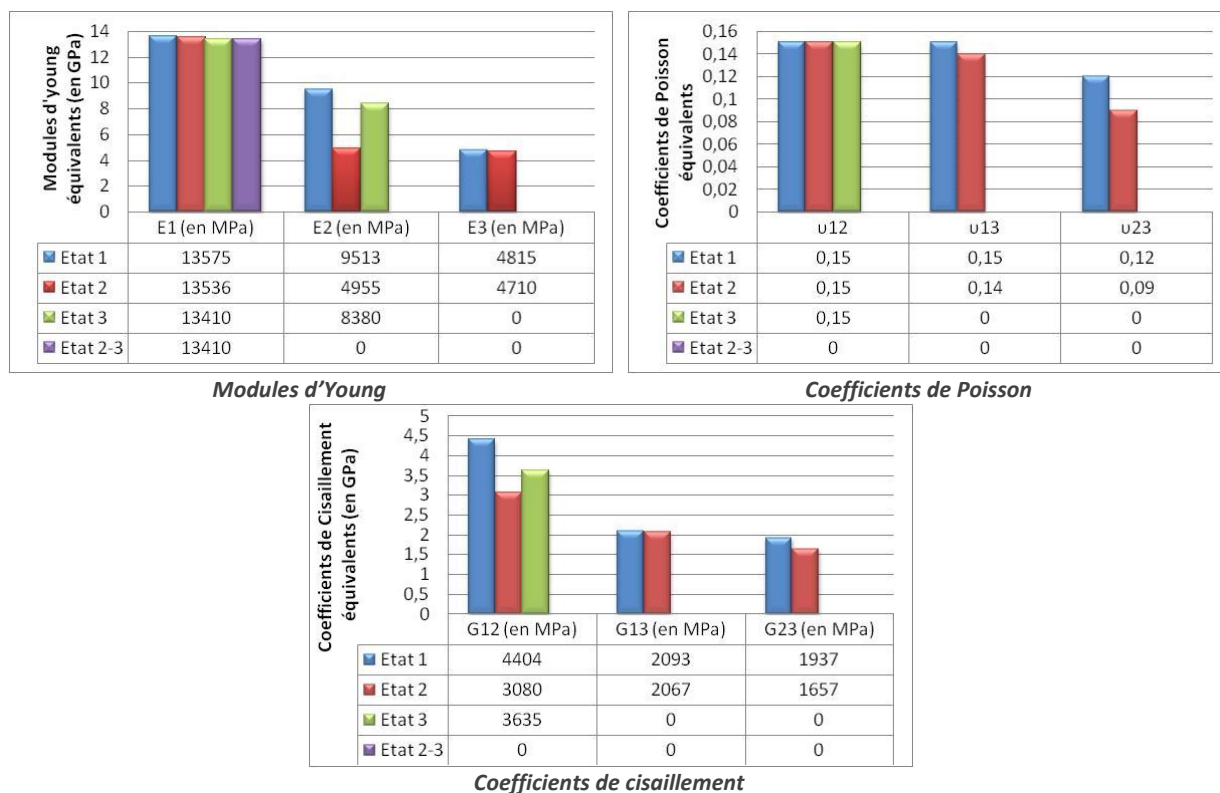


Figure 2.24. Propriétés homogènes équivalentes calculées pour chaque état de la maçonnerie

Dans le cas de l'ouverture des joints verticaux (orthogonaux à la direction 2), une chute du module d'Young dans la direction 2 est constatée. Dans le cas de l'ouverture des joints horizontaux (orthogonaux à la direction 3), les modules d'Young sont nuls dans la direction 3 ainsi que les modules de cisaillement dans les plans 13 et 23. Ceci est la conséquence de la création de plusieurs solides indépendants. Ces solides résultent de l'ouverture des joints dans la direction 3.

Enfin, dans le cas d'une ouverture des joints orthogonaux aux directions 2 et 3 (état 2-3) la structure n'a que des paramètres matériaux nuls excepté le module d'Young dans la direction 1. Ceci s'explique par le fait que les ouvertures des joints existants ont annihilé les propriétés mécaniques dans les directions 2 et 3. En effet, la cohésion entre les briques étant nulle, il n'y a plus d'effort de traction possible.

2.5.3. Résultats obtenus par différentes modélisations

Expérimentalement, l'endommagement du mur se décompose en trois étapes. La première est une initiation de fissures horizontales sur les premières assises non collées en deux points (figure 2.23) :

- En haut à l'opposé du point d'application des déplacements horizontaux de la poutre.
- En bas diagonalement opposé.

La seconde étape est une initiation de fissures au centre. Cette étape est suivie par une propagation de fissures en diagonale. Cette diagonale se propage jusqu'à la ruine totale de l'échantillon de maçonnerie en cisaillement.

- Résultats du modèle à états de joint de LANDREAU [Landreau 2009]

Comme le montre la figure 2.25, la modélisation de LANDREAU permet d'obtenir une propagation de fissures horizontales en haut et en bas de la maçonnerie. Cette étape est bien suivie d'une ouverture de joint au centre de la maçonnerie et d'une propagation le long de la diagonale. Néanmoins, même si le chargement est prolongé (déplacement plus grand de la partie supérieure), il n'est jamais observé d'ouverture totale des joints dans la diagonale. Celle-ci s'élargit, mais la transition entre l'état 2 et l'état 2-3 n'arrive jamais. (ce qui correspond à la raison pour laquelle la sous-structuration fut développée).

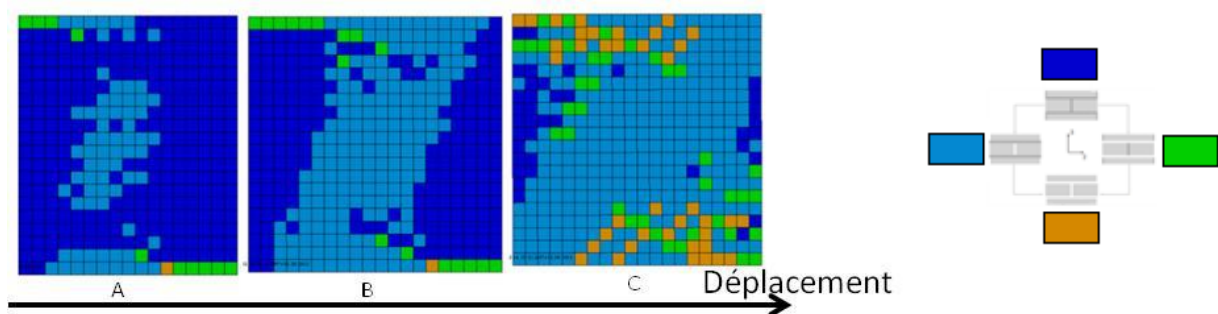


Figure 2.25. Résultats de la simulation du mur en cisaillement obtenus par Landreau

Pour cette simulation, l'évolution de la force de réaction en fonction du déplacement a été comparée à celle de la littérature sur la figure 2.26. Ces deux courbes correspondent bien. Ne prenant pas en compte l'effet de frottement entre les briques une fois le joint ouvert, il semble étrange que l'effort horizontal ne chute pas dans le cas de la simulation.

La carte d'ouverture des joints permet de comprendre l'évolution de la courbe force/déplacement (figure 2.26). Ne prenant pas en compte les effets de frottement entre les briques une fois les joints ouverts, la bonne tenue de la courbe après 1-1,5 mm s'explique par la non-ouverture des joints verticaux dans la diagonale. Ce bon résultat apparent est donc la conséquence d'un mécanisme d'ouverture des joints imparfait. Par conséquent, même si globalement les résultats obtenus par la méthode de Landreau sont corrects, il reste des améliorations à réaliser.

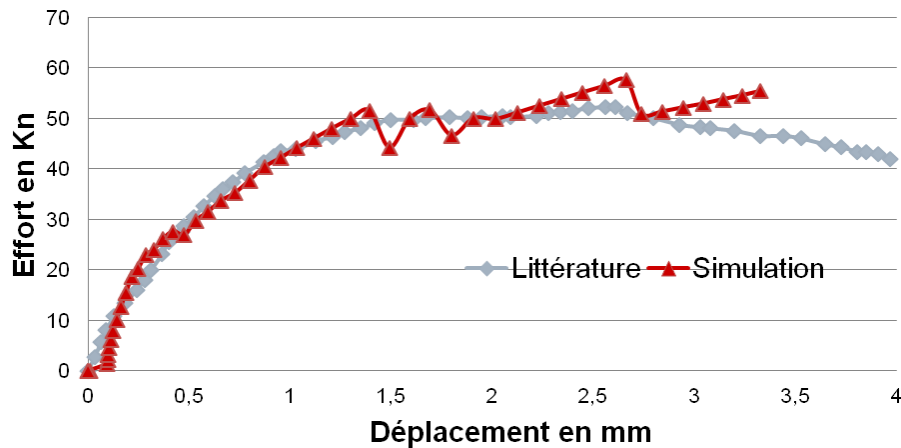


Figure 2.26 Mur en cisaillement simulé avec la méthode de Landreau: Évolution de l'effort en fonction du déplacement

Sur la carte des ouvertures de joints, la transition entre l'état 2 et l'état 2-3 n'arrive jamais. Cette transition est la seule qui nécessite l'utilisation des contraintes locales et donc l'utilisation du tenseur de localisation. Il est donc raisonnable de soupçonner la justesse des contraintes locales obtenues par le tenseur de localisation. C'est pourquoi le tenseur de localisation a été remplacé par la sous-structuration.

- Résultats obtenus par le modèle avec sous-structuration

La sous-structuration permet elle aussi de retrouver les trois étapes de fissuration (figure 2.27). Cette fois, l'ouverture totale apparaît bien dans la diagonale. La transition entre l'étape 2 et l'étape 2-3 est donc possible avec ce nouveau modèle.

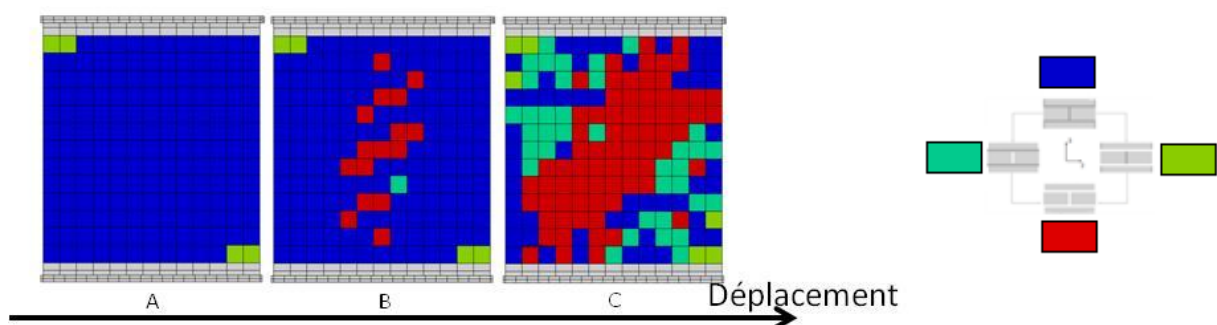


Figure 2.27. Résultats de la simulation du mur en cisaillement obtenu avec sous-structuration

La courbe d'évolution de l'effort de réaction en fonction du déplacement horizontal (figure 2.28) chute brutalement quand la sous-structuration est utilisée. Ceci s'explique par le fait que les joints s'ouvrent entièrement et qu'aucune loi de frottement entre les briques

n'est considérée quand les joints sont ouverts. Une fois la diagonale totalement ouverte, deux blocs triangulaires n'étant plus liés sont présents. L'un est encastré et l'autre se déplace tel un solide rigide. N'interagissant pas l'un avec l'autre, l'effort de réaction devient nul. Par conséquent, les résultats obtenus sont plus cohérents avec les hypothèses considérées lors du développement de ce modèle.

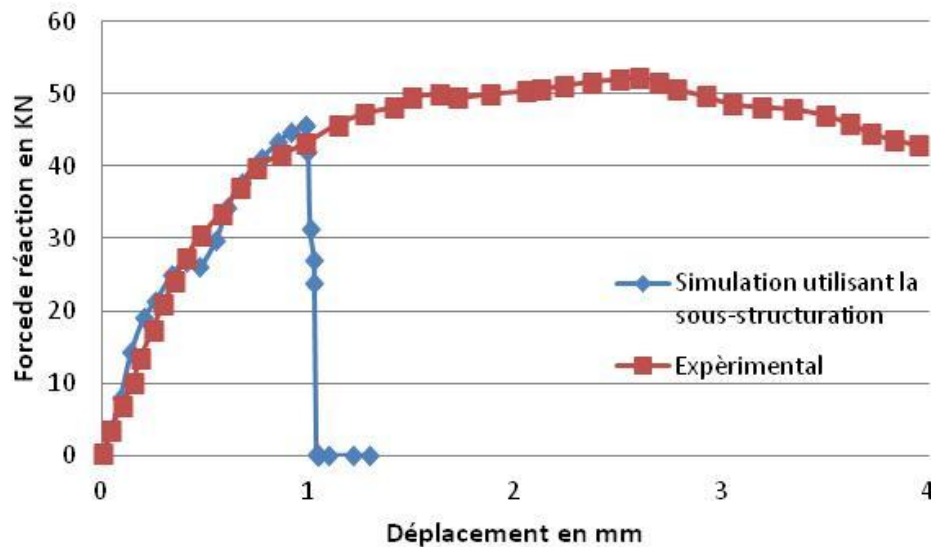


Figure 2.28. Mur en cisaillement simulé avec la méthode utilisant la sous-structuration : Évolution de l'effort en fonction du déplacement

2.6. Bilan

Simuler des maçonneries, de grandes dimensions, est complexe à cause des contacts, de l'endommagement et de la taille du motif comparé à la taille de la maçonnerie. Dans le but de les modéliser, ce chapitre a développé une technique de modélisation par états de joints. Les 4 états de joints pouvant décrire une maçonnerie sont :

- État 1 : Joints horizontaux et verticaux fermés.
- État 2 : Joints horizontaux fermés et joints verticaux ouverts.
- État 3 : Joints horizontaux ouverts et joints verticaux fermés.
- État 2-3 : Joints horizontaux et verticaux ouverts.

Le mécanisme d'ouverture des joints issus de la propagation de fissures, et donc le passage entre ces états, est représenté par un critère de type Mohr-Coulomb définissant la transition entre les états. Ce critère est écrit à l'échelle locale sur les contraintes mésoscopiques. Dans le cas de la transition entre l'état 2 et l'état 2-3, l'approximation stipulant que les contraintes locales sont égales aux contraintes globales ne pouvant être

faite, un algorithme de sous-structuration automatisée et en parallèle du modèle global permettant d'améliorer la justesse de l'estimation des contraintes mésoscopiques a été développé.

Les résultats confirment que la non-linéarité des maçonneries est principalement due aux phénomènes de propagation de fissures et donc à l'ouverture de joints. En effet, les simulations réalisées permettent d'obtenir un comportement non linéaire à partir de lois de comportement linéaire par morceau. De plus, les résultats obtenus grâce au modèle avec sous-structuration montrent l'intérêt de ce type de procédé afin d'obtenir des informations locales telles que le champ de contrainte locale et l'endommagement local.

La procédure proposée ralentit le calcul et est consommatrice en ressources. De plus, le comportement post-pic est très mal représenté. Pour mieux le prendre en compte, il faudrait considérer les interactions entre la brique et le mortier lors du calcul des propriétés du matériau homogène équivalent ainsi que de définir un module de compression qui diffère de celui en traction. Pour minimiser le coût de la sous-structuration, il est possible de jouer sur le paramètre α qui pilote la qualité des résultats. Quand il tend vers 0, la sous-structuration a lieu tout le temps à partir du moment où l'élément se situe dans l'état 2. Par conséquent, le coût élevé est corrélé à la quantité d'informations locales extraites. Quand il tend vers 1, le coût est plus faible, mais la quantité de sous-structuration tend à être nulle. Suite à des simulations sur une CER à l'échelle mésoscopique, il a été observé dans le pire des cas un facteur $\alpha=0,6$ entre les contraintes locales en traction et en cisaillement à l'interface brique-mortier et les contraintes globales pour le cas considéré. C'est pourquoi cette valeur a été prise en compte.

Chapitre 3 : Limites à rupture des structures maçonnées

3.1.	<i>Essais et limites à rupture d'assemblages brique-mortier</i>	- 64 -
3.1.1.	<i>Limites à rupture et caractérisation</i>	- 65 -
3.1.1.1.	<i>Limite à rupture en cisaillement</i>	- 65 -
3.1.1.1.1.	<i>Essais de la littérature</i>	- 66 -
3.1.1.1.2.	<i>Essais de compression/cisaillement</i>	- 68 -
3.1.1.2.	<i>Limite à rupture en traction</i>	- 70 -
3.1.1.2.1.	<i>Essais de flexion 3 points et essais brésiliens</i>	- 70 -
3.1.1.2.2.	<i>Essais de Propagation de Fissure ou Wedge Splitting Test (WST)</i>	- 71 -
3.1.1.2.3.	<i>Essais de traction directe de la littérature</i>	- 75 -
3.1.1.2.4.	<i>Essai de traction directe à haute température développé</i>	- 76 -
3.1.1.3.	<i>Protocole expérimental</i>	- 76 -
3.2.	<i>Validation du protocole des essais de traction directe</i>	- 79 -
3.2.1.	<i>Comparaison des résultats de l'essai de traction directe et de ceux du WST</i>	- 80 -
3.3.	<i>L'essai de traction directe sur les matériaux de la cokerie</i>	- 82 -
3.4.	<i>Bilan</i>	- 84 -

L'endommagement des matériaux fragiles, tels que les mortiers, se manifeste par la propagation de fissures. Dans le cas des maçonneries, la localisation de l'endommagement est généralement une conséquence de l'hétérogénéité de la structure. Le mortier et l'interface entre les briques et le mortier étant, en général, les parties les plus fragiles de ce type d'assemblage, ils sont donc aussi les lieux des initiations des fissures ainsi que les vecteurs les plus courants de la propagation de ces dernières [Lourenço 1996][Page 1983].

Les piédroits d'une batterie de fours à coke sont de larges structures maçonnées composées de milliers de briques assemblées entre elles par l'intermédiaire d'un mortier qui est communément appelé dans le domaine des cokeries « coulis de silice ». Ce nom est la conséquence de sa texture lors de sa mise en œuvre. Afin de pouvoir étudier la résistance de ce type de structure, il est important de porter une attention particulière sur la zone la plus faible de ces assemblages et donc de réaliser une étude sur la limite à rupture de l'ensemble brique/mortier/brique.

Pour l'étude numérique de la maçonnerie, un modèle homogène équivalent à ouverture de joints est utilisé. Comme présenté dans le paragraphe 2.3.2, un critère de type Mohr-Coulomb a été utilisé pour représenter la surface seuil du critère d'ouverture des joints. Cette surface seuil est définie par les limites à rupture de la maçonnerie et donc par la limite à rupture des joints ou de l'interface. En fonction du type de couplet réfractaire/mortier utilisé, la zone de plus faible résistance peut en effet varier (le mortier ou l'interface). Afin d'identifier les paramètres de ce critère d'ouverture des joints, des essais ont été réalisés pour déterminer les paramètres du critère de Mohr-Coulomb.

3.1. Essais et limites à rupture d'assemblages brique-mortier

L'endommagement des structures maçonnées est contrôlé par un mécanisme d'ouverture de joints qui est directement piloté par la limite à rupture de l'interface brique-mortier ou par celle du mortier (figure 3.1). Dans les couplets étudiés, l'épaisseur du joint ainsi que les propriétés des matériaux constitutifs désignent l'interface comme le point faible de ces échantillons. Comme le détail Lourenço [Lourenço 2002], deux phénomènes différents peuvent être responsables de l'endommagement d'une structure maçonnée : **la rupture en traction** et **la rupture en cisaillement**.

La limite à rupture de l'interface brique-mortier doit être étudiée dans la gamme de température d'utilisation : 1000-1300°C.



Figure 3.1. Propagation de fissure dans la maçonnerie du château de Chambord

3.1.1. Limites à rupture et caractérisation

3.1.1.1. Limite à rupture en cisaillement

L'application d'une force de compression à un sandwich brique-mortier engendre une augmentation de la force en cisaillement nécessaire à l'ouverture de l'interface brique-mortier. Afin de représenter cet effet de confinement un modèle de Mohr-Coulomb [de Buhan P et al. 1997] a été considéré pour définir l'évolution de la tenue en cisaillement en fonction de la contrainte de compression (Eq. 3.1) [Zhao 2000].

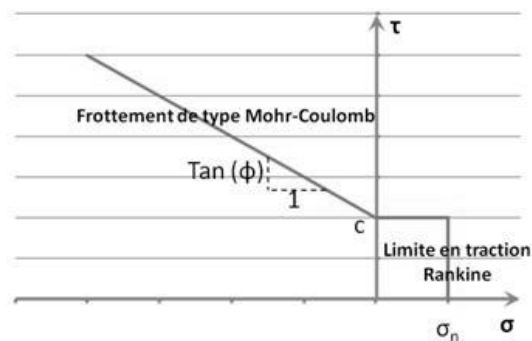


Figure 3.2. Surface seuil et critère de Mohr-Coulomb

Comme le montre la figure 3.2, la surface seuil représentant le critère de type Mohr-Coulomb est constituée de 2 parties :

- Une droite visant à représenter l'effet sur la limite en cisaillement (τ_c) des efforts de traction/compression (σ_n). Cette droite est définie par l'équation 3.1 où c et ϕ sont respectivement la cohésion et l'angle de frottement.

$$\tau_c = c - \sigma_{ii} \tan \phi$$

Eq 3. 1.

- Une seconde partie définissant la limite en traction et en cisaillement quand le mortier est soumis à des contraintes de traction. En effet, l'intersection de l'axe des contraintes normales avec la première droite ne permet pas d'obtenir une limite en traction réaliste.

Il peut aussi y avoir un cap qui permet de clôturer la surface seuil en compression et de définir ce qui s'apparente en mécanique des sols à de la compaction plastique. Ce cap n'est pas considéré dans la modélisation du piédroit de cokerie car la maçonnerie n'est pas soumise à des efforts de compression suffisamment importants qui le nécessiteraient.

3.1.1.1.1. Essais de la littérature

L'un des premiers essais développés pour caractériser les maçonneries en cisaillement est un essai sur triplet développé par Page [Page 1981]. Par la suite, de nombreux autres essais furent développés sur des couplets (1 joint) [Abdou et al. 2006] [Raffard et al. 2001] [Vasconcelos et Lourenço, 2009], des triplets (2 joints) [Riddington et Juke, 1994] ou des maçonneries plus grandes.

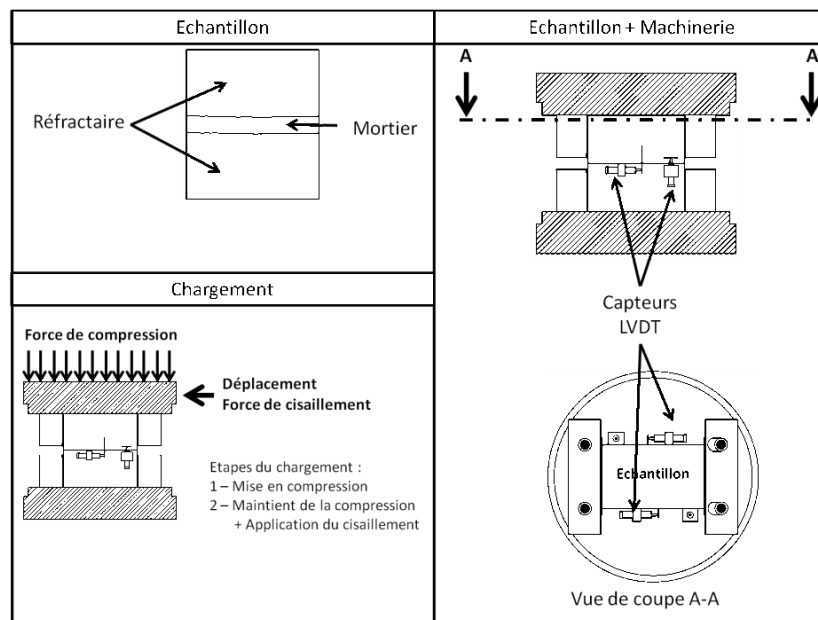


Figure 3.3. Essai de caractérisation des propriétés en cisaillement d'un couplet brique-mortier [Vasconcelos et Lourenço, 2009]

L'essai présenté dans la figure 3.3 sert à mettre en cisaillement un sandwich, de façon directe. Cet échantillon est composé de deux blocs (40mm*80mm) liés par un joint de

mortier de 10mm. Une fois l'échantillon réalisé, il est mis en place sur une machine composée de deux vérins permettant d'appliquer respectivement la force de compression et la force de cisaillement. Un dispositif composé de LVDTs permet d'obtenir les déplacements. Enfin, deux plaques (supérieure et inférieure) sont nécessaires à l'application des efforts de compression et de cisaillement à l'échantillon. Cet essai nécessite un équipement spécial non disponible au sein du laboratoire PRISME.

La figure 3.4 présente d'autres tests de cisaillement direct. Ces essais se déroulent en deux phases. Dans un premier temps, un effort de compression représenté par σ_n est appliqué. Il est suivi par l'application d'un effort τ permettant de mettre l'interface entre la brique et le mortier en cisaillement.

Au vu de la faible tenue mécanique à très haute température des dispositifs de mise en œuvre de ces essais présentés sur les figures 3.3 et 3.4 (utilisation de métaux), une autre méthode doit être envisagée pour caractériser la limite à rupture en cisaillement de l'interface brique-mortier. De plus, la taille de ces échantillons comparée à la taille utile du four à disposition au sein du laboratoire oblige à développer une autre méthode de caractérisation de limite à rupture d'interfaces.

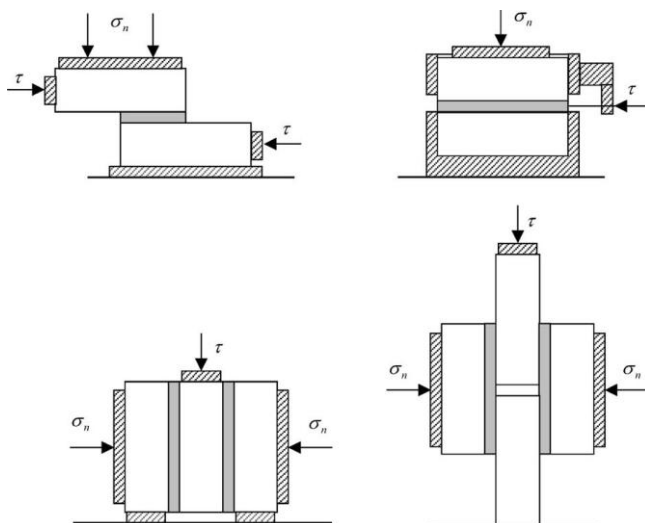


Figure 3.4. Essais de cisaillement [Abdou et al. 1997]

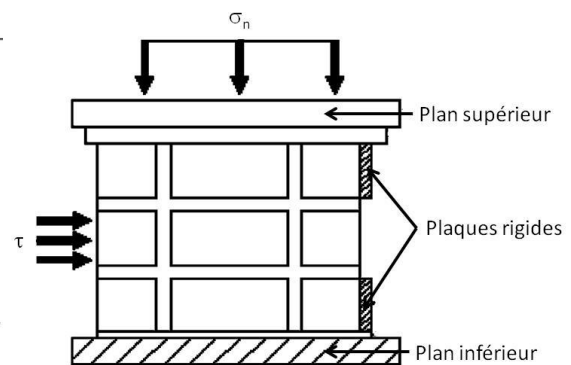


Figure 3.5. Essais de cisaillement à grande échelle

Lourenço a développé un autre essai sur des maçonneries à plus grande échelle (figure 3.5) [Lourenço et al. 2004] pour assurer une distribution uniforme et être moins dépendant des conditions aux bords. A fortiori, la taille de l'échantillon augmentant, il est très difficile de mener ces essais à haute température.

Par conséquent, un essai combiné de compression/cisaillement a été réalisé [Landreau 2009] lors du projet européen COOL.

3.1.1.1.2. Essais de compression/cisaillement

Lors du projet COOL, un essai de compression/cisaillement, de la littérature, a été utilisé [Raffard *et al.* 2001] [Zhao 2000]. Cet essai présenté sur la figure 3.6, consiste à appliquer un effort de compression sur un sandwich composé de deux briques de réfractaire et d'un joint de mortier. Le joint est incliné d'un angle α par rapport à la surface sur laquelle est posé l'échantillon, ce qui permet d'appliquer à la fois de la compression et du cisaillement à l'interface entre la brique et le mortier. La variation de cet angle permet quant à elle de changer le ratio entre compression et cisaillement de l'interface.

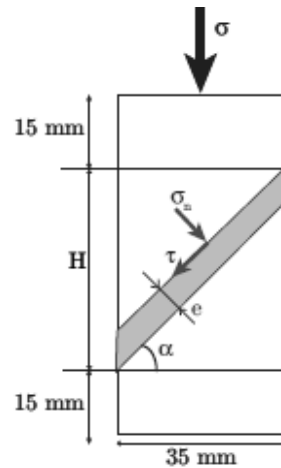


Figure 3.6. Échantillon de caractérisation de l'interface en cisaillement

Pour se faire, 3 angles engendrant des contraintes en cisaillement supérieures ou égales aux contraintes en compression ont été considérés : 45°, 55° et 65°.

Dans cet essai, les contraintes en compression normale σ_n à l'interface et en cisaillement τ tangentiels à l'interface sont définies en fonction de la contrainte axiale verticale σ appliquée et de l'angle α comme indiqué dans l'équation 3.2.

$$\begin{cases} \sigma_n = \cos^2(\alpha) \sigma \\ \tau = \cos(\alpha) \sin(\alpha) \sigma \end{cases} \quad \text{Eq 3.2.}$$

La figure 3.7 est issue d'une campagne d'essais réalisée sur le couplet de matériaux (brique-mortier) de la cokerie. Ces graphiques montrent l'évolution de la limite à rupture d'un sandwich en fonction de la température et de la contrainte en cisaillement. Le plus souvent, les fissures se propagent à l'interface entre la brique et le mortier. La présence du mortier sert davantage à empêcher les flux de gaz entre les carnaux et l'intérieur des fours qu'à rigidifier la structure.

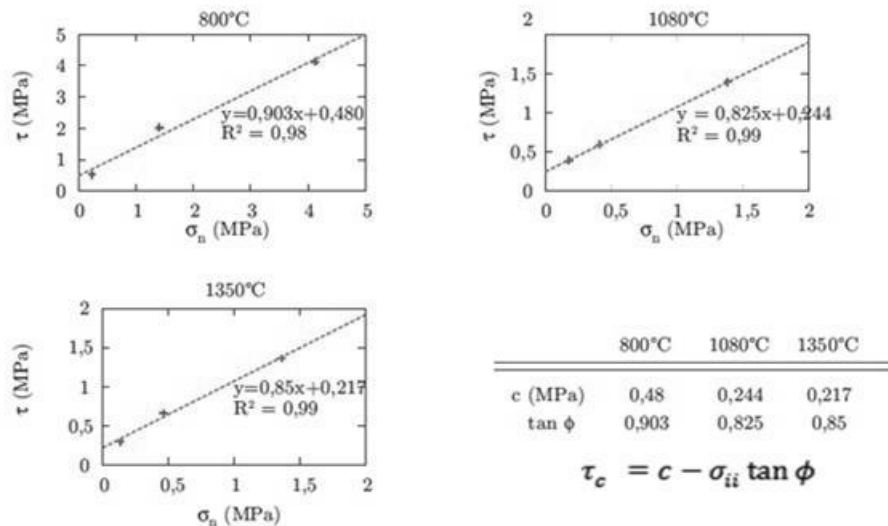


Figure 3.7. Identification des paramètres de Mohr-Coulomb en fonction de la température [LANDREAU 2009]

En faisant varier la température d'essai et l'angle d'inclinaison de l'interface par rapport à l'axe, les paramètres c et $\tan \phi$ de l'équation 3.1, représentant la loi de Mohr-Coulomb, peuvent être extraits en fonction de la température. Grâce aux triplets de points obtenus à chaque température, l'hypothèse selon laquelle la limite à rupture en cisaillement est linéairement dépendante de la contrainte en compression à une température donnée est vérifiée. Pour chaque température, l'ordonnée à l'origine (c) et la pente ($\tan \Phi$) sont déterminées. Il a été postulé que l'évolution de ces deux paramètres en fonction de la température est linéaire par morceau, une valeur raisonnable de ces dernières est obtenue en fonction de la température. L'évolution de ces paramètres en fonction de la température est considérée comme linéaire par morceau comme présenté sur la figure 3.8.

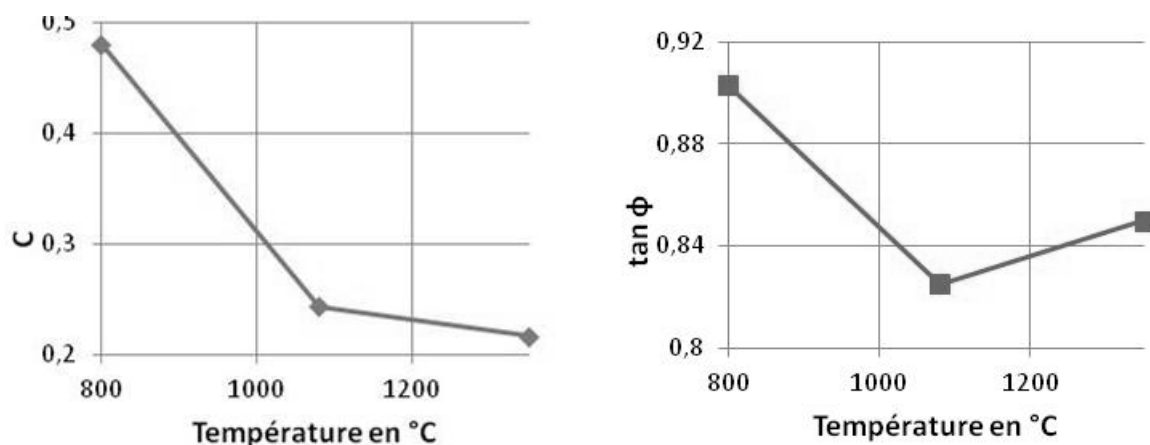


Figure 3.8. Évolution des paramètres de Mohr-Coulomb en fonction de la température

3.1.1.2. Limite à rupture en traction

3.1.1.2.1. Essais de flexion 3 points et essais brésiliens

Dans le domaine des matériaux fragiles, les chargements en traction ne sont généralement pas réalisés de façon directe. Ils sont effectués la plupart du temps grâce à des essais de flexion 3 et 4 points [Schubert et Hetzemaecher, 1992], à des essais brésiliens [Rocco et al. 2001] ou à des essais de propagation de fissures (« Wedge Splitting Test », [Tschegg et al. 1991] [Stanzl-Tschegg 1995]). Pour rappel, les essais de flexion 3 points et brésiliens comme présentés dans les figures 3.9 et 3.10 permettent de solliciter les échantillons indirectement en traction. Ces essais sont généralement utilisés dans le cadre de matériaux continus.

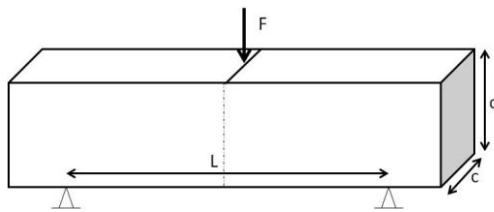


Figure 3.9. Essai de flexion 3 points

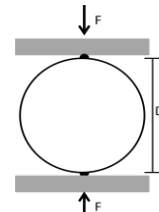


Figure 3.10. Essai Brésilien

En utilisant la théorie de la mécanique des milieux continus, il est possible de déterminer pour les essais de flexion et l'essai de fendage (essai brésilien) les contraintes locales analytiquement. En considérant le cas d'un matériau homogène ayant un comportement élastique linéaire, ceci permet d'obtenir les équations 3.3 et 3.4 qui, associées à la valeur de force à rupture, permettent d'obtenir la limite à rupture de l'ensemble [Timoshenko 1991] [Rocco et al. 1995].

$$\sigma_n^{flexion} = 3FL/2c^3 \quad \text{Eq 3.3.}$$

$$\sigma_n^{Brésilien} = 2F/(\pi D \times longueur) \quad \text{Eq 3.4.}$$

Dans le cas considéré, un matériau hétérogène est sollicité à haute température. L'application à un sandwich de ce type de test complexifie la préparation des échantillons ainsi que le post-traitement des résultats. Ce type d'essais est souvent utilisé de façon couplé à un procédé d'identification inverse utilisant un calcul par éléments finis. Ce procédé vise à corréliser un essai avec une simulation correspondante grâce à un algorithme de type Levenberg-Marquardt. Une fois la simulation « calée » sur les essais, la limite à rupture est extraite.

3.1.1.2.2. Essais de Propagation de Fissure ou Wedge Splitting Test (WST)

○ Théorie

Dans le cadre de la limite en traction des sandwichs brique/mortier, un essai de fendage (WST), [Bruhwiler *et al.* 1990] [Stanzl-Tschegg 1995] peut être réalisé. Cet essai, présenté dans la figure 3.11, vise à propager une fissure dans le mortier ou à l'interface entre la brique et le mortier. Cet essai est couramment utilisé pour déterminer les paramètres de résistance à la rupture. Le WST a pour but de propager une fissure, initiée par une entaille, par l'intermédiaire d'un mécanisme de transmission d'effort localisé dans la rainure supérieure de l'échantillon. Lors de la propagation de la fissure, l'énergie de déformation de l'échantillon est très faible à côté de l'énergie nécessaire à la propagation de la fissure.

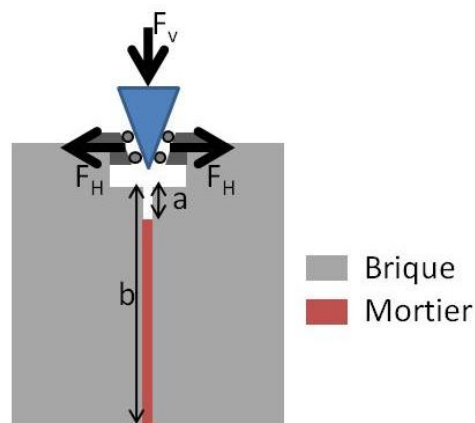


Figure 3.11. Essai de propagation de fissure

Dans le cas considéré, l'essai consiste à propager une fissure dans un échantillon composé de deux briques de réfractaire liées ensemble par l'intermédiaire d'un joint de mortier. Afin de représenter l'entaille des essais de propagation de fissure classique, le mortier n'est pas positionné sur toute la hauteur « b » de la jonction entre les briques. Dans la partie supérieure, une zone d'une hauteur « a » est laissée vide de mortier.

Un système de transmission d'effort, composé de cales et de cylindres, est utilisé pour convertir l'effort de compression en effort « d'ouverture ». Dans ces essais, un ratio faible entre le volume de l'échantillon et la surface de fissuration a été considéré. La contrainte nominale, au niveau de l'entaille, nécessaire à la propagation de fissure dépend logiquement de la composante horizontale de la force ainsi que de la surface de sollicitation. Elle est de la forme suivante :

$$\sigma_{NT} = \frac{F_{H,max}}{b W} \left(1 + \frac{6Y}{W} \right) \quad \text{Eq 3.5.}$$

Où W et Y sont respectivement l'épaisseur de l'échantillon et un facteur de forme qui dépend de la longueur de l'entaille (ratio a/b)

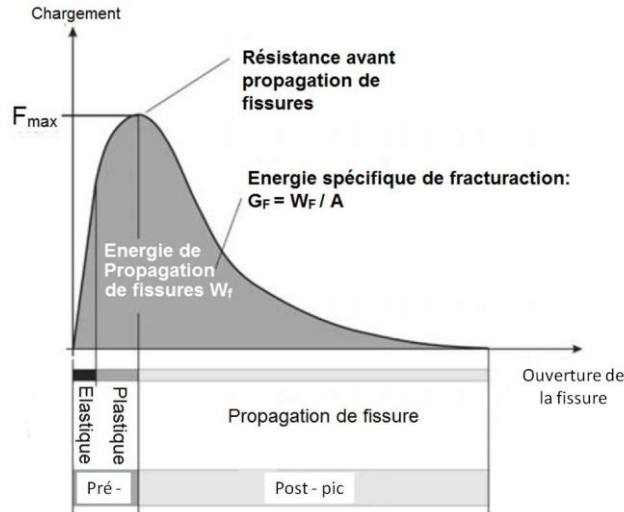


Figure 3.12. Représentation schématique de l'évolution de la force de chargement ($F_{H,max}$) en fonction du déplacement dans le cas d'un essai de propagation de fissures [Tschegg et al. 2009]

Comme le montre la figure 3.12 représentant l'évolution du chargement en fonction de l'ouverture de la fissure, le mécanisme de propagation de fissure n'est pas linéaire. En effet, il est possible de diviser chaque chargement en 3 phases. La première et la deuxième correspondent respectivement à la phase élastique linéaire et non linéaire. Elles sont situées avant le maximum de la force de chargement (maximum des contraintes). La dernière située après ce pic correspond à la zone du début de la propagation de la fissure. La fissure se propage rapidement jusqu'à la rupture totale de l'échantillon. Il est très compliqué de contrôler l'avancement de cette dernière. Un matériau ayant un comportement moins fragile aura tendance à abaisser le pic de contraintes nécessaire à la propagation de la fissure. Moins le matériau est fragile, plus la propagation de la fissure est contrôlable.

Comme l'exprime l'équation 3.6, l'énergie spécifique de propagation de fissure (G_F) est obtenue en divisant l'énergie de propagation de fissure (W_F) par la surface de fissuration (A). Cette énergie de propagation de fissure est quant à elle le résultat de l'intégration de la force (F_H) en fonction de l'ouverture de la fissure. G_F est indépendante de la taille et de la forme de l'échantillon [Tschegg 2009].

$$G_F = \frac{1}{A} \int_0^{\delta_{ult}} F_H d\delta \quad \text{Eq 3.6.}$$

Enfin, la force de traction appliquée à l'interface qui est horizontale (F_H) dépend de la force de compression qui est verticale (F_V) et de l'angle (α) des cales pentées. Cette relation est :

$$F_H = \frac{F_V}{2 \tan \frac{\alpha}{2}} \quad \text{Eq 3.7.}$$

Dans les réfractaires à température ambiante, il n'y a pas d'influence de la vitesse de sollicitation sur les paramètres mécaniques de fracturation [Harmuth et al. 1996]. Néanmoins, la gamme de température d'utilisation des cokeries étant élevée (1000°C – 1300°C), des essais de caractérisation à haute température sont nécessaires. Au vu du fluage et de l'abaissement des propriétés mécaniques à haute température, les propriétés mécaniques de fracturation sont fortement dépendantes de la vitesse de sollicitation. C'est d'autant plus visible dans le cas de vitesses de chargement faibles. À haute température, il est donc encore plus important d'obtenir une propagation de fissure « stabilisée ».

Les essais étant arrêtés avant la fin de la propagation de la fissure, G_F est donc sous-estimé [Auer et al. 2006]. C'est pourquoi les valeurs des propriétés mécaniques sont aussi légèrement biaisées. Par conséquent, une simulation numérique utilisant le principe d'identification inverse est menée afin d'obtenir les valeurs des propriétés mécaniques plus précisément.

Même si ce test s'avère être très adapté pour déterminer la limite à rupture, la complexité de la réalisation des éprouvettes et de l'instrumentation (comme la mesure de la propagation de fissure) font de lui un test compliqué à mettre en place. Au vu de la vitesse de propagation des fissures instables dans un mortier et de la résolution temporelle du matériel de mesure, des précautions sont à prendre pour stabiliser cette propagation de fissure [Harmuth 1995] [Peret et al. 2008]. L'énergie de déformation est liée à la fois aux propriétés mécaniques de l'échantillon (K_{IC} , E ,...) et aux dimensions de l'éprouvette. La propagation de fissure et sa stabilité étant aussi directement liées aux dimensions de l'échantillon, une étude précise de la taille de l'éprouvette est nécessaire. Enfin, la propagation de fissure n'étant pas totale, un modèle EF couplé à un processus d'identification inverse est nécessaire pour obtenir les propriétés mécaniques de façon plus précise.

○ **Réalisation des échantillons de WST**

Pour réaliser ces échantillons, 3 étapes sont nécessaires :

- Il faut dans un premier temps usiner des blocs de réfractaire afin qu'ils aient une forme permettant d'appliquer le chargement,
- Dans un second temps, un moule est positionné sur un bloc de réfractaire afin d'appliquer le mortier et de positionner la seconde brique (figure 3.13),
- La dernière étape consiste à retirer le moule.

Le moule présenté sur la figure 3.13 permet de créer la «fissure initiale» nécessaire à l'essai WST. Le moule en U sert à bien positionner le mortier et permet d'éviter de combler toute l'interface. Il crée une zone sans mortier dans la partie supérieure du joint. Cette zone est considérée comme l'entaille.



Figure 3.13. Préparation des échantillons destinés au test de propagation de fissures

Le dispositif d'essai se décompose en une machine de traction et en un four qui vient se positionner dessus (figure 3.14). La charge est appliquée à l'échantillon (figure 3.11) grâce à un barreau en céramique. Lors de la réalisation de ces essais, une attention toute particulière est portée au centrage des deux blocs de réfractaire afin de s'assurer que les chargements soient correctement appliqués à l'échantillon et donc que les résultats obtenus soient exploitables. La rampe de chauffe appliquée à l'échantillon est de $6^{\circ}\text{C}/\text{min}$ et la vitesse de déplacement du bâti est programmée pour être de $5\text{mm}/\text{min}$. Même si les réfractaires résistent relativement bien aux chocs thermiques, une rampe de chauffe faible doit être utilisée pour la mise en température de l'échantillon. Ceci permet d'éviter tout risque de micro-fissures.

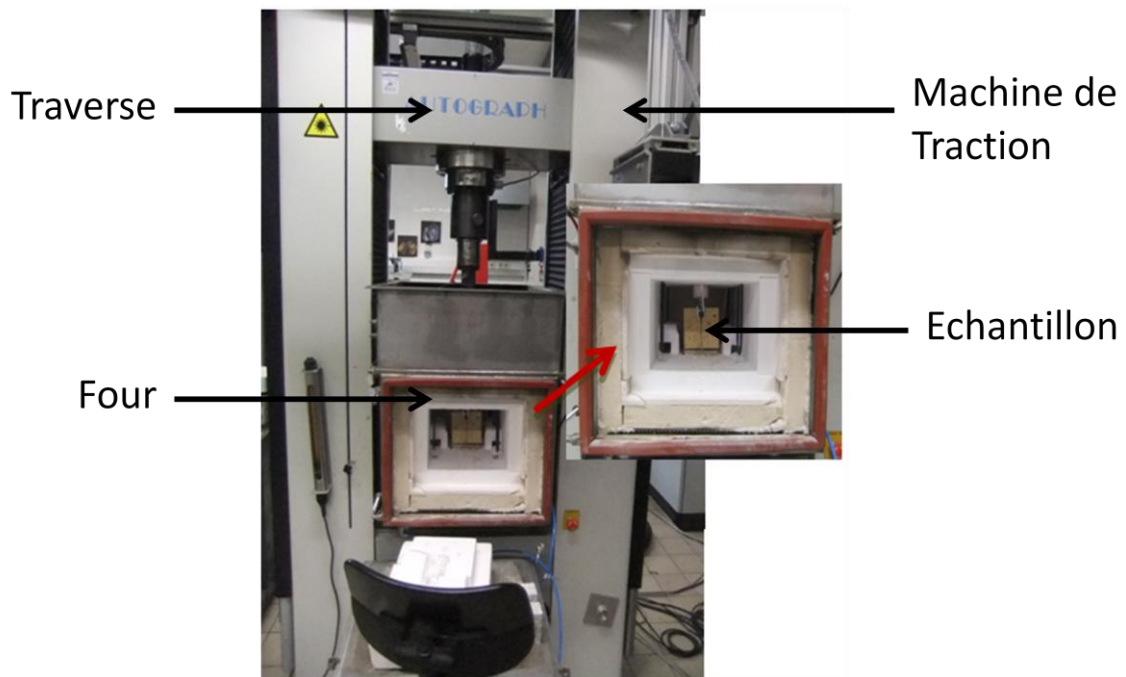


Figure 3.14. Machine de traction et four utilisé pour la réalisation de l'essai de fendage (Université de Leoben)

3.1.1.2.3. Essais de traction directe de la littérature

Des essais de traction directe peuvent être réalisés [Almeida et al. 2002]. Les essais de traction directe sur maçonneries présentés ci-après se composent en général de deux briques liées entre elles par l'intermédiaire d'un joint de mortier.

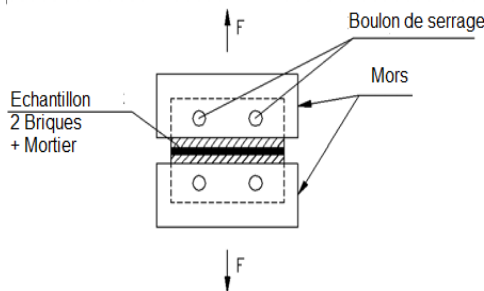


Figure 3.15. Test de traction utilisant des mors [Jung 1988]

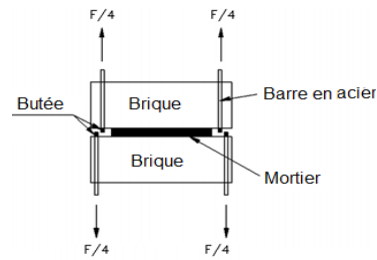


Figure 3.16. Test de traction avec barres [Taylor-Fitch et al. 1990]

Il est possible de transmettre les efforts d'une machine de traction à l'interface par l'intermédiaire de mors venant serrer chaque réfractaire et permettant de lier cinématiquement la brique basse au bâti et la brique haute à la traverse (figure 3.15).

Une méthode différente de transfert des efforts a été pensée par Taylor Fitch [Taylor-Fitch et al. 1990]. Elle vise à transmettre les efforts par l'intermédiaire de câbles avec butées. Ces câbles sont glissés dans des perçages réalisés dans les briques de réfractaire et la butée permet la transmission des efforts (figure 3.16). Les câbles en acier et les mors ne résistant pas à haute température, d'autres méthodes doivent donc être envisagées.

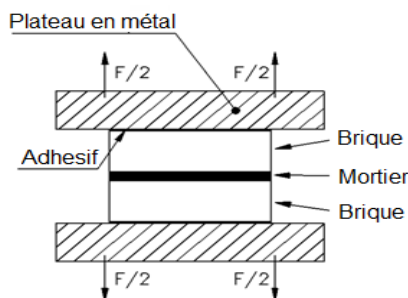


Figure 3.17. Test de traction utilisant le principe du collage sur plaques en acier [Vander Pluijm 1993]

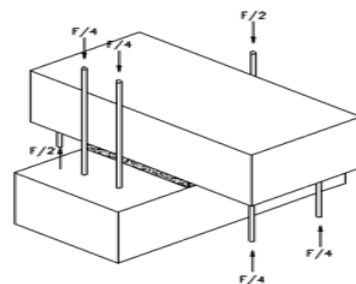


Figure 3.18. Couple de briques perpendiculaires

Il est aussi possible de lier le réfractaire (figure 3.17) à des plaques en acier via une colle adhésive. Ce mécanisme de collage permet le transfert des efforts de traction à l'interface. Au vu de la très haute température d'utilisation des cokeries [1000-1350°C], la colle a tendance à brûler. Elle perd donc toutes propriétés mécaniques.

Enfin, en collant deux réfractaires à 0° et 90° (figure 3.18), il est possible d'imposer un chargement de compression qui inflige de la traction au mortier et à l'interface brique mortier. Néanmoins, cet essai est toujours incompatible avec la taille du four.

Au vu de la caractérisation à haute température nécessaire pour la cokerie, ces essais n'ont pas pu être retenus pour déterminer la limite à rupture de l'interface brique mortier de la maçonnerie de la cokerie. C'est pourquoi un nouvel essai a été développé.

3.1.1.2.4. Essai de traction directe à haute température développé

3.1.1.2.4.1. Protocole expérimental

Cet état de l'art montre la complexité de la mise en œuvre des essais ainsi que la difficulté d'extraction des résultats souhaités à haute température. En se basant sur cette information, en pensant à la facilité de dépouillement des résultats et en considérant les contraintes liées aux dimensions du four, un essai de traction directe a été développé au sein du laboratoire. Cet essai utilise la machine de traction INSTRON 5800R, un four AET et des mors incluant un système de refroidissement. Cet appareillage est présenté sur la figure 3.19.

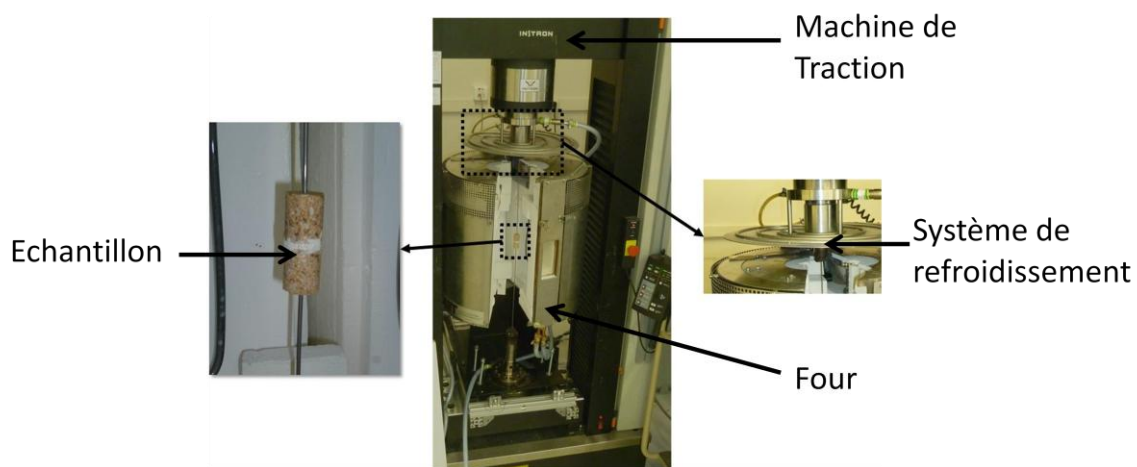


Figure 3.19. La machine de traction INSTRON 5800R et le four utilisés pour les essais de traction

Lors de la réflexion sur la mise en place d'un nouvel essai de traction directe sur un sandwich brique-mortier-brique, il a d'abord fallu extraire les mors de l'intérieur du four puisqu'ils ne peuvent pas résister à des températures élevées (1000°C). Pour se faire, l'idée des câbles utilisés dans l'essai présenté sur la figure 3.20 a été utilisée.

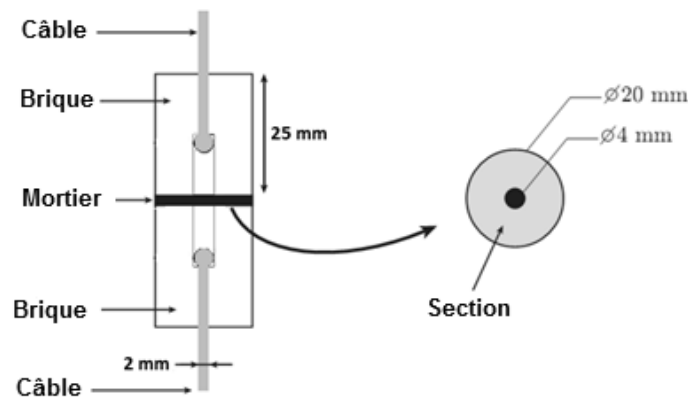


Figure 3.20. Schéma des échantillons

Dans un souci de réalisation des échantillons, les échantillons sont composés de deux cylindres de réfractaire liés entre eux grâce à un mortier. Le choix de la géométrie des échantillons s'est porté sur des cylindres afin de simplifier la fabrication.

La transmission de l'effort se fait par l'intermédiaire de câbles. Dans un premier temps, ils étaient souples [Landreau 2009] et reliés d'un côté aux mors et collés au réfractaire de l'autre. Ce procédé fonctionne correctement à température ambiante. Cependant, le passage à haute température oblige à se pencher sur le type de câble utilisé ainsi que sur la liaison entre le câble et le réfractaire. La colle perd toute sa tenue mécanique à trop haute température. De plus, les câbles utilisés à température ambiante perdent une grande partie de leurs propriétés mécaniques à haute température.

C'est pourquoi une utilisation d'un câble du groupe Kanthal dont la référence est Nikrothal70 a été pensée. La fonction usuelle, de résistance chauffante à haute température, du Nikrothal70 a été détournée au profit de ses bonnes propriétés mécaniques à haute température :

- À 900 °C, la limite à rupture en traction est de 120MPa
- À 800 °C, la résistance au fluage est de 15MPa
- À 1000 °C, la résistance au fluage est de 4MPa

Une sphère est créée, par fusion, à une extrémité de chaque câble. Elle sert de butée contre les carottages à l'intérieur de la brique de réfractaire (figure 3.20). Elle permet donc de transmettre par obstacle les efforts de la machine de traction à l'échantillon.

Afin d'obtenir une sollicitation de traction pure, un bon alignement des deux cylindres de réfractaire et des carottages internes est nécessaire. Le moule présenté sur la figure 3.21 a été conçu pour maintenir en position les différents composants du sandwich lors de la phase de séchage et conserver un joint de mortier d'une épaisseur bien définie.

La coaxialité des différentes parties de l'assemblage est aussi obtenue grâce au moule lors de la phase de séchage. Afin de s'assurer que la traction soit pure, cette phase est primordiale. En effet, tout défaut de coaxialité engendre des contraintes en flexion. De plus, le système des câbles couplé au moulage permet d'assurer un autoalignement de l'échantillon et une bonne répartition des contraintes dans l'échantillon.

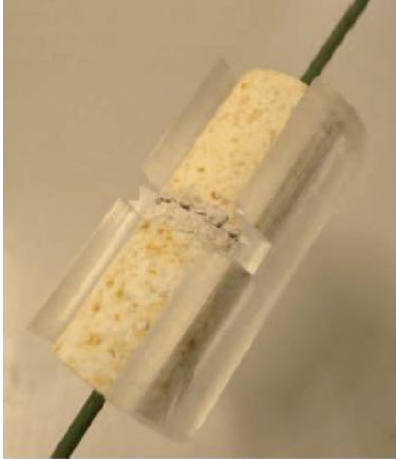


Figure 3.21. Assemblage des échantillons



Figure 3.22. Dispositif de mise en compression

Dans un premier temps, les échantillons sont séchés à température ambiante pendant 48 h. Pendant cette période, ils sont mis en compression dans la direction de l'axe de révolution de l'échantillon. Pour ce faire, un dispositif simple composé de deux planches percées de 6 trous repartis de façon équidistante sur un cercle ont été percé (figure 3.22). Ces deux planches permettent d'appliquer une pression aux réfractaires sans être gêné par les câbles. Enfin, un poids représentant la pression exercée par le haut des maçonneries sur le joint considéré est posé sur la planche supérieure. Lors de ce procédé, l'échantillon est soumis à un effort de compression équivalent à celui subi par une maçonnerie située à une hauteur équivalente à 80% de la hauteur de la cokerie. Il est appliqué progressivement afin de ne pas soumettre le mortier non pris à des contraintes trop importantes (comme lors de la construction de la maçonnerie) :

- $\frac{1}{4}$ du poids est appliqué au bout de 2 heures
- $\frac{1}{2}$ du poids est appliqué au bout de 4 heures
- la totalité du poids est appliquée au bout de 6 heures

Dans un second temps, les échantillons sont retirés du dispositif de compression et démoulés. Ils sont ensuite séchés pendant 24 h dans une étuve à 110 °C.

Lors de la première phase du séchage, les câbles supérieurs doivent être légèrement maintenus en hauteur afin qu'ils ne tombent pas par gravité dans le mortier. En effet, dans le cas où les câbles seraient pris dans le mortier, ils pourraient fausser les résultats.

Les différents essais ont été réalisés à température ambiante, à 800 °C, à 1080 °C et à 1350°C. Pour chaque essai, une rampe de température de 5 °C/min a été utilisée pour amener la température de l'échantillon de 20 °C à la température d'essai. Cette phase est suivie d'un palier d'une heure à la température souhaitée afin de stabiliser l'échantillon à cette température. Afin de réaliser des essais quasi-statiques, la vitesse de déplacement de la traverse et donc la vitesse de traction est de 0,5 mm/min. Le fluage du câble empêche l'utilisation de cette vitesse de sollicitation à haute température. De plus, l'augmentation du diamètre du câble utilisé ne peut pas être envisagée, car une augmentation de cette cote augmenterait la rigidité des câbles et donc baisserait la capacité d'autoalignement des échantillons. Le fluage dépendant de la température et du temps, la vitesse de déplacement de la traverse doit donc évoluer avec la température de réalisation des essais :

- 0,5 mm/min pour les essais à 20 °C
- 5 mm/min pour les essais à 800 °C et 1080 °C
- 30mm/min pour les essais à 1350 °C.

3.2. Validation du protocole des essais de traction directe

Afin de vérifier les résultats obtenus lors de l'essai de traction développé, une comparaison avec l'essai de propagation de fissure est réalisée. Dans le cadre de cette étude, et au vu du seul but de validation de cette étape, un nouveau mortier et un nouveau réfractaire ont été utilisés :

- La brique utilisée est une brique de type andalousite nommée HS1111. L'andalousite a pour composition chimique $Al_2O(SiO_4)$.
- Le mortier est un mélange de granulats et d'un liant qui se compose d'argile de bentonite et de Mono Aluminum Phosphate (MAP). Les granulats utilisés dans ces mortiers sont composés de Al_2O_3 à 99,7% et de Na_2O à 0,3%. La bentonite utilisée est composée de SiO_2 à 60,50%, de Al_2O_3 à 18,2%, de Fe_2O_3 à 5,25%, de MgO à 3,26%, de CaO à 3,14%, de Na_2O à 0,20% et de K_2O à 0,14%. Enfin le MAP a comme formule générale $Al(H_2PO_4)_3$.

La bentonite permet de créer un lien hydraulique à basse température et céramique à haute. Le MAP réagit lui avec l' Al_2O_3 pour former des orthophosphates créant ainsi des liaisons chimiques.

Cette validation se décompose en deux campagnes d'essais effectués à température ambiante, à 300 °C, à 600 °C, à 800 °C et à 1000 °C :

- La première est un WST fait à Leoben (Equipe du Pr Harmuth, Department of Mineral Resources and Petroleum Engineering. Chair for Ceramics)
- La seconde est l'essai de traction directe développé au sein du laboratoire PRISME à Orléans.

3.2.1. Comparaison des résultats de l'essai de traction directe et de ceux du WST

Les résultats des tests de traction et de propagation de fissures, présentés sur la figure 3.23 permettent de voir l'influence de la température sur la limite à rupture en traction et de comparer les résultats obtenus par essai de traction et ceux obtenus par propagation de fissures. Dans tous ces essais, les faces de la brique en contact avec le mortier ont été rectifiées.

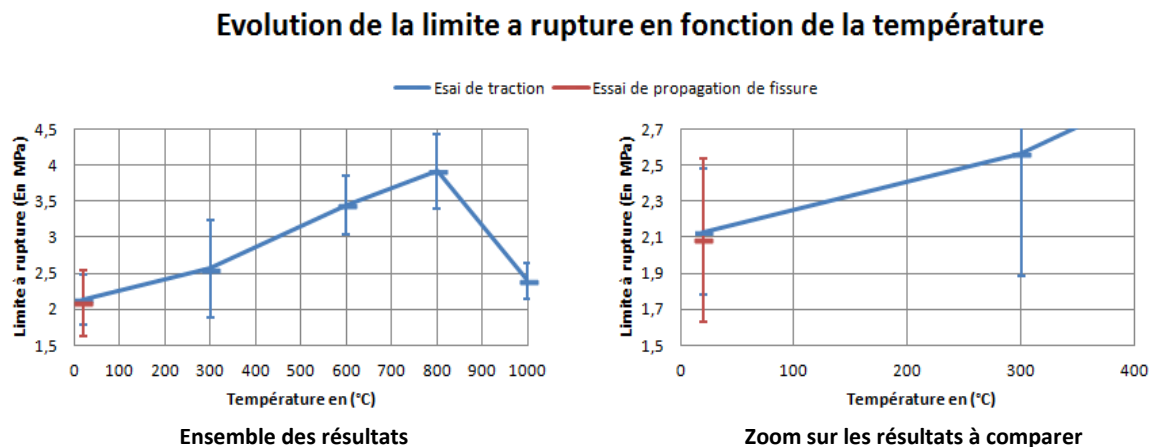


Figure 3.23. Limites à rupture obtenues par les méthodes de traction directe et de propagation de fissures (WST) pour le couplet brique/réfractaire utilisant le HS1111 comme réfractaire et une interface de brique rectifiée

À température ambiante, les limites à rupture en traction obtenues par les deux méthodes sont considérées comme égales au vu des valeurs moyennes de limite à rupture et des écarts types obtenus par la campagne d'essais de traction directe ($2,13 \pm 0,35$ MPa) et par la campagne d'essais de fendage ($2,08 \pm 0,46$ MPa). Ces résultats sont présentés sur la figure 3.23. Dans le cas de l'essai de propagation de fissures, les résultats ont été uniquement obtenus à température ambiante. Pour cette température, au vu de l'écart type et de la valeur moyenne obtenus par les deux types de tests, il est raisonnable de penser que la méthode de traction directe est validée.

D'autres essais de WST ont été réalisés à Leoben avec des faces non rectifiées. Dans ce cas, le mode de rupture est différent, comme la figure 3.24 permet de l'apprécier.

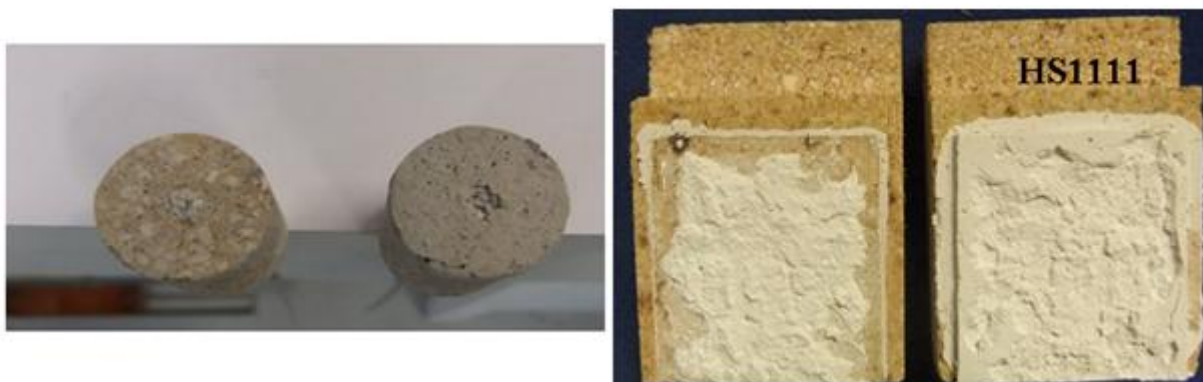


Figure 3.24. Faciès de rupture des essais de traction directe (face rectifiée) et de propagation de fissures (face non rectifiée)

Pour les essais de traction, la rupture est franche et se situe dans le plan de l'interface entre la brique et le mortier. Pour les essais de propagation de fissures, la rupture est moins franche. Même si cette dernière se propage légèrement à l'interface sur les bords, au centre c'est le mortier qui a cédé en premier. Cette observation confirme que le mode de rupture est différent dans ces deux cas. Par conséquent, il n'y a aucune raison que les limites à rupture en traction soient de valeurs égales.

Plus la température est élevée, plus la différence entre la limite à rupture en traction, obtenue par les essais développés à Orléans et Leoben, est importante (figure 3.25). Cela s'explique entre autres par la différence d'état de l'interface qui a été rectifié dans un cas et pas dans l'autre.

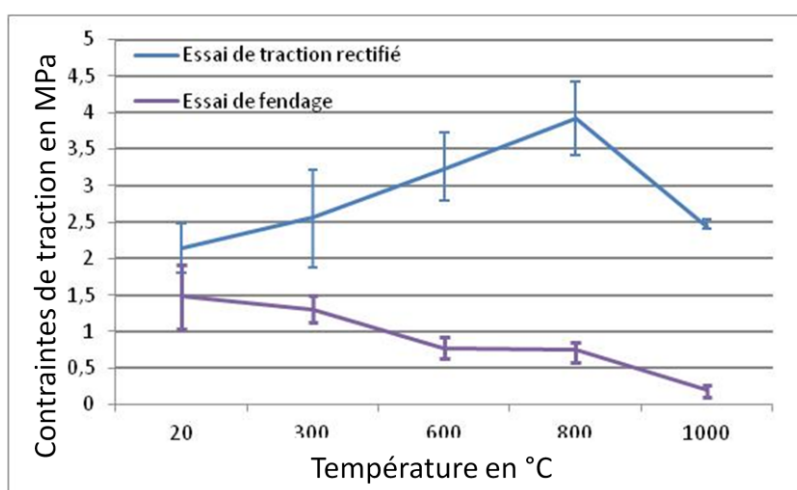


Figure 3.25. Limites à rupture obtenues par traction directe sur des échantillons utilisant des briques de type HS1111 rectifiées et par fendage sur des échantillons utilisant des briques de type HS1111 non rectifiées

Pour confirmer les différentes hypothèses et pour valider l'essai de traction directe développé à Orléans, une nouvelle campagne d'essais va être menée. Dans cette campagne, de nouveaux essais de traction directe seront réalisés avec une interface qui restera brute afin de se placer dans les mêmes conditions que les essais réalisés à Leoben et de s'assurer que les modes de rupture soient identiques dans les deux cas.

3.3. L'essai de traction directe sur les matériaux de la cokerie

Dans cette phase, les essais ont été réalisés sur un couplet composé d'un mortier de type KS-94 et d'un réfractaire de Silice KD (Tableau 3.1).

Tableau 3.1. Composition et propriétés de la silice KD et du mortier KS-94

(% massique)	Silice KD	Mortier KS-94
SiO_2	$\geq 95,0$	$\geq 95,3$
Al_2O_3	$\leq 1,5$	0,84
Fe_2O_3	$\leq 1,0$	0,42
CaO	$\leq 3,0$	0,98
$Na_2O + K_2O$	$\leq 0,35$	0,37

Les essais à température ambiante présentés sur la figure 3.26 admettent une longue phase de mise sous tension de l'échantillon. Elle correspond au fait que :

- la sphère localisée à l'extrémité du câble ne soit pas toujours en contact avec la butée formée par le réfractaire au démarrage du test
- les câbles se redressent au début de l'essai. Cette phase est une phase de mise sous tension du câble.

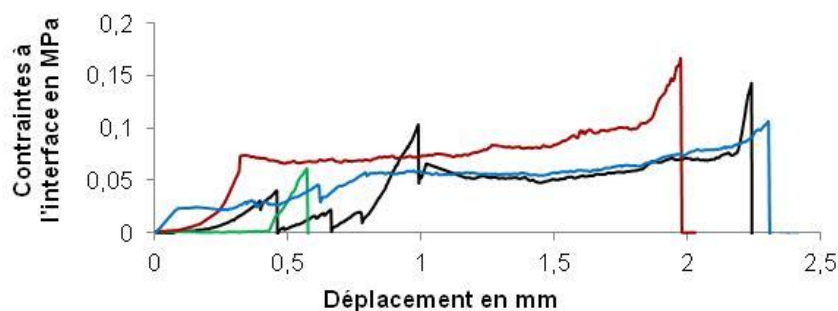


Figure 3.26. Courbes d'essais de traction des échantillons à température ambiante

Ces différents mécanismes expliquent le fait que le déplacement de la traverse mesuré par la machine inclut tellement de mécanismes qu'il n'a aucune signification. Grâce à ces essais, il est possible d'estimer que la limite à rupture en traction de notre échantillon en faisant la moyenne des limites obtenues pour chaque essai. Sa valeur est de 0,12 MPa à température ambiante. Ce résultat est cohérent avec celui obtenu dans le projet COOL (0,1MPa) [Landreau 2009].

La grande différence entre la campagne d'essais réalisée dans le projet SPRITCO et celle réalisée dans le projet COOL est la caractérisation de la limite à rupture d'un assemblage brique-mortier à haute température. Considérant le fait que dans le projet COOL un procédé de collage était utilisé pour appliquer une traction à l'échantillon et considérant la faible résistance mécanique des colles à chaud, il était impossible d'obtenir la limite à rupture à haute température avec ce procédé. Le procédé ayant été modifié, une nouvelle campagne d'essais a pu être réalisée à température ambiante, à 800 °C et à 1080 °C.

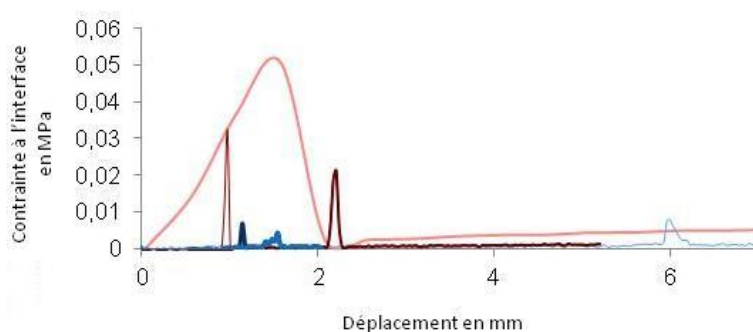


Figure 3.27. Courbes d'essais de traction des échantillons à 800 °C (courbes rouges) et à 1080 °C (courbes bleues)

De ces essais de traction, il est extrait une limite à rupture de 0,03MPa à 800°C et de 0,007MPa à 1080°C (figure 3.27).

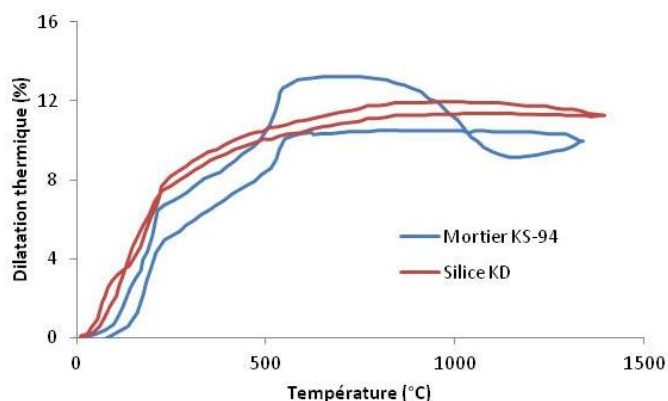


Figure 3.28. Dilatation thermique des matériaux du piédroit

La figure 3.28 permet d'observer une différence de dilatation thermique entre le mortier KS-94 et la silice KD plus importante entre 550 et 600°C. En gardant en mémoire que lors des essais les fissures se propagent à l'interface entre la brique et le mortier, il est possible de conclure que la dilatation thermique différentielle engendre une fragilisation de l'interface aux environs de 600 °C. Cette fragilisation semble être à l'origine de la forte baisse de la tenue mécanique de ces maçonneries à haute température.

Comme le montrent les figures 3.29 et 3.30, les propagations de fissures à l'interface, observées sur les échantillons des essais à haute température, sont aussi observées dans les piédroits des cokeries. Le mortier est donc totalement décollé des réfractaires et forme une sorte de « galette ». La figure 3.30. est issue d'une descente de caméra dans les carnaux. Un procédé a été développé au CPM pour que les caméras puissent résister aux très hautes températures puisque les carnaux représentent la chambre de combustion.



Figure 3.29. Échantillon après l'essai

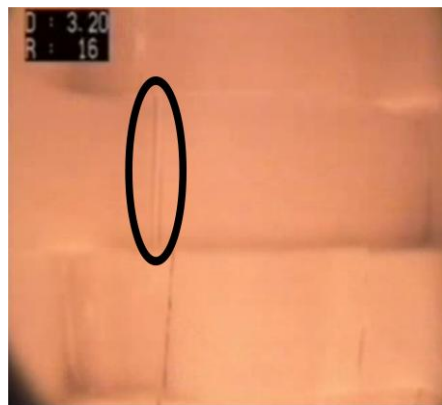


Figure 3.30. Observation de fissures dans le piédroit

Au vu de la faiblesse de la résistance mécanique de l'interface entre la brique et le mortier, le rôle de ce mortier est davantage d'empêcher les flux de gaz entre les différentes parties du piédroit que d'apporter une raideur mécanique à la structure maçonnée. Cette observation valide donc la loi de comportement fragile par morceau utilisé dans le modèle développé.

3.4. Bilan

Pour déterminer les propriétés de résistance mécanique des maçonneries, des essais ont été réalisés sur un sandwich brique-mortier-brique. Les résultats de ces essais seront des données d'entrée du modèle construit et présenté dans le deuxième chapitre.

Il y a tout d'abord les essais de cisaillement permettant de déterminer les constantes définissant le critère en cisaillement qui est représenté par une loi de Mohr-Coulomb.

Un nouvel essai de traction a été développé. Il vise à déterminer la limite à rupture en traction de l'interface pour pouvoir nourrir le modèle et plus précisément le critère d'ouverture des joints en traction.

Cet essai a été comparé à des essais de fendage réalisés à Leoben afin de valider la pertinence de la procédure de test imaginée et développée au sein du laboratoire. Cette comparaison a été réalisée à température ambiante. Une campagne d'essais complémentaire va être menée, dans les prochains mois, pour vérifier la bonne concordance des résultats obtenus par les deux méthodes à haute température.

Chapitre 4 : Simulation d'un piédroit de cokerie

4.1.	Modélisation d'un piédroit	- 86 -
4.1.1.	Représentation de la maçonnerie	- 86 -
4.1.1.1.	Homogénéisation mécanique	- 87 -
4.1.2.	Homogénéisation des propriétés thermiques	- 88 -
4.1.2.1.	Dilatation thermique	- 88 -
4.1.2.2.	La capacité thermique massique	- 89 -
4.1.2.3.	La conductivité thermique	- 90 -
4.2.	Les modèles étudiés	- 92 -
4.2.1.	Le modèle « piédroit complet »	- 92 -
4.2.1.1.	Le modèle thermique	- 93 -
4.2.1.2.	Le modèle mécanique	- 95 -
4.2.2.	Le modèle « deux carnaux »	- 98 -
4.2.2.1.	Le modèle thermique	- 98 -
4.2.2.2.	Le modèle mécanique	- 98 -
4.2.2.3.	Modèle « deux carnaux avec poutres »	- 99 -
4.3.	Comparaison des résultats obtenus par les différents modèles	- 100 -
4.3.1.	Le modèle deux carnaux et l'influence du chargement	- 100 -
4.3.1.1.	Condition de symétrie, condition de périodicité	- 100 -
4.3.1.2.	Conditions d'encastrement	- 102 -
4.3.1.3.	Thermique	- 103 -
4.3.1.4.	Maçonnerie endommagée	- 103 -
4.3.1.5.	Sous-structuration	- 104 -
4.3.1.6.	Le modèle « deux carnaux avec poutres »	- 105 -
4.3.2.	Résultats et observations	- 106 -
4.3.2.1.	Simulation sur des maçonneries saines	- 106 -
4.3.3.	Confrontation à la réalité et au modèle de Landreau	- 108 -
4.3.4.	Influence de l'endommagement initial	- 111 -
4.4.	Bilan	- 112 -

Dans le chapitre 2, une modélisation de la maçonnerie a été présentée et développée. Ce modèle mécanique combinant homogénéisation et localisation a ensuite été alimenté grâce aux résultats d'essais présentés dans le chapitre 3. En effet, la loi de comportement du modèle à l'échelle macroscopique nécessite des paramètres matériaux comme la rupture en traction et en cisaillement.

Ce chapitre traite de l'application de la méthode développée pour les maçonneries au cas du piédroit. Il présentera les différents modèles éléments finis, leurs intérêts respectifs et leurs limites ainsi que les chargements considérés.

Ce chapitre se finit par une confrontation des résultats aux observations faites dans les cokeries.

4.1. Modélisation d'un piédroit

4.1.1. Représentation de la maçonnerie

Le piédroit de cokerie n'est pas une maçonnerie pleine puisqu'il admet en son sein des carnaux servant à la circulation du combustible de chauffe du four. Le piédroit se compose donc de deux types de maçonneries : la panneresse et l'entretoise (figure 4.1).

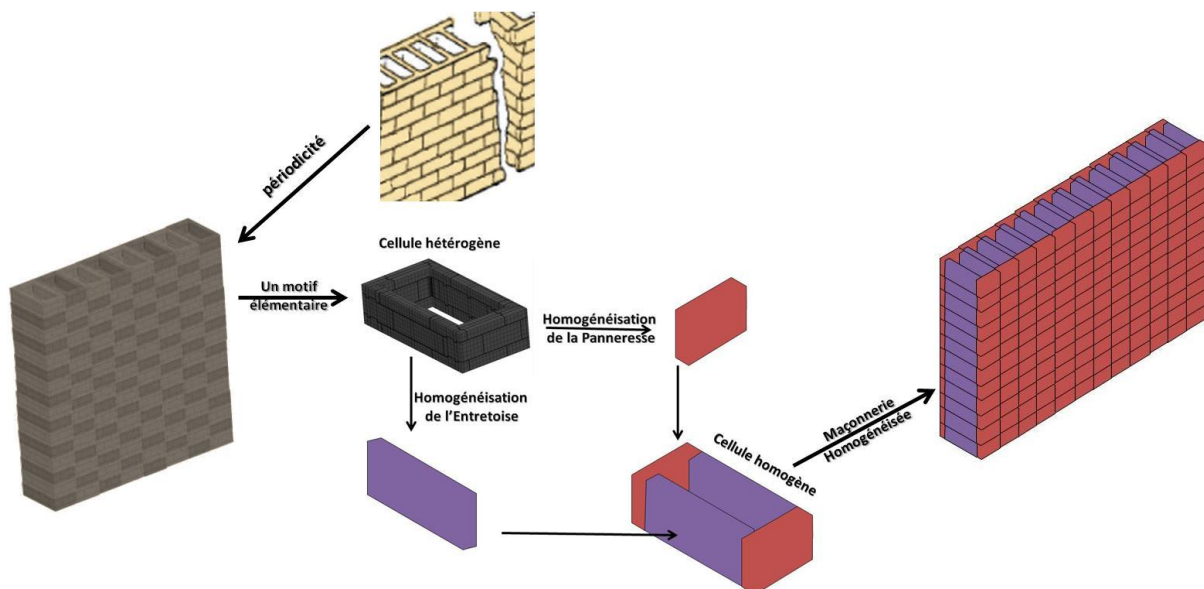


Figure 4.1. Modélisation thermo-mécanique d'un piédroit de cokerie

La panneresse étant en contact direct avec le charbon d'un côté et les gaz et fumées de l'autre, elle sert à transférer la chaleur des carnaux vers l'intérieur du four tout en évitant les transferts de gaz entre eux. L'entretoise est la maçonnerie séparant les carnaux

entre eux. Elle est orthogonale aux panneresses et permet d'éviter les transferts de gaz entre les carnaux.

Comme le montre la figure 4.1, le piédroit admet un motif périodique dans deux directions. Cette cellule élémentaire hétérogène se décompose comme la somme de deux panneresses (maçonnerie en rouge) et de deux entretoises (maçonnerie en violet). Les propriétés mécaniques et thermiques de ces deux entités doivent être calculées puis une reconstruction de la cellule élémentaire représentative homogène (donc de la maçonnerie) est réalisée.

4.1.1.1. Homogénéisation mécanique

Deux types de maçonneries sont extraits de la CER hétérogène, deux processus d'homogénéisation sont donc lancés. L'un réalise l'homogénéisation pour chaque état de la maçonnerie constituant l'entretoise et l'autre faisant la même chose pour la panneresse. Ces calculs sont réalisés à 800°C, 1080°C et 1350°C. Ce processus a été réalisé sur la géométrie de Fos-sur-Mer ayant des tenons et des mortaises simplifiés avec une forme rectangulaire à la place de la forme arrondie initiale.

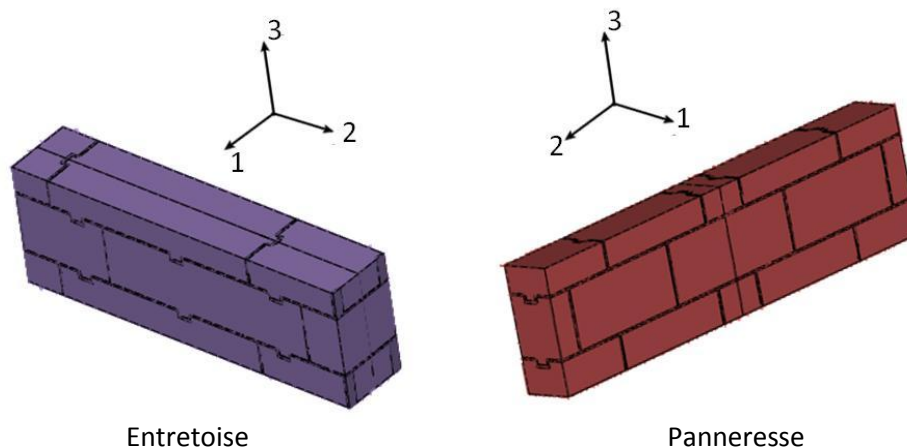


Figure 4.2. Les deux CER simplifiées (tenon et mortaise) constituant un piédroit

Ce processus d'homogénéisation permet d'obtenir les valeurs présentées dans l'annexe G. La figure 4.3 est obtenue par l'extraction de résultats de cette annexe.

Sur la figure 4.3, il est possible d'apprécier qualitativement la pertinence des résultats. En définissant un état i correspondant à l'ouverture des joints orthogonaux à cette même direction, il est logique que l'ouverture des joints dans une direction fasse chuter considérablement le module de Young dans cette direction. Enfin dans le cas où les joints seraient fermés (état 0), les modules d'Young dans toutes les directions sont très proches du principal constituant de la CER. Le dernier point qui confirme les résultats de façon qualitative est la baisse de ces mêmes modules d'Young avec la température. Dans la figure, les modules d'Young dans la direction 1 ne sont pas représentés puisqu'il n'y a pas de joints orthogonaux à cette direction. Par conséquent, les propriétés mécaniques dans cette

direction ne sont pas influencées par l'endommagement de la maçonnerie considérée (ouverture de joints).

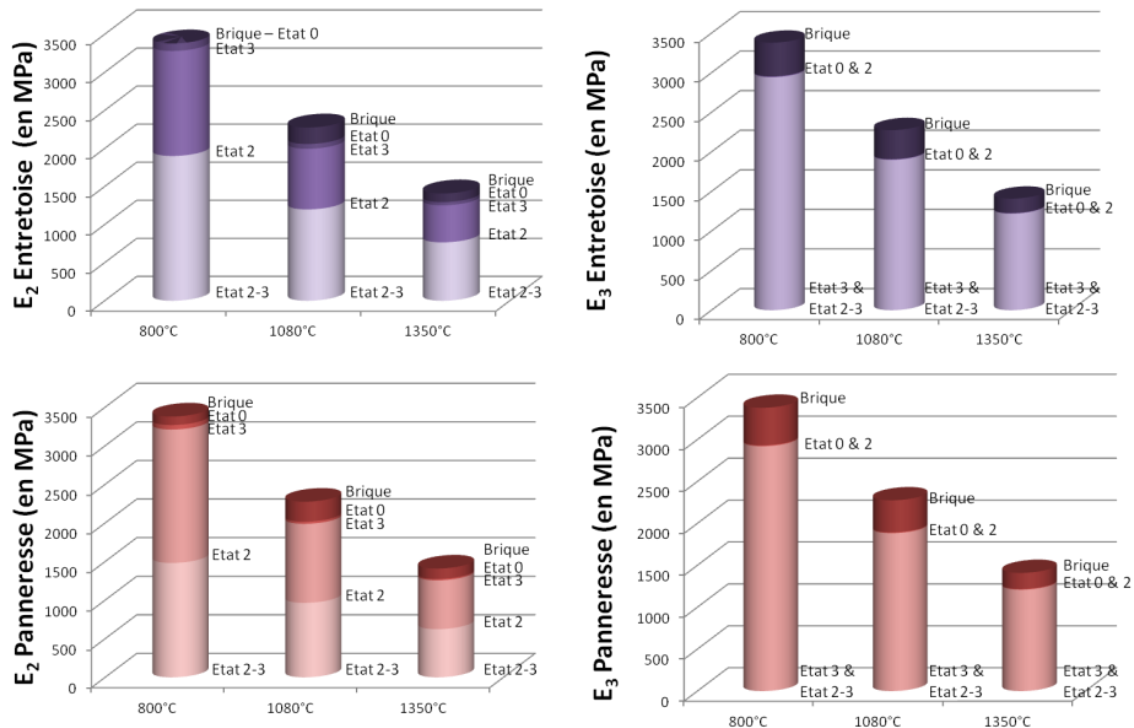


Figure 4.3. Modules d'Young des maçonneries dans les différents états à 800, 1080 et 1350°C comparés à ceux du mortier et de la brique

4.1.2. Homogénéisation des propriétés thermiques

Le piédroit étant soumis à des chargements thermiques, un couplage thermomécanique est nécessaire. La thermique influence la mécanique. Négligeant l'effet de la mécanique sur la thermique, le couplage sera donc considéré comme faible. Lors de la modélisation, les champs de température seront considérés comme un chargement. Il influencera le calcul mécanique par ses effets de dilatation thermique.

4.1.2.1. Dilatation thermique

Afin de reproduire l'effet de la répartition des différents constituants dans l'espace, la dilatation thermique est considérée orthotrope comme l'a été le comportement mécanique. Lors de cette phase, les techniques d'homogénéisation périodiques développées dans le chapitre 2 sont utilisées. Afin de déterminer les coefficients de dilatation thermique, les

chargements considérés sont des chargements thermiques. Les résultats obtenus pour l'entretoise sont présentés dans le tableau 4.1.

Tableau 4.1. Coefficients de dilatation thermique pour l'entretoise homogénéisée

(en $\cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$)	Entretoise											
Température	800°C				1080°C				1350°C			
État	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3
α_1	1,13	1,30	1,44	1,44	0,62	0,65	0,72	0,72	0,26	0,27	0,33	0,33
α_2	1,16	1,22	1,45	1,45	0,59	0,73	0,75	0,75	0,24	0,30	0,31	0,31
α_3	1,13	1,30	9,62	9,62	0,61	0,63	20,3	20,3	0,25	0,26	7,81	7,81
α_{brique}	1,51				1,12				0,87			
α_{mortier}	1,68				0,91				0,76			

Dans ce modèle, les coefficients de dilatation thermique sont très influencés par l'ouverture des joints. C'est pourquoi le mécanisme d'ouverture des joints accentue l'orthotropie de la dilatation thermique.

4.1.2.2. La capacité thermique massique

Les valeurs moyennes des capacités thermiques de la brique et du mortier étant proche sur la plage de température 900-1400 K et la valeur des masses volumiques de la brique et du mortier étant identique, le calcul de la chaleur spécifique peut se faire par la pondération des chaleurs spécifiques des constituants de chaque CER par la proportion volumique de chacun d'entre eux.

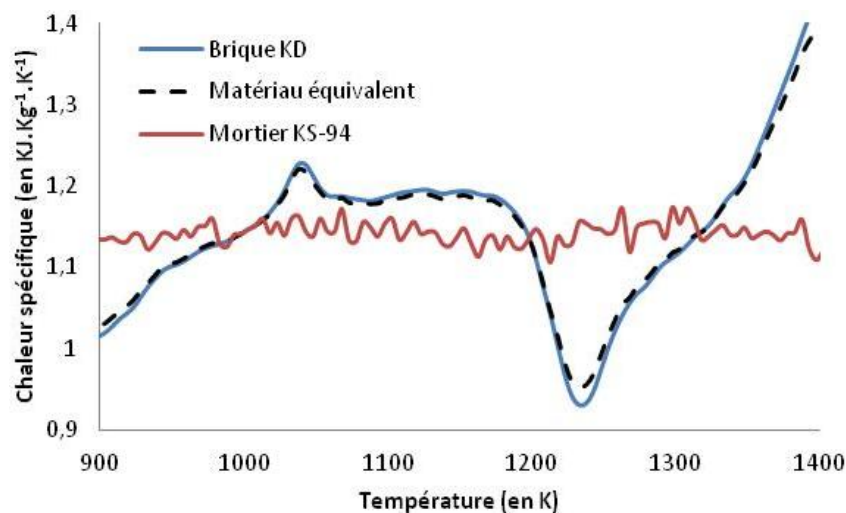


Figure 4.4. Évolution de la capacité thermique massique en fonction de la température pour les CER et ses matériaux constituants

Dans les deux types de maçonneries, le volume de réfractaire est très largement majoritaire : 90 %. Le restant étant du mortier ou du vide quand la maçonnerie est

endommagée et que le mortier est parti. Dans le cas où les joints sont fermés, la chaleur spécifique a été tracée sur la figure 4.4. Le réfractaire ayant des proportions volumiques élevées dans les CER, il sera admis que les chaleurs spécifiques des matériaux équivalents seront considérées comme indépendantes de l'ouverture de joint.

Il faut noter que même si l'ouverture des joints fait tendre la chaleur spécifique du matériau équivalent vers celle de la brique, la masse volumique du CER diminue puisqu'une plus forte proportion de ce dernier est composée de vide. Par conséquent, la quantité d'énergie nécessaire à l'élévation de la température d'un degré tend à diminuer. Une loi d'évolution de la capacité thermique massique a été retenue et est identique, quel que soit l'état dans lequel se trouve la maçonnerie (figure 4.5).

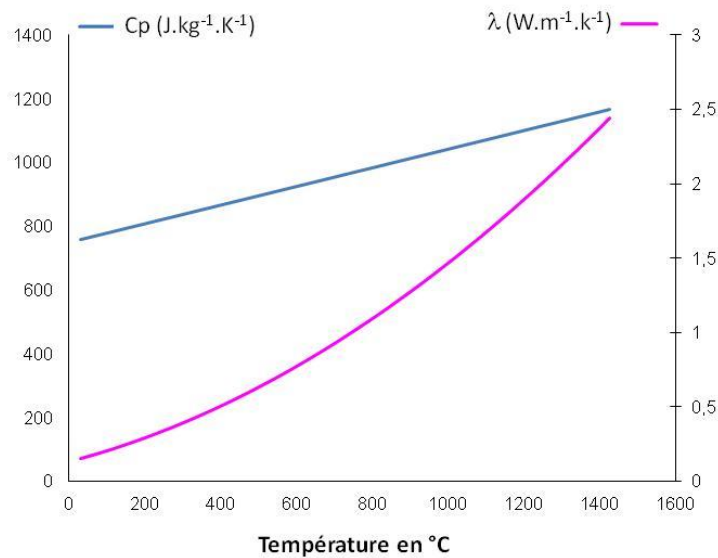


Figure 4.5. La capacité thermique et la conductivité thermique retenues pour le modèle thermique

4.1.2.3. La conductivité thermique

La conductivité thermique peut être déterminée de différentes manières. Elle peut se baser sur des modèles analytiques. Le premier d'entre eux est l'encadrement par des modèles de type série et parallèle. Cette méthode est très largement utilisée pour sa simplicité. De plus, il encadre généralement les propriétés de façon très large [Tessier-Doyen 2003]. Ces deux bornes furent initialement définies pour encadrer les propriétés mécaniques équivalentes par Voigt et Reuss dans leurs travaux [Voigt 1889 ou 1910] [Reuss 1929].

Les bornes de Voigt et de Reuss ont été appliquées à la thermique [Wiener 1912] afin d'encadrer la conductivité thermique homogène (λ_{VR-}^{hom} , λ_{VR+}^{hom}) d'un milieu hétérogène en fonction de ses constituants (λ^{Brique} , $\lambda^{Mortier}$) et de leurs fractions volumiques (f^{Brique} , $f^{Mortier}$). Ces deux bornes sont définies par l'équation 4.1.

$$\lambda_{VR-}^{hom} = \left(\frac{f^{Brique}}{\lambda^{Brique}} + \frac{f^{Mortier}}{\lambda^{Mortier}} \right)^{-1} \quad \text{Eq 4.1.}$$

$$\lambda_{VR+}^{hom} = f^{Brique} \lambda^{Brique} + f^{Mortier} + \lambda^{Mortier}$$

Cette méthode permet d'obtenir une borne inférieure et supérieure de Wiener, à 800°C, valant respectivement 1,38 et 1,60 W.m⁻¹.K⁻¹. Cet intervalle n'étant pas assez restrictif, d'autres méthodes considérant la répartition des différentes phases doivent être envisagées.

Le modèle de Hashin et Shtrikman [Hashin 1962], se basant sur la notion de distribution isotrope des constituants, définit deux nouvelles bornes (λ_{HS-}^{hom} λ_{HS+}^{hom}) plus restrictives [Brovelli 2010].

$$\begin{aligned} \lambda_{HS+}^{hom} &= \lambda^{Brique} + \frac{f^{Mortier}}{(\lambda^{Mortier} - \lambda^{Brique})^{-1} + \frac{f^{Brique}}{3\lambda^{Brique}}} \\ \lambda_{HS-}^{hom} &= \lambda^{Mortier} + \frac{f^{Brique}}{(\lambda^{Brique} - \lambda^{Mortier})^{-1} + \frac{f^{Mortier}}{3\lambda^{Mortier}}} \end{aligned} \quad \text{Eq 4.2.}$$

Après application numérique à notre cas, ces bornes nous donnent une conductivité thermique, à 800°C, comprise entre 1,51 et 1,56 W.m⁻¹.K⁻¹.

Enfin, des méthodes analytiques de type autocohérentes sont envisageables. Elles supposent que le matériau est composé d'un motif générique localisé dans un milieu infini qui a les propriétés du matériau homogène. Dans la littérature, le motif est de type sphérique et se compose d'un seul matériau (sphère) [Carson et al. 2005] ou de deux (sphère + une enveloppe) [Banazzouk et al. 2008]. Dans le cas considéré, le matériau étant composé de briques plus de mortier, l'inclusion sphérique bicomposite est considérée (Eq 4.3).

$$\lambda_{SC2}^{hom} = \lambda^{Mortier} \left(1 + \frac{f^{Brique}}{\left(\frac{\lambda^{Brique}}{\lambda^{Mortier}} - 1 \right)^{-1} + \frac{f^{Mortier}}{3}} \right) \quad \text{Eq 4.3.}$$

Cette méthode permet d'obtenir une valeur de conductivité thermique à 800°C de 1,51 W.m⁻¹.K⁻¹.

Chapitre 4 : Simulation d'un piédroit de cokerie

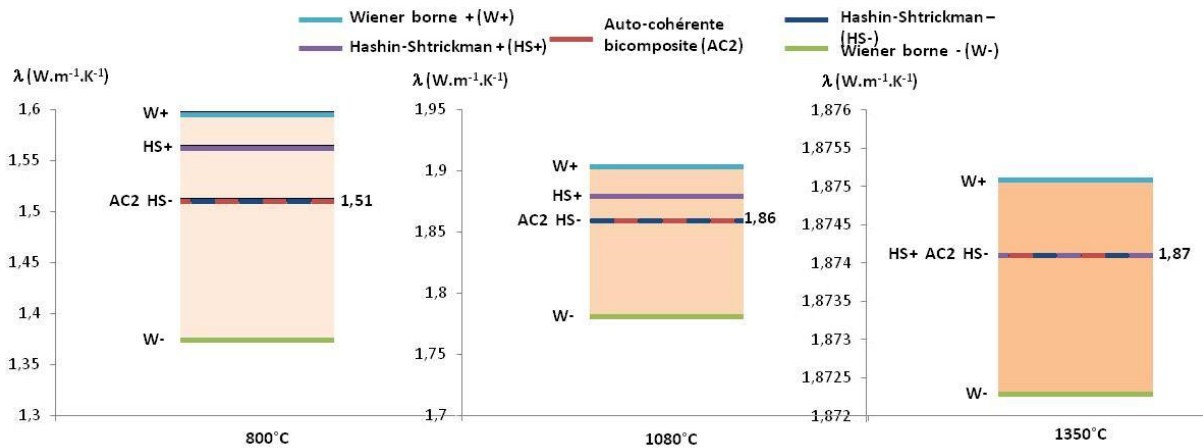


Figure 4.6. Conductivité thermique obtenue par les différentes méthodes analytiques

Enfin, des calculs numériques ont été menés à 800°C afin de déterminer la conductivité thermique dans les différentes directions pour la panneresse avec joints fermés. Ils consistent à utiliser la loi de Fourier et d'appliquer une différence de température à des faces en vis à vis. Les résultats obtenus à 800°C permettent d'affirmer que la différence de conductivité thermique dans les différentes directions et dans les différents états de la maçonnerie est très faible [Landreau 2009]. De plus, cette conductivité thermique est très proche de celle obtenue par la méthode auto-cohérente bicomposite. La méthode auto-cohérente bi-composite est donc adoptée et elle est utilisée aux différentes températures (figure 4.6). La conductivité thermique sera donc considérée isotrope et indépendante du mécanisme d'ouverture des joints. La méthode auto-cohérente bi composite et la borne inférieure de la méthode Hashin-Shtrickman donne les mêmes résultats puisque les formules sont identiques à une factorisation près (Eq. 4.2 et 4.3).

4.2. Les modèles étudiés

4.2.1. Le modèle « piédroit complet »

La simulation du piédroit complet considère la maçonnerie séparant deux fours à coke dans son ensemble. Les chargements auxquels sont soumis ce piédroit sont à la fois mécaniques et thermiques. Afin de voir l'influence du chargement thermique sur la mécanique, un modèle thermique a été réalisé en premier lieu. Il reprend les propriétés homogènes qui ont été présentées dans le paragraphe 4.1.2.

4.2.1.1. Le modèle thermique

Le piédroit composé des deux maçonneries (panneresse et entretoise) est présenté sur la figure 4.7. Comme indiqué sur cette figure, il est légèrement plus large du côté machine (988 mm) que du côté coke (912 mm).

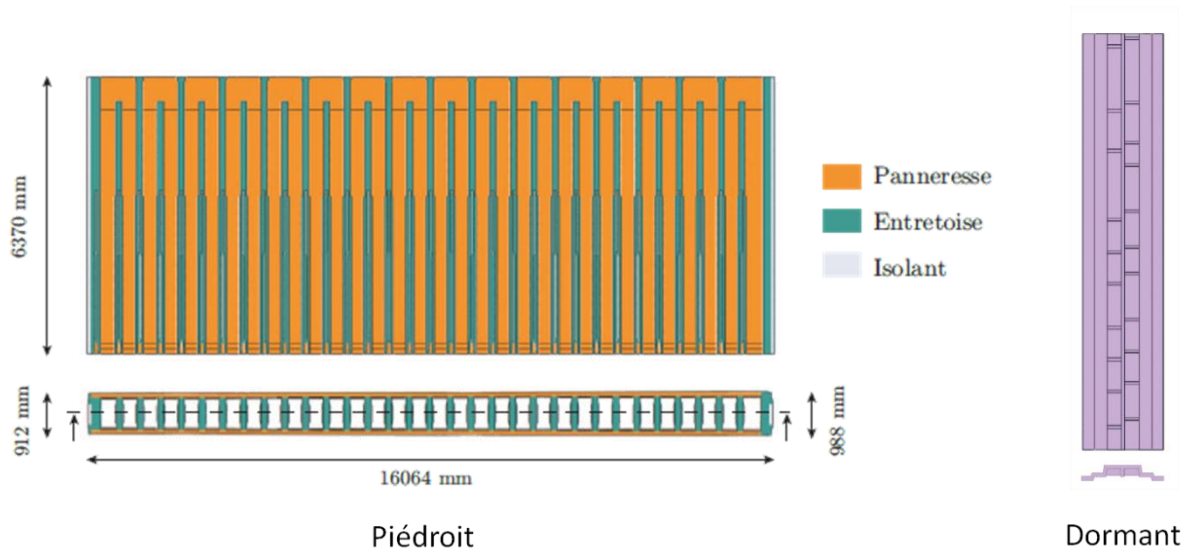


Figure 4.7. Géométrie du piédroit

Dans la simulation thermique, la température des parois de la maçonnerie qui correspond aux carneaux est imposée. Elle correspond aux relevés réalisés dans les carneaux d'un piédroit et présentés sur la figure 4.8.

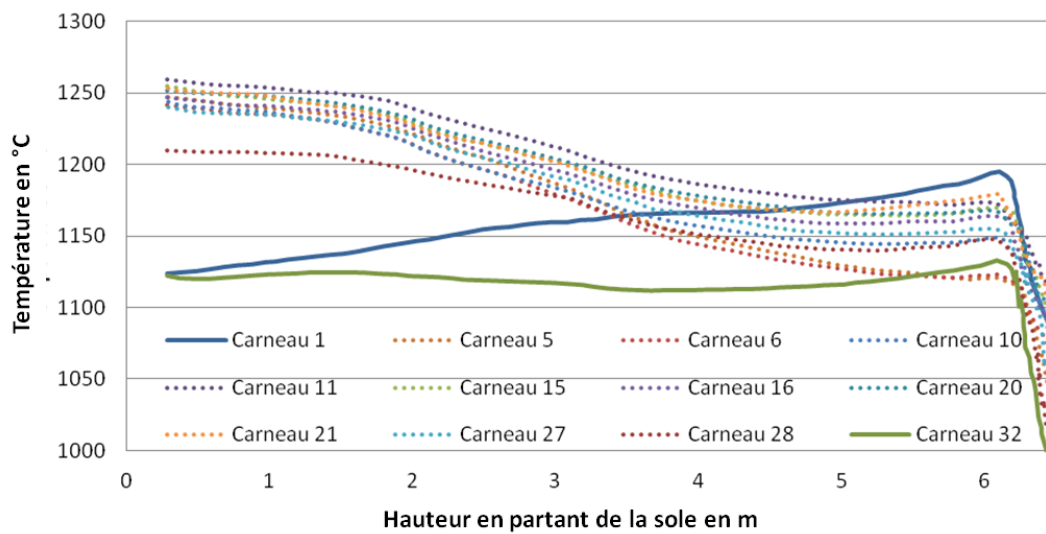


Figure 4.8. Profil thermique moyen dans les carneaux en fumées d'une cokerie

Sur cette figure, il est possible de noter que la température et son évolution en fonction de la hauteur sont très proches pour tous les carneaux excepté pour ceux près des portes du four (carneaux 1 et 32).

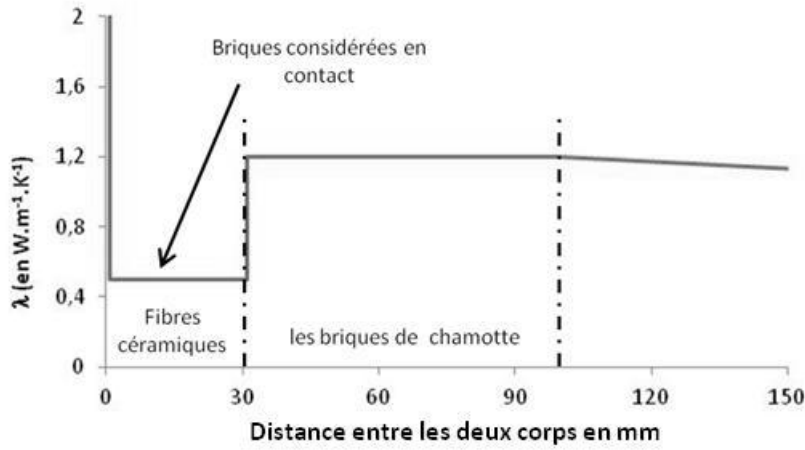


Figure 4.9. Loi d'interaction thermique entre le piédroit et les dormants

Comme l'indique la figure 1.12, la température des carneaux varie selon deux échelles de temps. La première est l'inversion des carneaux de fumée et de gaz toutes les 20-30 minutes et la seconde est le temps de la cuisson. Pour se faire, une décomposition en série de Fourier a été utilisée.

Le piédroit et le dormant sont séparés par des fibres céramiques de faible conductivité thermique ($0,5 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) afin de protéger le dormant des hautes températures et d'optimiser le rendement thermique du four. Les espaces vides entre le dormant et le piédroit sont remplis de « briques de chamotte » ayant une conductivité thermique de $1,2 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$. Tous ces constituants n'étant pas modélisés, ils sont donc pris en compte dans la loi d'interaction thermique qui définit un coefficient de conductivité en fonction de la distance, de façon linéaire par morceau, entre deux entités comme décrit sur la figure 4.9.

Les dormants sont eux en contact avec les montants en fonte qui ont tendance à laisser s'échapper un flux thermique. Ce dernier est défini par l'équation 4.4.

$$\varphi = K^{dorm \rightarrow ext} (T^{dorm} - T^{air}) \quad \text{Eq 4.4.}$$

Avec $T_{air} = 25^\circ\text{C}$ et $K^{dorm \rightarrow ext}$ défini par l'équation 4.5.

$$\frac{1}{K^{dorm \rightarrow ext}} = \frac{1}{h_{air}} + \frac{e^{montant}}{\lambda_{montant}} \quad \text{Eq 4.5.}$$

Où h_{air} , $\lambda_{montant}$ et $e_{montant}$ valent respectivement $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, $60 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et 685 mm .

Afin de pouvoir appliquer la thermique comme chargement du modèle mécanique, des pré-simulations thermiques ont été menées par Landreau [Landreau 2009]. Cette simulation représente une zone centrale des fours constituée de deux parties de piédroits (quelques carneaux), d'un four et du coke au centre. Une conduction parfaite a été considérée entre les différents éléments. Dans cette simulation, la température dans les carneaux a aussi été imposée. Enfin, les changements de phase du coke ont été considérés par l'intermédiaire d'une chaleur latente dans la loi de conservation de l'énergie. La température de l'interface entre le coke et le piédroit a été extraite en fonction du temps et de la hauteur afin d'être imposée comme conditions aux bords dans la simulation du piédroit seul.

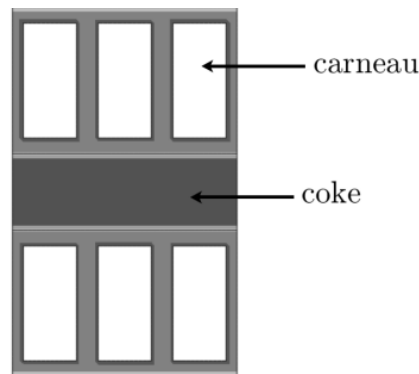


Figure 4.10. Calcul d'une tranche centrale d'un four à coke

Enfin, un cycle de cuisson a pu être appliqué au modèle considérant un piédroit complet.

4.2.1.2. Le modèle mécanique

Le modèle mécanique admet la température du modèle thermique comme chargement. Ces deux modèles admettent la même géométrie.

De plus, comme dans le modèle thermique, des interactions sont nécessaires pour prendre en compte le contact entre les différentes pièces et une loi normale définissant l'absence d'interpénétration des pièces. Enfin, une loi tangentielle basée sur le frottement est considérée. Le frottement peut être de type brique-brique ou brique-mortier. Les valeurs de son coefficient sont respectivement égales à 0,48 et 0,64.

Tableau 4.2. Effort dans les transmetteurs d'effort du montant vers le dormant

Niveau	Hauteur (en mm)	Effort (en kN)
1	265	38
2	1420	18
3	2550	18
4	3720	10,3
5	4870	10,3
6	6330	18
7	Niveau	18
8	Voûte	44

Le serrage des tirants qui est progressif lors de la première montée en température a tendance à forcer le rapprochement des montants entre eux (côté coke et côté machine). Par l'intermédiaire du dispositif de transmission des efforts entre le montant et le dormant, présenté sur la figure 4.11, ils permettent de mettre en compression la maçonnerie. Ce dispositif comporte 16 ressorts répartis par binômes selon la hauteur. Les forces théoriques appliquées par chaque ressort sur le dormant sont représentées en fonction de la hauteur sur le tableau 4.2. Les différents dispositifs de mesure permettent de confirmer le bon ordre de grandeur des forces mesurées dans la cokerie.

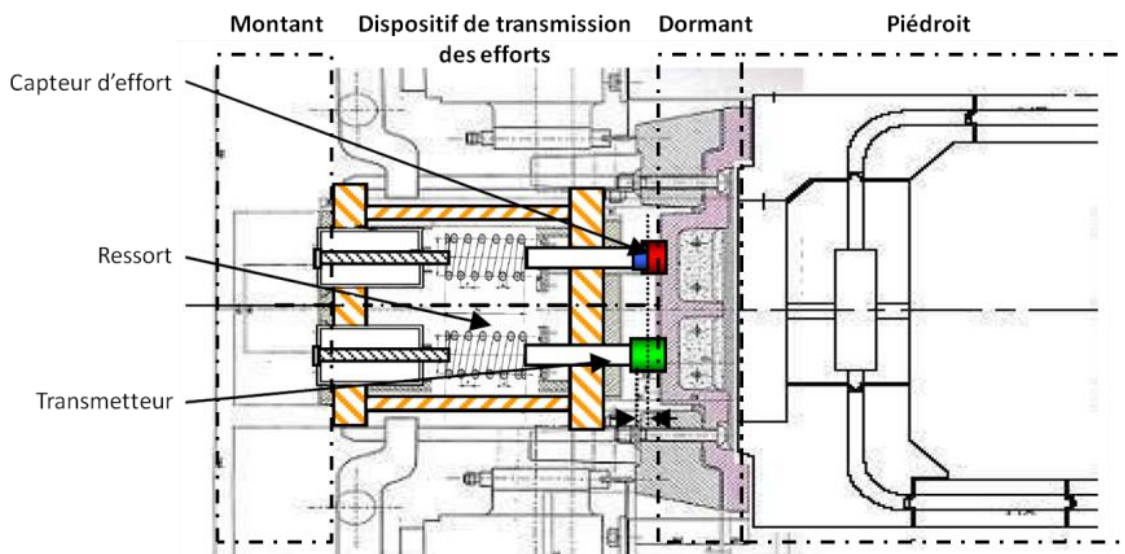


Figure 4.11. Système de transmission des efforts de compression entre le montant et le dormant

Les binômes situés aux niveaux 7 et 8 appliquent une force sur la partie de la maçonnerie qui n'est pas modélisée (la voûte). Ces valeurs ne seront donc pas prises en compte. Dans le modèle, chaque binôme sera représenté par une force ponctuelle appliquée au barycentre des points d'application des ressorts d'un même niveau. Les efforts des deux ressorts composant un binôme sont considérés égaux même si les capteurs ne sont associés qu'à un seul ressort de chaque niveau du dispositif de transmission.

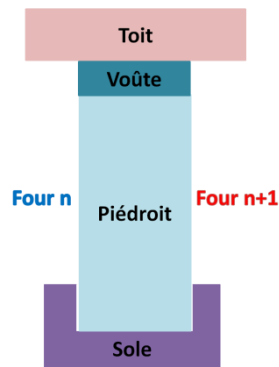


Figure 4.12. Schéma représentant le lien entre le piédroit et la sole

Le piédroit est normalement posé dans une sole qui est elle-même encastrée. Afin d'éviter une augmentation démesurée du temps de calcul, la sole ainsi que le contact piédroit/sole ne sont pas considérés. Une hypothèse d'encastrement a été considérée pour modéliser cette interaction. Elle est présentée ainsi que les autres chargements appliqués au piédroit sur la figure 4.12.

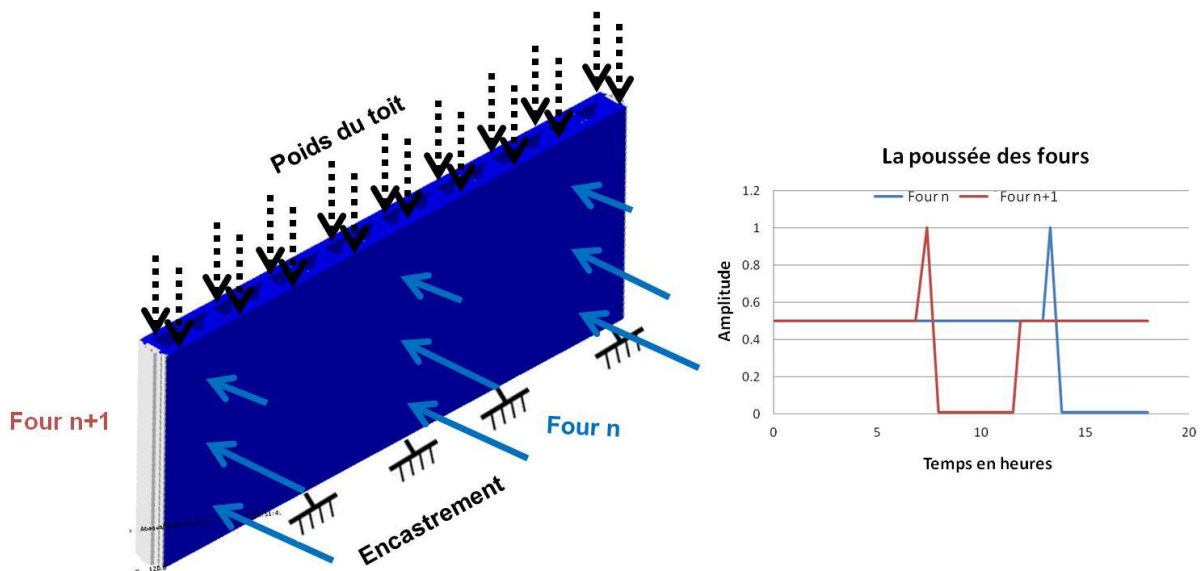


Figure 4.13. Le modèle du piédroit complet : conditions aux limites et poussée des fours

Sur la figure 4.13, il est possible d'apprécier les poussées des fours n et $n+1$. Ces poussées sont décalées temporellement puisque les cycles de cuisson de deux fours voisins le sont aussi. Enfin, le pic de cuisson d'un four a été réalisé de telle sorte qu'il n'arrive jamais quand les fours voisins sont vides. Ceci permet d'éviter de générer de trop grandes déformations, donc de trop grandes contraintes.

La pression évolue linéairement selon la hauteur. Différents pics de pressions ont été testés comme celui de 10,5 kPa. Si la pression lors de la cuisson est considérée comme

valant 10,5 kPa, elle varie entre 15kPa au pied de la maçonnerie et 6kPa à une hauteur de 6,4 m.

Sur le haut de la partie modélisée du piédroit, deux conditions aux bords sont appliquées. Une force ayant la même direction et le même sens que la gravité est appliquée. Elle vise à représenter l'effet du poids de la partie supérieure sur la structure modélisée. Dans le cas d'une batterie de fours à coke, la partie supérieure de la voûte est maintenue horizontale grâce au toit. Les parties supérieures et inférieures de l'ensemble piédroit modélisé plus voûte (figure 4.12) restent horizontales. Il sera fait l'hypothèse que dans ce modèle les sections droites restent droites au vu de la faible épaisseur de la maçonnerie et du chargement provoquant des déformations (poussées des fours). Considérant la faible épaisseur de la partie non modélisée comparée à la hauteur du piédroit, il sera fait l'hypothèse que la section supérieure de la partie modélisée reste horizontale.

Ce calcul étant chronophage, il ne sera utilisé qu'avec le tenseur de localisation amélioré et non avec l'étape de sous-structuration (§ 2.3.3 et § 2.3.4). Sans sous-structuration, ce modèle global demande 6 jours de calcul sur 40 processeurs.

4.2.2. Le modèle « deux carneaux »

Pour pouvoir étudier la sensibilité du modèle à divers paramètres, dans un temps raisonnable, un modèle deux carneaux a été développé.

4.2.2.1. Le modèle thermique

Comme pour le modèle du piédroit complet, la température dans les carneaux est considérée. Ensuite, la température des parois en contact avec les fours et son évolution en fonction de la hauteur sont obtenues grâce à des calculs modélisant une tranche de four avec les deux piédroits et le coke au centre (figure 4.10). Le chargement des carneaux est fonction de leurs états qui sont définis de telle façon que si les carneaux 1, 4, 5, 8, 9... sont en fumée alors les carneaux 2, 3, 6, 7... sont en combustion et vice-versa après basculement. Les faces liant les deux carneaux considérés lors de la modélisation avec les carneaux voisins sont définies comme étant adiabatiques. Le résultat de ce calcul thermique est défini comme chargement du modèle mécanique. Ce modèle ne considère pas la diminution de la largeur du four entre le côté machine et le côté coke. Ces chargements thermiques sont observables dans les travaux de Landreau [LANDREAU 2009]

4.2.2.2. Le modèle mécanique

Chapitre 4 : Simulation d'un piédroit de cokerie

Comme dans le cas du modèle du piédroit, les chargements et conditions aux limites présentés sur la figure 4.14 sont :

- Le chargement thermique (modélisation présentée dans le paragraphe 4.2.2.1),
- Le poids du toit et de la voûte,
- La pression issue de la cuisson dans les fours n et n+1,
- L'encastrement à la base du piédroit.

Le modèle deux carneaux nécessite des conditions aux bords définissant l'effet des carneaux voisins sur ceux représentés. Le chargement thermique étant périodique dans la direction orthogonale aux entretoises et le chargement mécanique étant symétrique dans cette même direction, les conditions de périodicité et de symétrie seront donc testées successivement.

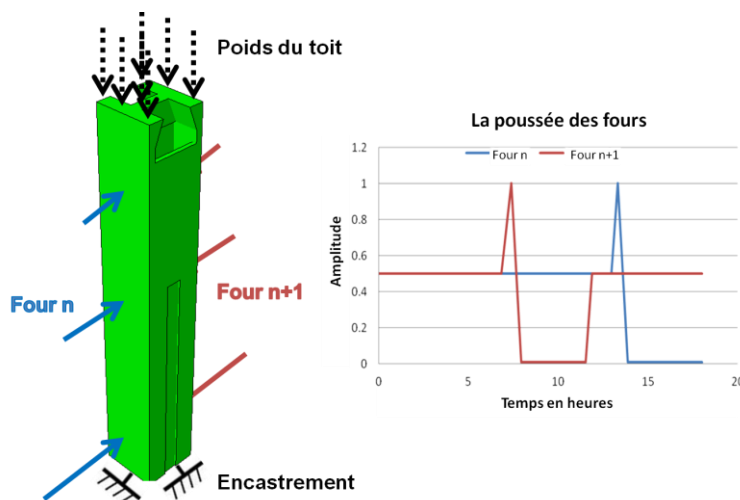


Figure 4.14. Le modèle « deux carneaux »: conditions aux limites et poussée des fours

4.2.2.3. Modèle « deux carneaux avec poutres »

Pour reproduire la présence des fours voisins, un modèle deux carneaux, utilisant des poutres pour modéliser les maçonneries de part et d'autre des carneaux modélisés, a été créé. Ces poutres ont les propriétés de la panneresse non endommagée. Le but est d'adapter leurs longueurs afin de modéliser la partie de la maçonnerie souhaitée et donc de maximiser le ratio $\frac{\text{precision des résultats}}{\text{coût des résultats}}$. Une pression valant 225,2 kPa (somme des pressions des transmetteurs en interaction avec la hauteur de la maçonnerie modélisée) et mettant en compression la structure est appliquée sur une extrémité de chaque poutre. Elle permet de représenter la force des tirants qui n'était pas considérée dans le modèle « deux carneaux » précédant. Les autres extrémités de chaque poutre sont liées aux faces définissant la limite entre les deux carneaux modélisés et les carneaux voisins (figure 4.15). Cette liaison impose

les degrés de liberté des nœuds des faces liées à la poutre (calculés à partir des rotations et des déplacements).

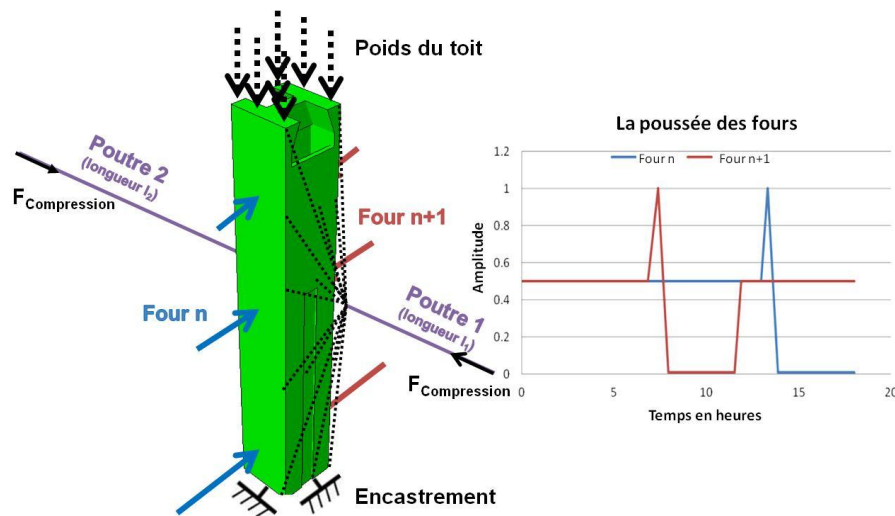


Figure 4.15. Le modèle « deux carneaux avec poutres »: conditions aux limites et poussée des fours

4.3. Comparaison des résultats obtenus par les différents modèles

4.3.1. Le modèle deux carneaux et l'influence du chargement

Utilisant le modèle deux carneaux, une étape d'étude de l'influence des conditions aux bords et du chargement a été réalisée. Ces résultats peuvent ensuite être utilisés pour sélectionner les matériaux de construction du piédroit, pour étudier la géométrie du piédroit ou pour optimiser les paramètres utilisateurs. Les deux premiers points peuvent être contrôlés ou ajustés seulement avant ou pendant la conception de la batterie tandis que le dernier est ajustable par l'utilisateur. Différents paramètres sont donc étudiés par la suite pour identifier leurs conséquences.

4.3.1.1. Condition de symétrie, condition de périodicité

Dans un premier temps, des simulations sur un modèle deux carneaux simples ont été réalisées. Le but est de tester l'influence des conditions aux bords déterminant l'interaction entre les deux carneaux considérés et les carneaux voisins. En effet, cette condition est assez complexe à définir. Pour se faire, voir l'influence de la condition aux bords peut permettre de juger de l'importance de ce facteur. Les conditions de symétrie et de périodicité ont été retenues comme conditions aux bords, car même si aucune d'entre elles ne définit parfaitement la réalité, elles restent proches. Afin d'obtenir des résultats rapidement, le tenseur de localisation amélioré a été préféré à la sous-structuration (dans tous les modèles deux carneaux où rien n'est spécifié).

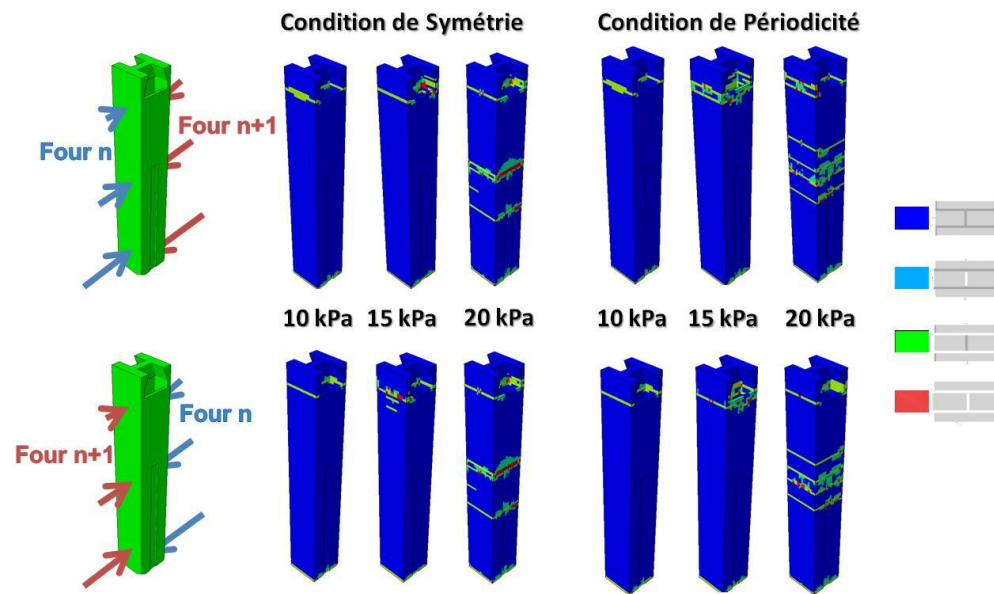


Figure 4.16. Résultats du modèle « deux carneaux » considérant les conditions de périodicité et de symétrie (vues opposées)

D'après le modèle deux carneaux simples, le chargement en pression maximum admissible par la structure a une moyenne comprise entre 15kPa et 20kPa quand les conditions d'interaction entre ces carneaux et leurs voisins sont des conditions de symétrie et quand ce sont des conditions de périodicité. Aucune ouverture n'a lieu à mi-hauteur de la maçonnerie à 15 kPa et en dessous. La principale différence entre ces deux types de condition est le type d'ouverture et leurs répartitions à mi-hauteur de la maçonnerie. La périodicité a tendance à élargir la zone d'ouverture des joints tandis que la symétrie a tendance à passer dans un état plus endommagé (état 2-3).

Enfin, quel que soit le type de condition considéré, trois zones d'endommagement apparaissent :

- L'ouverture en tête de carneau liée au fait que le bord supérieur reste droit et horizontal.
- L'ouverture en pied de carneau liée à la condition d'encastrement.
- L'ouverture centrale liée à la poussée du charbon.

Pour des raisons de simplicité d'implémentation, la condition de symétrie sera conservée pour tester les autres paramètres.

4.3.1.2. Conditions d'encastrement

Comme le montre la figure 4.12, le bas du piédroit n'est pas réellement encastéré. Il est posé dans une sole. Néanmoins, la sole n'étant pas représentée et n'ayant pas les dimensions précises de cette dernière, il a été décidé de considérer comme encastérée la base du piédroit. Cette condition étant trop restrictive, les simulations de comparaison suivantes ont été considérées :

- Pied de la maçonnerie encastérée.
- Pied en contact par frottement sur un plan.

Les résultats, présentés sur la figure 4.17, montrent la sensibilité de l'ouverture des joints au niveau de la surface de contact entre les carreaux modélisés et leurs voisins, dans le cas où des conditions de contact sont considérées en bas du piédroit. La prise en compte du contact en lieu et place de l'encastrement sur la partie inférieure du piédroit a tendance à générer un endommagement plus précoce. La limite d'utilisation obtenue est donc comprise entre 10 et 15 kPa au lieu des 15-20 kPa obtenus avec des conditions d'encastrement. De plus, le pied de la maçonnerie a tendance à s'endommager de façon exagérée avec des conditions d'encastrement. Après essai des deux types de conditions au pied du piédroit sur le modèle 2 carreaux, il s'avère que les déplacements du piédroit sont trop importants dans le cas où le contact avec un plan est considéré. C'est pourquoi la condition d'encastrement sera la condition utilisée dans les simulations suivantes.

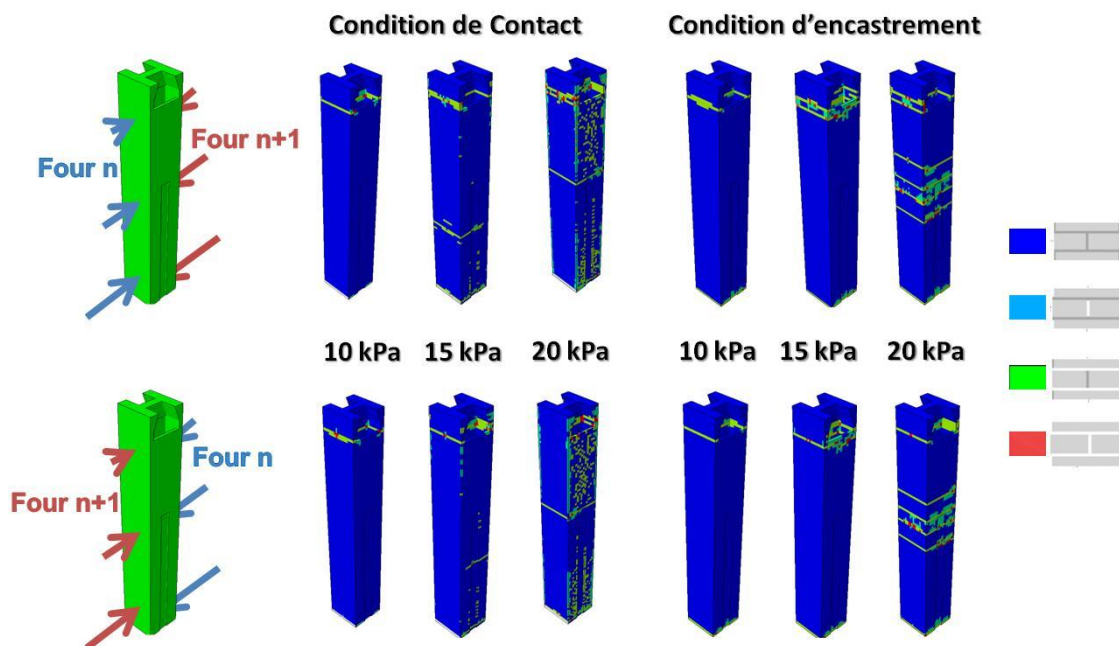


Figure 4.17. Comparaison des résultats du modèle « deux carreaux » : contact/encastrement (vues opposées)

4.3.1.3. Thermique

Par la suite, l'influence de l'addition ou non du chargement thermique au chargement mécanique a été testée. Pour se faire, une simulation admettant uniquement les chargements de type mécanique sera comparée à la simulation classique de type thermomécanique.

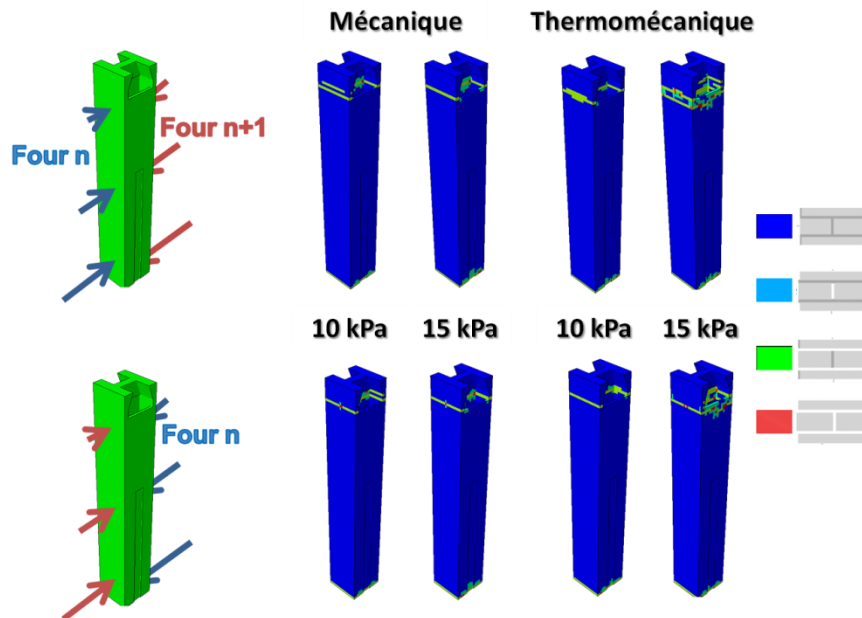


Figure 4.18. Influence de la thermique sur le modèle « deux carreaux » (vues opposées)

La figure 4.18 montre que la thermique a tendance à amplifier légèrement la zone d'endommagement. La thermique semble avoir une influence moins importante que les chargements mécaniques et les conditions aux bords sur l'endommagement de la maçonnerie. Il semble donc plus nécessaire de mieux décrire les conditions aux bords que de se pencher sur le chargement thermique et son évolution.

4.3.1.4. Maçonnerie endommagée

Considérant que les simulations ne prennent en compte qu'une seule cuisson, l'état initial s'avère important pour comprendre le mécanisme d'endommagement. Un endommagement initial peut permettre de représenter l'effet des cuissons précédentes.

Pour se faire, une simulation non endommagée a été comparée à une simulation pré-endommagée par des coups de sabre (ouvertures de joints verticales traversantes et allant de bas en haut de la maçonnerie). Pour les définir, deux nouveaux matériaux initialement endommagés et ayant les propriétés de la panneresse ou de l'entretoise ont été utilisés. Ces coups de sabre sont très souvent observés dans les cokeries.

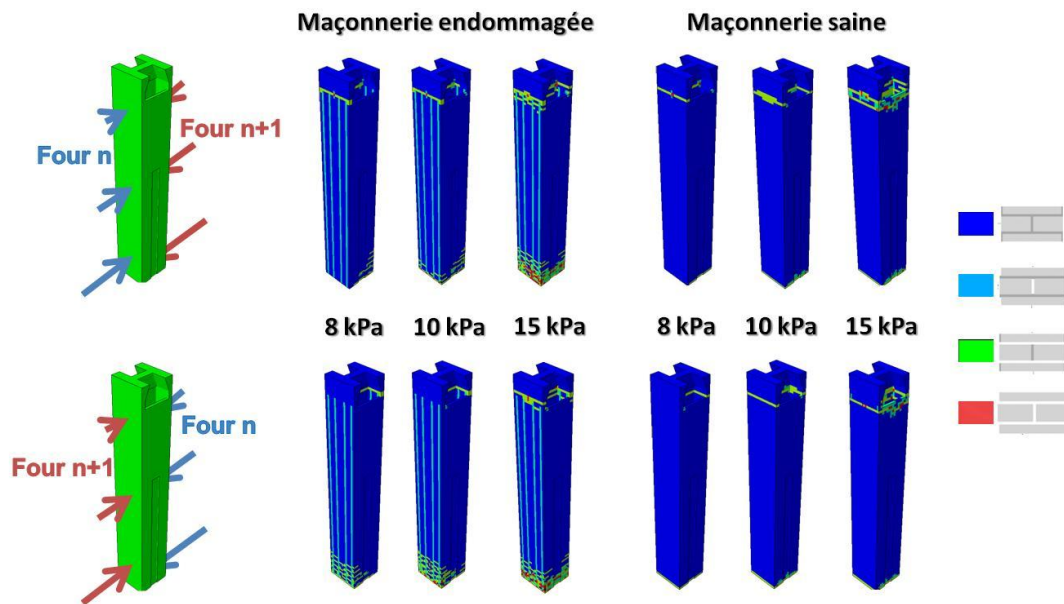


Figure 4.19. Modèle deux carnaux : effet d'un endommagement initial (vues opposées)

La figure 4.19 montre les résultats des simulations avec endommagement initial et celles sans. Il est possible de conclure que les coups de sabre créent un mécanisme d'endommagement au pied des carnaux. Plus la pression due à la cuisson du coke augmente, plus l'endommagement au pied des carnaux monte. De plus, cet endommagement arrive beaucoup plus tôt que le mécanisme d'endommagement au centre de la maçonnerie saine.

4.3.1.5. Sous-structuration

Enfin, les deux méthodes d'obtention des contraintes locales ont été comparées. La première consiste à utiliser le tenseur de localisation amélioré (dénommé dans la figure 4.20 « sans sous-structuration ») et la seconde consiste à utiliser la sous-structuration. Deux boucles de sous-structuration (§2.3.4) ont été définies en fonction du type de maçonnerie qui le nécessite (panneresse ou entretoise). Les résultats sont présentés sur la figure 4.20.

La plus grande justesse des contraintes locales obtenues par sous-structuration est à l'origine des ouvertures totales de joints ainsi que de l'agrandissement de la zone endommagée en pied de carnaux. De plus, en haut du carneau, une propagation de fissure apparaît, lors de l'utilisation de la sous-structuration pour calculer les contraintes locales, à l'interface entre la brique et le mortier. Ces deux mécanismes d'endommagement (en pied de maçonnerie et à l'intersection de la panneresse et de l'entretoise) sont souvent observés lors d'inspections de cokeries.

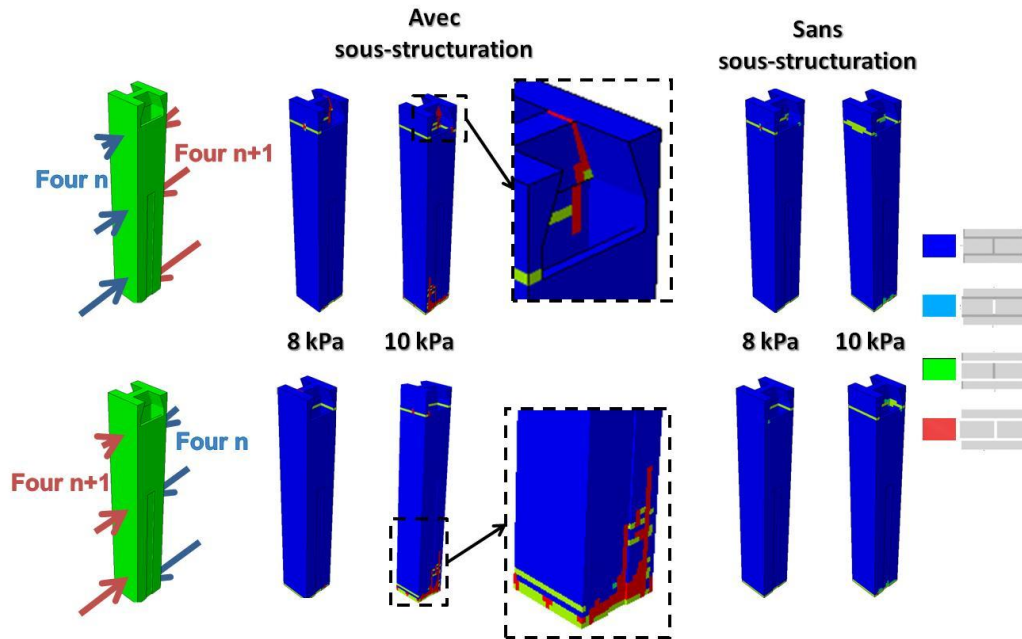


Figure 4.20. Modèle deux carnaux : effet de la sous-structuration (vues opposées)

4.3.1.6. Le modèle « deux carnaux avec poutres »

Comme il a été énoncé précédemment (§ 4.3.1.1), la condition d'interaction entre les carnaux modélisés et leurs voisins n'est pas parfaite. De plus, la mise en compression de la maçonnerie n'est pas prise en compte dans la direction de la profondeur du four (§ 4.2.2.3). Par conséquent, un système de poutre a commencé à être utilisé afin de représenter la maçonnerie non modélisée et de mettre le tout en compression (figure 4.15). Un nœud d'une extrémité de chaque poutre est lié à une surface des deux carnaux en contact avec ses voisins. Une force est appliquée sur les nœuds à l'autre extrémité de chaque poutre.

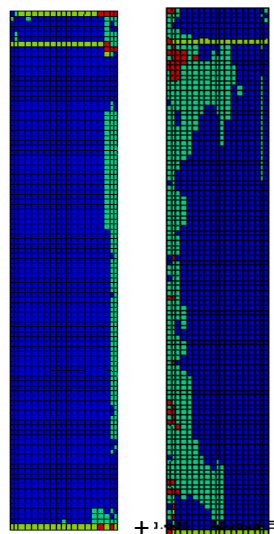


Figure 4.21. Résultats du modèle « deux carnaux avec poutres » pour une poussée de 15 kPa (vues opposées)

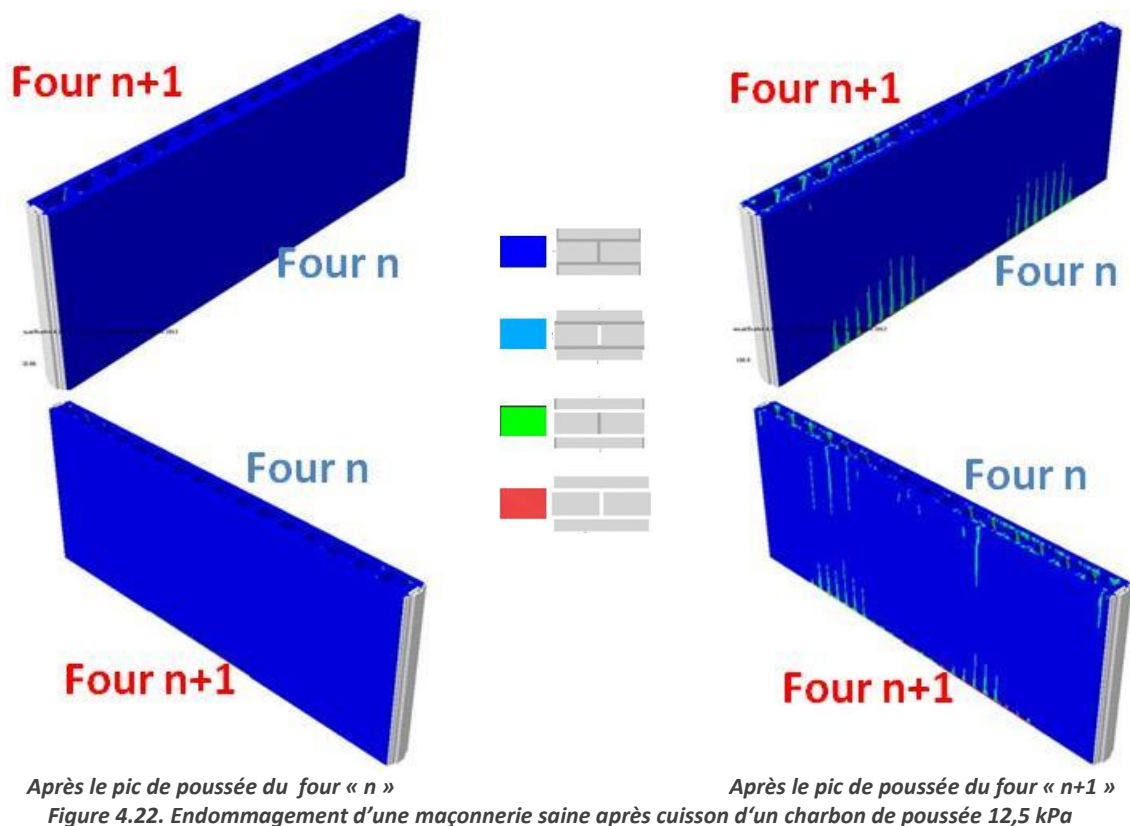
Cette force représente l'effet des tirants. Les premiers résultats donnés par ce modèle (Figure 4.21) permettent d'obtenir des coups de sabre. Néanmoins, ce modèle reste très sensible aux conditions d'interaction entre les deux carneaux modélisés et les poutres. Cette approche ne fut testée qu'une seule fois par manque de temps. Afin d'évaluer la sensibilité de ce modèle, une étude plus attentive devra être réalisée sur ce modèle.

Toutes ces simulations permettent de conclure que le chargement thermique a tendance à amplifier le phénomène d'ouverture des joints et que l'endommagement initial a tendance à créer un phénomène de ruine du pied de la cokerie. Enfin, le modèle avec les poutres se rapproche des observations faites dans la cokerie (coups de sabre). Il semble donc évident que ce modèle soit un axe d'amélioration qui reste à investiguer.

4.3.2. Résultats et observations

4.3.2.1. Simulation sur des maçonneries saines

Le modèle "deux carneaux" présenté dans le paragraphe 4.2.1 a été utilisé afin d'évaluer l'influence de certains paramètres. Afin de réaliser une modélisation d'un piédroit de cokerie complet, des simulations considérant des poussées, moyennées selon la hauteur, ont été réalisées (10,5, 12,5 et 15 kPa).



Ces simulations se font en deux phases. La première consiste à prendre en compte l'effet de la mise en compression. À 10kPa, aucune ouverture n'est observable. La seconde prend en compte tous les chargements liés à la cuisson du coke (thermique et poussée). Les pics de poussée de chaque four sont légèrement décalés temporellement. À 12,5 kPa, des coups de sabre sont initiés du côté coke et du côté défourneuse comme le montre la figure 4.22.

La figure 4.22 présente les ouvertures de joints d'un piédroit de cokerie soumis de part et d'autre à la cuisson d'un charbon ayant une poussée de 12,5 kPa. La cuisson des charbons de plus faible poussée n'a pas été présentée, car les ouvertures de joints sont sporadiques. À 12,5 kPa la poussée du premier four n'endommage que très peu la maçonnerie. La poussée du second four a quant à elle tendance à profiter des légères ouvertures de joints afin d'amplifier ce mécanisme et donc l'endommagement de la maçonnerie. Deux types d'ouvertures sont constatés :

- L'initiation des coups de sabre entre le centre de la maçonnerie et les côtés coke et machine.
- L'ouverture des joints en haut de la maçonnerie au niveau de la jonction de la panneresse et de l'entretoise. Cette localisation correspond à celle obtenue par le modèle deux carneaux utilisant la sous-structuration.

Les figures 4.23 et 4.24 présentent les résultats de l'endommagement d'une maçonnerie saine après un cycle de cuisson de charbons, ayant des poussées de 15 et 20 kPa, dans les deux fours chauffés par le piédroit.

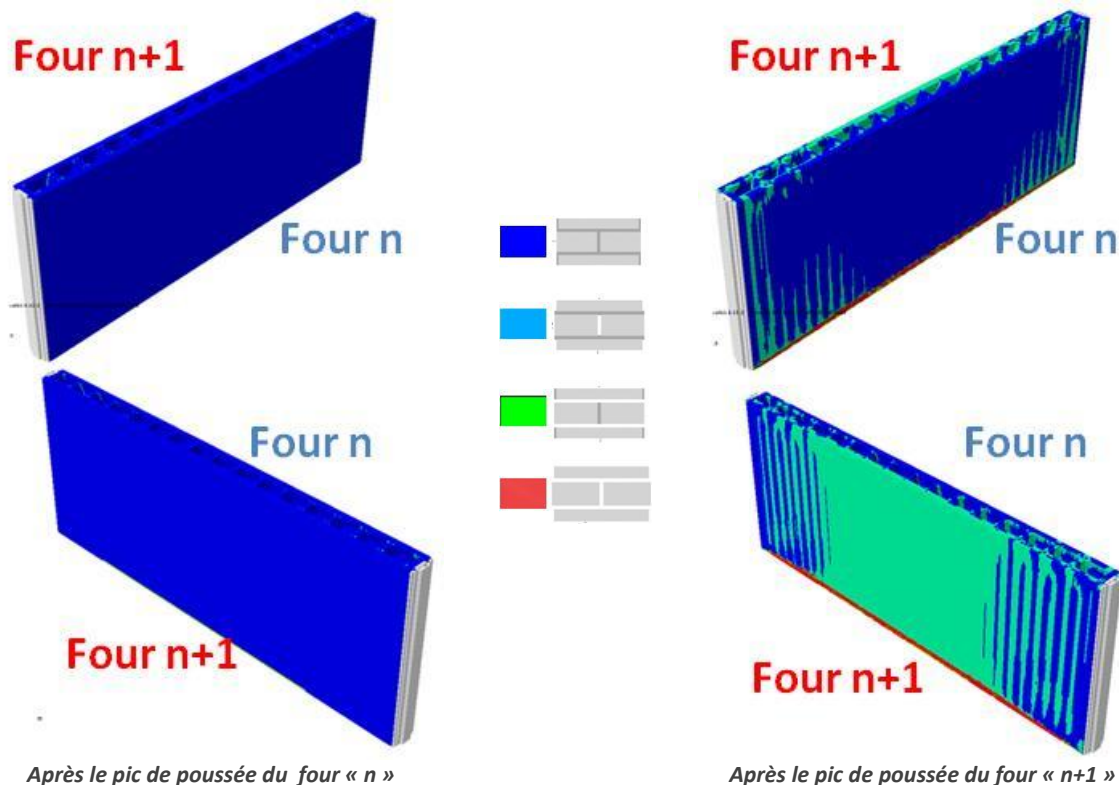


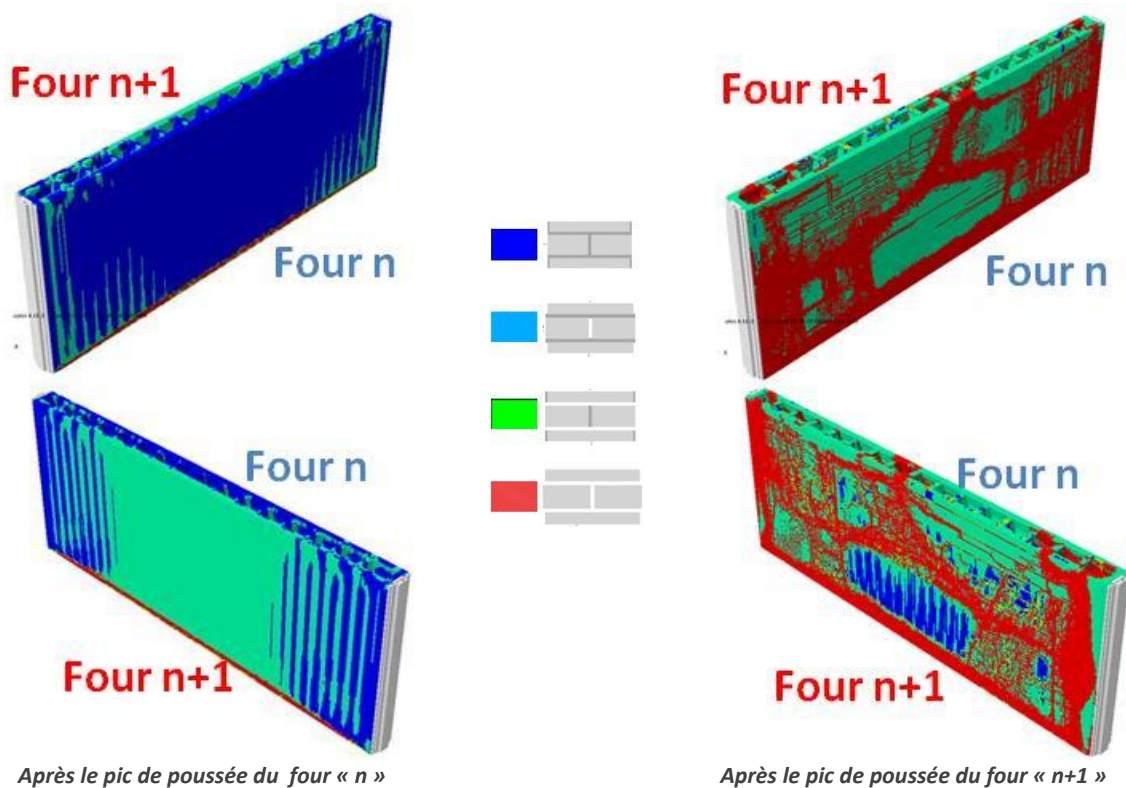
Figure 4.23. Endommagement d'une maçonnerie saine après cuisson d'un charbon de poussée 15 kPa

Dans le cas où les poussées de la pâte à coke vaut 15kPa, le piédroit est faiblement endommagé après le pic de pression du four « n ». Le pic de pression du second four a tendance, comme dans le cas des pressions à 12,5 kPa, à amplifier le mécanisme d'endommagement après le pic de pression. L'ouverture de joints après la poussée permet d'observer :

- Une ouverture en pied de carneau due à l'encastrement trop contraignant puisqu'il est normalement en contact avec une sole comme présenté un peu plus tôt dans le modèle deux carneaux.
- La présence de coups de sabre dans les maçonneries de tête du côté du four n.
- Une ouverture totale des joints verticaux au centre de la maçonnerie du côté du four n+1. Ces ouvertures se propagent sur toute la hauteur de la panneresse.

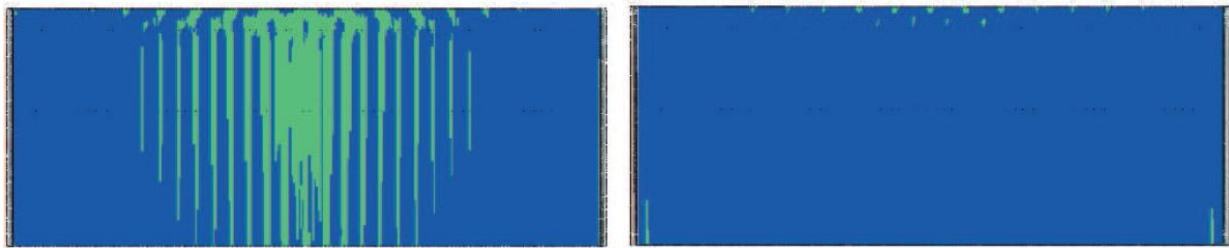
Dans le cas où la simulation est réalisée avec des poussées ayant une valeur moyenne de 20 kPa (figure 4.24), l'endommagement après le pic de poussée du four n est similaire à celui obtenu après la poussée du deuxième four quand elle vaut 15 kPa. Quand la poussée du deuxième four est survenue, il est possible de dire que la maçonnerie est trop endommagée pour que d'autres cuissons puissent être réalisées.

Sur la figure 4.24, il est possible de remarquer qu'une zone peu endommagée subsiste au centre de la structure. Ceci s'explique par le fait que les contraintes sont redistribuées.



4.3.3. Confrontation à la réalité et au modèle de Landreau

Dans le modèle de Landreau, une simulation représentant un cycle de cuisson de deux fours voisins a été considérée sur un piédroit. Les cuissons utilisées ont des poussées moyennes sur la maçonnerie de 10,5 kPa [Landreau 2009]. Pour mémoire, les modèles d'Ahlens et de Suga prévoient des endommagements maximums admissibles pour des valeurs de poussée moyennée sur la hauteur valant respectivement 10,9kPa et 10,4kPa (chapitre 1). Comparée à ces modèles, la modélisation de Landreau prenant en compte les phénomènes d'ouverture de joints devrait trouver des poussées maximums admissibles supérieures à celle d'Ahlens et de Suga. Ce n'est pas le cas puisqu'il détermine une poussée maximum admissible inférieure à 10,5kPa. Après correction du modèle de Landreau, le modèle développé dans cette thèse permet de préciser que la limite d'endommagement de la maçonnerie correspond à une poussée comprise entre 12,5 et 15 kPa.



Vue de la panneresse du côté du four « n+1 »

Vue de la panneresse du côté du four « n »

Figure 4.25. Ouverture de joints pour une poussée de 10,5 kPa du modèle de Landreau [Landreau 2009]

La localisation de l'endommagement de la maçonnerie obtenue par Landreau (figure 4.25) se concentre principalement dans la zone centrale des deux panneresses composant le piédroit même si quelques ouvertures verticales sont concentrées sur les pieds des carreaux de tête. Ces ouvertures centrales de joints ne correspondent pas à celles observées par les utilisateurs des cokeries qui sont présentées sur la figure 4.26 et sont de trois types :

- De l'endommagement total en haut et en bas des carreaux de tête.
- Des coups de sabre traversants. La hauteur de ces coups de sabre est inversement proportionnelle à la distance les séparant des carreaux de tête.
- Un endommagement en bas de la voûte et en haut de l'entretoise au niveau de l'interface entre la brique et le mortier.

Chapitre 4 : Simulation d'un piédroit de cokerie

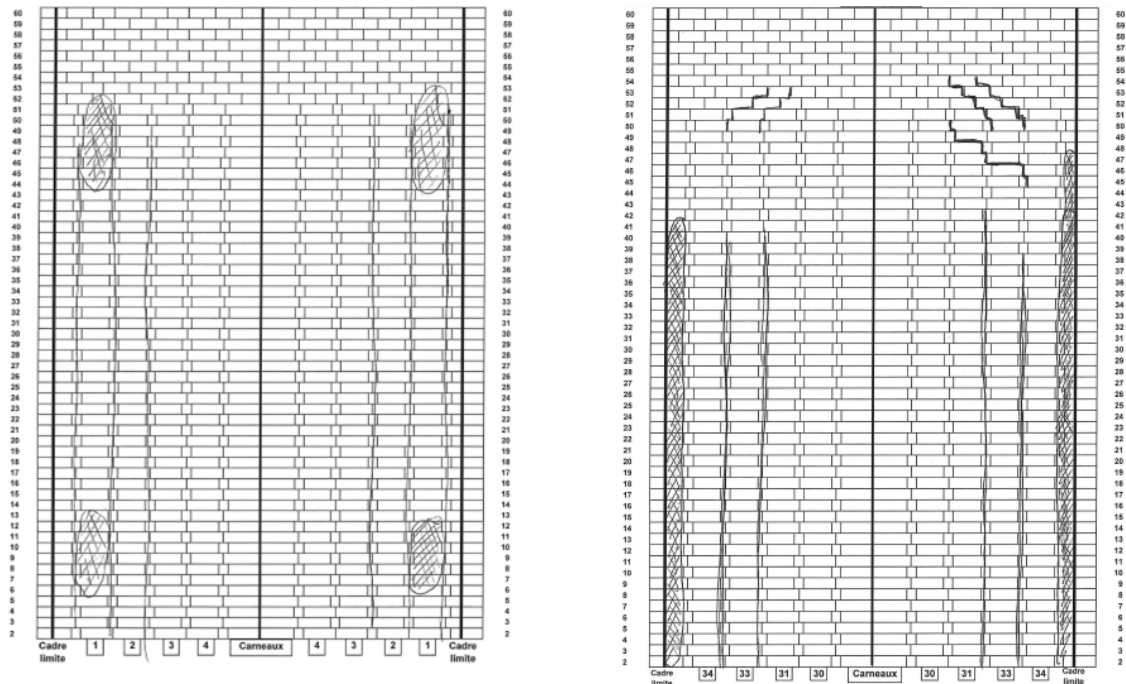


Figure 4.26. Ouverture de joints observée dans les cokeries

Dans le modèle développé, les résultats des simulations de cuissons de charbon de maçonnerie saine permettent d'obtenir des ouvertures de joints correspondant à des coups de sabre, qui ne sont plus centraux contrairement à ceux obtenus par le modèle de Landreau (figure 4.22 et figure 4.23). Ces coups de sabre se rapprochent des endommagements constatés dans les cokeries du côté du four n (figure 4.26). Du côté du four n+1, l'endommagement différent s'explique par le fait que l'endommagement d'un piédroit ne résulte pas d'une forte cuisson, mais d'une succession de cuisson ayant des poussées un peu plus faibles.

Dans la figure 4.27, il est possible d'apprécier l'endommagement du pied de la maçonnerie, ainsi que de la jonction entre l'entretoise et la panneresse en haut, obtenu par le modèle deux carneaux avec sous-structuration.

Une propagation de fissures à l'interface entre la panneresse et l'entretoise juste en dessous de la voûte est observée à la fois dans le modèle "deux carneaux" utilisant la sous-structuration et dans le modèle « piédroit complet » utilisant le tenseur de localisation. Néanmoins, l'état de la maçonnerie à cette interface n'est pas identique puisque seule la sous-structuration permet d'ouvrir totalement les joints et donc d'ouvrir correctement à l'interface entre la panneresse et l'entretoise. Par conséquent, comme prévu, le modèle utilisant la sous-structuration permet une meilleure prévision de l'endommagement final.

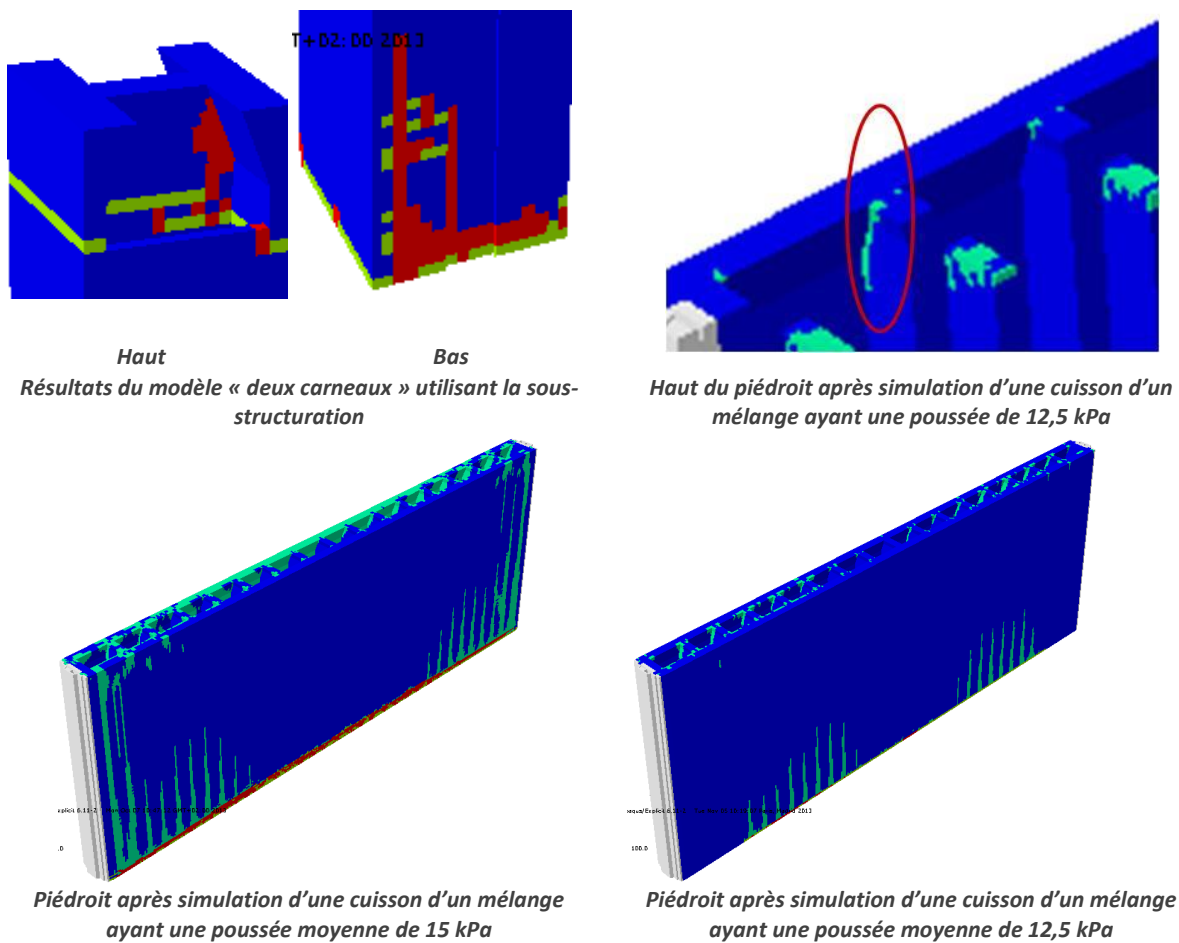


Figure 4.27. Principaux résultats des simulations

4.3.4. Influence de l'endommagement initial

Afin de voir l'influence des cuissons cycliques sur la dégradation de la maçonnerie, la simulation du processus de cuisson sur un mur déjà pré-endommagé a été réalisée (Figure 4.28). L'endommagement considéré est un ensemble de coups de sabre traversant la maçonnerie comme ce qui peut être observé sur site.

Les résultats de cette simulation sont présentés sur la figure 4.28. Un mécanisme de propagation de fissure verticale est observé sur les coups de sabre de faible hauteur. Un mécanisme légèrement différent est également observé : un endommagement dans une nouvelle zone. Dans la zone centrale des panneresses, des fissures verticales en haut des carreaux apparaissent. Par conséquent, l'endommagement initial provoque à la fois une amplification des zones fissurées ainsi que la création de nouvelles. Ceci s'explique par une redistribution des contraintes.

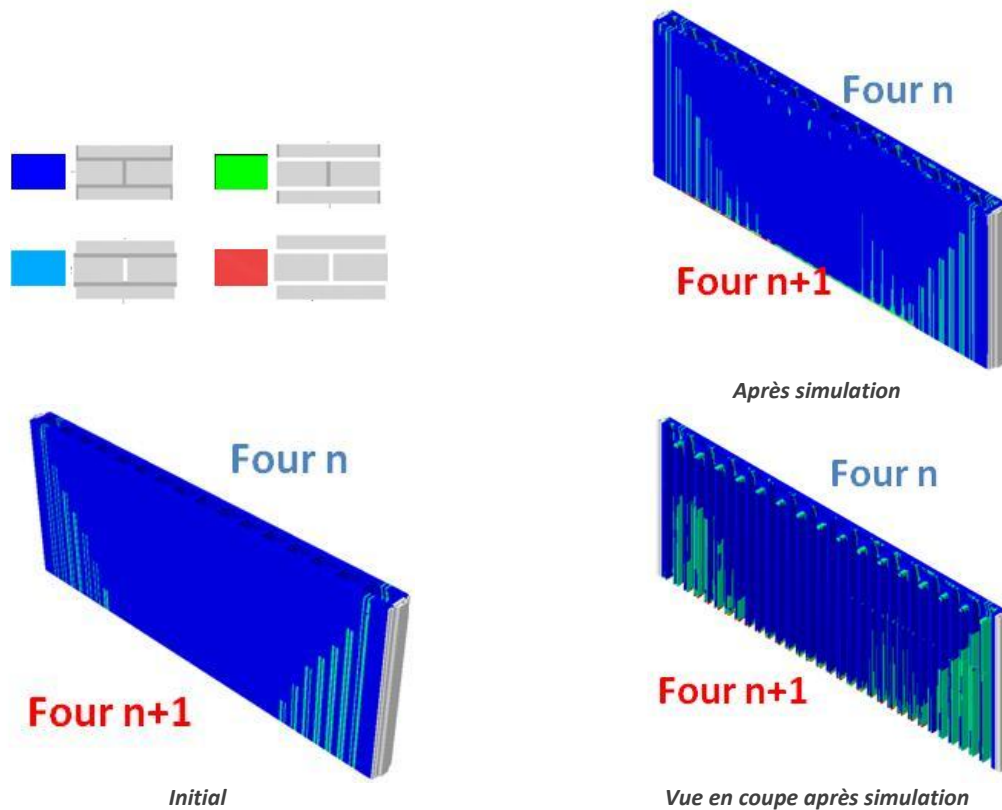


Figure 4.28. Comportement de la maçonnerie initialement endommagée après cuisson d'un charbon ayant une poussée moyenne de 12,5 kPa dans les fours voisins

4.4. Bilan

Dans ce chapitre, trois modèles de simulation de cokerie ont été présentés. Le modèle "deux carneaux", le modèle du piédroit complet et le modèle "deux carneaux avec poutres". Ces modèles sont réalisés en deux temps : simulation thermique et simulation numérique. La simulation thermique permet de prendre en compte les effets de la dilatation thermique dans la modélisation mécanique.

Le premier modèle est un modèle représentant le piédroit complet. Sur ce dernier, différentes valeurs de poussées ont été considérées. Ceci a permis d'obtenir une limite d'utilisation de la cokerie pour des charbons ayant une poussée moyennée sur la hauteur de 12,5 kPa. Dans un second temps, la prise en compte d'un endommagement initial a permis d'analyser le côté cyclique du processus d'endommagement du four à coke. Cette étape permet de mettre en évidence que l'endommagement initial, par coups de sabre, d'une maçonnerie a tendance à propager les coups de sabre et à initier des fissurations en haut des carneaux centraux.

Un second modèle "deux carneaux" a été réalisé. N'admettant pas de force de compression des tirants, il ne peut donc pas reproduire correctement une partie de la maçonnerie. Il a donc principalement servi à faire des simulations testant l'influence de

différents paramètres tels que la sous-structuration, les conditions aux bords et le chargement thermique. En effet, son temps de calcul est raisonnable comparé à celui du piédroit complet (environ 6h sur 32 processeurs contre environ 6 jours sur 43 processeurs).

Afin de réaliser un modèle deux carneaux représentatifs d'une partie du piédroit, un modèle « deux carneaux » utilisant des poutres pour modéliser les carneaux en aval et amont des deux carneaux modélisés a été construit. La longueur de ces poutres permet de faire varier la localisation des carneaux modélisés et donc de cibler intelligemment une partie intéressante du carneau d'un point de vue mécanique. Ce modèle a commencé à être développé, mais n'a pas pu être exploité jusqu'au bout par manque de temps. Cette solution pourrait être très avantageuse afin d'obtenir des résultats très précis en un temps raisonnable. De plus, ces résultats semblent prometteurs au vu de la prédiction des coups de sabre qui ne sont observés dans aucun autre modèle deux carneaux.

Conclusions et perspectives

Afin de déterminer la poussée maximale admissible par les piédroits de cokerie, un modèle numérique basé sur les éléments finis a été initié dans le projet COOL puis repris dans le projet SPRITCO à travers le travail présenté dans ce tapuscrit. Ces méthodes de simulation se font en deux étapes. Dans un premier temps, une simulation thermique est réalisée. L'évolution des champs de température au cours du temps obtenue par cette simulation est ensuite additionnée aux différents chargements mécaniques afin de réaliser le calcul mécanique.

Pour obtenir des résultats cohérents tout en conservant un coût de calcul raisonnable, les simulations éléments finis en mécanique et en thermique utilisent des procédés d'homogénéisation. Afin de prendre en compte le mécanisme de propagation de fissures au niveau des joints, et donc le changement d'état de la maçonnerie, des critères locaux d'ouverture de type Mohr-Coulomb ont été utilisés. Ils comparent les contraintes mésoscopiques aux limites à ruptures de l'interface.

Ce modèle à état de joints permet de considérer le comportement de la maçonnerie comme linéaire par morceau. Les non-linéarités de la structure sont prises en compte par le mécanisme d'endommagement (changement d'état lié à la validation du critère).

L'homogénéisation ne permettant pas d'avoir accès aux contraintes mésoscopiques, un mécanisme d'obtention des informations locales est nécessaire. Pour se faire, un tenseur de localisation ou un processus de sous-structuration est utilisé. La sous-structuration est non conventionnelle puisqu'elle sert à nourrir la simulation éléments finis globale. Elle fonctionne donc en parallèle de cette dernière. Son coût de calcul étant important, la sous-structuration a donc été bridée. Par conséquent, il a été convenu qu'elle ne se déclenche que lorsque son utilité est avérée, c'est-à-dire quand les contraintes macroscopiques sont comprises dans un intervalle de valeurs qui ne permet pas de savoir facilement si l'ouverture des joints à l'échelle mésoscopique fut réalisée. Pour se faire, un nouveau critère comparant les contraintes macroscopiques aux limites à ruptures a été mis en place pour déterminer la nécessité ou non d'une sous-structuration

Afin de nourrir les critères d'ouverture de joints, des essais ont été réalisés pour obtenir les limites à rupture en traction et en cisaillement. La limite en traction, à haute température, d'un sandwich brique-mortier-brique est obtenue par un essai de traction directe développé au laboratoire PRISME. Les résultats obtenus pour les couplets composés des briques et du mortier issus des cokeries sont similaires à ceux obtenus par Landreau, avec ces mêmes matériaux, à température ambiante [Landreau 2009]. Il a été démontré, lors de la campagne d'essais, que la limite en traction de l'interface brique-mortier du couplet de

Conclusions et perspectives

matériaux utilisé dans la construction de la cokerie chute considérablement avec la température. Par conséquent, ce mortier participe davantage à l'étanchéité qu'à la tenue mécanique de la structure..

Pour valider l'essai de traction sur sandwich, deux campagnes furent menées à l'Université d'Orléans et à l'Université de Leoben afin de comparer les résultats obtenus par ce nouvel essai avec ceux obtenus par essai de fendage. Au vu des résultats obtenus et des écarts types, les résultats valident à température ambiante l'essai de traction directe. Ceci semble donc prometteur à haute température. Afin de confirmer que cette méthode de traction directe donne des résultats similaires à ceux obtenus par des méthodes plus classiques (WST) pour des maçonneries avec joints de mortier, une seconde campagne est prévue courant 2014.

Afin de tester l'influence des différents paramètres sur l'endommagement de la structure, un modèle « deux carneaux » a été préféré au modèle représentant la maçonnerie complète pour son temps de calcul plus raisonnable. Il a tendance à ne pas reproduire correctement l'endommagement de la maçonnerie, car il ne prend pas en compte la mise en compression de la structure maçonnée par les tirants. Néanmoins, il a permis de voir que l'influence du chargement thermique sur l'endommagement est faible comparé à l'influence des conditions aux bords et à l'influence de l'endommagement initial. Ce modèle a aussi mis en évidence l'intérêt de la sous-structuration sur la justesse de l'endommagement. En effet, la sous-structuration a permis de reproduire un endommagement, à l'interface entre la panneresse et l'entretoise en haut du carneau, qui est observé dans les cokeries. Ce mécanisme d'endommagement n'était pas identifiable avec l'approche utilisant le tenseur de localisation.

La méthode de modélisation des maçonneries a été appliquée au piédroit dans son ensemble afin de reproduire l'endommagement d'une maçonnerie lors de la cuisson. Sur ces simulations, il est possible de voir apparaître des coups de sabre (ouvertures des joints verticaux se propageant de haut en bas d'une panneresse et traversant jusqu'à la seconde panneresse composant le piédroit). Il permet aussi de définir la poussée maximale admissible d'environ 12,5 kPa pour cette géométrie. Après comparaison des résultats obtenus dans les projets COOL [Landreau 2009] et ceux obtenus dans ce travail, il est possible d'affirmer que même si les coups de sabre sont présents dans les deux modèles, la localisation de ces derniers est plus juste avec le nouveau modèle. En effet, ces coups de sabre sont maintenant localisés près des carneaux de tête alors qu'ils s'initiaient dans le modèle précédent au centre de la maçonnerie. Enfin, le modèle développé a aussi permis de démontrer que l'enchaînement des cuissons a tendance à amplifier le phénomène d'ouverture des joints et à initier de nouvelles ouvertures de joints verticales au niveau des panneresses des carneaux centraux.

Dans la continuité de ces travaux, il serait intéressant d'optimiser la boucle de sous-structuration afin de diminuer le temps de calcul global.

Conclusions et perspectives

Une étude de la condition au bord supérieur serait un plus pour la qualité des résultats. En effet, cette dernière est compliquée à approximer, car le toit d'un four à coke (voûte reliant les deux piédroits composant un four) n'est pas modélisé. Deux solutions sont donc envisageables. La première consiste à modéliser cette voute. La seconde vise à déterminer l'influence de ce toit sur le haut du piédroit.

Comme montré dans ces travaux, continuer le modèle "deux carneaux avec poutres" afin d'obtenir un modèle moins onéreux en temps de calcul pourrait être un axe d'évolution du modèle. Ce modèle permettrait à la fois de prendre en compte la position dans le piédroit des deux carneaux considérés et d'appliquer les efforts de compression horizontale à ces derniers. Ce modèle peut donc simuler uniquement les carneaux nécessaires à l'observation de l'endommagement. Ce type de modèle, dont les balbutiements ont été présentés dans le chapitre quatre, pourrait s'avérer plus efficace. De plus, les premiers résultats de ce modèle semblent prometteurs puisque les coups de sabre sont bien présents. Par conséquent, la faiblesse du coût de calcul couplé à l'intérêt des résultats permettrait de rendre ce modèle facilement utilisable d'un point de vue « utilisateur de la cokerie ».

Enfin, l'objectif final est d'associer le modèle développé au cours de ce travail avec celui de Kolani [Kolani 2013] qui lie la poussée d'un charbon à son état de cuisson. Ce modèle combiné permettrait à l'utilisateur de déterminer l'endommagement de la maçonnerie en fonction du mélange de charbons chargé dans le four.

Bibliographie

[Abdou et al. 2006] Abdou L, Ami Saada R, Meftah F., Mebarki A. (2006). Experimental investigations of the joint-mortar behaviour. *Mechanics Research Communications*, 33(3):370–384.

[Alfano et al. 2001] Alfano G, Crisfield MA (2001). Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*; 50(7):1701–1736.

[Alfano et Sacco 2006] Alfano G, 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 JC, Lourenço PB, Barros JA (2002). Characterization of brick and brick-mortar interface under uniaxial tension. *Proceedings of the 7th International Seminar on Structural Masonry for Developing Countries*, Eds. F. Santos et al., Belo Horizonte, Brazil, 67–76.

[Anthoine 1997] Anthoine A (1997). Homogenization of periodic masonry: plane stress, generalized plane strain or 3D modelling? *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 13(5):319-326.

[Auer et al. 2006] Auer T, Harmuth H (2006). Numerical simulation of a fracture test for brittle disordered materials. In *Fracture of nano and engineering materials and structures. Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures* (pp. 591-592). Springer Netherlands.

[Biancolini 2005] Biancolini ME, (2005). Evaluation of equivalent stiffness properties of corrugated board; *Composite Structures*; 69 (3):322–328

[Bogdanovich et al. 1999] Bogdanovich A, Kizhakkethara I (1999). Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach. *Composites: Part B*;30:537–51.

[Bornert et al. 2001] Bornert M, Bretheau T, Gilormini P (2001); Homogénéisation en mécanique des matériaux, *Hermès*1.

[BP 2013] British Petroleum (2013), BP Statistical Review of World Energy; *available at <https://www.bp.com/statisticalreview>**

[Brovelli 2010] Brovelli A, Cassiani G (2010). A combination of the Hashin-Shtrikman bounds aimed at modelling electrical conductivity and permittivity of variably saturated porous media. *Geophysical Journal International*, 180(1):225-237.

Bibliographie

[Brovelli et al. 20010] Brovelli A, Cassiani G (2010). A combination of the Hashin-Shtrikman bounds aimed at modelling electrical conductivity and permittivity of variably saturated porous media. *Geophysical Journal International*, 180(1):225-237.

[Bruhwiler et al. 1990] Bruhwiler E, Wittmann F H (1990) The wedge splitting test, a method of performing stable fracture mechanics tests, *Engineering Fracture Mechanics*, 35(1):117-125.

[Buannic et al. 2003] Buannic N, Cartaud P, Quesnel T (2003) Homogenization of corrugated core sandwich panels; *Composite Structures*, 59(3):299–312

[de Buhan P et al. 1997] de Buhan P, de Felice G (1997) A homogenisation approach to the ultimate strength of brick masonry. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*; 45(7):1085–104.

[Carson et al. 2005] Carson JK, Lovatt SJ, Tanner DJ, Cleland AC (2005). Thermal conductivity bounds for isotropic, porous materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(11):2150-2158.

[Chaboche et al. 1997] Chaboche JL, Girard R, Schaff A (1997). Numerical analysis of composite systems by using interphase/interface models. *Computational Mechanics*; 20(1–2):3–11.

[Chetouane et al. 2005] Chetouane B, Dubois F, Vinches M, Bohatier C (2005). NSCD discrete element method for modelling masonry structures. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 64:65–94.

[Chrysostomou 1991] Chrysostomou CZ (1991). Effects of degrading infill walls on the nonlinear seismic response of two-dimensional steel frames. *Ph.D. thesis, Cornell Univ., Ithaca, NY*.

[Cormier et al. 1999] Cormier NG, Smallwood BS, Sinclair GB, Meda G (1999). Aggressive submodelling of stress concentrations. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 46:889–909.

[CPM 1959] « Etude de la poussée des charbons. Bibliographie, commentaires et projet de programme » rapport CPM PV n°2, Etude 143, janvier 1959.

[CPM 1960] « Etude de la poussée des charbons », étude bibliographique effectuée par le Service Documentation de Verneuil. Rapport CPM PV n°8, Etude 143, octobre 1960.

[Crisafulli 1997] Crisafulli FJ (1997). Seismic Behaviour of Reinforced Concrete Structures with Masonry Infills. *PhD Thesis. Department of Civil Engineering. University of Canterbury*.

[Crisafulli 2002] Crisafulli FJ, Carr A, Park R (2002). Rational Evaluation of the Lateral Strength of Infilled Frames. *7th National Conference on Earthquake Engineering, Boston, USA*.

[Crisafulli et al. 2007] Crisafulli FJ, Carr AJ (2007). Proposed macro-model for the analysis of infilled frame structures. *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, 40(2):69-77.

[Cundall 1971] Cundall PA (1971). A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems. *Symposium of the International Society for Rock Mechanics (Nancy, France)*, 1:132–150.

[Decanini et al. 2004] Decanini LD, Mollaioli F, Mura A, Saragoni R (2004). Seismic performance of masonry infilled R/C frames. *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, BC, Canada.

[Dürselen 1999] Dürselen H. (1999). Some critical considerations concerning new theoretical models for the stability of coke oven heating walls. *In Cokemaking International*. 1: 40-48.

[Feyel et al. 2000] Feyel F., Chaboche J.L. (2000) FE2 multiscale approach for modelling the elastoviscoplastic behaviour of long fibre SiC/Ti composite materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 183(3–4):309-330.

[François et al. 1991] François D, Pineau A, Zaoui A (1991); Comportement mécanique des matériaux. *Volume 1 : élasticité et élastoplasticité*, Hermès 1

[Gasser et al. 2004] Gasser A, Terny-Rebeyrotte K, Boisse P (2004). Modelling of joint effects on refractory lining behaviour. *Journal of Materials: Design and Applications*, 218:19–28.

[Gambarotta et Lagomarsino, 1997] Gambarotta L, 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.

[Ghassemi Kakroudi et al., 2008] Ghassemi Kakroudi M, Yeugo-Fogaing E, Gault C, Huger M, 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 al. 1997] Giambanco G, Gati 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, Spallino R (2001). Numerical analysis of masonry structures via interface models. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 190(49-50):6493–6511.

Bibliographie

[Harmuth 1995] Harmuth, H (1995). Stability of crack propagation associated with fracture energy .determined by wedge splitting specimen. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 23:103-108.

[Hashin 1962] Hashin Z, Shtrikman S (1962). On some variational principles in anisotropic and nonhomogeneous elasticity. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 10(4), 335-342.

[Gryaznov et al. 1977] Gryaznov NS, Kopeliovica LV, Nechaev YA (1977). The Theory of Coking. *Solid Fuel Chemistry*, 11(3)

[Hohe et al. 2001] Hohe J, Becker W (2001); A refined analysis of the effective elasticity tensor for general cellular sandwich cores. *International Journal of Solids and Structures*, 38(21) :3689-3717.

[Hoitz 1990] Hoitz J (1990). Versuche sur Heizwand statik an einer 6 m Batterie, *Kokereitechnik, Essen. Traduction en français au CPM (classement C55)*.

[Idris et al. 2008] Idris, T. Verdel, M. Al-Heib (2008); Numerical modelling and mechanical behaviour analysis of ancient tunnel masonry structures. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 23(3) :251-263.

[IEA 2011] OECD-IEA, 2011. *World Energy Outlook; Report by International Energy Agency, Paris, France*.

[Isler et al. 1991] Isler D, Duchêne JM,Yax É (1991). Élaboration du métal primaire Coke métallurgique ; *Techniques de l'ingénieur Métaux ferreux : élaboration du métal primaire*.

[Jean 1992] Jean M, Moreau J (1992). Unilateraly and dry friction in the dynamics of rigid bodies collections. *Contact Mechanocs International Synopsium*. Lausanne, Switzerland.

[Jean 1999] Jean M (1999). *The non-smooth contact dynamics method. Computer methods in applied mechanics and engineering*, 177(3):235-257.

[Klose et al. 1985] Klose W, Lent M (1985). Agglomeration kinetics of coking coal particles during the softening phase. *Fuel* 64:193.

[Kolani 2013] Kolani D (2013). Modélisation Thermo-Chimio-Mécanique de la cokéfaction : Contribution à la compréhension du mécanisme de poussée ; *Thèse de doctorat, Université d'Orléans*.

[Kolani et al. 2013] Kolani D, Blond E, Gasser A, Rozhkova T, Isler D, Landreau M (2013). Modélisation Thermo-Chimio-Mécanique de la cokéfaction. *MECAMAT AUSSOIS2013*, Aussois : France.

Bibliographie

[Lai et al. 2004] Lai YS, Wang TH (2004). Verification of Submodeling Technique in Thermomechanical Reliability Assessment of Flip-chip Package Assembly. *Microelectronics reliability*, 45(3) :575-582.

[Landreau 2009] Landreau M (2009). Modélisation thermomécanique d'un piédroit de four à coke. *Thèse de doctorat, Université d'Orléans*.

[Levenberg 1944] Levenberg K (1944). A method for the solution of certain problems in least squares, *Quart. Applied Mathematics*. 2:164–168.

[Lin 2011] Lin CL, Huang SF, Tsai HC, Chang WJ (2011) Finite element submodeling analyses of damage to enamel at the incisor enamel/adhesive interface upon de-bonding for different orthodontic bracket bases. *Journal of biomechanics*, 44(1) :134-142.

[Liu 2009] Liu HL, Lin CL, Sun MT, Chang YH (2009) Numerical investigation of macro- and micro-mechanics of a ceramic veneer bonded with various cement thicknesses using the typical and submodeling finite element approaches. *Journal of Dentistry* 37:141–8.

[Loison et al. 1989] Loison R, Foch P, Boyer A (1989). Coke Quality and Production. *Butterworths and Co Ltd*.

[Lourenço 1996] Lourenço PB (1996). Computational strategies for masonry structures. *PhD Thesis. Delft University of Technology, The Netherlands*.

[Lourenço 1998] Lourenço PB (1998). Experimental and numerical issues in the modeling of the mechanical behavior of masonry. *International Seminar on Structural Analysis of Historical Constructions II*. Barcelona, Spain.

[Lourenço 2002] Lourenço PB (2002). Computations on historic masonry structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 4:301-319.

[Lourenço et al. 2004] Lourenço PB, Barros JO, Oliveira JT (2004). Shear testing of stack bonded masonry. *Construction and Building Materials*, 18(2):125–132.

[Luciano et Sacco 1997] Luciano R, 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, Sacco E (1998). A damage model for masonry structures. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 17(2):285–303.

[Marquardt 1963] Marquardt D. (1963) An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, 11(2).

[Massart et al. 2004] Massart TJ, Peerlings RHJ, Geers MGD (2004). Mesoscopic modeling of failure and damage-induced anisotropy in brick masonry. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 23(5);719-735.

[McDermott 1990] McDermott JF (1990). Capacity of 6-metre coke-oven walls to resist unbalanced lateral pressure. *Iron and Steel Society*.

[Merrick 1983] Merrick D (1983). Mathematical model of the thermal decomposition of coal, The evolution of volatile matter. *Fuel*, 62: 534-539

[Mohebbkhah et al. 2008] Mohebbkhah A, Tasnimia A. Moghadamb H (2008). Nonlinear analysis of masonry-infilled steel frames with openings using discrete element method. *Journal of Constructional Steel Research*, 64:1463–1472.

[Moreau 1998] Moreau JJ (1998). Some basics of unilateral dynamics, In: F. Pfeiffer, Ch. Glocker, (Eds.), *Unilateral Multibody Contacts, IUTAM Symposium, Munich, Germany. Kluwer academic publishers*, 1–14.

[Nguyen 2007] Nguyen TMH (2007). Modélisation du comportement de maçonneries réfractaires comportant des joints sans mortier. *Thèse de doctorat, Université d'Orléans*.

[Oberlin 1982] Oberlin A (1982). Microtexture et propriétés des matières carbonées. *Journal de microscopie et spectroscopie électronique*, 7.

[Page 1983] Page AW (1983). The strength of brick masonry under biaxial tension-compression. *International Journal of Masonry Construction*, 3:26-31.

[Pande et al. 1989] Pande G, Liang J, Middleton J (1989). Equivalent elastic moduli for unit masonry. *Computers and Geotechnics*, 8:243-265.

[Peret et al. 2008] Peret CM, Rodrigues JA (2008). Stability of crack propagation during bending tests on brittle materials, *Cerâmica*, 54:382-387.

[Puglisi et al. 2009] Puglisi M, Uzcategui M, Lopez JF (2009). Modelling of masonry of infilled frames, Part II: Cracking and damage. *Engineering Structures*, 31:119-124.

[Raffard et al. 2001] Raffard D, Ienny P, Henry JP, Homand F (2001). Masonry : stone/mortar interface behaviour characterization by optical extensometer. *Mechanics Research, Communications*, 28(1):33–40.

[Rafiee et al. 2008] Rafiee A, Vinches M, Bohatier C (2008). 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*, 30:3457–3467.

[Riddington et Juke 1994] Riddington JR, Juke P (1994). A masonry joint shear strength test method. *Proceedings of the ICE - Structures and Buildings*, 104:267–274.

[Reuss 1929] Reuss, A. (1929). Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 9(1), 49-58.

Bibliographie

[Rocco et al. 1995] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M (1995). The effect of the boundary conditions on the cylinder splitting strength; *F.H Wittmann (Ed.), Fracture Mechanics of Concrete Structures, Proceedings FRAMCOS-2, Aedificatio Publishers, Freiburg, 75–84.*

[Rocco et al. 2001] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M (2001). Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view. *Cement and Concrete Research*, 31(1):73 – 82.

[Russel 1953] Russel C, Perch M, Smith HB (1953). Measurement of gas pressure within the coal charge in coke ovens, *congrès AIME à Buffalo*, 12:197-215.

[Sab 1992] Sab K (1992). *On the homogenization and simulation of random materials*, *European Journal of Mechanics A/Solids*, 22:505-15.

[Schnur et Zabaras 1992] Schnur S, Zabaras N (1992). An Inverse Method for Determining elastic material properties and a material interface. *Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33:2039-2057.

[Schöllmann et al. 1992] Schöllmann M, Fulland M, Richard HA (2003). Development of a new software for adaptive crack growth simulations in 3D structures. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(2):249-268.

[Schubert et Hetzemacher, 1992] Schubert P, Hetzemacher P (1992). On the flexural strength of masonry. *Masonry International*, 6:21–28.

[Stanzl-Tschegg et al 1995] Stanzl-tschegg SE, Tschegg EK, Teischinger A (1994). Tensile-strength of fiber-reinforced plastics at 77-k irradiated by various radiation sources. *Wood and Fiber Science* 26(4):467.

[Suga 1970] Suga Y, Himokaw, E (1970). Large scale coke oven batteries and high rate operation. *29th Ironmaking Conference, Detroit (USA)*, 9-56.

[Tessier-Doyen 2003] Tessier-Doyen N (2003). Etude expérimentale et numérique du comportement thermomécanique de matériaux réfractaires modèles. *Thèse de doctorat*. Université de Limoges.

[Timoshenko 1991] Timoshenko SP, Goodier JN (1991). *Theory of Elasticity* McGraw-Hill, New York.

[Tschegg et al. 1991] Tschegg E, Stanzl S (1991). Adhesive power of bonded concrete, in: *Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramic*, eds. J.G.M. van Mier, G Rots and A. Bakker, *E&FN SPON*, 2:809-818.

[Tschegg et al. 2009] Tschegg EK, Fendt KT, Manhart CH, Harmuth H (2009). Uniaxial and biaxial fracture behaviour of refractory materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 76:2249–2259.

Bibliographie

[Tvergaard 1990] Tvergaard V (1990). Effect of fibre debonding in a whisker-reinforced metal. *Materials Science and Engineering A* . 125:203–213

[Vander 1987] Vander T (1987). Towards good battery heating – An approach by the CETCO-System. *Yearbook of coke oven Managers Ass., COMA Ltd*, 59.

[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*, 1183–1193.

[Voigt 1889] Voigt W (1889). Ueber die Beziehung zwischen den beiden Elasticitätsconstanten isotroper Körper. *Annalen der Physik*, 274(12):573-587.

[WEC 2013] World Energy council (2013). *World energy resources*.

[Wiener 1912] Wiener O (1912). Die Theorie des Mischkörpers für das Feld der stationären Strömung, 1. Abhandlung: Die Mittelwertsätze für Kraft, Polarisation und Energie. *Der Abhandlungen der Mathematisch-Physischen Klasse der Königlich Sächsischen Gesellschaft der Wissenschaften*, 32:507–604.

[Wright 2005] Wright K (2005). Coke oven gas treatment Tar, Liquor, Ammonia. *The coke oven managers' year book*-257.

[WSA 2013] World Steel Association (2013). *Monthly crude steel and iron production statistics*.

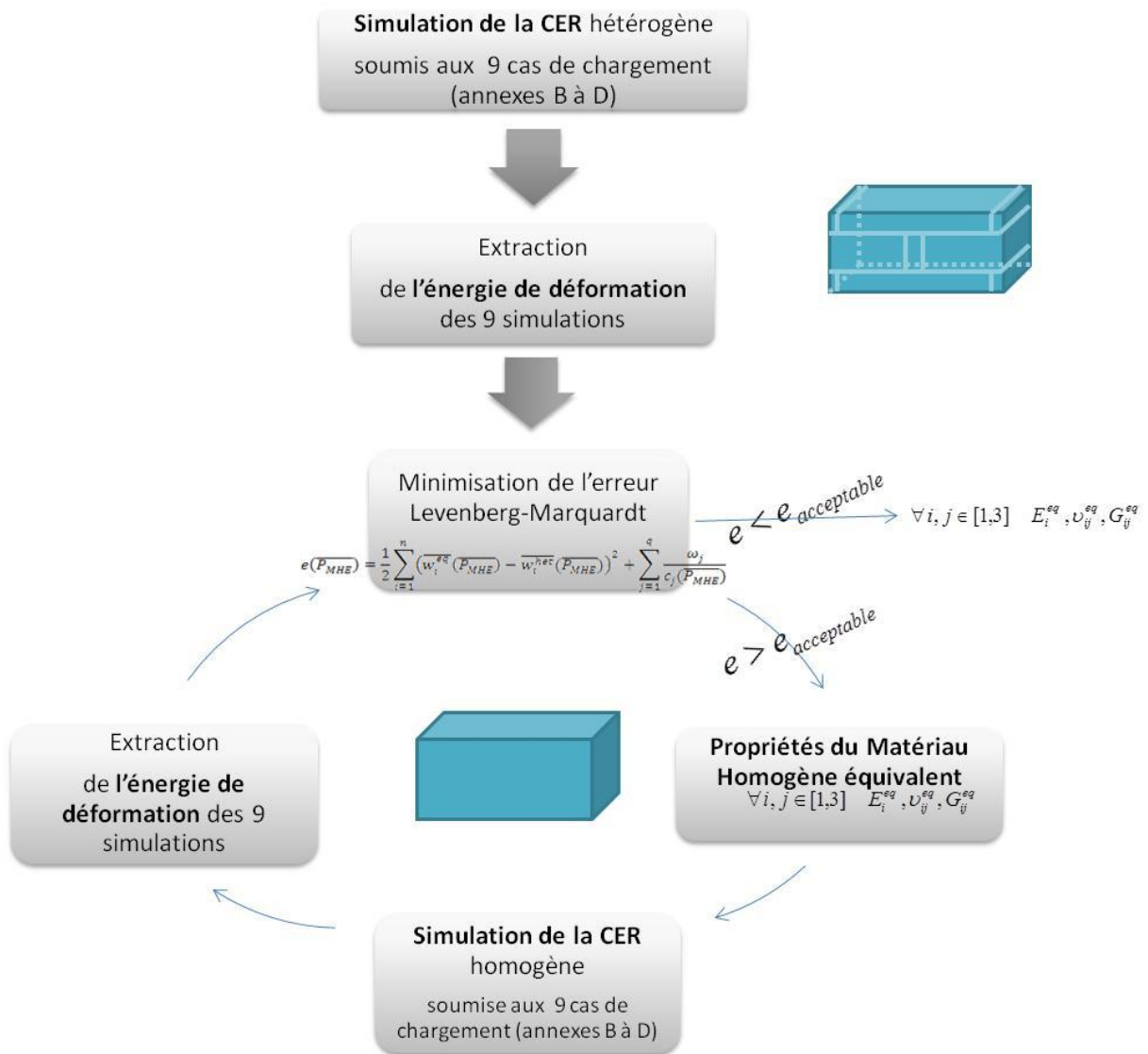
[Yellishetty et al. 2010] Yellishetty M, Ranjith PG, Tharumarajah A (2010). Iron ore and steel production trends and material flows in the world: Is this really sustainable? *Resources, Conservation and Recycling*, 54(12):1084-1094

[Yellishetty et al. 2011] Yellishetty M, Mudd GM, Ranjith PG, Tharumarajah A (2011). Environmental life-cycle comparisons of steel production and recycling: sustainability issues, problems and prospects. *Environmental Science & Policy*, 14(6):650-663.

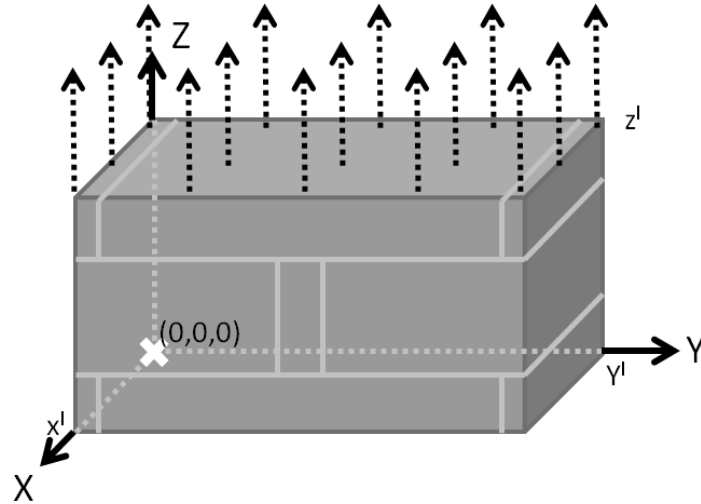
[Zhelyazov et al. 2010] Zhelyazov T, Dontchev Di, Assih J, Li A, Delmas Y (2010). Contribution de la mécanique de l'endommagement non local au comportement des structures en béton armé renforcées par CFRP. *e-Revue de génie industriel*, Numéro 5, 3 août 2010.

Annexes

Annexe A : Algorithme de Levenberg-Marquardt



Annexe B : Homogénéisation, conditions aux bords - ϵ_{zz}



Le déplacement appliqué en conditions aux bords est de la forme:

$$\begin{cases} u_y = u_y^* \\ u_z = E_{zz}Z + u_z^* \end{cases} \quad \text{Eq B.1}$$

➤ Le plan $X=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :

$$u_x(0, y, z) = 0 \quad \text{Eq B.2}$$

➤ Le plan $Y=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :

$$\bar{u}(x, y, z) = \begin{pmatrix} u_x(x, y, -z) \\ -u_y(x, y, -z) \\ u_z(x, y, -z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq B.3}$$

En $Y=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U}^*(x, 0^+, z) = \bar{U}^*(x, 0^-, z) \quad \text{Eq B.4}$$

En l'associant aux équations B.1 et B.3 :

$$u_y(x, 0, z) = 0 \quad \text{Eq B.5}$$

En $Y=Y^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U}^* (x, y^l, z) = \bar{U}^* (x, -y^l, z) \quad \text{Eq B.6}$$

En l'associant aux équations B.1 et B.3 :

$$u_y(x, y^l, z) = 0 \quad \text{Eq B.7}$$

➤ **Le plan $Z=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :**

$$\bar{u} (x, y, z) = \begin{pmatrix} u_x (x, y, -z) \\ u_y (x, y, -z) \\ -u_z (x, y, -z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq B.8}$$

En $Z=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U} (x, y, 0^+) = \bar{U} (x, y, 0^-) \quad \text{Eq B.9}$$

En l'associant aux équations B.1 et B.8 :

$$u_z(x, y, 0) = 0 \quad \text{Eq B.10}$$

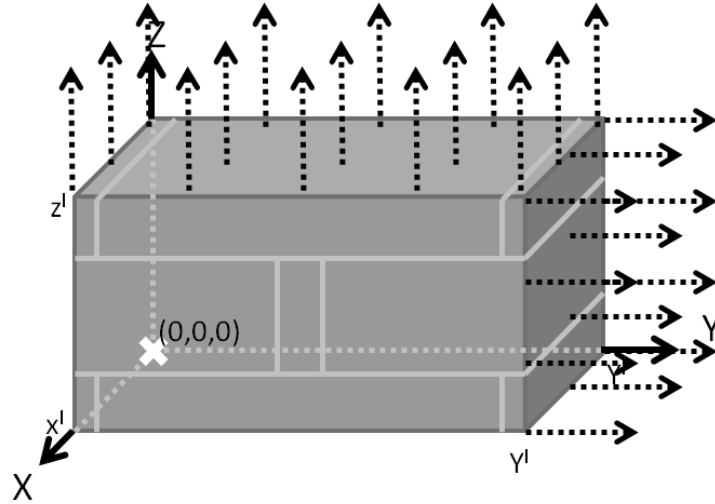
En $Z=Z^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U} (x, y, z^l) = \bar{U} (x, y, -z^l) \quad \text{Eq B.11}$$

En l'associant aux équations B.1 et B.8 :

$$u_z(x, y, z^l) = E_{zz} z^l \quad \text{Eq B.12}$$

Annexe C: Homogénéisation, conditions aux bords - $\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$



Le déplacement appliqué en conditions aux bords est de la forme:

$$\begin{cases} u_y = E_{yy}Y + u_y^* \\ u_z = E_{zz}Z + u_z^* \end{cases} \quad \text{Eq C.1}$$

➤ Le plan $X=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :

$$u_x(0, y, z) = 0 \quad \text{Eq C.2}$$

➤ Le plan $Y=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :

$$\bar{u}(x, y, z) = \begin{pmatrix} u_x(x, -y, z) \\ -u_y(x, -y, z) \\ u_z(x, -y, z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq C.3}$$

En $Y=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U}(x, 0^+, z) = \bar{U}(x, 0^-, z) \quad \text{Eq C.4}$$

En l'associant aux équations C.1 et C.3 :

$$u_y(x, 0, z) = 0 \quad \Rightarrow \quad u_y(x, 0, z) = 0 \quad \text{Eq C.5}$$

En $Y=Y^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y^l, z) = \bar{U}(x, -y^l, z) \quad \text{Eq C.6}$$

En l'associant aux équations C.1 et C.3 :

$$u_y(x, y^l, z) = E_{yy}y^l \quad \text{Eq C.7}$$

➤ **Le plan $Z=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :**

$$\bar{u}(x, y, z) = \begin{pmatrix} u_x(x, y, -z) \\ u_y(x, y, -z) \\ -u_z(x, y, -z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq C.8}$$

En $Z=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y, 0^+) = \bar{U}(x, y, 0^-) \quad \text{Eq C.9}$$

En l'associant aux équations C.1 et C.8 :

$$u_z(x, y, 0) = 0 \quad \text{Eq C.10}$$

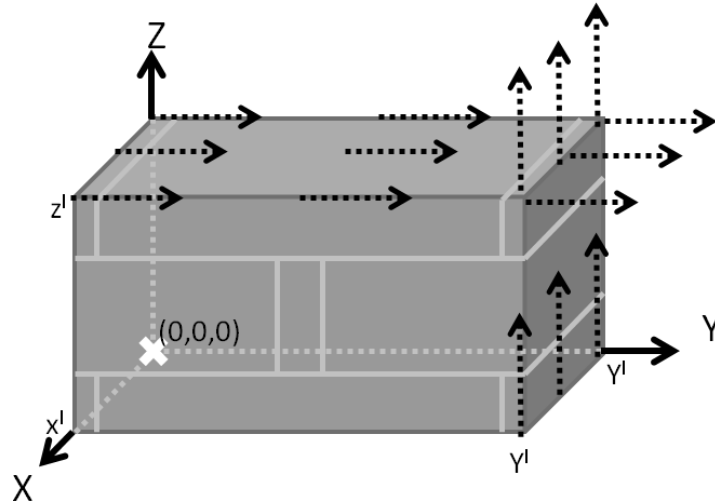
En $Z=Z^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y, z^l) = \bar{U}(x, y, -z^l) \quad \text{Eq C.11}$$

En l'associant aux équations C.1 et C.8 :

$$u_z(x, y, z^l) = E_{zz}z^l \quad \text{Eq C.12}$$

Annexe D: Homogénéisation conditions aux bords - ε_{yz}



Le déplacement appliqué en conditions aux bords est de la forme:

$$\begin{cases} u_x = u_x^* \\ u_y = E_{yz}Z + u_y^* \\ u_z = E_{yz}Y + u_z^* \end{cases} \quad \text{Eq D.1}$$

➤ Le plan $X=0$ est un plan de symétrie ce qui permet d'écrire :

$$u_x(0, y, z) = 0 \quad \text{Eq D.2}$$

➤ Le plan $Y=0$ est un plan d'anti-symétrie ce qui permet d'écrire :

$$\bar{u}(x, y, z) = \begin{pmatrix} -u_x(x, -y, z) \\ u_y(x, -y, z) \\ -u_z(x, -y, z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq D.3}$$

En $Y=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U}(x, 0^+, z) = \bar{U}(x, 0^-, z) \quad \text{Eq D.4}$$

En l'associant aux équations D.1 et D.3 :

$$u_y(x, 0, z) = 0 \quad \text{Eq D.5}$$

En $Y=Y^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y^l, z) = \bar{U}(x, -y^l, z) \quad \text{Eq D.6}$$

En l'associant aux équations D.1 et D.3 :

$$\begin{cases} u_x(x, y^l, z) = 0 \\ u_z(x, y^l, z) = E_{yz}y^l \end{cases} \quad \text{Eq D.7}$$

➤ **Le plan $Z=0$ est un plan d'anti-symétrie ce qui permet d'écrire :**

$$\bar{u}(x, y, z) = \begin{pmatrix} -u_x(x, y, -z) \\ -u_y(x, y, -z) \\ u_z(x, y, -z) \end{pmatrix} \quad \text{Eq D.8}$$

En $Z=0$, il y a une continuité des déplacements se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y, 0^+) = \bar{U}(x, y, 0^-) \quad \text{Eq D.9}$$

En l'associant aux équations D.1 et D.8 :

$$u_z(x, y, 0) = 0 \quad \text{Eq D.10}$$

En $Z=Z^l$, il y a une condition de périodicité se traduisant par :

$$\bar{U}(x, y, z^l) = \bar{U}(x, y, -z^l) \quad \text{Eq D.11}$$

En l'associant aux équations D.1 et D.8 :

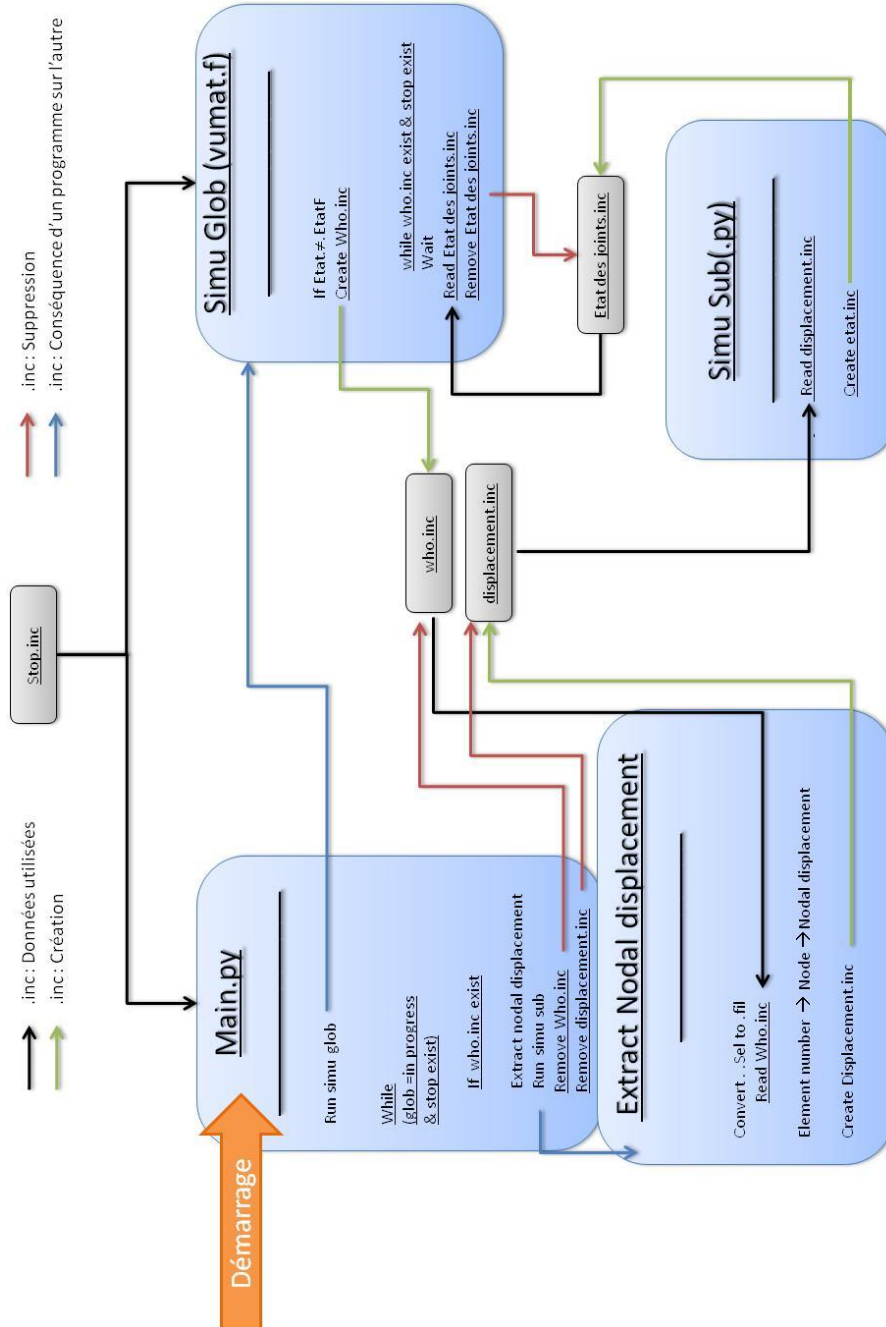
$$\begin{cases} u_x(x, y, z^l) = E_{yz}z^l \\ u_y(x, y, z^l) = 0 \end{cases} \quad \text{Eq D.12}$$

Annexe E : Schéma de fonctionnement de la sous-structuration

Quatre fichiers : - Deux en Fortran : Vumat modèle global Extraction des déplacements
- Deux en Python : Programme principal Sous structuration

Fichier permettant le dialogue entre ces différents programmes :

Fichier	Stop.inc	who.inc	Displacement.inc	etatdesjoints.inc
Informations contenues	Aucune BUT : Sécuriser les boucles « While »	-N° Élément -Incrément -EtatInitial,EtatFinal	Déplacements nodaux	Elément, Nœuds contraintes mésoscopiques



Annexe F: Propriétés mécaniques des CER et de leurs constituants

	Brique			Mortier		
Température	800°C	1080°C	1350°C	800°C	1080°C	1350°C
E (en MPa)	3880	2276	1410	363	344	272
ν	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25
$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$	1552	910	564	145	138	109

	Panneresse											
Température	800°C				1080°C				1350°C			
Etat	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3
E ₁ (en MPa)	3521	3448	3375	3375	2097	2044	1990	1990	1309	1274	1236	1236
E ₂ (en MPa)	3269	1482	3211	0	2017	965	1989	0	1274	624	1257	0
E ₃ (en MPa)	2931	2921	0	0	1893	1884	0	0	1217	1210	0	0
ν_{12}	0,24	0,26	0,23	0	0,25	0,26	0,23	0	0,25	0,26	0,23	0
ν_{23}	0,24	0,24	0	0	0,25	0,24	0	0	0,25	0,24	0	0
ν_{13}	0,23	0,11	0	0	0,24	0,12	0	0	0,24	0,13	0	0
G ₁₂ (en MPa)	1300	786	1242	0	800	494	7605	0	506	316	483	0
G ₂₃ (en MPa)	1180	1165	0	0	756	744	0	0	485	476	0	0
G ₁₃ (en MPa)	1083	821	0	0	719	544	0	0	468	354	0	0

	Entretoise											
Température	800°C				1080°C				1350°C			
Etat	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3	0	2	3	2 - 3
E ₁ (en MPa)	3603	3548	3499	3499	2134	2097	2059	2059	1329	1304	1277	1277
E ₂ (en MPa)	3381	1902	3282	0	2060	1200	1997	0	1296	767	1254	0
E ₃ (en MPa)	2952	2943	0	0	1906	1899	0	0	1225	1220	0	0
ν_{12}	0,25	0,26	0,24	0	0,25	0,26	0,24	0	0,25	0,26	0,24	0
ν_{23}	0,25	0,24	0	0	0,25	0,24	0	0	0,25	0,24	0	0
ν_{13}	0,23	0,14	0	0	0,24	0,15	0	0	0,24	0,15	0	0
G ₁₂ (en MPa)	1350	950	1298	0	821	589	789	0	516	374	495	0
G ₂₃ (en MPa)	1178	1156	0	0	758	747	0	0	487	480	0	0
G ₁₃ (en MPa)	1119	928	0	0	735	609	0	0	476	395	0	0

	Brique			Mortier		
Température	800°C	1080°C	1350°C	800°C	1080°C	1350°C
λ (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	1,72	2,02	1,85	0,49	0,86	2,1
C _p (J.Kg ⁻¹ .K ⁻¹)	1,18 .10 ³	1,23 .10 ³	1,17 .10 ³	1,13 .10 ³	1,14 .10 ³	1,09 .10 ³
α (K ⁻¹)	1,51 .10 ⁻⁵	1,12 .10 ⁻⁵	8,70 .10 ⁻⁶	1,68 .10 ⁻⁵	9,09 .10 ⁻⁶	7,57 .10 ⁻⁶

Modélisation thermo-mécanique de maçonneries : Endommagement d'un piédroit de cokerie sous l'effet de la poussée du charbon

Afin de répondre aux besoins du marché de l'acier, le procédé de cokéfaction du charbon doit s'adapter. Cependant, changer les paramètres de cokéfaction du charbon, tels que la température du four, le temps de cuisson ou la composition de la pâte à coke enfournée, peut générer un endommagement prématuré de la maçonnerie des fours. En effet, la transformation du charbon en coke s'accompagne d'une poussée sur les parois du four fortement dépendantes d'un grand nombre de paramètres. Afin d'anticiper ce problème, un projet européen nommé « *Swelling PPressure In a coke oven, Transmission on oven walls and COsequences on wall* » a été mis en place. Cette thèse s'inscrit dans ce programme et vise à déterminer la poussée maximale pouvant être admise par un piédroit de cokerie lors de la pyrolyse du charbon.

Pour modéliser ces structures composées de plusieurs centaines de milliers de briques, le point de vue macroscopique est le plus approprié. La maçonnerie est remplacée par un matériau homogène équivalent dont le comportement varie en fonction de l'état d'endommagement de la maçonnerie, ramené localement à un état d'ouverture des joints de mortier. Afin de détecter ces ouvertures, un critère de type Mohr-Coulomb en contraintes est utilisé. Il repose sur la comparaison des limites à rupture d'un sandwich brique-mortier déterminé expérimentalement à haute température avec les contraintes mésoscopiques issues de la simulation.

Un protocole expérimental novateur a été développé pour caractériser la tenue en traction du sandwich brique / mortier / brique jusqu'à 1000°C. Les limites à rupture issues de cet essai de traction directe ont été comparées à celles obtenues par des essais de fendage réalisés à l'université de Leoben. Les résultats sont concordants et confirment l'importance de l'état de surface avant maçonnerie.

Selon l'état d'endommagement considéré, les contraintes mésoscopiques sont obtenues grâce à un tenseur de localisation ou grâce à une sous-structuration. Cette étape de sous-structuration consiste à simuler localement une cellule à l'échelle mésoscopique en lui appliquant le champ de déplacement macroscopique obtenu grâce à la simulation. L'outil numérique a été validé par confrontation avec un cas test de référence.

Pour finir, l'outil numérique développé a été utilisé pour caractériser l'influence de différents paramètres tels que la prise en compte de la thermique, la mise en compression de la structure.... Enfin, la simulation de cuissons sur des piédroits complets (sains ou initialement endommagés) a été réalisée. L'importance de l'endommagement initial est clairement soulignée par les résultats. Enfin, un nouveau modèle, appelé « deux carreaux avec poutres », est proposé pour réduire le coût de calcul. Plus complet que le modèle « deux carreaux » utilisé au CPM, il donne accès à de très bons résultats pour un coût nettement moindre que celui du piédroit complet avec homogénéisation et sous-structuration.

Mots clés : Maçonneries, Approche multi-échelles, Homogénéisation, Sous-structuration, Endommagement macroscopique, Ouverture de joints, Modélisation thermo-mécanique

Thermo-mechanical modelling: Behaviour of a coke oven heating wall under swelling pressure

To face coke and steel market requirements, the coking process has to be more flexible. Changing process parameters such as coking temperature, blend composition and cooking time can damaged coke oven battery heating wall. Indeed, the coking process generates a swelling pressure on wall which depends on a lot of parameters. To study this point, a European project named « *Swelling PPressure In a coke oven, Transmission on oven walls and COsequences on wall* » has been set up. This work is a part of it and aims to determine the admissible pushing pressure for the coke oven heating walls to prevent crack formation.

To model large masonries composed of numerous bricks, a mesoscopic point of view is more appropriate. Bricks and mortar are replaced by a Homogeneous Equivalent Material (HEM) whose behaviour depends on the joint state. In order to represent joint opening mechanism, a Mohr-Coulomb criterion in stress is used. This criterion compares the level of stress to the ultimate tensile or shear stress at mesoscopic scale.

Ultimate stresses are obtained thanks to an experimental campaign using a new protocol developed at PRISME Laboratory. The brick-mortar behaviour is experimentally characterised at high temperature (20°C to 1000°C). To validate the tensile test developed, a second experimental campaign using "wedge splitting tests" has been done at Leoben University. Results are similar and confirm the importance of the brick surface state.

Depending on the initial damage of the structures, mesoscopic stresses are obtained by localization tensor or by sub-modelling. The sub-modelling step aims to simulate a local part of the masonry at the mesoscopic scale. This step aims to simulate with a mesoscopic point of view a local part of the global model. This numerical tool has been validated thanks to a literature test.

Finally, the numerical tool has been used to characterise the influence of some parameters (thermal, force due to the cross tie rod,...). Next, the simulation of the whole coke oven heating wall has been performed (undamaged or initially damaged masonry). These FE simulations show the influence of initial damage on the final masonry damage. Finally, a two flues model with beams is proposed to take into account compression due to cross tie rod and to limit computational cost. It permits to obtain better results than the existing two flues model used at CPM with a lower cost compared to the whole coke oven heating wall model.

Keywords: Masonry, Multi-scale, Homogenisation, Sub-modelling, Macroscopic damage, Joint opening, Thermo-mechanical modelling