



HAL
open science

Modélisation explicite de l'écaillage sous incendie du béton : approche thermo-hydro-mécanique avec des conditions aux limites évolutives

Minh Tuyen Phan

► **To cite this version:**

Minh Tuyen Phan. Modélisation explicite de l'écaillage sous incendie du béton : approche thermo-hydro-mécanique avec des conditions aux limites évolutives. Autre. Université Paris-Est, 2012. Français. NNT : 2012PEST1155 . tel-00787946

HAL Id: tel-00787946

<https://theses.hal.science/tel-00787946v1>

Submitted on 13 Feb 2013

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

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

THÈSE DE DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ PARIS-EST

Domaine
MÉCANIQUE - GÉNIE CIVIL

Présentée par
Minh Tuyen PHAN

Pour obtenir le grade de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE PARIS-EST

Sujet de la thèse :

**Modélisation explicite de l'écaillage sous incendie du béton.
Approche thermo-hydro-mécanique avec des conditions aux limites
évolutives**

Soutenue le 07 Novembre 2012 devant le jury composé de :

Dashnor HOXHA	Professeur des Universités	Rapporteur
Luc DAVENNE	Maître de Conférences - HDR	Rapporteur
Mohammed HJIAJ	Professeur des Universités	Examineur
Horacio COLINA	Docteur - HDR	Examineur
Stefano DAL PONT	Professeur des Universités	Examineur
Fékri MEFTAH	Professeur des Universités	Directeur de thèse
Philippe AUTUORI	Ingénieur - Directeur Études Tunnel et Maritime	Invité
Bérénice MOREAU	Ingénieur - Chargée d'études	Invité

Avant Propos

Ce travail de thèse a été mené au sein du Laboratoire de Modélisation et Simulation Multi-Echelle (MSME) de l'Université Paris-Est Marne-la-Vallée en collaboration avec Bouygues Travaux Publics, avec l'Institut français des sciences et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux - Laboratoire des Ponts et Chaussées (IFSTTAR-LCPC) et avec le Centre d'études des Tunnels (CETU).

J'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur Fékri Meftah, professeur à l'institut des Sciences Appliqués de Rennes (INSA de Rennes) pour sa direction de ce travail, pour sa confiance, pour son aide scientifique et pour sa disponibilité.

Toute ma gratitude aux rapporteurs, Monsieur Dashnor Hoxha, professeur de l'Université d'Orléans et Monsieur Luc Davenne, Maître de Conférences de l'Université Paris Ouest Nanterre La Défense pour leur lecture et leur lourde tâche de rapporteurs.

Je suis gré à Monsieur Mohammed Hjjaj, professeur de l'INSA de Rennes et Monsieur Horacio Colina, Directeur Délégué au Développement Technique d'Association Technique de l'industrie des Liants Hydrauliques de m'avoir fait l'honneur de participer à ce Jury de soutenance.

Je voudrais remercier Monsieur Philippe Autuori, directeur de bureau d'étude de Bouygues Travaux Publics, ainsi que Sophie Minec et Aude Cordero de m'avoir accueilli au sein de l'entreprise, d'avoir suivi régulièrement le déroulement de mes travaux en donnant ses avis très précieux et d'avoir m'encouragé durant toutes ces années.

Un grand merci à Stéphane Rigobert, ingénieur d'étude à IFSTTAR-LCPC pour sa participation, ses conseils pertinences ainsi que pour sa disponibilité et sa gentillesse sans qui la partie numérique de ce travail n'aurait pu être tel qu'il est maintenant. Je tiens à lui exprimer également ma reconnaissance pour sa contribution à la partie numérique du modèle THM.

Je tiens à remercier vivement Stefano Dal Pont, professeur de l'Université Joseph Fourier pour ses conseils scientifiques et pour son suivi de très près le déroulement de mon travail.

Je remercie également Céline Lenglet, et Bérénice Moreau, ingénieurs - Chargées d'études et de recherche à CETU d'avoir suivi régulièrement de mes travaux en donnant ses avis très précieux.

Merci aussi à mes amis et à tous les membres du Laboratoire MSME avec qui les échanges scientifiques ou amicaux m'ont fait de bons souvenirs inoubliables.

En fin, de fond de mon cœur, je voudrais remercier mes parents, et ma sœur de m'avoir encouragé tout au long de cette période. Et particulièrement, je dédie ces dernières lignes pour remercier ma femme qui m'a toujours soutenu et m'encourager dans les moments les plus difficiles.

Table des matières

Introduction	21
1 Étude bibliographique	23
1.1 Contexte général de l'étude	23
1.1.1 Incendie et écaillage de structures en béton	23
1.1.1.1 Incendie et écaillage dans les tunnels	23
1.1.1.2 Incendie et écaillage dans les autres structures	25
1.1.2 Classification de l'écaillage	26
1.1.3 Écaillage et réglementation	28
1.1.4 Méthodes préventives	30
1.1.4.1 Utilisation des fibres polypropylènes	30
1.1.4.2 Utilisation des plaques de protection passive	30
1.1.5 Conclusion	31
1.2 Études expérimentales du phénomène d'écaillage	32
1.2.1 Observations factuelles	32
1.2.1.1 Risque d'écaillage des structures en béton ordinaire et en béton à haute performance	32
1.2.1.2 Température de l'écaillage	35
1.2.1.3 Dimension des écailles	35
1.2.1.4 Énergie de l'écaillage	36
1.2.2 Facteurs influents du phénomène d'écaillage	37
1.2.2.1 Scénario d'échauffement	37
1.2.2.2 Teneur en eau	38
1.2.2.3 Perméabilité	39

1.2.2.4	Granulats	40
1.2.2.5	Taille de la section	40
1.2.2.6	Chargement appliqué et expansion empêchée	41
1.2.3	Nature aléatoire du phénomène d'écaillage	42
1.2.4	Conclusion	43
1.3	Modélisation du phénomène d'écaillage	44
1.3.1	Processus supposés à l'origine de l'écaillage	44
1.3.1.1	Processus thermo-hydrique	44
1.3.1.2	Processus thermo-mécanique	46
1.3.1.3	Combinaison du processus thermo-hydrique et du processus thermo-mécanique	47
1.3.2	Modélisation réglementaire	49
1.3.3	Modélisation avancée	50
1.4	Conclusion	54

2 Modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique prenant en compte le phénomène d'écaillage **57**

2.1	Modélisation thermo-hydrique	59
2.1.1	Équations de conservation	59
2.1.2	Équations constitutives	61
2.1.2.1	Équations d'état des fluides	62
2.1.2.2	Équilibre liquide-vapeur	62
2.1.2.3	Flux de masse et de chaleur	63
2.1.2.4	Isotherme de sorption-désorption	64
2.2	Modélisation mécanique	65
2.2.1	Équation d'équilibre	65
2.2.2	Décomposition de la déformation	65
2.2.3	Expression de la contrainte	66
2.3	Modèle d'écaillage de type Détachement-Flambement	67
2.4	Mise en œuvre du modèle THM avec écaillage	71
2.4.1	Modèle éléments finis	74
2.4.1.1	Formulation faible et discrétisation	74

2.4.1.2	Conditions aux limites thermo-hydrauliques	78
2.4.1.3	Conditions aux limites de convection de masse linéarisées	81
2.4.2	Mise en œuvre de la progression du front d'écaillage	81
2.4.2.1	Délimitation de la zone d'écaillage	81
2.4.2.2	Désactivation des éléments écaillés et transfert des conditions aux limites	86
2.5	Conclusion	86
3	Mise en œuvre du modèle THM-Ecaillage et études paramétriques	89
3.1	Mise en œuvre du modèle THM-Ecaillage	89
3.1.1	Validation du modèle thermo-hydraulique	90
3.1.1.1	Configuration d'étude	90
3.1.1.2	Comparaison entre les deux modèles	93
3.1.2	Désactivation des éléments écaillés et transfert des conditions aux limites	93
3.1.2.1	Mise en œuvre sur un cas 1D	94
3.1.2.2	Mise en œuvre sur un cas 2D	97
3.1.3	Conclusion	101
3.2	Analyse paramétrique relative à la vitesse d'écaillage	103
3.2.1	Configuration d'étude	103
3.2.2	Influence de la taille des écailles	104
3.2.2.1	Étude sur une faible profondeur d'écaillage	104
3.2.2.2	Étude sur une profondeur d'écaillage importante	106
3.2.3	Influence de la vitesse moyenne d'écaillage	107
3.2.4	Conclusion	112
3.3	Étude paramétrique des critères d'écaillage	118
3.3.1	Configuration d'étude	118
3.3.2	Résultats et discussions	119
3.3.3	Conclusion	124
3.4	Confrontation qualitative avec des résultats expérimentaux	125
3.4.1	Cas d'essais sous feu ISO	125
3.4.1.1	Configuration simulée	125
3.4.1.2	Résultats et discussions	128

3.4.2	Cas d'essais sous feu HCM	136
3.4.3	Conclusion	138
	Conclusions générales	141
	Annexe A	158
	Annexe B	161

Table des figures

1.1	Ecaillage du tunnel sous la Manche [Veyron 07] et tunnel de de Tauern [Leitner 01]	25
1.2	Ecaillage du béton de la face inférieure d'une poutre d'un pont à Falkenberg [Boström 06b]	26
1.3	A gauche, nombre d'incendies en 1997. A droite, répartition des victimes d'incendie [Cimbéton 99]	27
1.4	Différentes courbes température-temps. ISO 834 : courbe normalisée, HCM : courbe Hydrocarbure Majorée [Cir 06]	29
1.5	Efficacité des fibres polypropylènes. A gauche, béton sans fibres à gauche. A droite, béton avec fibres polypropylènes [Bilodeau 04]	31
1.6	Influence de l'écaillage sur la résistance au feu du béton [Mustapha 94]	33
1.7	Résultats des essais expérimentaux des bétons ordinaires et des bétons à haute performance [Ali 02]	34
1.8	Épaisseur de l'écaillage du béton $B60$ et exposé au feu ISO [Mindeguia 09]	36
1.9	Vitesse d'expulsion de l'écaillage v_f et vitesse des différents morceaux des écaillages v_p [Zeiml 08]	37
1.10	Probabilité de l'écaillage dû à l'effet de bouchon [Harmathy 96]	39
1.11	Profondeur de l'écaillage à 30 minutes sous l'effet du feu RWS (Rijkswaterstaat) des différents bétons [Jansson 08]	40
1.12	Influence du chargement mécanique sur l'écaillage du béton [Meyer-Ottens 72]	41
1.13	Évolution de la température moyenne mesurée dans le four lors de l'essai avec le feu HCM [Mindeguia 09]	42
1.14	Résultats d'écaillage d'un béton ordinaire et d'un béton à haute performance [Ali 02]	43

1.15	Transport de masse et phénomène de "bouchon" [Zeiml 06]	45
1.16	L'évolution de pression de vapeur en fonction du temps à différentes profondeurs [Kalifa 01]	46
1.17	Mécanisme d'écaillage : (a) Dilatation thermique empêchée [Bazant 05] et (b) : Pression dans les pores [Anderberg 97]	47
1.18	Combinaison des contraintes dans le béton [Zhukov 76]	49
1.19	Des méthodes de prise en compte du phénomène d'écaillage [CETU 05]	50
1.20	Modèle de l'écaillage [Lottman 07]	52
1.21	Front de saturation [Msaad 05]	53
1.22	Différents Mécanismes de l'écaillage : a) mécanisme de pression des pores, b) mécanisme d'éclatement dû à des fissurations parallèles à la surface chauffée, c) mécanisme d'éclatement dû à plusieurs couches séparées par des fissuration combiné avec la contrainte développée dans le béton [Gawin 06]	54
2.1	Shématisation du mécanisme d'écaillage	68
2.2	Illustration de l'évolution du critère en fonction de l'épaisseur de l'écaille : valeurs moyennes $\sigma_{ }$ et D gardés constants.	71
2.3	Illustration de l'évolution du critère en fonction de l'épaisseur de l'écaille : valeurs moyennes $\sigma_{ }$ et D variant avec l'épaisseur.	72
2.4	Illustration de l'occurrence ou non de l'écaillage selon la localisation de la zone où le critère HM est atteint.	73
2.5	Définition des domaines	74
2.6	Algorithme de résolution global du modèle THM-Ecaillage	78
2.7	Algorithme de résolution du processus TH	79
2.8	Algorithme de résolution du problème mécanique	79
2.9	Algorithme d'analyse de l'écaillage	80
2.10	Schématisme de la progression du front d'écaillage - Ensemble des nœuds ayant validé le critère hydro-mécanique	82
2.11	Schématisme de la progression du front d'écaillage - Ensemble des nœuds ayant validé le critère TM parmi ceux ayant validé le critère HM.	82
2.12	Schématisme de la progression du front d'écaillage	83
2.13	Schématisme des étapes d'analyse le risque d'écaillage	85

3.1	Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton - Validation du modèle thermo-hydrrique	90
3.2	Pressions et température imposées [Dal Pont 11]	91
3.3	Comparaison des évolutions de la température	92
3.4	Comparaison des évolutions de la pression capillaire	92
3.5	Comparaison des évolutions de la pression de gaz	93
3.6	Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton - validation de processus de désactivation des éléments et de transfert des conditions aux limites	95
3.7	Profils de la pression capillaire dans le matériau	96
3.8	Profils de la pression de gaz dans le matériau	97
3.9	Profils de la température dans le matériau	98
3.10	Configuration d'étude d'un bloc carré en béton - validation du processus d'écaillage complet	99
3.11	Ecaillage du bloc carré de béton	100
3.12	Profils de la pression capillaire dans le béton	101
3.13	Profils de la pression de gaz dans le béton	102
3.14	Profils de la température dans le béton	102
3.15	Profil de la température dans le béton - Faible profondeur d'écaillage	106
3.16	Profil de la pression capillaire dans le béton - Faible profondeur d'écaillage	107
3.17	Profil de la pression de gaz dans le béton - Faible profondeur d'écaillage	108
3.18	Influence de l'épaisseur d'écailles sur le profil de température dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes	110
3.19	Influence de l'épaisseur d'écailles sur le profil de pression capillaire dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes	111
3.20	Influence de l'épaisseur d'écailles sur le profil de pression de gaz dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes	112
3.21	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $1\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	113
3.22	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $2,5\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	113

3.23	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $5mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	114
3.24	Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de $1mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	114
3.25	Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de $2,5mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	115
3.26	Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de $5mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO	115
3.27	Sollicitations thermiques	116
3.28	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $1mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : $30^{\circ}C/min$	116
3.29	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $2,5mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : $30^{\circ}C/min$	117
3.30	Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $5mm/min$ à différents instants, sollicitation thermique : $30^{\circ}C/min$	117
3.31	Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton	118
3.32	Comparaison des critères TM des cas 5 et 6 avant le premier écaillage du cas 6 à $830s$	122
3.33	Critère HM à $936s$ dans les cas 1, 5 et 9	123
3.34	L'évolution l'écaillage dans les cas 3 et 6	123
3.35	Schématisme de la configuration étudiée	126
3.36	Limite en traction des différents bétons [Mindeguia 09]	126
3.37	Profil de la contrainte thermique - Simulation du béton $B60$ soumis au feu ISO	128
3.38	Profils de température à différents instants - Simulation du béton $B40$ soumis au feu ISO	131
3.39	Profils de la pression de gaz à différents instants - Simulation du béton $B40$ soumis au feu ISO	132
3.40	Critère HM à $1500s$ (25 minutes) - Simulation du béton $B40$ soumis au feu ISO	132
3.41	Critère TM à $1500s$ (25 minutes) - Simulation du béton $B40$ soumis au feu ISO - 1 heure	133

3.42	Profils des pression de gaz et des limites en traction à (10 minutes) - Simulation du béton <i>B60</i> soumis au feu ISO	134
3.43	Profils de la température à différents instants - Simulation du béton <i>B60</i> soumis au feu ISO - $K_{ini} = 4 \times 10^{-19}m^2$	135
3.44	Profils de la pression de gaz à différents instants - Simulation du béton <i>B60</i> soumis au feu ISO - $K_{ini} = 4 \times 10^{-19}m^2$	135
3.45	Evolution dans le temps de la température mesurée dans le four versus la courbe théorique [Mindeguia 09]	137
3.46	A gauche : évolution dans le temps de la température dans le béton à 10mm de la surface chauffée des différents bétons soumis au feu HCM [Mindeguia 09]. A droite : évolution dans le temps de la température dans le béton à différentes profondeurs obtenu par la simulation du béton <i>B40</i> soumis au feu HCM	138
3.47	Profils de température à différents instants - Hypothèse déformation plane, béton <i>B40</i> soumis au feu HCM	139
3.48	Profils de pression de gaz à différents instants - Hypothèse déformation plane, béton <i>B40</i> soumis au feu HCM	139
3.49	Critère TM en fonction de l'épaisseur de l'écaille potentielle à différents instant après l'arrêt d'écailage - Hypothèse déformation plane, béton <i>B40</i> soumis au feu HCM	140

Liste des tableaux

1.1	Décès occasionnés par des incendies en tunnels [Promat 06]	25
1.2	Synthèse des essais expérimentaux de l'écaillage [Bostrom 06a, Bilodeau 04, Ali 04, Ali 10, Jansson 07, Mindeguia 10]	34
3.1	Conditions initiales	91
3.2	Propriétés thermo-hydriques du béton	91
3.3	Propriétés mécaniques du béton	94
3.4	Conditions aux limites - validation du processus de désactivation des éléments et de transfert des conditions aux limites	95
3.5	Paramètres des critères d'écaillage	98
3.6	Conditions initiales	104
3.7	Conditions aux limites	105
3.8	Distribution aléatoire des tailles d'écailles	105
3.9	Distribution aléatoire des tailles d'écailles	109
3.10	Conditions aux limites	109
3.11	Propriétés du béton	120
3.12	Cas d'étude	121
3.13	Résultats de l'étude paramétrique des critères d'écaillage. Le symbol "/" indique le cas non réalisé	121
3.14	Conditions aux limites thermo-hydriques	126
3.15	Propriétés du béton	129
3.16	Comparaison qualitative entre essais et simulations.	130
3.17	Comparaison qualitative entre essais et simulations	136

Résumé

Dans les dernières années, les incendies majeurs dans les tunnels ont causé des dommages importants. Dans ces conditions extrêmes (la température dépasse rapidement 1200°C), l'augmentation de pression dans les pores, la dilatation thermique empêchée, l'incompatibilité de dilatation thermique entre la pâte du ciment et des granulats, la déshydratation ... sont des principaux mécanismes de dégradation qui peuvent être à l'origine de l'écaillage. L'écaillage progressif pendant l'incendie se manifeste par le détachement de la surface du béton par petits morceaux réduisant ainsi la section résistante et pouvant conduire à une rupture prématurée de la structure.

Dans cette thèse, un modèle éléments finis THM est enrichi par un modèle d'écaillage progressif en proposant un critère d'écaillage de type détachement-flambement. La partie thermo-hydrrique du modèle THM est basée sur l'approche à trois fluides en milieux partiellement saturés. Le comportement mécanique est développé dans le cadre d'une approche thermo-poro-mécanique couplée à l'endommagement et à la plasticité adoucissante.

Cette modélisation de l'écaillage conduit à un problème avec frontière et conditions aux limites évolutives. Une stratégie de résolution numérique sans remaillage a été développée pour transférer les conditions aux limites THM simultanément avec l'occurrence de l'écaillage. L'implémentation du modèle dans le code aux éléments finis CESAR-LCPC a permis de procéder à différentes études paramétriques et à des confrontations avec des essais pour évaluer les capacités opérationnelles du modèle à décrire l'occurrence de l'écaillage et identifier les paramètres majeurs qui la contrôlent.

Mots clés : Béton, Écaillage, Incendie, Modélisation éléments finis, Thermo-hydro-mécanique, Critère flambement-détachement, Conditions aux limites évolutives

Abstract

In the recent years, there were major tunnels fires which caused fatalities and severe traffic restrictions. In such extreme conditions (temperatures exceeding $1200^{\circ}C$ for considerable time spans), pore pressure build-up, restrained thermal dilatation, cement paste to aggregate incompatibility, dehydration... are some main degradation mechanisms of concrete that may cause its thermal spalling. Progressive concrete spalling occurring during a fire presents as the breakdown of surface layers which flake into small pebble-like pieces. Then, the resistant section of the structure reduces which may lead to its premature failure.

In this thesis, a THM finite element model is enriched with a detachment-buckling type criterion for progressive spalling. The thermo-hygral part of the THM model is based on the three fluid approach for partially saturated porous media. The mechanical part is derived within the framework of thermo-poro-mechanics coupled to damage and softening plasticity.

The adopted modeling of spalling leads to a problem with evolving boundary and boundary conditions. A suitable numerical solution strategy without remeshing is then developed in order to transfer properly the THM boundary conditions simultaneously with spalling occurrence.

The efficiency of the model THM-Spalling is illustrated by some numerical examples and by parametric studies. These studies identify the influence, on spalling, of size variation of spalling flakes, the average spalling velocity and uncertainties on different material parameters. Confrontation with experimental tests shows satisfactory capacity of the THM-Spalling model in reproducing qualitatively the occurrence of spalling.

Key words : Concrete, Spalling, Fire, Finite element modeling, Thermo-hydro-mechanics, Detachment-buckling criterion, Evolving boundary conditions.

Introduction

Dans les dernières années, plusieurs tunnels ont subi des incendies majeurs. Les inspections après incendie ont toujours fait état de dommages très importants des structures en béton. Dans les endroits les plus violemment exposés au feu, tout l'enrobage peut être expulsé, ce qui menace sérieusement la capacité portante du tunnel. En outre, la perte financière de réparation du tunnel, et du manque à gagner due à la fermeture du tunnel pendant une longue période de réparation peut atteindre plusieurs millions d'Euros.

Quand le béton est exposé à des hautes températures, plusieurs phénomènes physiques complexes sont observés, ce qui entraîne des changements des propriétés du béton ainsi que celui de la structure. Le phénomène physique principal qui est à l'origine de l'expulsion du béton lors de l'incendie est le phénomène d'écaillage. Ce phénomène a été observé depuis le début du XX^{ème} siècle mais les études expérimentales et numériques se sont réellement intensifiées lorsque les bétons sensibles au risque d'écaillage (bétons à haute performance, bétons à ultra haute performance) sont apparus. Les travaux dans la littérature se reposent essentiellement sur des approches expérimentales qui permettent de relever les caractéristiques du phénomène. En revanche, les modélisations réglementaires et avancées sont encore limitées. Les études présentes ne permettent pas encore de décrire ce phénomène. En outre, les méthodes préventives ne sont pas parfaitement adaptées dans certaines conditions à cause des difficultés de mise en place (dans le cas de protection passive). Un recours vers une modélisation avancée d'écaillage basée sur un modèle de comportement thermo-hydro-mécanique (THM) du milieu poreux est nécessaire. Ce modèle numérique fait l'objet de cette thèse.

Le but des travaux de cette thèse est de développer un modèle permettant de prédire le comportement du béton vis-à-vis du phénomène d'écaillage lorsque celui-ci est exposé au

feu. Ce modèle est basé sur un modèle THM existant pour décrire la conjonction de deux processus supposés à l'origine de l'écaillage : le processus hydro-mécanique et le processus thermo-mécanique. Ce modèle évolutif décrira la progression du front de l'écaillage en prenant en compte l'évolution des conditions aux limites.

Le premier chapitre de ce document est une synthèse bibliographique des études expérimentales et numériques sur le phénomène d'écaillage. Dans un premier temps, le contexte de l'étude est rappelé en soulignant l'importance du risque d'écaillage dans les incendies du tunnel. Après avoir mis en évidence des caractéristiques et des facteurs d'influence du phénomène, nous discuterons des mécanismes principaux supposés à l'origine de l'écaillage. Dans un second temps, nous présenterons les principaux résultats de modélisation du phénomène d'écaillage.

Le deuxième chapitre de ce document est consacré à développer le modèle THM-Écaillage implanté dans le code éléments finis CESAR-LCPC. Le modèle THM issu de travaux antérieurs [Al Najim 04, Sabeur 06, Le 11] sera d'abord présenté de façon relativement synthétique. À partir de la description de l'état thermo-hydrique et du champ de contrainte dans le béton à chaque pas de temps, issus du modèle THM, le modèle d'écaillage sera développé en adoptant un mécanisme de type détachement-flambement dont les deux processus principaux sont le processus hydro-mécanique et le processus thermo-mécanique. La mise en œuvre du modèle d'écaillage est également abordée en présentant l'implémentation dans le code CESAR-LCPC des processus de désactivation des éléments écaillés et le processus de transfert des conditions aux limites lorsque l'écaillage se produit.

Le dernier chapitre consiste, dans un premier temps, à mettre en œuvre le modèle développé dans le chapitre 2 pour des configurations simples afin de valider le bon fonctionnement de ce modèle. Dans un deuxième temps, des études paramétriques du phénomène d'écaillage seront présentées. Ces études paramétriques aborderont l'influence de la variation de la taille de l'écaillage et de la vitesse moyenne d'écaillage ainsi que des paramètres du modèle d'écaillage au comportement du béton. La dernière partie de ce chapitre présentera une confrontation avec des résultats d'essai pour les bétons *B40* et *B60* soumis au feu ISO et au feu HCM.

Chapitre 1

Étude bibliographique

1.1 Contexte général de l'étude

Dans cette partie le contexte général de l'étude ainsi que les réglementations vis-à-vis du risque d'écaillage des structures en béton dans le cas d'incendie seront présentés. Les résultats principaux des études expérimentales dans la littérature concernant le risque d'écaillage du béton portent une attention particulière. Nous soulignerons les différents facteurs qui influencent sur le phénomène d'écaillage et la nature aléatoire de ce phénomène. Les méthodes préventives seront discutées. Les processus supposés à l'origine de ce phénomène et une synthèse des travaux de modélisation seront présentés.

1.1.1 Incendie et écaillage de structures en béton

1.1.1.1 Incendie et écaillage dans les tunnels

Dans les dernières années, on a recensé au minimum 10 incendies majeurs ainsi que d'innombrables incendies mineurs en tunnels routiers et ferroviaires : tunnels sous la Manche (1996 et 2008), tunnels du Mont Blanc (1999) et Fréjus (2005), tunnels du Storebealt (1994), tunnels du Tauern (1999) ou tunnels du Gothard (2001) ... Ces incendies ont occasionné de lourdes pertes de vies humaines (voir tableau 1.1). Ces pertes de vies nécessitent d'étudier davantage non seulement la sécurité d'incendie mais également les endommagements du béton afin d'éviter le risque d'instabilité de la structure qui peut influencer l'acheminement des secours.

Les incendies ont causé également des dommages structurels importants dans les zones directement exposées au feu. Dans une condition très sévère (la température peut atteindre $1200^{\circ}C$ après quelques minutes), on a constaté que le béton est fortement endommagé et des détachements de béton à plusieurs échelles sont observés [Féron 06, Veyron 07]. En effet, lors de l'incendie dans le tunnel de St Gotthard en 2001, une section de $100m$ de la structure s'est effondrée. Dans l'incendie de tunnel sous la Manche (Figure : 1.1), le tunnel a perdu jusqu'à 100% de l'épaisseur initiale des voussoirs (400 mm) sur une longueur de $500m$. Dans l'incendie de tunnel Tauern en 1999, des écaillages jusqu'à 300 mm sur une épaisseur initiale de 400 mm avec 650 tonnes de béton écaillé sont observés (Figure : 1.1) [Veyron 07, FIT 01]. Les incendies dans les tunnels causent également des pertes financières très importantes par des réparations ainsi que par la fermeture du tunnel pendant les travaux. L'incendie du tunnel du Tauern a engendré des coûts de réparation de l'ordre de 3, 7 millions d'Euros ; le tunnel a été fermé pendant trois mois provoquant un manque à gagner de 11 millions d'Euros [Haack 03]. Les frais liés à la réparation du tunnel sous la Manche et à son immobilisation (6 mois) ont atteint 300 millions d'Euros [Haack 03].

Face à ces conditions extrêmement sévères, contrairement aux comportements de type thermo-hydrrique dans d'autres matériaux utilisés dans la construction comme des briques [Davenne 06, Nguyen 10], plusieurs phénomènes thermo-hydro-chimico-mécaniques sont observés dans le béton. Ces phénomènes engendrent des changements de la structure du béton ainsi que de ses propriétés ce qui conduit à des dégradations importantes. Les dégradations sont de deux types : soit des pertes de résistance mécanique du béton comme la diminution de module Young, soit des détachements des bétons. Dans la communauté anglo-saxonne, ce phénomène est appelé "Thermal Spalling", en français on l'appelle "écaillage". Ce phénomène désigne le mécanisme par lequel les parements de béton perdent une partie de leur béton de surface quand celui-ci est exposé à des hautes températures [CETU 05]. Il se produit souvent au début de l'incendie, pendant les premières minutes et il est caractérisé par des petits morceaux de béton expulsés de la structure de façon progressive pendant un intervalle de temps, accompagné par des bruits continus [Khoury 00]. Ce phénomène peut se manifester de façon explosive et enlever tout l'enrobage mettant l'armature à nue (Figure 1.1).

Lieu	Décès	Lieu	Décès
Tunnel de Gleimalm, Autrice	5	Tunnel d'Hokuriku, Japon	34
Tunnel du Mont Blanc, France	39	Tunnel de Pericole	8
Tunnel de Tauern, Autrice	12	Tunnel d'O'Shimizu, Japon	16
Tunnel de Vierzy, France	108	Tunnel de Salang, Afganistan	700
Tunnel de Pfander, Autrice	3	Kings Cross, Angleterre	31
Tunnel d'Huguenot	3	Isola delle Femmine, Italie	5
Tunnel Nihonzaka, Japon	7	Tunnel de Velsen, Pays-bas	5
Tunnel de Caldecot, USA	7	Kaprun, Autriche	155
Tunnel de St Gotthard, Suisse	11		

TABLE 1.1: Décès occasionnés par des incendies en tunnels [Promat 06]

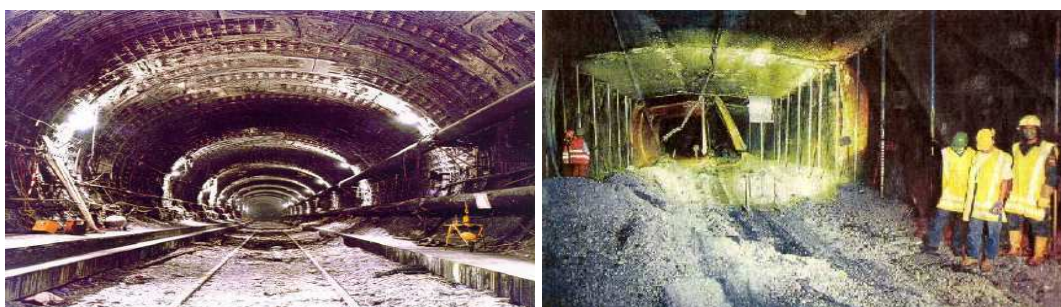


FIGURE 1.1: Ecaillage du tunnel sous la Manche [Veyron 07] et tunnel de de Tauern [Leitner 01]

1.1.1.2 Incendie et écaillage dans les autres structures

Le risque d'écaillage dans les incendies d'ouvrages d'art, autres que les tunnels, existe également. Une investigation menée en 2005 par le laboratoire Suédois SP [Boström 06b] d'un incendie causé par un camion-citerne sous un pont à Falkenberg fait état de l'écaillage des poutres précontraintes de la structure. Une profondeur de l'écaillage maximale de 50 *mm* dans la zone où il n'y a pas de câble précontrainte est observée (Figure 1.2). Les câbles précontraints protégés par un enrobage de 100 *mm* ne sont pas endommagés. La température du feu est estimée supérieure à 600°C.

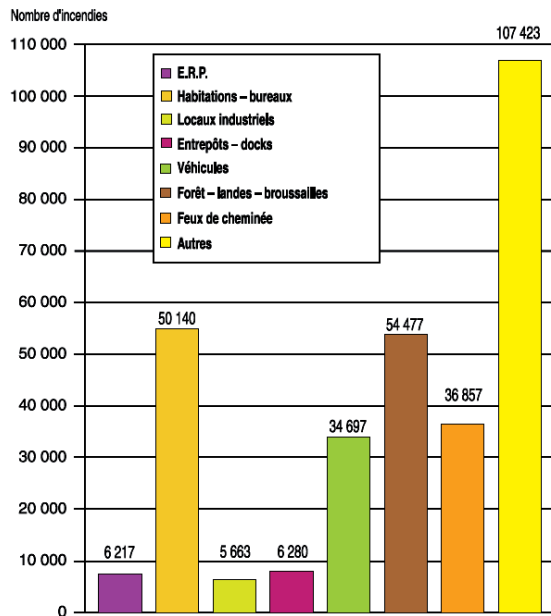


FIGURE 1.2: Ecaillage du béton de la face inférieure d'une poutre d'un pont à Falkenberg [Boström 06b]

Contrairement au risque d'incendie dans les tunnels, le risque d'incendie dans les bâtiments est beaucoup plus élevé. En France, 50140 incendies dans les établissements d'habitation et les bureaux ainsi que 5700 incendies dans les établissements industriels et entrepôts sont déclarés en 1997 (Figure 1.3) [Cimbéton 99]. Ces incendies causent des pertes importantes de vies humaines (Figure 1.3). Le coût direct des incendies s'élève à 2,3 milliards d'euros. Cependant, il y a peu d'information dans la littérature concernant l'état d'endommagement du béton après l'incendie dans les bâtiments. Ceci peut être expliqué par une sollicitation thermique souvent moins sévère (par exemple : dans les immeubles d'habitation) que celle constatée dans les tunnels. D'ailleurs, l'intervention rapide des secours, ainsi que le type de béton utilisé est souvent de basse compacité rendent le béton moins susceptible à écailler.

1.1.2 Classification de l'écaillage

Le détachement de matériau est le terme général pour décrire le phénomène violent ou non violent de l'expulsion de petits ou gros morceaux de béton lorsque le béton est exposé à des hautes températures comme ce qui est observé, par exemple, dans le cas d'un incendie



Répartition du nombre des victimes d'incendie en France, en 1997 (hors BSPP⁽¹⁾ - BMPM⁽²⁾)

	Personnes décédées	Blessés graves	Blessés légers
Établissements recevant du public	19	18	217
Habitations, bureaux	150	318	1 980
Locaux industriels	2	24	152
Entrepôts, docks	1	6	35
Véhicules	446	2 645	12 129
Feux de forêt	8	21	91
Feux de cheminées	3	25	114
Autres	37	70	688
Totaux partiels	220	482	3 277

1. BSPP : Brigade des sapeurs-pompiers de Paris.

2. BMPM : Brigade des marins-pompiers de Marseille

FIGURE 1.3: A gauche, nombre d'incendies en 1997. A droite, répartition des victimes d'incendie [Cimbéton 99]

[Khoury 00]. Il existe plusieurs types de détachement de béton : détachement de granulat, détachement à l'angle, détachement de surface et détachement explosif. Khoury [Khoury 05] a proposé une définition et une classification des types de détachements de matériau, qui sont largement acceptées par la communauté scientifique, du moins violent (non significatif) au plus violent (une partie importante de structure est expulsée) :

- **Détachement de granulat** : ce phénomène n'est pas violent et ne provoque pas d'endommagement important. Ce phénomène est essentiellement lié au type du granulat.
- **Détachement à l'angle** : ce phénomène n'est également pas violent, et se manifeste au niveau des angles inférieurs des poutres ou des poteaux. Il se manifeste assez tard dans l'incendie, quand la résistance du béton est affaiblie et quand les fissurations se développent en conséquence des contraintes en traction à l'angle de structure.
- **Détachement de surface** : On parle parfois d'effet "pop-corn". Ce type de détachement de matériau est violent dans le sens où il s'agit d'un détachement progressif et continu de petites écailles de béton qui sont expulsées successivement.
- **Détachement explosif** : Il s'agit d'un détachement brutal des pièces de béton. Ce phénomène peut se manifester qu'une fois ou dans un certain intervalle de temps.

Les quatre types d'instabilités peuvent se manifester simultanément ou de façon différée au cours du même incendie [Khoury 00].

D'un point de vue réglementaire, seul le terme d'éclatement est employé (circulaire 2006-20 [Cir 06], DTU P 92-701 [DTU 00], Eurocode 2 partie 1-2 [Eurocodes 04]). Il recouvre deux phénomènes : Détachement explosif et écaillage [CETU 05] :

- **Détachement explosif** désigne le mécanisme par lequel les parements de béton perdent une partie de leur béton. On a constaté de morceaux de béton assez gros et peu nombreux qui se détachent mettant à nu l'armature.
- **Écaillage** désigne un détachement progressif et continu de très petits morceaux de béton. Ces morceaux ont la particularité d'être de très faible épaisseur (quelques millimètres) et très aplatis d'une largeur de quelques centimètres. La manifestation de ce phénomène peut commencer dès les premières minutes. Dans certains cas, elle se poursuit continûment tant que l'incendie n'est pas maîtrisé, à une vitesse qui semble quasi constante.

1.1.3 Écaillage et réglementation

La mise en danger de la sécurité des structures en béton par le phénomène d'écaillage dans les incendies est une grande question pour les autorités françaises (circulaire 2006-20 [Cir 06], DTU P 92-701 [DTU 00], Eurocode 2 partie 1-2 [Eurocodes 04]). Elles ont choisi de représenter les conditions d'incendie par l'intermédiaire de courbes de température-temps. Ces courbes sont représentées dans la figure 1.4 et par l'équation (1.1) pour la courbe normalisée ISO 834 (dite aussi courbe CN) et l'équation (1.2) pour la courbe HCM. L'instruction technique annexée à la circulaire 2000-63 introduit une courbe de température enveloppe des incendies rencontrés en tunnel, la courbe de feu hydrocarbure majorée (HCM) qui atteint 1200°C en moins de 10 minutes et une température maximale de 1300°C environ 20 minutes plus tard [CETU 05].

$$T = 345 \log(8t + 1) + 20 \quad (1.1)$$

$$T = 1280 (1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad (1.2)$$

où T est la température des gaz en degrés Celsius et t le temps en minutes.

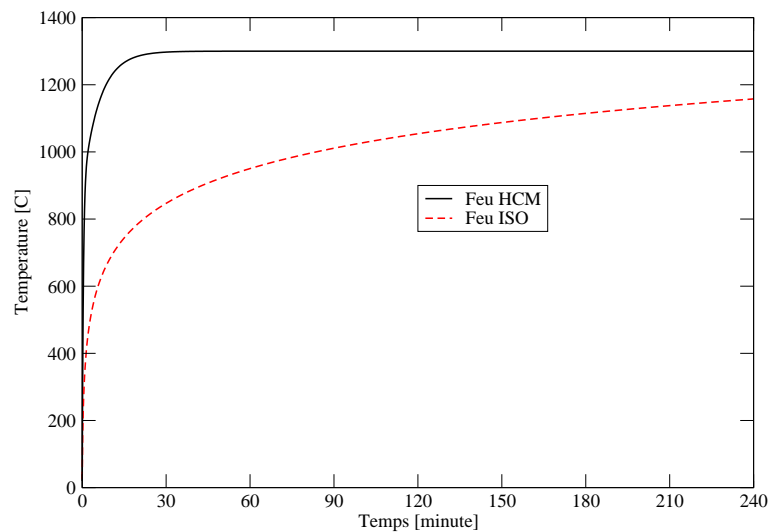


FIGURE 1.4: Différentes courbes température-temps. ISO 834 : courbe normalisée, HCM : courbe Hydrocarbure Majorée [Cir 06]

Pour prendre en compte le risque d'écaillage dans l'incendie, dans le DTU P 92-701 [DTU 00] par exemple, le principe est de mener les vérifications (à l'état ultime) de la résistance des sections droites en supprimant l'acier de plus grande capacité parmi ceux placés au voisinage du contour pour les bétons ayant une résistance inférieure à 80MPa [AFNOR 93]. L'instruction Technique est particulièrement exigeant pour les bétons à haute performance (BHP) utilisés dans les tunnels. Elle oblige un recours systématique aux essais expérimentaux dans le cas des bétons à hautes performances et dans le cas de l'utilisation de la courbe de feu HCM. Le CETU le justifie dans le guide [CETU 05] en 2005 et selon l'instruction technique annexée à la circulaire 2000-63 : *"Dans l'état actuel des modélisations numériques, le calcul ne pourra être utilisé seul pour justifier une structure en béton lorsqu'il y a risque d'éclatement de celui-ci. Ce risque existe systématiquement lorsque la courbe HCM est utilisée et peut exister lorsque la courbe CN est utilisée avec des bétons à hautes performances. Le développement des connaissances relatives aux phénomènes de l'écaillage et de l'éclatement des bétons et l'évolution attendue de la modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique des béton devraient permettre à terme de prédire, par le calcul, le comportement des béton soumis à des hautes températures. Pour l'instant, on ne dispose que des méthodes forfaitaires"*. Cette instruction est confirmée encore une fois en mars 2011 par le CETU dans le "Compléments au guide du comportement au feu des tunnels routiers" [CETU 11] : *"A l'heure actuelle, l'écaillage ne peut pas être estimé par*

le calcul. On renouvelle la recommandation de la première édition du guide du comportement au feu de ne pas utiliser des valeurs forfaitaires (vitesse en cm/min, épaisseur hypothétique)”. Cette instruction relève donc l’importance de développer un outil qui permet de prendre en compte l’écaillage du béton.

1.1.4 Méthodes préventives

Il existe principalement deux méthodes préventives du problème de l’écaillage du béton exposé à des hautes températures : l’utilisation des fibres polypropylènes et l’utilisation des plaques de protection passive.

1.1.4.1 Utilisation des fibres polypropylènes

L’ajout des fibres polypropylènes au béton lui confère un bon comportement vis-à-vis de l’écaillage. Dans la figure 1.5, l’efficacité des fibres polypropylènes est mise en évidence par Bilodeau et al. [Bilodeau 04]. Les fibres polypropylènes fondent à $170^{\circ}C$, une température qui est généralement inférieure à celle rencontrée au moment de l’écaillage. Les fibres fondues sont absorbées par la pâte de ciment [Kalifa 01]. Ensuite un espace vide libre pour la vapeur est créé à la place des fibres fondues réduisant la pression dans les pores [Khoury 08, Bilodeau 04, Kalifa 01, Bostrom 06a, Jansson 07]. En revanche, les fibres polypropylènes sont chères et elle réduisent la maniabilité du béton à l’état frais, rendant difficile sa mise en place dans les coffrages.

1.1.4.2 Utilisation des plaques de protection passive

Les plaques de protection passive sont fixées sur l’ouvrage pour isoler la structure dans le cas d’un incendie. Les plaques de protection réduisent la montée en température du béton et donc réduisent le risque d’écaillage ainsi que la perte de résistance. En outre, en utilisant les plaques de protection, la section intérieure de la structure est réduite, rendant difficile à la mise en place dans certain cas du tunnel souterrain. Il est à noter que l’épaisseur des plaques de protection est souvent choisie de façon que la température à la surface du béton comprise entre $250^{\circ}C$ et $400^{\circ}C$ pendant 2 heures d’incendie.

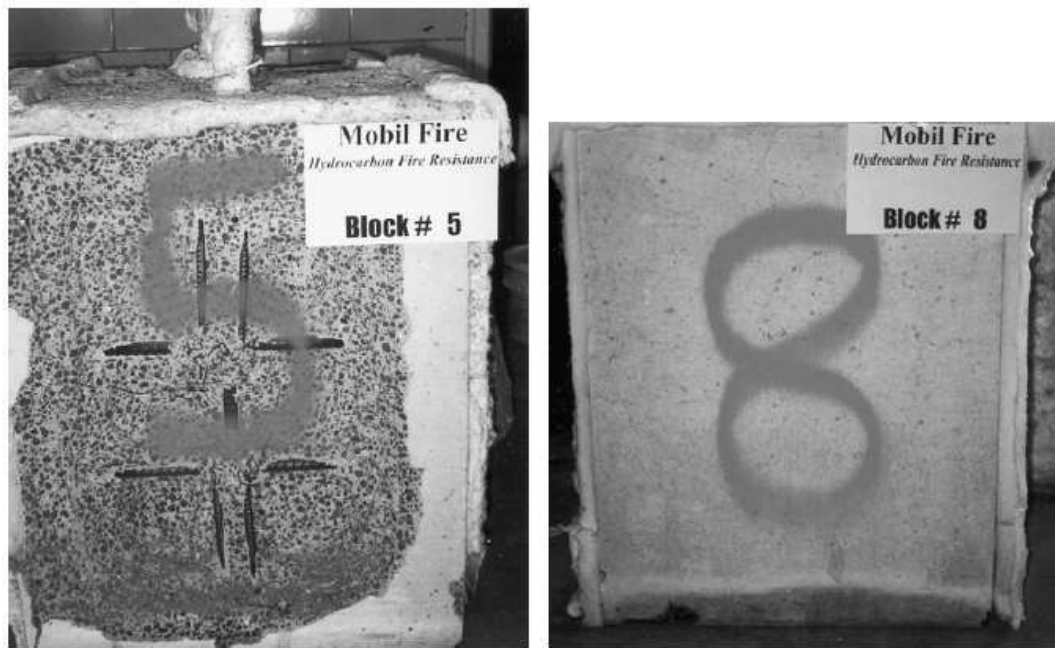


FIGURE 1.5: Efficacité des fibres polypropylènes. A gauche, béton sans fibres à gauche. A droite, béton avec fibres polypropylènes [Bilodeau 04]

1.1.5 Conclusion

Dans ce paragraphe, les incendies dans les différentes structures en béton sont présentés, ce qui permet de relever leur menace à la sécurité des structures par la dégradation du béton et le phénomène d'écaillage. Les exigences de sécurité des structures vis-à-vis du phénomène d'écaillage ont également porté une attention particulière. De plus, les méthodes préventives présentées ne sont pas parfaitement adaptées dans certaines conditions à cause des difficultés de mise en place (dans le cas de protections passives). En conséquence, le recours aux essais expérimentaux est demandé pour la plus part de construction de tunnels. A l'heure actuelle, tous les bétons utilisés dans les tunnels, quelque soit la méthode préventive employée, doivent impérativement faire l'objet des essais expérimentaux (au cas où la méthode de protection passive est employée, l'épaisseur de la protection doit être justifiée par des résultats des essais). Ces essais sont coûteux et très difficiles à réaliser dans la phase d'appel d'offre car les propriétés du béton à ce stade ne sont pas toutes connues. Cependant, on ne peut pas avoir une connaissance globale et complète de ce phénomène complexe sans l'apport de l'expérimentation. Une revue des études expérimentales sera ainsi présentée dans le prochain paragraphe afin de recueillir les informations nécessaires pour construire un modèle de prédiction de l'écaillage qui fait l'objet

de cette thèse.

1.2 Études expérimentales du phénomène d'écaillage

Après avoir présenté le contexte général de l'étude et les limites des méthodes préventives, avant de discuter des différents processus supposés à l'origine de l'écaillage, cette partie présente les observations principales concernant le phénomène d'écaillage. La nature très complexe et stochastique de phénomène sera aussi mise en évidence.

1.2.1 Observations factuelles

1.2.1.1 Risque d'écaillage des structures en béton ordinaire et en béton à haute performance

Quand le béton est exposé à des hautes températures, plusieurs phénomènes physiques complexes sont observés, ce qui entraîne des changements des propriétés du béton ainsi que celui de la structure. Parmi ces phénomènes complexes, l'écaillage peut se manifester de façon explosive, et avoir des conséquences significatives sur la résistance du béton. En effet, l'écaillage réduit la section d'une structure en béton et diminue aussi sa capacité portante, ce qui entraîne une augmentation du risque de rupture de structure des voussoirs ou flambement des éléments élancés en compression (poteaux). Dans la figure 1.6, Mustapha [Mustapha 94] présente la résistance au feu des poteaux de différents bétons en fonction de la profondeur de l'écaillage suivant trois modèle M1, M2 et M3 basé sur les travaux de Anderberg [Anderberg], Schneider [Schneider 86] et Lie [Lee 84]. Plus l'écaillage est important, plus la résistance au feu est faible.

De nombreuses études expérimentales ont été menées dans la dernière décennie par plusieurs auteurs afin de comprendre le phénomène d'écaillage [Bostrom 06a, Bilodeau 04, Kalifa 00, Jansson 10, Hertz 03, Khoury 05, Ahmed 97, Ali 10, Ali 04, Phan 08, Mindeguia 10]. Quelques résultats sont synthétisés dans le tableau 1.2 avec f_c la résistance en compression du béton, p_{max} la pression maximale mesurée, t_{e1} l'instant du premier écaillage, t_{fin} l'instant de dernier écaillage, E_{fin} la profondeur de l'écaillage finale, V_e le volume relative de quantité de béton écaillé. Ces travaux ont confirmé que le risque d'écaillage existe pour les bétons ordinaires lorsque celui-ci est exposé à différentes sollicitations thermiques (tableau 1.2). Pour un béton

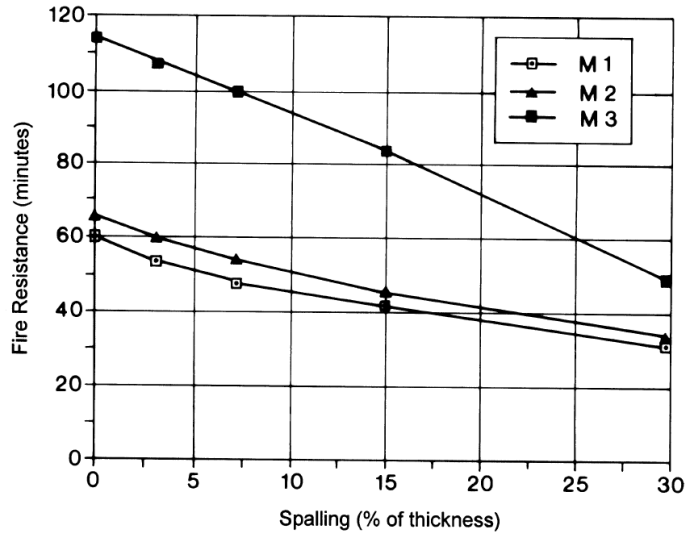


FIGURE 1.6: Influence de l'écaillage sur la résistance au feu du béton [Mustapha 94]

ordinaire soumis à un feu ISO 834 (voir figure 1.4), l'écaillage peut atteindre jusqu'à 125 mm de profondeur [Bostrom 06a] ou 26,9% de volume initial.

En échelle structurale, Faris Ali [Ali 02] a réalisé plusieurs essais expérimentaux pour comparer le risque d'écaillage des poteaux en béton ordinaire ($f_{c28} = 24MPa$) avec celui des poteaux en béton à haute performance ($f_{c28} = 106MPa$) soumis à une montée en température correspondant à la courbe de feu BS476. Les teneurs en eau de ces bétons sont compris entre 5,2% et 6%. Trois degrés de confinement sont employés dans l'essai : $\alpha_k = 0, 0,1$ et $0,2$ ($\alpha_k = \frac{E_{structure}}{E_{poteau}}$). Le niveau de l'écaillage est mesuré par le rapport entre la masse du béton perdu à cause de l'écaillage et la masse du béton avant l'essai (Figure 1.7). L'auteur a conclu que les bétons ordinaires et les bétons à haute performance montrent le même risque d'écaillage dans le cas où il n'y a pas de confinement axial. Le béton ordinaire peut être plus susceptible à écailler que le béton à haute performance sous l'effet de confinement axial. En revanche, plusieurs auteurs [Bostrom 06a, Mindeguia 10, Park 07, Kodur 04, Bilodeau 04] ont montré que les bétons à hautes performances sont plus susceptibles à écailler que les bétons ordinaires. Par exemple, dans les essais réalisés par Boström et Larsen [Bostrom 06a], avec les mêmes conditions d'essai, le béton à haute performance de résistance de 107MPa a écaillé jusqu'à 271 mm, trois fois plus qu'un béton de résistance de 73MPa.

Auteur	Feu	f_c [MPa]	Fibre kg/m^3	Chargement	p_{max} [MPa]	t_{e1} [min]	t_{fin} [min]	E_{fin} [mm]	V_e [%]
Bostrom 2006	X2000	73		2.1[MPa]				78	9
Bostrom 2006	ISO 834	37		0				34	5,2
Bostrom 2006	ISO 834	37		2,5[MPa]				125	26,9
Bilodeau 2004	ISO 834	62,8		0					20
Bilodeau 2004	ISO 834	63,0	2,5	0					7
Faris Ali 2011	ISO 834	42		0		16		25	
Faris Ali 2011	HCM	42		0		15		20	
Faris Ali 2004	BS476	43		0					16
Jansson 2008	ISO 834 (1h)	79			0,3	8	33	140	
Jansson 2008	RWS	79		7,1[MPa]	0,3	2	20	89	
Jansson 2008	RWS	69		7,1[MPa]		2,5	20	132	
Mindeguia 2010	ISO 834	40		0	0.48	10	20	20	1,77dm ³
Mindeguia 2010	ISO 834	60		0	0.63	10	20	34	3,36dm ³
Mindeguia 2010	ISO 834	60	2	0				0	0

TABLE 1.2: Synthèse des essais expérimentaux de l'écaillage [Bostrom 06a, Bilodeau 04, Ali 04, Ali 10, Jansson 07, Mindeguia 10]

Certains travaux ont également porté sur l'étude de l'écaillage des bétons à hautes performances sur des petits spécimens comme ceux utilisés dans les travaux : Phan [Phan 07], Han [Han 05], Hertz [Hertz 03]. Ils ont constaté également que les bétons à haute performance sont plus sensibles à écaillage que les bétons ordinaires.

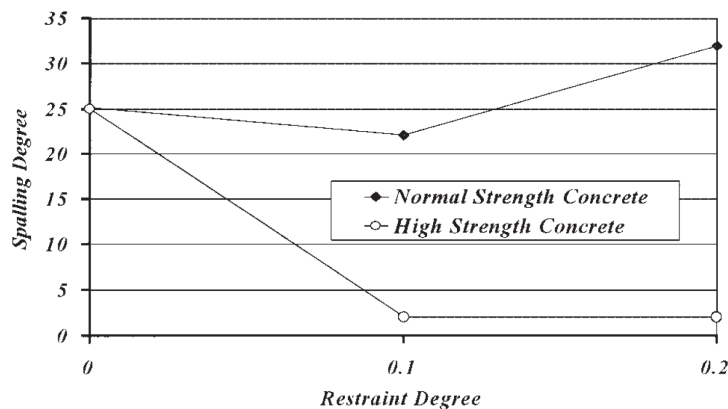


FIGURE 1.7: Résultats des essais expérimentaux des bétons ordinaires et des bétons à haute performance [Ali 02]

1.2.1.2 Température de l'écaillage

Les observations à partir des études expérimentales ont montré aussi que le béton commence à écailler très tôt, de 10 à 15 premières minutes pour le feu ISO 834 [Dwaikat 10, Mindeguia 10, Jansson 08, Ali 11] et à 2 minutes pour le feu HCM [Jansson 08] quand la température dans le béton n'atteint que $150^{\circ}C - 450^{\circ}C$ pour une durée de 10 à 30 minutes. Akhtaranzaman et Sullivan [Akhtaranzaman 70] ont observé que les températures dans la zone de l'écaillage sont comprises entre $375^{\circ}C - 425^{\circ}C$. Pour des bétons très denses dont la résistance en compression est supérieure à $150MPa$ et la masse volumique est de $2680kg/m^3$, Hertz [Hertz 84] a observé une température de $375^{\circ}C$ à la surface chauffée lorsque l'écaillage se produit. Castillo et Durani [Scastillo 90] ont constaté des écaillages à une température de $320^{\circ}C$ à $360^{\circ}C$. Les écaillages se produisent donc très souvent autour de la température critique de l'eau ($374^{\circ}C$), au dessus de laquelle le liquide et la vapeur ne peuvent pas être distingués.

1.2.1.3 Dimension des écailles

Il existe peu d'essais expérimentaux qui donnent la taille des écailles. Cette observation est particulièrement difficile car les écailles sont expulsées à une très grande vitesse de $3m/s$ à $15 m/s$ [Zeiml 08] de la surface chauffée où la température du feu est entre $550^{\circ}C$ et $1200^{\circ}C$. En plus, quand les essais sont terminés, les écailles, sous l'échauffement du feu, sont totalement dégradées. Pourtant, ces informations sont nécessaires pour la modélisation [Gawin 06, Phan 11]. Avec différents types de béton et différentes sollicitations thermiques, l'épaisseur des écailles peut varier entre $15 mm$ à $20 mm$ selon Connolly [Connolly 95] avec une longueur de l'écaillage de $100 mm$ à $300 mm$ [Malhotra 84]. Dans une campagne d'essai sur des bétons $B40$ et $B60$, soumis à la courbe feu ISO 834 et à d'autres sollicitations thermiques moins violentes, Mindeguia [Mindeguia 09] a constaté que l'épaisseur des écailles dépend non seulement du type de béton mais aussi de la sollicitation thermique. Avec un chauffage lent sur un $B40$, il a observé des écailles de 15 à $30 mm$ d'épaisseur contre des écailles de 6 à $15 mm$ d'épaisseur avec le feu ISO 834 sur le même béton. Un chauffage lent sur un $B60$ donne des écailles d'épaisseur d'environ $40 mm$ et les essais sous feu ISO 834 pour le même béton donnent des écailles de dimensions plus faibles, de l'ordre de 2 à $3 mm$ (Figure 1.8).



FIGURE 1.8: Épaisseur de l'écaillage du béton $B60$ et exposé au feu ISO [Mindeguia 09]

1.2.1.4 Énergie de l'écaillage

Zeiml et al. [Zeiml 08] ont fait des études sur l'énergie de l'écaillage de 60 essais expérimentaux sur des dalles en béton $B30/37$ et en béton $B60/75$ de taille $0.6\text{ m} \times 0.5\text{ m} \times 0.12\text{ m}$ sous l'effet du feu ISO 834 et du feu HCM. A l'aide d'une caméra à grande vitesse, les vitesses d'expulsion ainsi que l'énergie cinétique des écailles sont estimées par des modèles simplifiés. La figure 1.9 présente les différentes vitesses enregistrées.

Dans la suite, par des calculs simples, nous estimons l'énergie cinétique du phénomène d'écaillage. A partir des données de la figure 1.9 la vitesse moyenne de l'expulsion de l'écaillage est estimée à $v_e^{moy} = 9,87\text{ m/s}$. Supposons que la masse volumique des bétons utilisés soit égale à $\rho = 2300\text{ kg/m}^3$. Au moment de l'écaillage, la perte de masse est estimée à 5% du poids initiale. L'énergie cinétique volumique des écailles calculée par $E_c = mv_e^2/2$ [Gawin 06] varie entre 10000 J/m^3 et 250000 J/m^3 et l'énergie moyenne est de $E_c^{moy} = 110000\text{ J/m}^3$. L'énergie minimale à partir de laquelle on trouve 95% de l'écaillage est $E_c^{min} > 36000\text{ J/m}^3$ ce qui correspond à une vitesse d'expulsion de $v_e^{min} > 5,5\text{ m/s}$.

Par conséquent, cette estimation simple à travers les 60 essais expérimentaux réalisés montre que l'énergie cinétique volumique de l'écaillage doit généralement être supérieure à l'énergie minimale de 34000 J/m^3 . L'énergie potentielle de l'écaillage générée par des contraintes thermo-mécaniques et par des pressions dans les pores au moment où le phénomène d'écaillage se produit, doit également être supérieure à cette énergie E_c^{min} .

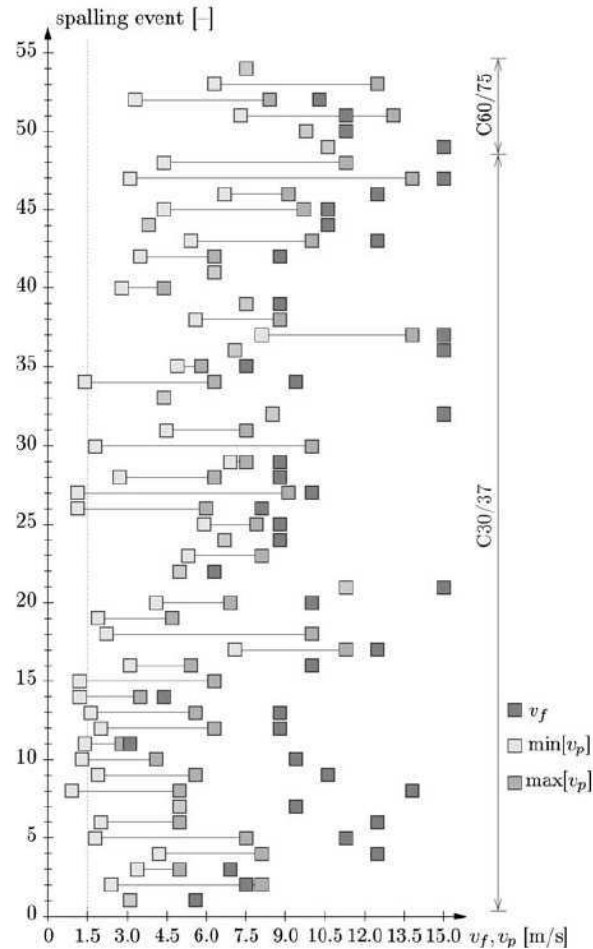


FIGURE 1.9: Vitesse d'expulsion de l'écaïlle v_f et vitesse des différents morceaux des écaïlles v_p [Zeiml 08]

1.2.2 Facteurs influents du phénomène d'écaillage

L'écaillage d'une structure en béton armé exposée à de hautes températures est influencé par les propriétés intrinsèques du béton, par le scénario du feu ainsi que par la géométrie et chargement de la structure. Dans cette partie, les facteurs d'influence du phénomène d'écaillage sont discutés.

1.2.2.1 Scénario d'échauffement

La vitesse d'échauffement est un des facteurs majeurs ayant beaucoup d'influence sur le phénomène d'écaillage. La probabilité et la sévérité des écaillages augmentent avec la vitesse de chauffage. Ceci est lié au gradient de température. Ce gradient génère une pression de gaz

importante dans la couche exposée au feu [Kodur 99, Khoury 00, Dwaikat 10, Khoury 03]. En augmentant le taux de chauffage, l'écaillage se produit avec une plus grande vitesse et il s'arrête plus tôt [Dwaikat 10]. Parmi des courbes de feu conventionnelle, le feu HCM est le plus sévère qui engendre le plus de dommages [Bilodeau 04, Ali 04, Jansson 08]. Cependant, un BHP densifié avec de la fumée de silice peut écailler même avec un taux de chauffage de $1^{\circ}C/min$.

Certain auteurs n'ont pas remarqué l'influence de la sévérité du feu sur le phénomène d'écaillage. Ali et al. [Ali 11] ont réalisé des essais expérimentaux sur 6 dalles en béton exposées au feu ISO 834 et au feu Hydrocarbon. Les écaillages commencent très tôt avec le feu Hydrocarbon, entre 2 – 3 minutes et plus tard pour le feu ISO 834, entre 15 – 17 minutes. En revanche, la profondeur de l'écaillage de toutes les dalles n'est pas affectée par la sévérité de l'échauffement. Elles sont comprises : entre 15 et 25 *mm* quelque soit le feu utilisé.

La probabilité de l'occurrence de l'écaillage est plus importante si l'échauffement est appliqué sur deux faces ou plusieurs faces que sur une seule face de la structure [Khoury 00, Khoury 03]. C'est pourquoi il est recommandé d'utiliser des structures en béton dont dans le cas d'incendie, elles ne peuvent être chauffées sur une seule face que des structures qui peuvent être chauffées sur plusieurs faces.

1.2.2.2 Teneur en eau

La teneur en eau est un des facteurs importants du phénomène d'écaillage. En absence d'eau dans béton, la probabilité de l'écaillage est réduite nettement [Hertz 03, Khoury 00, Khoury 03]. Plusieurs recherches ont démontré que la probabilité d'occurrence de l'écaillage augmente avec la teneur en eau du béton. Selon Khoury [Khoury 00, Khoury 03], l'écaillage peut se produire dans un béton ordinaire si la teneur en eau dépasse 2% en masse correspondant à 5% en volume. Hertz [Hertz 03] considère que le facteur le plus important dans l'augmentation du risque d'écaillage est la teneur en eau du spécimen. En outre, il estime que les constructions traditionnelles en béton, dont la teneur en eau est inférieure à 3% ne donneront pas lieu à l'écaillage et que ce dernier est très limité pour des bétons dont la teneur en eau est comprise entre 3% et 4%. La teneur en eau peut aussi être exprimée en humidité relative. Plus le béton est humide, plus l'écaillage est important. Kodur [Kodur 99] suppose qu'un taux d'humidité acceptable pour réduire l'écaillage de béton est de : 75%. Dans les essais expérimentaux réalisés par Kodur et al.

[Kodur 03] sur 5 bétons de différentes humidités : 69%, 86%, 57%, 50%, 68% et 64%, il a observé que les bétons avec une humidité relative importante écaillent davantage. Le béton avec une humidité relative de 86% écaille en premier entre 10 – 20 minutes. Il faut noter aussi que la saturation du béton est également un facteur important car plusieurs années sont nécessaires pour que l'humidité du béton atteigne l'état d'équilibre.

1.2.2.3 Perméabilité

L'influence de la perméabilité sur l'écaillage du béton est largement confirmée par plusieurs auteurs dans littérature [Khoury 00, Dwaikat 10, Mindeguia 10, Gawin 06, Ahmed 97, Anderberg 97, Bostrom 06a, Hertz 03, Jansson 08, Kalifa 00] due à son influence sur les pics de pression. Un béton à haute performance ayant une perméabilité très petite de l'ordre de $10^{-20} m^2$ est plus vulnérable à écailler qu'un béton ordinaire. En effet, la compacité des BHP empêche le liquide et la vapeur de se déplacer. La pression de la vapeur piégée dans les pores est donc beaucoup plus importante que dans le cas du béton ordinaire.

Kalifa [Kalifa 00] a observé un pic de pression de 3,7MPa pour un béton M100 alors que le pic de pression pour un béton M30 n'atteint que 1,8MPa. Harmathy [Harmathy 96] exprime la possibilité de l'écaillage en fonction de la perméabilité à travers le rapport de la saturation et de la porosité (Figure 1.10). D'après cette figure, il est peu probable que l'écaillage se produise pour des valeurs de perméabilités en dépassant d'un seuil de l'ordre de $5 \times 10^{-15} m^2$.

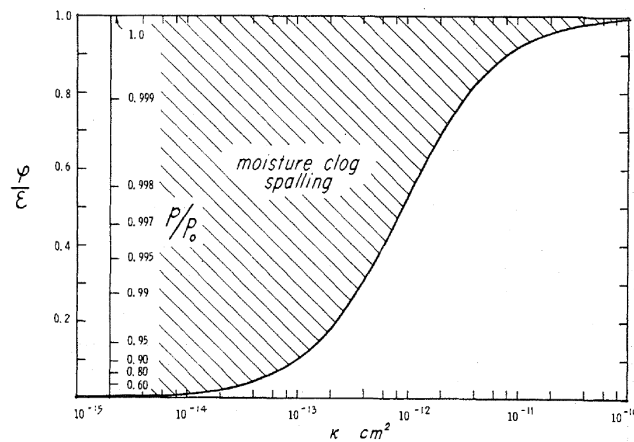


FIGURE 1.10: Probabilité de l'écaillage dû à l'effet de bouchon [Harmathy 96]

1.2.2.4 Granulats

Le comportement du béton à haute température est fortement lié à la nature de granulat [Bostrom 06a]. Il est constaté que les agrégats siliceux ne donnent pas une très bonne résistance au feu [Khoury 00, Kodur 03]. Ceci est expliqué par une grande différence du coefficient de dilatation thermique entre les agrégats et la pâte de ciment et par l'augmentation de volume dans la phase de transformation (à environ $570^{\circ}C$) de $\alpha - quartz$ à $\beta - quartz$. L'expansion des agrégats conduit à des fissurations et à des éclatements des granulats. D'une façon générale, le risque d'écaillage est moins probable pour des bétons dont les granulats possèdent un faible coefficient de dilatation thermique.

L'augmentation de la taille des granulats augmente le risque d'écaillage. Dans une campagne d'essais expérimentaux sur des différents bétons [Jansson 08] exposés au feu RWS (le feu RWS, Rijkswaterstaat, est équivalent à un incendie de camion-citerne contenant du fuel ou de l'essence pendant une durée allant jusqu'à 120 minutes), le béton avec des granulats de taille maximale de $25mm$ écaille deux fois plus que celui dont la taille maximale des granulats est de $16mm$ (Figure 1.11 dalles A et B).

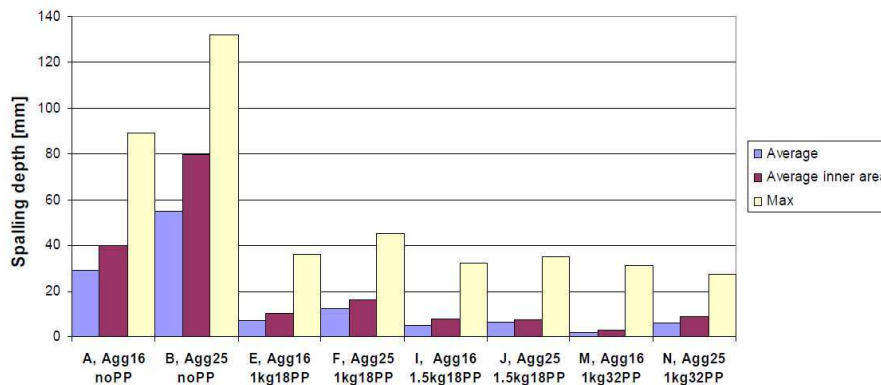


FIGURE 1.11: Profondeur de l'écaillage à 30 minutes sous l'effet du feu RWS (Rijkswaterstaat) des différents bétons [Jansson 08]

1.2.2.5 Taille de la section

L'occurrence de l'écaillage explosive est peu probable dans des sections de faible épaisseur car l'humidité peut s'échapper plus aisément, empêchant ainsi l'augmentation de la pression dans

les pores [Khoury 00].

1.2.2.6 Chargement appliqué et expansion empêchée

L'expansion empêchée et la contrainte en compression due au chargement externe peuvent favoriser l'écaillage en augmentant la contrainte thermique dans le béton [Hertz 03]. Les bétons ordinaires montrent des écaillages plus importants quand ils sont exposés au feu sous l'effet de blocage mécanique [Ali 04].

Boström [Bostrom 06a] a également mis en évidence l'influence du chargement mécanique sur la résistance au feu du béton. Il a observé un écaillage allant jusqu'à 125mm de profondeur avec un béton ordinaire soumis au feu ISO 834 et à un chargement de $2,1\text{ MPa}$. Alors que pour le même essai sans chargement, une profondeur de l'écaillage de seulement 34 mm est observée. Meyer-Ottens [Meyer-Ottens 72] montre que le phénomène d'écaillage se réduit de façon significative avec des petites sections (Figure 1.12). La même remarque a été également faite par Connolly [Connolly 95] et Anderberg [Anderberg 97]

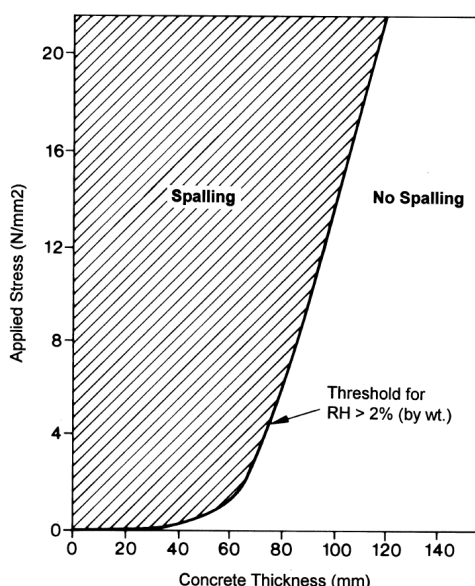


FIGURE 1.12: Influence du chargement mécanique sur l'écaillage du béton [Meyer-Ottens 72]

1.2.3 Nature aléatoire du phénomène d'écaillage

Le béton est un matériau hétérogène dont les propriétés thermo-hydro-mécaniques des composants de la matrice et des granulats sont différentes. Ces différences se manifestent, par exemple, par l'incompatibilité entre la dilatation thermique des granulats et celle des pâtes qui peut générer des fissurations durant le chauffage du béton. Pour des bétons provenant d'une même formulation, cette hétérogénéité, combinée avec un fort gradient de température, peut conduire à des comportements différents vis-à-vis de l'écaillage.

En outre, les conditions des essais expérimentaux ne sont pas strictement identiques, d'un essai à l'autre. En effet, l'échauffement qui est conduit manuellement par un technicien en contrôlant l'alimentation au four, ne suit pas parfaitement la courbe de référence. Par exemple, dans la figure 1.13, la courbe de température moyenne mesurée dans le four lors de l'essai avec le feu HCM ne s'approche la courbe du feu HCM qu'à partir de 35 minutes.

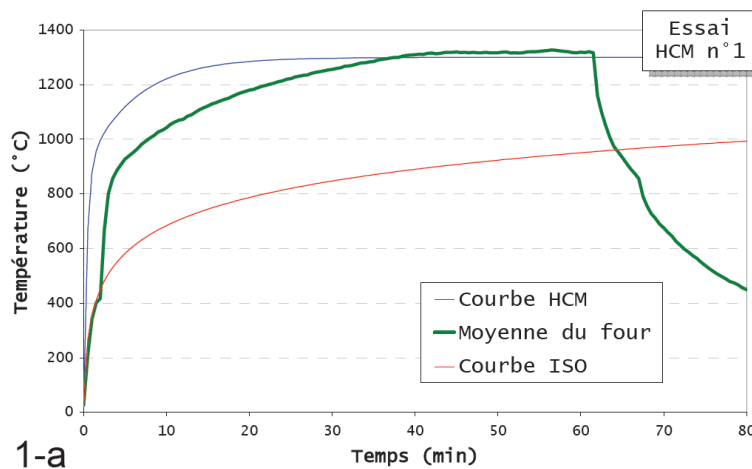


FIGURE 1.13: Évolution de la température moyenne mesurée dans le four lors de l'essai avec le feu HCM [Mindeguia 09]

Pour des spécimens "identiques" soumises à des conditions d'essai "identiques", l'écaillage se produit sur quelques spécimens, mais pas sur les autres [Khoury 00].

Ali [Ali 02] a constaté des niveaux d'écaillage très différents avec le même type de béton. Le tableau 1.14 montre les résultats des essais expérimentaux du même béton ordinaire. Les deux

premiers spécimens donnent des écaillages de 16% et 34% alors que le troisième n'écaille pas. L'auteur suppose que l'hétérogénéité du béton est la contribution principale de la variété des résultats de l'écaillage car chaque béton possède une structure de matériau, une distribution des pores et de la saturation uniques.

Ref.	Spec.	Restraint degree	Normal strength concrete			High strength concrete		
			Type of spalling	Degree of spalling	Failure time (min)	Type of spalling	Degree of spalling	Failure time (min)
1	One	0	Minor	16%	55	Severe	39%	31
2	Two		Severe	34%	37	Minor	11%	–
3	Three		No	0%	57	Severe	26%	37
4	One	0.1	Severe	27%	37%	Minor	1%	44%
5	Two		No	0%	45	Minor	1%	38%
6	Three		Major	18%	45%	Minor	2%	43
7	One	0.2	Severe	35%	30	No	0%	38%
8	Two		Major	29%	36	Major	4%	44
9	Three		Minor	5%	52	No	0%	40

FIGURE 1.14: Résultats d'écaillage d'un béton ordinaire et d'un béton à haute performance [Ali 02]

La nature aléatoire du phénomène d'écaillage est aussi observée à travers les essais expérimentaux de Boström et al. [Bostrom 06a]. L'auteur a obtenu une profondeur d'écaillage de 359 mm pour le premier spécimen et 130 mm pour le deuxième spécimen avec le même béton, soumis aux mêmes conditions d'essai.

1.2.4 Conclusion

Dans cette partie, les risques importantes d'écaillage dans les structures en bétons à haute performance ainsi qu'en béton ordinaire à travers des travaux expérimentaux sont présentés. Il est largement accepté que les bétons à haute performance soient plus susceptibles à l'écaillage que les bétons ordinaires. Les observations factuelles ont permis de relever des caractéristiques principales du phénomène d'écaillage : la température à laquelle le phénomène se produit, la dimension et l'énergie d'expulsion des écailles. La nature aléatoire du phénomène est également soulignée. Il est donc difficile de maîtriser ainsi que de proposer des solutions pour le problème d'écaillage à travers des essais expérimentaux. En revanche, ces observations expérimentales sont des premiers éléments permettant de construire des hypothèses de mécanismes supposés à l'origine de l'écaillage qui seront présentées dans le prochain paragraphe. Des recours à la modélisation seront ensuite présentés.

1.3 Modélisation du phénomène d'écaillage

La complexité du comportement du béton à hautes températures, particulièrement vis-à-vis de l'écaillage, est confirmée à travers les observations expérimentales présentées précédemment. En outre, les méthodes préventives ne permettent pas de répondre à tous les besoins dans certaines conditions particulières. Un recours à des outils de modélisation du phénomène d'écaillage est donc nécessaire. Ces modélisations peuvent nous donner des éléments pour mieux comprendre le mécanisme de phénomène d'écaillage ou mettre en évidence les paramètres principaux de ce phénomène afin de prédire le comportement des bétons vis-à-vis de l'écaillage.

Dans cette partie, avant de présenter les modélisations réglementaires et les modélisations avancées, nous soulignerons les différents processus supposés à l'origine de l'écaillage.

1.3.1 Processus supposés à l'origine de l'écaillage

Malgré que le phénomène d'écaillage soit identifié depuis plus qu'un siècle, notre connaissance sur le mécanisme à l'origine de l'écaillage est encore limitée. Les théories proposées par différents auteurs sont généralement associées à deux processus : le processus thermo-hydrique et le processus thermo-mécanique avec ou sans prise en compte de l'endommagement mécanique. Les hypothèses les plus acceptées sont : l'écaillage dû à la pression dans les pores, l'écaillage dû aux contraintes thermiques et l'écaillage dû à la combinaison des deux processus.

1.3.1.1 Processus thermo-hydrique

Le processus thermo-hydrique est un phénomène particulier lorsque le béton est soumis à une élévation de température. Les transformations des phases comme la déshydratation, l'évaporation et le transport de masse apparaissent dans la pâte de ciment et dans les granulats. Lorsque le béton est chauffé au dessus de 100°, l'eau présente dans les pores s'évapore. Comme la perméabilité du béton est faible, la pression de la vapeur dans les pores augmente dans le matériau. Cette surpression est contrôlée par l'équilibre hydrique établi dans les pores entre l'évaporation de l'eau et le transport de cette vapeur vers les zones à basse pression. La vapeur, qui se forme en premier temps près de la surface chauffées, évacue en

partie vers l'extérieur par la surface alors qu'une autre partie migre vers l'intérieur de spécimen.

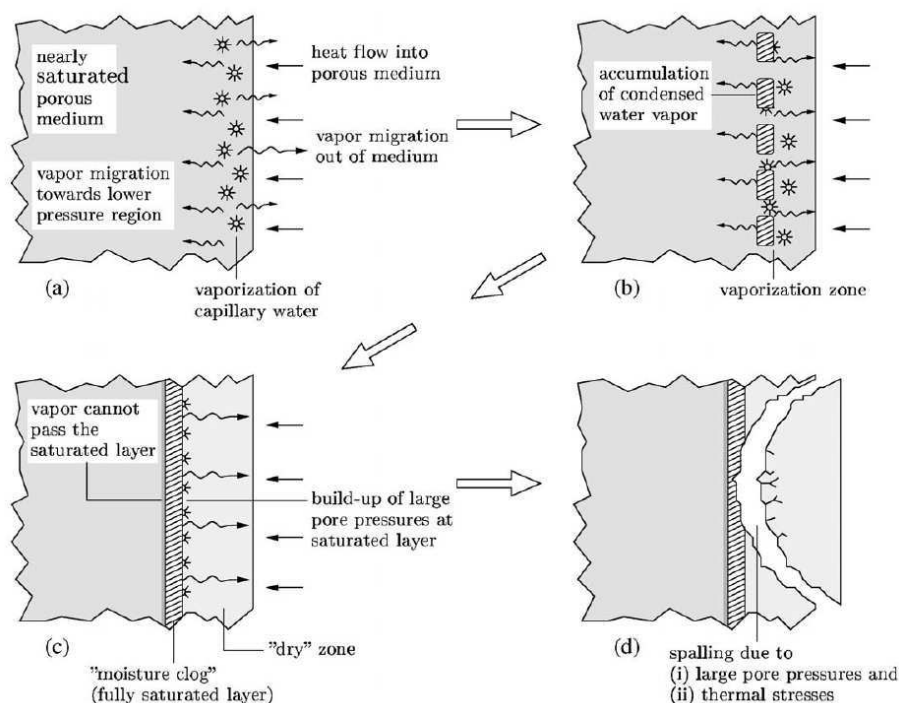


FIGURE 1.15: Transport de masse et phénomène de "bouchon" [Zeiml 06]

La vapeur qui migre vers l'intérieur du béton rencontre des zones plus froides et condense (Figure 1.15). Une couche quasi saturée, que l'on appelle "bouchon", se forme ensuite progressivement dans cette zone froide [Harmathy 65]. Cette couche peu perméable empêche tout transport ultérieur de la vapeur vers l'intérieur du béton (Figure 1.15). En outre, l'eau dans la couche près de la surface chauffée continue à s'évaporer et pousser la vapeur à migrer vers l'intérieur du matériau. Cette vapeur d'eau reste alors devant le bouchon relativement imperméable, provoquant ainsi une augmentation de pression de vapeur. Ce dernier forme une zone de surpression dont la pression de la vapeur peut atteindre la limite en traction du béton.

Dans les essais expérimentaux réalisés par Kalifa et al. [Kalifa 01] (Figure 1.16) sur des éprouvettes $300\text{mm} \times 300\text{mm} \times 120\text{mm}$ d'un béton à haute performance ($f_{c28} = 111,6\text{MPa}$), exposées à une température constante de 600°C pendant 6 heures, les pics de pression sont bien remarqués. Effectivement, plus la perméabilité est faible, plus vite le bouchon se forme (et plus il est proche de la surface chauffée) et plus la pression dans les pores devient importante. Quand

la pression développée sur le front de saturation dépasse la limite en traction (qui diminue quand la température augmente) l'écaillage se produit [Harmathy 65, Anderberg 97, Ahmed 97].

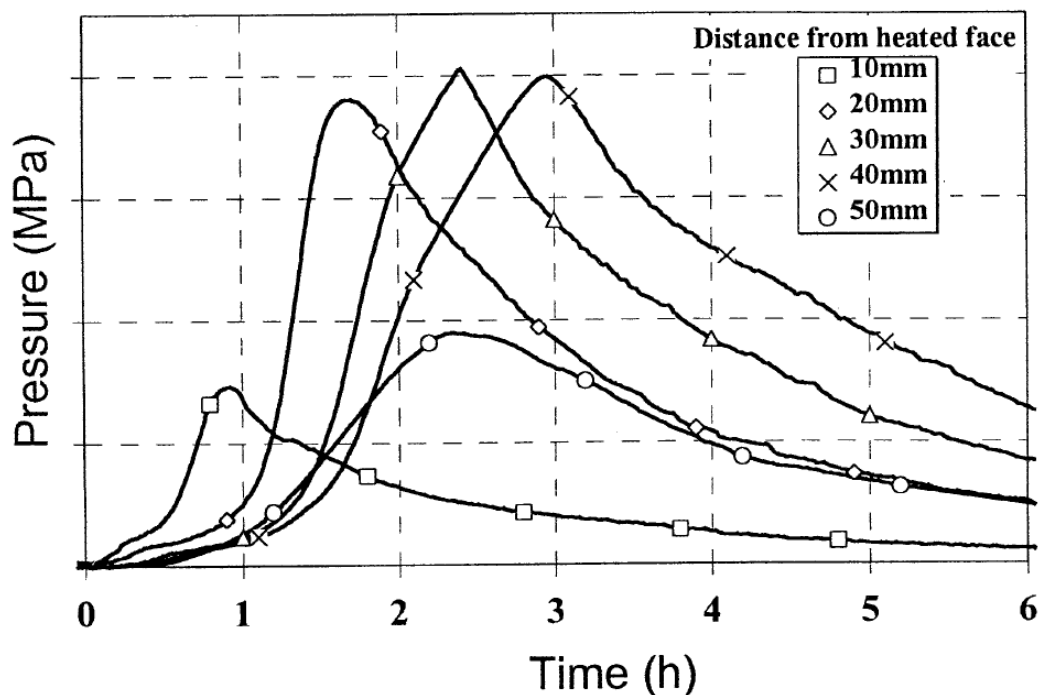


FIGURE 1.16: L'évolution de pression de vapeur en fonction du temps à différentes profondeurs [Kalifa 01]

1.3.1.2 Processus thermo-mécanique

Quand le béton est exposé à de hautes températures, étant un matériau dense dont la conductivité est assez faible, le gradient de température est très grand. Ceci conduit à une dilatation thermique importante ainsi qu'à une contrainte de compression non négligeable dans la couche près de la surface chauffée (Figure 1.17). L'écaillage se produit par l'effet de flambement généré par des contraintes de compression bi-axiales sur une couche mince à la surface [Bazant 05, Ulm 99, Msaad 06]. D'après Bazant [Bazant 05], le développement de la pression dans les pores peut aggraver l'écaillage par le processus thermo-mécanique.

Cette hypothèse permet d'expliquer l'influence du chargement axial sur le phénomène d'écaillage. En effet, les contraintes de compression dans le béton générées par des charge-

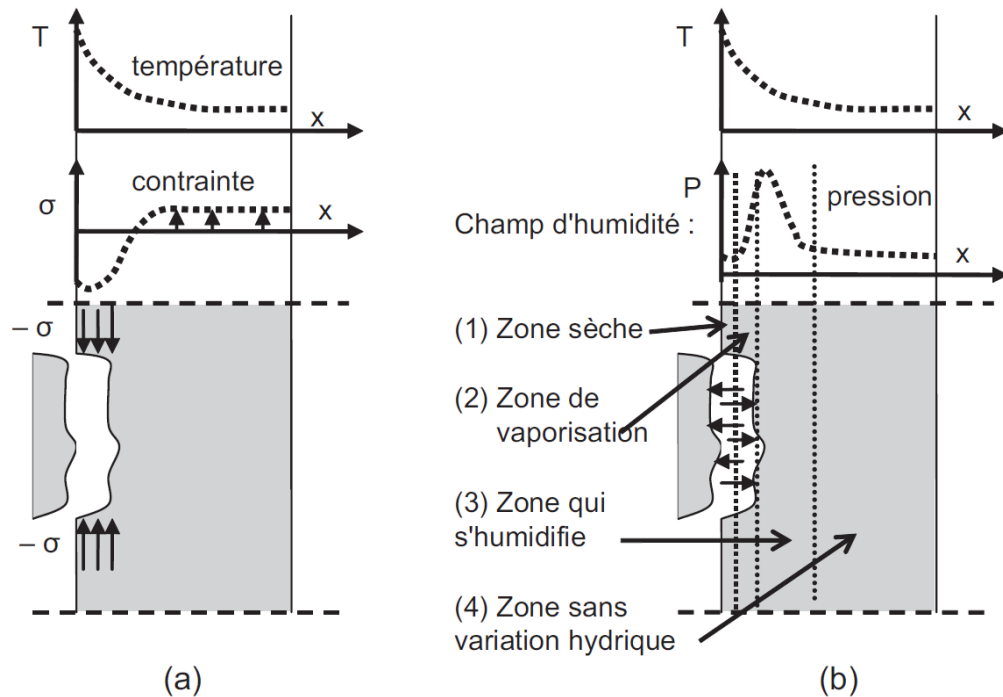


FIGURE 1.17: Mécanisme d'écaillage : (a) Dilatation thermique empêchée [Bazant 05] et (b) : Pression dans les pores [Anderberg 97]

ments externes peuvent intensifier l'écaillage [Connolly 95, Anderberg 97] en étant combinées avec des contraintes bi-axiales sur des couches minces près de la surface chauffée.

1.3.1.3 Combinaison du processus thermo-hydrique et du processus thermo-mécanique

Les nombreux essais expérimentaux ne permettent pas de préciser la relation entre la pression dans les pores et l'intensité du phénomène d'écaillage. Mindeguia et al. [Mindeguia 10] ont réalisé des essais sur différents bétons avec une montée en température rapide jusqu'à 600°C puis gardée constante pendant 6 heures. Les pressions mesurées dans les bétons sont très différentes. La pression maximale observée dans les différents bétons varie entre $0,22\text{MPa}$ et 1MPa . Comme tous les bétons présentent également des écaillages importants, Mindeguia et al. supposent que la pression dans les pores n'est pas la seule origine du phénomène d'écaillage.

D'ailleurs, dans les essais expérimentaux réalisés par Jansson [Jansson 06] avec différents chargements mécaniques, la pression avant écaillage est généralement faible par rapport à la limite en traction. En outre, une pression dans les pores assez importante de $1,7\text{MPa}$

est observée dans le béton non-écaillé contre une pression très faible de $0,05\text{MPa}$ dans un autre essai où il a observé un écaillage de 30mm . Le rôle la pression dans les pores peut être de déclencher l'écaillage par la formation des micro-fissurations dans le béton. Khoury et al.[Khoury 00] constatent que la pression dans les pores du béton atteint 2.1MPa alors que la limite en traction au moment où l'écaillage se produit est de l'ordre de 3MPa . Ils supposent ainsi que la pression ne peut pas être la seule raison de phénomène d'écaillage.

Le processus thermomécanique est aussi critiquable et il ne peut pas être le seul mécanisme à l'origine d'écaillage [Mindeguia 09]. En effet, ce processus ne permet pas d'expliquer l'influence de certains paramètres sur le risque d'écaillage du béton comme la teneur en eau, la perméabilité et l'efficacité des fibres de polypropylène. En comparant les contraintes effectives du processus thermo-hydrique et du processus thermo-mécanique, Msaad [Msaad 05] a mis en évidence qu'aucun processus ne peut être négligé dans le mécanisme de l'écaillage.

Une combinaison de deux mécanismes de l'écaillage est proposé par Zhukov [Zhukov 76] et Connolly [Connolly 95]. Zhukov suppose que les contraintes de dilatation thermique empêchées, les contraintes de compression de chargement, et les pressions dans les pores peuvent être superposées (Figure 1.18). Il a proposé d'évaluer l'énergie de déformation dans la direction de la surface chauffée, prenant en compte de la contrainte de dilatation thermique, de la contrainte en compression du chargement et de la pression dans les pores. L'écaillage se produit quand l'énergie évaluée atteint l'énergie critique définie en se basant sur la limite en traction du béton.

Une autre combinaison de la pression de pore, de la contrainte thermique et de l'endommagement du béton est proposée par Sertmehemetoglu et Khoury [Khoury 00]. Ils supposent que les contraintes de compression générées par des chargements et la contrainte de dilatation thermique empêchée vont créer des fissurations parallèles à la surface chauffée. Les fissurations vont être remplies par la vapeur générée par l'évaporation de l'eau. La pression de vapeur dans les pores, combinée avec la contrainte de compression du béton, est suffisante pour que l'écaillage se produise.

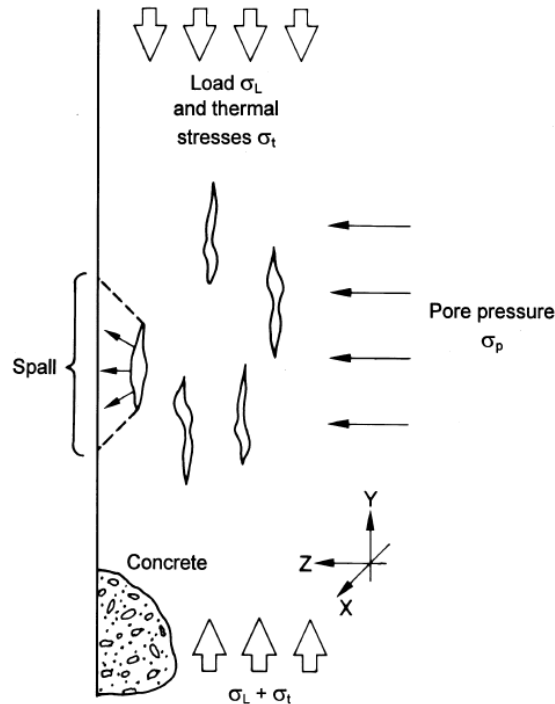


FIGURE 1.18: Combinaison des contraintes dans le béton [Zhukov 76]

Les mécanismes supposés à l'origine de l'écaillage présentés dans ce paragraphe permettent d'établir les premiers éléments pour construire des modèles d'écaillage qui seront présentés dans le prochain paragraphe.

1.3.2 Modélisation réglementaire

Selon le positionnement de l'incendie ainsi que du béton utilisé, des méthodes de prise en compte du phénomène d'écaillage sont proposées pour les bétons de résistance inférieure ou égale à 80MPa exposés au feu ISO 834 (feu CN) par le DTU Feu-béton [DTU 00] et l'Eurocode 2, partie 1-2 [Eurocodes 04] (Table 1.19). La justification de la résistance de structure en béton consiste à reprendre le calcul après suppression de l'armature de plus forte capacité parmi celles placées au voisinage du contour. Ensuite, un calcul thermique peut être effectué. Les efforts sollicitants seront comparés aux efforts résistants en prenant en compte la réduction de la résistance. Pour les bétons de résistance supérieure à 80MPa , ou pour le feu HCM, aucune méthode de calcul n'est applicable. Un recours à des essais expérimentaux ou à une protection passive est nécessaire.

	Résistance en compression	CN	HCM
BHP	> 80 MPa	Essai ou protection	
	60 MPa < R_c < 80 MPa	DTU Feu-béton	Essai ou protection
Béton ordinaire	< 60 MPa	DTU Feu-béton ou XP ENV 1992-1-2 DAN	Essai ou protection

FIGURE 1.19: Des méthodes de prise en compte du phénomène d'écaillage [CETU 05]

La méthode de calcul réglementaire de l'Eurocode 2 ne concerne que les bétons de faible résistance exposés à la courbe du feu ISO 834. La prise en compte de l'écaillage par une perte de béton forfaitaire en fonction du temps n'est pas encore conseillée [CETU 05] car les outils de modélisation d'écaillage à l'heure actuelle ne sont pas justifiés.

1.3.3 Modélisation avancée

Dans les parties précédentes, la complexité et la nature aléatoire du phénomène d'écaillage ont été mises en évidence. En outre, la modélisation réglementaire ne permet pas d'évaluer le risque d'écaillage dans plusieurs situations. Il est ainsi nécessaire d'avoir un recours à une modélisation avancée qui permet de prédire le phénomène d'écaillage. En se basant sur les différents mécanismes supposés à l'origine de l'écaillage présentés précédemment, une telle modélisation devrait prendre en compte tous les phénomènes physiques complexes du béton lorsque celui-ci est exposé à de hautes températures. Le modèle d'écaillage devrait être construit ainsi à partir d'un modèle de comportement thermo-hydro-mécanique. Ce modèle permettra, par la suite, d'obtenir suffisamment d'information pour l'analyse de risque de l'écaillage.

La modélisation d'un milieu poreux saturé ou partiellement saturé a été abordé pour des différents matériaux [Hoxha 07], notamment en béton[Gawin 03b, Dal Pont 07, Bary 08]. En 1999, le projet Européen HITECO a débouché sur le développement d'un logiciel de modélisation de comportement thermo-hydro-mécanique du béton et de prévision des instabilités thermiques (HITECOSP) [Corsi 06]. La modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique du béton est également développée et validée dans d'autres codes éléments

finis (CAST3M, ABAQUS, CESAR, ..) [Kodur 07, Lottman 07, Dal Pont 11, Phan 11]. En revanche, la modélisation du phénomène d'écaillage reste encore limitée. Ceci est dû à une manque de méthode de calcul, de connaissance des propriétés du béton à très haute température ainsi que de nombreuses difficultés numériques liées à de forts gradients de température et de pression.

Certains auteurs ont développé des modèles simplifiés [Kodur 04, Lottman 07, Franssen 03, Davie 12, Majorana 10, Tenchev 05, Chung 06, Choi 11] basés sur le calcul de la température développée dans le béton sans considérer l'évolution de la pression [Kodur 04] ou en négligeant le couplage entre les différents phénomènes physiques [Lottman 07]. Kodur, Dwaikat et al. [Kodur 04, Dwaikat 07] ont proposé un modèle thermo-mécanique pour prédire l'écaillage dans les bétons à haute performance. Ils supposent que le mécanisme principal du phénomène d'écaillage est dû à la montée de pression de gaz. En revanche, la prédiction du phénomène d'écaillage est effectuée sous une simple condition de température. Ils supposent que l'écaillage se produit quand la température dans un élément atteint $300^{\circ}C$. Alors que la pression dans les pores dépend non seulement de la température locale mais aussi de la vitesse de montée en température ainsi que des propriétés thermo-hydriques du béton comme la perméabilité, la porosité, la teneur en eau, etc ... Il est donc impossible de prédire le phénomène d'écaillage dû à la pression de pore sans passer par un modèle rigoureux permettant de la calculer.

Lottman [Lottman 07] a développé un modèle thermo-hydro-mécanique simplifié implanté dans le code d'élément finis ABAQUS permettant de prédire l'écaillage ainsi que de relancer le calcul en prenant en compte des nouvelles conditions aux limites pour continuer la simulation. Ce modèle consiste donc à calculer la pression dans les pores et la comparer avec la limite en traction. Une fois que la pression atteint la limite en traction, l'écaillage se produit (Figure 1.20). Ce modèle est basé sur les hypothèses suivantes : 1) En dessous de $100^{\circ}C$, il n'existe que l'eau liquide. La phase liquide et la phase vapeur sont considérées comme une phase mixte pour une température entre $100^{\circ}C$ et $150^{\circ}C$ et au dessus de $150^{\circ}C$, l'eau n'en existe plus. 2) La déshydratation n'est pas prise en compte dans ce modèle. 3) Le comportement mécanique du béton est purement élastique. Ce modèle est utilisé pour modéliser un béton B35 d'une perméabilité de $8,49 \times 10^{-10} m^2$ ce qui est grande par rapport à celle d'un béton ordinaire.

En outre, une condition aux limites en pression appliquée sur la surface d'échange du béton est une pression négative $p = -4000 Pa$. Le modèle a pu détecter le premier écaillage à une température de $100^{\circ}C$. Cette température est très faible par rapport à celle qui est observée expérimentalement (voir le paragraphe 1.2.1.2).

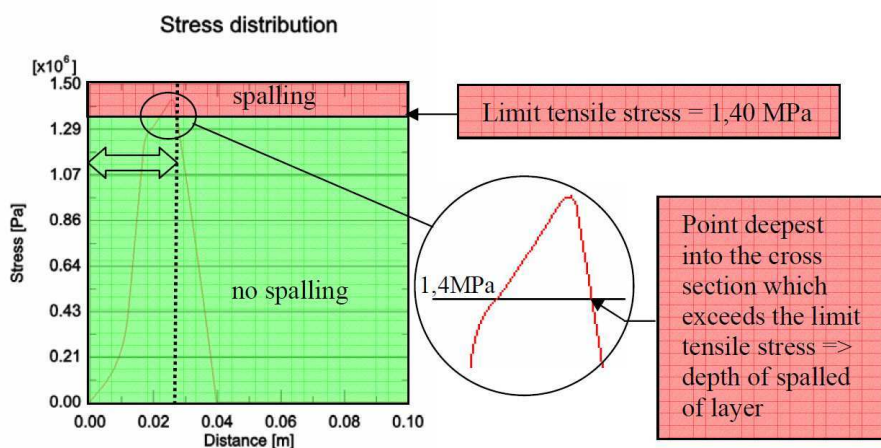


FIGURE 1.20: Modèle de l'écaillage [Lottman 07]

Un autre modèle plus complexe est développé dans le cadre de la thèse de Msaad [Msaad 05]. L'auteur a étudié deux processus différents de l'écaillage : le processus thermo-hydrrique et le processus thermo-mécanique. D'une part, le modèle thermo-hydrrique simplifié permet d'établir les différents temps caractéristiques impliqués par les différents transferts : le transfert de chaleur et le transfert de masse. Il est déduit que le temps caractéristique de transport est suffisamment faible par rapport à celui du transfert de chaleur et que dans le cas d'un chauffage très rapide, la formation de l'effet bouchon est liée à la dilatation volumique de l'eau liquide. La profondeur de l'écaillage due au processus thermo-hydrrique est ensuite estimée à la profondeur du bouchon (Figure 1.21). D'autre part, une approche analytique simplifiée du problème thermo-mécanique permet à l'auteur de trouver une température critique de plastification et d'en déduire la profondeur à laquelle le béton se plastifie. Ensuite, le phénomène d'écaillage dû au processus thermo-mécanique est relié à une apparition d'un pic au niveau des contraintes à une certaine profondeur où la température de plastification est atteinte.

Les travaux dans la littérature présentés précédemment confirment que la modélisation de

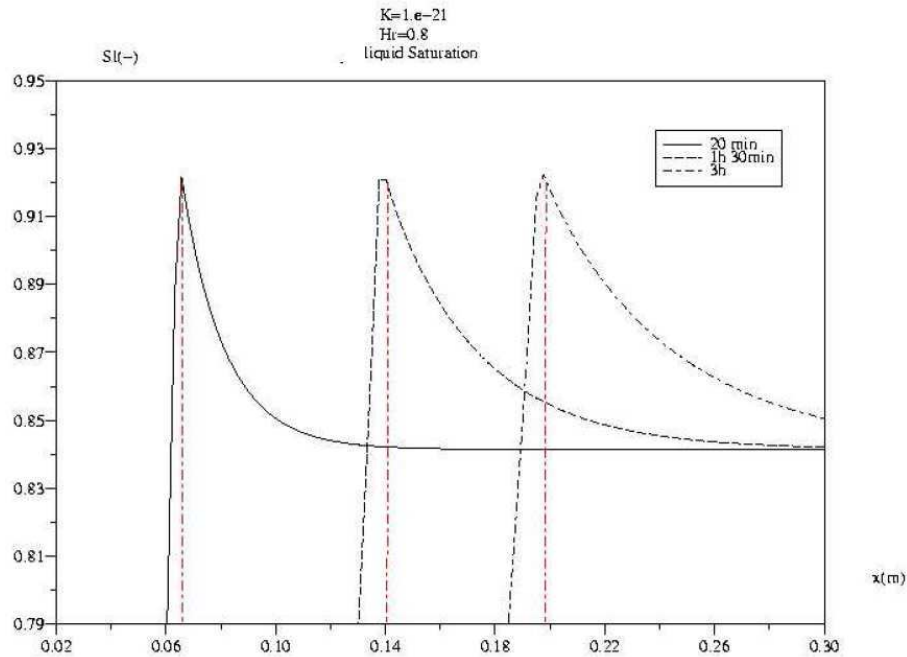


FIGURE 1.21: Front de saturation [Msaad 05]

phénomène d'écaillage nécessite un modèle sophistiqué permettant de décrire le comportement du béton à haute température. En partageant cette observation, Gawin et al. [Gawin 06] ont fait des études sur des différents mécanismes de l'écaillage en se basant sur un modèle thermo-hydro-mécanique couplé prenant en compte l'endommagement du béton. D'après Gawin, les processus à l'origine de l'écaillage sont le processus thermo-hydrrique, le processus thermo-mécanique et la combinaison de ces deux processus (Figure 1.22). Ce modèle permet d'expliquer les différents comportements du béton exposé à haute température et analyser le risque d'écaillage à travers les indices d'écaillage. Par contre, il n'est pas capable de prédire la profondeur de l'écaillage ou de simuler l'évolution de l'écaillage.

Une synthèse des travaux réalisés jusqu'à aujourd'hui montre qu'il y a très peu de modèle avancé du phénomène d'écaillage. Les travaux précédents mettent en évidence la nécessité développer un modèle thermo-hydro-mécanique couplé prenant en compte toutes les phénomènes physiques du béton exposé à hautes températures pour pouvoir prédire l'occurrence de l'écaillage. Ce modèle doit aussi être couplé avec une simulation de l'écaillage prenant en compte l'évolution du front de l'écaillage (l'évolution de la géométrie et des nouvelles condi-

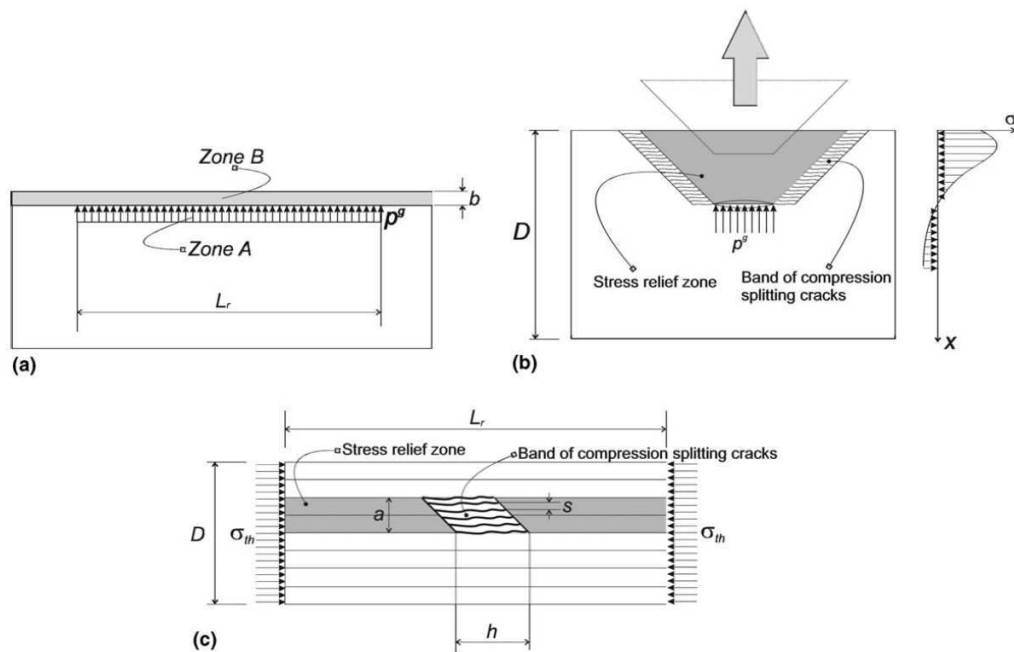


FIGURE 1.22: Différents Mécanismes de l'écaillage : a) mécanisme de pression des pores, b) mécanisme d'éclatement dû à des fissurations parallèles à la surface chauffée, c) mécanisme d'éclatement dû à plusieurs couches séparées par des fissuration combiné avec la contrainte développée dans le béton [Gawin 06]

tions aux limites).

1.4 Conclusion

Des dommages important du béton causé par les incendies dans les structures de génie civil, manifestant par la réduction des propriétés mécaniques et par le phénomène d'écaillage, présente une véritable menace à la résistance de la structure. Les textes réglementaires et les recommandations obligent à prendre en compte le phénomène d'écaillage pour tous les tunnels.

Ces exigences dues à l'importante influence du phénomène d'écaillage sur la sécurité ont motivées la recherche à mener des essais expérimentaux ainsi que des modélisations. A partir des observations expérimentales, on a constaté que ce phénomène complexe est influencé par plusieurs paramètres (propriétés du béton, conditions aux limites, sollicitation thermique). Il est largement accepté que la teneur en eau du béton, la vitesse de montée en température, la

perméabilité intrinsèque du béton, et les contraintes de compression supplémentaires parallèles à la surface chauffée dues à des conditions aux limites mécaniques sont les facteurs les plus importants qui influencent l'écaillage.

A partir des études expérimentales sur le comportement du béton à haute température et sur le phénomène d'écaillage, différentes hypothèses de mécanismes supposés à l'origine de l'écaillage ont été présentées. Parmi eux, deux processus sont les plus acceptés : le processus thermo-hydrique associé à la montée de pression dans les pores et le processus thermo-mécanique lié à la contrainte de compression due à la dilatation thermique empêchée parallèle à la surface chauffée. Le mécanisme supposé à l'origine de l'écaillage est généralement considéré comme une combinaison de ces deux processus.

Face aux exigences de sécurité des structures en béton, plusieurs méthodes préventives vis-à-vis de l'écaillage comme l'utilisation des fibres de polypropylène ou le recours à des protections passives sont proposées par différents auteurs et par des recommandations. En revanche, ces méthodes préventives ont des limites et on ne maîtrise toujours pas leur fonctionnement. En outre, elles ne permettent pas d'évaluer le risque d'écaillage. Un recours à la modélisation numérique de ce phénomène est donc nécessaire. Par ailleurs, jusqu'à aujourd'hui, aucun calcul prédictif n'est disponible concernant le risque d'écaillage d'une structure en béton.

Nous proposons dans la suite de la thèse de développer un modèle avancé de l'écaillage basé sur un modèle thermo-hydro-mécanique existant. Ce modèle a pour objectif de prédire l'écaillage d'une structure en béton en 2D ainsi que de simuler l'évolution de ce phénomène en prenant en compte l'expulsion des écailles et l'évolution de surfaces chauffées.

Chapitre 2

Modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique prenant en compte le phénomène d'écaillage

L'écaillage du béton sous incendie est un phénomène complexe dont l'analyse nécessite le recours à une modélisation prenant en compte l'ensemble des phénomènes majeurs pouvant être à l'origine de cette instabilité.

Parmi ces processus physiques, l'effet conjoint de la température, des pressions de pore et de la micro-structure sur le comportement mécanique, est relativement admis par la communauté [Khoury 00, Gawin 06, Jansson 10, Mindeguia 09, Robert 08, Ali 04]. L'incrimination récurrente de ces phénomènes couplés pour expliquer l'écaillage suggère donc le recours à des modélisations, basées sur des approches dites thermo-hydro-mécaniques (THM), qui décrivent les interrelations entre les phénomènes de transferts et le comportement mécanique.

Les modélisations THM existantes [Gawin 03b, Dal Pont 07, Bary 08] sont capables, selon leurs degrés de sophistication, de reproduire des constatations expérimentales : évolution de la température, de la pression de gaz, des déformations thermiques transitoires...

Cependant, ces modélisations ne permettent pas de décrire et encore moins de prédire l'écaillage du béton. Les dégradations auxquelles donnent accès ces modélisations sont généralement les niveaux d'endommagement ou de fissuration sur les faces du matériau exposées au feu. Or, l'occurrence de fissuration de paroi n'est pas nécessairement synonyme d'écaillage. En effet, les observations expérimentales montrent, dans certaines situations, des surfaces non écaillées alors qu'elles font état de fissuration significative.

L'objectif de ce chapitre est de présenter un modèle d'écaillage progressif du béton sous incendie développé dans le cadre d'une modélisation THM existante.

La modélisation THM est issue de travaux antérieurs [Al Najim 04, Sabeur 06, Le 11, Dal Pont 07]. Dans le cadre du présent travail de thèse, elle a fait l'objet d'une implémentation dans le code aux éléments finis CESAR-LCPC avec deux stratégies de résolution : monolithique pour la résolution simultanée des équations discrétisées ou bien staggered à deux niveaux d'itération pour la résolution séquentielle.

La modélisation THM est donc classiquement basée sur :

- une approche des transferts de type milieu poreux ouvert à trois fluides : eau liquide, vapeur d'eau et air sec,
- une approche thermo-poro-mécanique avec endommagement, plasticité adoucissante et prise en compte des déformations thermiques transitoires.

Le modèle d'écaillage progressif est basé sur un mécanisme de type détachement-flambement dans lequel les données d'entrée sont :

- la micro-structure du matériau au travers de la taille du plus gros granulat
- les contraintes d'origine thermo-mécanique, les contraintes d'origine hydro-mécanique et le profil d'endommagement issus du calcul THM.

Dans ce qui suit, la modélisation THM sera présentée de façon relativement synthétique. Ensuite, le modèle d'écaillage et l'algorithme de mise en œuvre seront décrits.

2.1 Modélisation thermo-hydrique

La modélisation thermo-hydrique consiste à décrire les transferts de masse et d'énergie dans le milieu poreux ainsi que les échanges de ce dernier avec le milieu extérieur. Elle est basée sur l'écriture des équations de conservation de masse et d'énergie pour les constituants de milieux poreux en prenant en compte l'échange entre ces phases. Ces équations de conservation sont suppléées par un ensemble approprié de relations constitutives qui permettent de réduire le nombre de variables d'état indépendantes [Lewis 98, Gawin 03a, Al Najim 04, Dal Pont 07, Sabeur 06, Le 11, Meftah 12]. Les phénomènes principaux du béton exposé à des hautes températures comme la diffusion de la vapeur, la migration de la phase liquide due au gradient de pression et à l'effet capillaire, la déshydratation, l'évaporation et condensation sont pris en compte dans le modèle caractérisant le comportement du béton sous haute température pris en compte dans le modèle : le transport de fluides (liquide et gaz) dans le réseau poreux du fait des gradients de pressions et de concentrations, le phénomène de capillarité, l'évaporation et la condensation, la déshydratation ainsi que le transfert advectif de chaleur. Les équations sont écrites avec les variables d'état choisies : la pression capillaire p_c , la pression de gaz p_g et la température T . Ce choix de variables d'état est particulièrement important : ces variables doivent décrire correctement les conditions aux limites, assurer une bonne performance numérique de l'algorithme utilisé et faciliter l'identification de ces variables au travers d'essais expérimentaux.

2.1.1 Équations de conservation

Les équations de conservation de la masse sont obtenues en faisant une moyenne spatiale des équations de conservations à l'échelle microscopique pour chaque constituant du milieu. Ce modèle est basé sur les travaux de Bear [Bear 79, Bear 90, Bear 91], Hassanizadeh & Gray [Gray 79a, Gray 79b, Gray 80], Gray & Schrefler [Gray 01] et Lewis & Schrefler [Lewis 98].

Pour des raisons de clarté de la présentation, seules les formes finales des équations de conservation sont présentées [Lewis 98, Gawin 03b, Al Najim 04]. Les équations de conservation de la masse pour les différentes phases s'écrivent sous la forme suivante [Meftah 12] :

phase solide :

$$\frac{\partial m_s}{\partial t} = \dot{m}_{dehyd} \quad (2.1)$$

l'eau sous forme liquide :

$$\frac{\partial m_l}{\partial t} + \nabla \cdot (m_l \mathbf{v}_l) = -\dot{m}_{vap} - \dot{m}_{dehyd} \quad (2.2)$$

l'eau sous forme vapeur :

$$\frac{\partial m_v}{\partial t} + \nabla \cdot (m_v \mathbf{v}_v) = \dot{m}_{vap} \quad (2.3)$$

l'air sec :

$$\frac{\partial m_a}{\partial t} + \nabla \cdot (m_a \mathbf{v}_a) = 0 \quad (2.4)$$

où m_π est la masse de chaque constituant :

$$m_s = (1 - \phi) \rho_s \quad , \quad m_l = \rho_l S_l \phi \quad , \quad m_v = \rho_v (1 - S_l) \phi \quad , \quad m_a = \rho_a (1 - S_l) \phi \quad (2.5)$$

où ρ_π ($\pi = s, l, v, a$) est la densité correspondante, ϕ la porosité, S_l la degré de saturation en eau dans les pores, la partie complémentaire de la porosité étant remplie par le mélange gazeux, formé de vapeur d'eau et d'air sec. Ces équations prennent en compte le changement de phase dû au phénomène de déshydratation [Dal Pont 04b, Sabeur 08b, Sabeur 08a], d'évaporation et de condensation [Lewis 98]. Des termes sources correspondant à la déshydratation \dot{m}_{dehyd} et à l'évaporation/condensation \dot{m}_{vap} , sont donc introduits.

En outre, la vitesse de chaque fluide est décomposée en des composantes relatives pour décrire le transport de masse (dans le réseau poreux) par convection ainsi que par diffusion dus, respectivement, aux gradients de la pression et de la concentration. Elles s'écrivent :

$$\mathbf{v}_l = \mathbf{v}_s + \mathbf{v}_{l-s} \quad , \quad \mathbf{v}_v = \mathbf{v}_s + \mathbf{v}_{g-s} + \mathbf{v}_{v-g} \quad , \quad \mathbf{v}_a = \mathbf{v}_s + \mathbf{v}_{g-s} + \mathbf{v}_{a-g} \quad (2.6)$$

où \mathbf{v}_s (qui est négligée) est la vitesse de la phase solide, $\mathbf{v}_{\pi-s}$ est la vitesse du liquide ($\pi = l$) et du gaz ($\pi = g$) par rapport à la phase solide et $\mathbf{v}_{\pi-g}$ est la vitesse de la vapeur ($\pi = v$) et de

l'air sec ($\pi = a$) par rapport au gaz.

Dans ce qui suit, l'équation de conservation de masse de la phase solide (2.1) ne sera pas détaillée car elle est utilisée pour déterminer l'évolution de la porosité dans les autres équations de conservation :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = -\frac{\dot{m}_{dehyd}}{\rho_s} \quad (2.7)$$

où la densité de la phase solide dépend de la température. L'équation (2.7) est strictement locale sous l'hypothèse des petites perturbations, en plus du fait de négliger la déformation de la phase solide.

Par ailleurs, l'équation de conservation de l'énergie s'écrit :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + (m_l C_l \mathbf{v}_{l-s} + m_g C_g \mathbf{v}_{g-s}) \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q} = -H_{vap} \dot{m}_{vap} + H_{dehyd} \dot{m}_{dehyd} \quad (2.8)$$

avec la capacité calorifique du milieu donnée par :

$$\rho C_p = \sum_{\pi=s,l,v,a} (m_\pi C_\pi) \quad (2.9)$$

où C_π est la capacité calorifique de chaque constituant, H_{vap} l'enthalpie d'évaporation, H_{dehyd} l'enthalpie de déshydratation et \mathbf{q} le flux de chaleur. Il est à noter que le deuxième terme du premier membre de l'équation (2.8) décrit le processus de convection de la chaleur qui comprend le transfert de chaleur par conduction et par diffusion à travers le réseau poreux. En outre, le second membre correspond à la chaleur latente due au changement de phase (évaporation, condensation, déshydratation).

2.1.2 Équations constitutives

Dans ce paragraphe, nous présentons brièvement certaines équations constitutives principales utilisées dans le modèle THM pour caractériser le comportement thermo-hydrique du béton. Pour des raisons de clarté, seules les équations constitutives d'état des fluides, les équations d'équilibre liquide-vapeur, de flux de masse et de chaleur et des équations d'isotherme de

sorption-désorption sont présentées [Al Najim 04, Sabeur 06, Le 11, Meftah 12]

2.1.2.1 Équations d'état des fluides

Dans le modèle utilisé, la phase gazeuse, associée à la pression de gaz, est considérée comme le mélange de l'air sec et de la vapeur d'eau. Ce mélange comme chacune de ces composantes est supposé comme un gaz parfait, ce qui donne :

$$\rho_{\pi} = \frac{M_{\pi}}{RT} p_{\pi} \quad (2.10)$$

où p_{π} ($\pi = v, a, g$) est la pression (partielle pour l'air sec et la vapeur), M_{π} la masse molaire et R la constante universelle.

En outre, la pression et la masse volumique du mélange gazeux peuvent être reliées aux pressions partielles et aux masses volumiques des constituants par la loi de Dalton, ce qui donne :

$$\rho_g = \rho_v + \rho_a \quad p_g = p_v + p_a \quad (2.11)$$

d'où on tire :

$$M_g = M_a + (M_v - M_a) \frac{p_v}{p_g} \quad (2.12)$$

2.1.2.2 Équilibre liquide-vapeur

En supposant que le processus d'évaporation se produit sans dissipation d'énergie, c'est-à-dire que l'eau liquide et la vapeur ont des enthalpies libres égales, on obtient l'équation généralisée de Clausius-Clapeyron :

$$p_v = p_{vs} \exp \left(\frac{M_v}{\rho_l RT} (p_g - p_c - p_{vs}) \right) \quad (2.13)$$

où la pression capillaire :

$$p_c = p_g - p_l \quad (2.14)$$

est introduite, et p_{vs} est la pression de vapeur saturante.

2.1.2.3 Flux de masse et de chaleur

D'après la décomposition des vitesses des fluides (2.6), le flux de masse de chaque constituant peut être explicité de la façon suivante :

$$\mathbf{J}_{l-s} = m_l \mathbf{v}_{l-s} = -K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} \nabla p_l \quad (2.15)$$

$$\mathbf{J}_{v-s} = m_v \mathbf{v}_{g-s} + m_v \mathbf{v}_{v-g} = -K \frac{\rho_v k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g - D \rho_g \frac{M_v M_a}{M_g^2} \nabla \left(\frac{p_v}{p_g} \right) \quad (2.16)$$

$$\mathbf{J}_{a-s} = m_a \mathbf{v}_{g-s} + m_a \mathbf{v}_{a-g} = -K \frac{\rho_a k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g - D \rho_g \frac{M_v M_a}{M_g^2} \nabla \left(\frac{p_a}{p_g} \right) \quad (2.17)$$

Dans ces équations, où les lois de Darcy et de Fick sont introduites, K est la perméabilité intrinsèque du milieu poreux, $k_{r\pi}$ est la perméabilité relative du liquide ou du gaz, μ_π est la viscosité, D est la diffusivité.

Pour le mélange gazeux, le flux de masse $\mathbf{J}_{\pi-s}$ avec $\pi = a, v$, se décompose en un flux correspondant à l'écoulement de Darcy ($m_\pi \mathbf{v}_{g-s}$), contrôlé par la vitesse barycentrique du gaz \mathbf{v}_{g-s} et en un flux correspondant à la diffusion de Fick ($m_\pi \mathbf{v}_{\pi-g}$) de chaque constituant dans le mélange de gaz, contrôlé par le gradient de concentration de ce constituant [Kuiken 94].

En outre, le gradient de concentration s'écrit :

$$\nabla \left(\frac{p_v}{p_g} \right) = \frac{1}{p_g} \left(\left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \nabla p_g - \frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c \right) = -\nabla \left(\frac{p_a}{p_g} \right) \quad (2.18)$$

Ainsi, le flux de la vapeur et de l'air sec s'écrivent sous la forme suivante :

$$\mathbf{J}_{v-s} = -K \frac{\rho_v k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g - D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \nabla p_g + D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c \quad (2.19)$$

$$\mathbf{J}_{a-s} = -K \frac{\rho_a k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g + D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \nabla p_g - D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c \quad (2.20)$$

En outre, le processus de conduction de la chaleur, dans l'équation de conservation de l'énergie (2.8) peut être exprimé par la loi de Fourier qui relie la température aux flux de chaleur :

$$\mathbf{q} = -\lambda \nabla T \quad (2.21)$$

où $\lambda(S_l, T)$ est la conductivité thermique effective dépendant de la température et de l'état de saturation du matériau.

2.1.2.4 Isotherme de sorption-désorption

En introduisant les équations constitutives présentées précédemment, les variables inconnues du problème sont $(S_l, p_c, p_g, T, \dot{m}_{vap})$. Le nombre des variables peut être réduit en introduisant une relation donnant l'isotherme de sorption-désorption [Baroghel-Bouny 94, Com 03, Dal Pont 04a, ECC 06]. Cette relation, établie à l'équilibre, permet de relier la saturation du milieu à la pression capillaire et à la température. L'isotherme est supposée être une loi constitutive décrivant l'interaction entre le squelette solide et les fluides à l'échelle du réseau poreux. Cette relation peut s'écrire de façon formelle :

$$S_l = S_l(p_c, T) \quad (2.22)$$

En utilisant cette relation, les variables inconnues sont réduites à $(p_c, p_g, T, \dot{m}_{vap})$. En outre, le nombre de variables inconnues peut être réduit [Lewis 98] davantage en sommant l'équation de conservation de la masse du liquide (2.2) et celle de la vapeur (2.3) afin d'éliminer le terme source d'évaporation \dot{m}_{vap} . L'équation de conservation de l'eau totale (liquide et vapeur) peut donc s'écrire :

$$\frac{\partial m_w}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{J}_{w-s} = -\dot{m}_{dehyd} \quad (2.23)$$

avec :

$$m_w = m_l + m_v \quad (2.24)$$

$$\mathbf{J}_{w-s} = \mathbf{J}_{l-s} + \mathbf{J}_{v-s} \quad (2.25)$$

Cette équation, avec l'équation de conservation de l'air sec (2.4), et de l'énergie (2.8) vont permettre de déterminer les variables d'état (p_c, p_g, T) du problème à résoudre. Le terme source \dot{m}_{vap} dans l'équation de conservation d'énergie est quand à lui substitué à partir de l'équation de conservation du liquide (2.2) ou alternativement de la vapeur (2.3).

2.2 Modélisation mécanique

2.2.1 Équation d'équilibre

L'équation d'équilibre mécanique du système s'écrit pour chaque phase. Dans le cas où l'action des forces de volume est prise en compte, l'équation d'équilibre s'écrit :

$$\Delta\sigma + \rho g = 0 \quad (2.26)$$

où ρ étant la masse volumique du milieu à l'échelle macroscopique, g l'accélération de la pesanteur et σ le tenseur de contrainte qui dépend des composantes de la déformation et de la pression de pore.

2.2.2 Décomposition de la déformation

Quand le béton est soumis à l'augmentation de la température et au chargement mécanique, sa déformation peut être décomposée en plusieurs composantes :

- Les déformations de nature mécanique : la déformation élastique, la déformation de fissuration et la déformation de fluage propre sont ses composantes essentielles.
- Les déformations de nature thermo-hydrrique, comme la dilatation thermique et le retrait de dessiccation, sont celles liées à la montée de la température, à la dessiccation ou à la déshydratation du béton.
- Les déformations d'interaction sont les composantes additionnelles dues au fait que les processus physico-chimiques ont lieu en présence de contraintes appliquées. La déformation élastique additionnelle liée à l'évolution de module Young avec la température, la déformation de fluage thermique transitoire sont les composantes remarquables.

Ainsi, la déformation totale s'écrit :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{th} + \varepsilon_p + \varepsilon_{tc} \quad (2.27)$$

où la déformation thermique libre ε_{th} est donnée par :

$$\dot{\varepsilon}_{th} = \alpha \dot{T} \delta \quad (2.28)$$

où ε_e est la déformation élastique, ε_p est la déformation plastique permettant de décrire la fissuration du matériau, ε_{tc} est la déformation de fluage thermique transitoire [Schneider 88], α est le coefficient de dilatation thermique et δ est le tenseur identité d'ordre 2.

2.2.3 Expression de la contrainte

La modélisation du comportement mécanique du béton est établie dans le cadre d'une approche poro-mécanique avec la prise en compte du comportement élasto-plasticité, du fluage thermique transitoire, de l'endommagement d'origine thermo-chimique et hydro-mécanique ainsi que l'action des pressions de pore sur le squelette solide.

Dans ce contexte, le tenseur de contrainte σ est donné par :

$$\sigma = (1 - D) \mathbf{C} : (\varepsilon - \varepsilon_p - \varepsilon_{th} - \varepsilon_{tc}) - bp_s \delta \quad (2.29)$$

où D est l'endommagement total [Nechnech 00, Al Najim 04, Sabeur 06](constitué d'un endommagement thermo-chimique D_{tc} et d'un endommagement hydromécanique D_{hm} , lui-même ayant une composante de traction et une composante en compression), \mathbf{C} est le tenseur (du quatrième ordre) de raideur initiale du milieu poreux, b le coefficient de Biot et p_s la pression de pore.

Dans cette équation, le coefficient de Biot intègre la dégradation des propriétés élastiques du matériau due à l'endommagement :

$$b = 1 - \frac{K}{K_s} = 1 - (1 - D) \frac{K_0}{K_s} = 1 - (1 - D) (1 - b_0) \quad (2.30)$$

avec K_0 , K et K_s , respectivement, le module de compressibilité initiale du milieu poreux, le module de compressibilité endommagé actuel du milieu et du squelette solide. Ainsi, b_0 est le coefficient de Biot initial.

Par ailleurs, la pression de pore est donnée par :

$$p_s = \chi_l p_l + (1 - \chi_l) p_g = p_g - \chi_l p_c \quad (2.31)$$

où χ_l est le coefficient de Bishop, p_g est la pression de gaz, p_l est la pression du liquide, p_c est la pression capillaire. Le coefficient de Bishop χ_l traduit la fraction de surface de la phase liquide en contact avec la surface solide dans le pore capillaire. Cette fraction peut-être reliée à

la saturation en liquide S_l (fraction volumique) selon la relation de proportionnalité [Meftah 07] suivante :

$$\chi_l = \alpha_{rd} S_l \quad (2.32)$$

avec α_{rd} étant un paramètre identifié à partir d'un essai de retrait de dessiccation dont les valeurs varient entre 0,6 et 1 [Benboudjema 07].

Les détails des autres relations intervenant dans la loi de comportement sont donnés en Annexe B.

2.3 Modèle d'écaillage de type Détachement-Flambement

Le modèle d'écaillage présenté dans cette partie est basé sur l'approche THM présentée précédemment. A partir de l'état thermo-hydrique et du champ de contrainte dans le béton issu du modèle THM, l'écaillage du béton est analysé. Cette analyse est basée sur la conjonction de deux processus élémentaires : le processus thermo-hydrique et le processus thermo-mécanique. Le processus thermo-hydrique consiste à analyser l'occurrence d'une fissuration, induite par les pressions de pore, dans la direction parallèle à la surface exposée au feu. En percolant, cette fissuration délimite par détachement l'écaille en formation. Le processus thermo-mécanique consiste à vérifier si les contraintes de compression qui s'appliquent à l'écaille ainsi formée sont suffisantes pour procéder à l'expulsion de celle-ci par un mécanisme de micro-flambement.

Le modèle d'écaillage ainsi proposé correspond à un critère de type détachement-flambement d'une couche de béton d'épaisseur e de hauteur h et de largeur l (Figure 2.1). L'épaisseur e est délimitée par des microfissurations parallèles à la surface chauffée. Ces microfissurations sont générées par les pressions de pores lorsqu'elles atteignent la limite en traction qui diminue avec la température. La hauteur h et la largeur l de l'écaille sont considérées dépendre de la distribution des granulats dans le béton. L'expulsion de l'écaille est réalisée lorsque la contrainte moyenne de compression agissant sur l'écaille ainsi délimitée atteint ou dépasse la contrainte de flambement de l'écaille, calculée selon un modèle d'Euler dans lequel la raideur endommagée sécante est considérée.

L'écaillage est donc contrôlé simultanément par les propriétés thermo-mécanique, les propriétés de transferts et de la distribution granulaire du matériau béton.

Dans la suite, nous détaillons les deux critères, hydro-mécanique (critère HM) et thermo-mécanique (critère TM), intervenant dans le modèle d'écaillage.

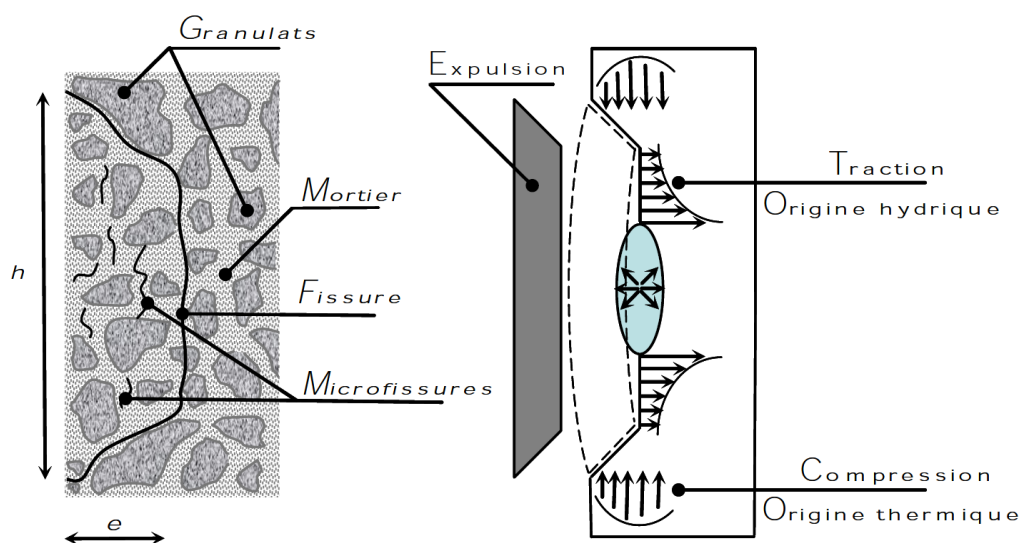


FIGURE 2.1: Shématisation du mécanisme d'écaillage

Critère hydro-mécanique

Le critère HM consiste à vérifier si la pression de pores dépasse la limite en traction qui diminue avec la température :

$$F_{criHM} = f_t(T) - bp_s \quad (2.33)$$

où f_t est la limite en traction qui dépend de la température [Eurocodes 04].

Il est à noter que le terme bp_s correspond à la contrainte de traction induite par les pressions de pore. La composante perpendiculaire de cette contrainte peut conduire à une fissuration parallèle à la face du matériau exposée au feu.

Dans le présent critère, cette fissuration est considérée dès lors que cette contrainte apparente atteint ou dépasse la limite en traction. Ceci revient à considérer un critère de type cut-off dans le comportement local en traction. Cette simplification a également pour avantage de ne pas nécessiter une technique de pilotage au niveau constitutif pour décrire la relaxation de la pression accompagnant la phase adoucissante du comportement.

Critère thermo-mécanique

Le critère TM est considéré atteint lorsque la contrainte moyenne en compression parallèle à la surface chauffée, $\sigma_{||} = \langle \sigma + bp_s \delta \rangle$, où $\langle \bullet \rangle$ est la moyenne sur l'écaïlle, dépasse la contrainte critique d'Euler dans la zone correspondant à l'écaïlle potentielle, c'est à dire la zone dont l'épaisseur est définie par l'atteinte du critère HM et dont les deux autres dimensions sont corrélées à la distribution granulaire. Ainsi, le critère TM s'écrit :

$$F_{critTM} = \sigma_{cr} - \sigma_{||} \leq 0 \quad (2.34)$$

avec la contrainte critique d'Euler de l'écaïlle potentielle s'écrivant :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{AL^2} \quad (2.35)$$

où E est le module d'élasticité endommagé, moyenné sur l'épaisseur de l'écaïlle :

$$E = (1 - D_{moy}) E_0 \quad (2.36)$$

avec D_{moy} étant l'endommagement moyen de l'écaïlle, E_0 le module de Young initial, L la longueur de flambement, $I = \frac{le^3}{12}$ le moment quadratique de la section droit de l'écaïlle, et A l'air de cette section.

La distribution isotrope du béton à l'échelle macroscopique permet de supposer que les deux dimensions de l'écaïlle sont similaires : $L = h = l$. Cette longueur caractéristique de l'écaïlle est reliée à la dimension de la plus grande hétérogénéité du béton. Dans ce travail, la hauteur d'écaillage h est supposée fonction du diamètre d_{max} du plus gros granulat [Prisco 00, Fokwa 93, Bazant 89] :

$$h = (3 \sim 5)d_{max} \quad (2.37)$$

La contrainte critique d'Euler s'écrit ainsi :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 e^2}{12h^2} (1 - D_{moy}) E_0 \quad (2.38)$$

Finalement, on aboutit à des critères d'écaillage qui dépendent à la fois de la formulation du béton et de la configuration du problème étudié. Pour un problème donné, la géométrie, les conditions aux limites, les propriétés de transfert (perméabilité, diffusivité, conductivité) vont conditionner l'épaisseur de l'écaillage, l'endommagement du béton et les niveaux de contrainte de compression. Par ailleurs, la distribution granulaire conditionne l'émergence de réseaux de fissures percolant en surface, ce qui délimite les autres dimension de l'écaillage et donc son élancement. Si la contrainte critique est plus faible que la moyenne $\sigma_{||}$ des contraintes de compression agissant sur l'écaillage, alors l'écaillage se produit.

L'expulsion de l'écaillage conduit à l'avancée de la surface exposée au feu vers l'intérieur du matériau. Les profils de pression et de température évoluent et une nouvelle écaillage peut de nouveau se former si les conditions précédentes sont réunies.

La diminution progressive des gradients de température avec le temps ainsi que celle des niveaux de pression due au séchage du milieu et à son endommagement conduisent, à un moment donné, à l'arrêt de l'écaillage car les contraintes thermique ne seront plus suffisantes pour amorcer de nouvelles écailles.

Le critère d'écaillage est illustré dans ce qui suit pour un béton ayant un module d'Young initial $E_0 = 36 \text{ GPa}$ et des granulats dont $d_{max} = 25 \text{ mm}$. Ainsi, la hauteur de l'écaillage varie, selon le modèle adopté, entre $h = 75 \text{ mm}$ et $h = 125 \text{ mm}$, i.e., $3 d_{max}$ à $5 d_{max}$.

La figure 2.2 donne une représentation du critère thermo-mécanique (équation (2.34) avec σ_{cr} donnée par équation (2.38)) en fonction de l'épaisseur et de la hauteur de l'écaillage. Dans cette représentation, les valeurs moyennes (selon l'épaisseur) de la contrainte $\sigma_{||} = 15 \text{ MPa}$ et de l'endommagement $D = 0.9$ sont maintenues constantes. Dans la réalité, ces valeurs moyennes

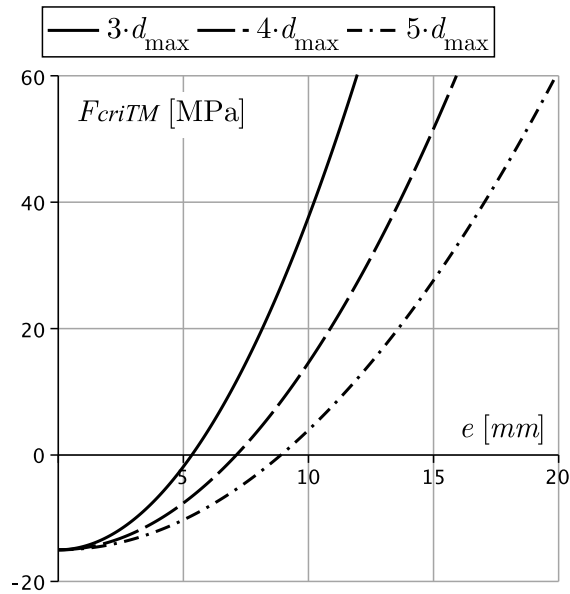


FIGURE 2.2: Illustration de l'évolution du critère en fonction de l'épaisseur de l'écaille : valeurs moyennes $\sigma_{||}$ et D gardés constants.

évoluent avec l'épaisseur et leurs évolutions dépendront des profils des champs solution du problème THM. La figure 2.3 donne l'évolution de ce critère lorsque l'on choisi arbitrairement (pour les besoins de l'illustration) de faire décroître l'endommagement D et augmenter la contrainte $\sigma_{||}$ avec l'épaisseur. Ceci conduit à une diminution de l'épaisseur critique donnant la taille de la zone de risque pour l'occurrence de l'écailage : jusqu'à 9 mm dans le premier cas et jusqu'à 5 mm dans le deuxième cas.

Ainsi, lorsque le critère hydro-mécanique (2.33) est atteint dans cette zone (cas 1 de la figure 2.4) alors l'écailage est certain ou fort probable, ce deuxième cas correspondant à l'intervalle délimité par l'incertitude sur la hauteur de l'écaille. L'atteinte du critère hydro-mécanique au-delà de l'intervalle où $F_{criTM} \leq 0$ (cas 2 de la figure 2.4) rend l'écailage improbable.

Dans notre travail, ces deux critères seront utilisés de façon déterministe en considérant que l'écailage est contrôlé par l'intersection des deux critères, pour le plus grand élanement de l'écaille.

2.4 Mise en œuvre du modèle THM avec écailage

Dans les sections précédentes, nous avons présenté le modèle THM adopté dans ce travail. Ce modèle donne accès au champ de pression de pore, de température, de contrainte et

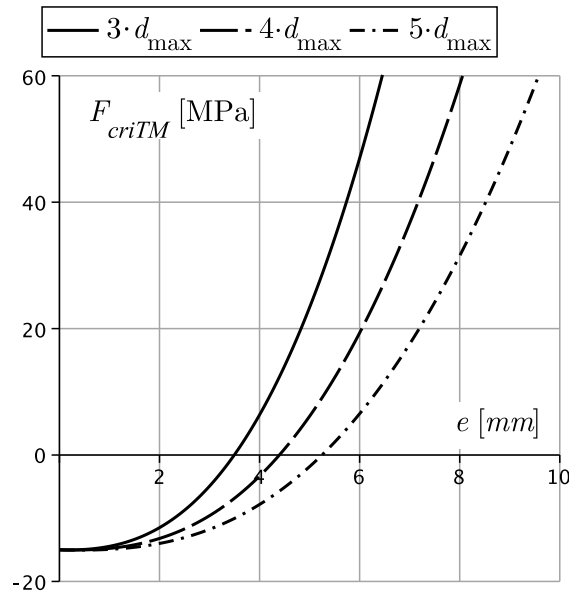


FIGURE 2.3: Illustration de l'évolution du critère en fonction de l'épaisseur de l'écaillage : valeurs moyennes $\sigma_{||}$ et D variant avec l'épaisseur.

d'endommagement dans les matériaux soumis à des hautes températures. Cette modélisation THM est étendue pour la prise en compte du phénomène d'écaillage sur la base d'un modèle de type détachement-flambement.

Dans cette section, nous allons présenter la mise en oeuvre numérique du modèle d'écaillage dans le cadre de l'approche THM. En particulier, cette modélisation doit intégrer la nature évolutive des conditions aux limites du fait de l'évolution de la frontière externe affectée par l'écaillage. L'occurrence de l'écaillage nécessite le transfert des conditions aux limites sur la frontière courante suite à l'expulsion des écailles.

Le choix est fait d'adopter une stratégie sans remaillage en désactivant les éléments correspondant à la zone écaillée puis en transférant les conditions aux limites à la frontière (initialement interne) externe du maillage formé par les éléments encore actifs.

Pour prendre en compte ce phénomène évolutif d'écaillage dans la modélisation, l'ensemble du milieu est considéré occuper un domaine $\Omega(t)$ qui dépend du temps. Ce dernier est subdivisé en deux sous-domaines $\Omega^n(t)$ et $\Omega^e(t)$ correspondant, respectivement, à la partie non-écaillée et à la partie écaillée (Figure 2.5). Leurs frontières extérieures sont désignées respectivement par

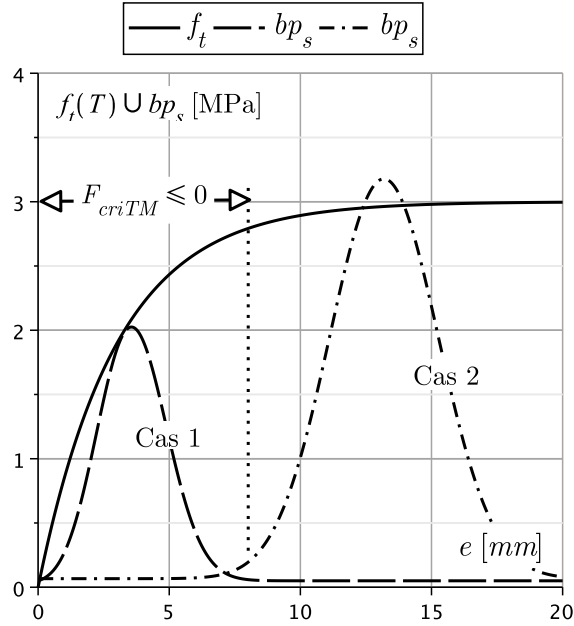


FIGURE 2.4: Illustration de l'occurrence ou non de l'écaillage selon la localisation de la zone où le critère HM est atteint.

$\Sigma^n(t)$ et $\Sigma^e(t)$, avec $\Sigma(t) = \Sigma^n(t) \cup \Sigma^e(t)$ étant la frontière du domaine $\Omega(t) = \Omega^n(t) \cup \Omega^e(t)$. En outre, la frontière interne, correspondant à l'interface entre la partie non-écaillée et la partie écaillée est notée : $\Sigma^{n-e}(t)$ (Figure 2.5). A l'état initial, le domaine écaillé est vide $\Omega^e(t=0) = \emptyset$.

Tous les éléments du maillage sont rattachés à un indicateur de domaine d'écaillage I_e : $I_e = 0$ pour les éléments au domaine Ω^e (éléments inactifs) et $I_e = 1$ pour les éléments appartiennent au domaine Ω^n (éléments encore actifs).. Ce processus d'identification des domaines est basé sur les critères d'écaillage est effectué à chaque pas de temps.

La partie non-écaillée qui est considérée comme un milieu poreux ouvert partiellement saturé est modélisée par le modèle thermo-hydro-mécanique présenté précédemment. La partie écaillée est considérée inexistante, ceci permet donc de transférer des conditions aux limites thermo-hydriques, représentant l'incendie, de la frontière Σ^e à la frontière Σ^{n-e} après l'occurrence de l'écaillage.

Les conditions aux limites mécaniques sont aussi modifiées car les éléments désactivés ne

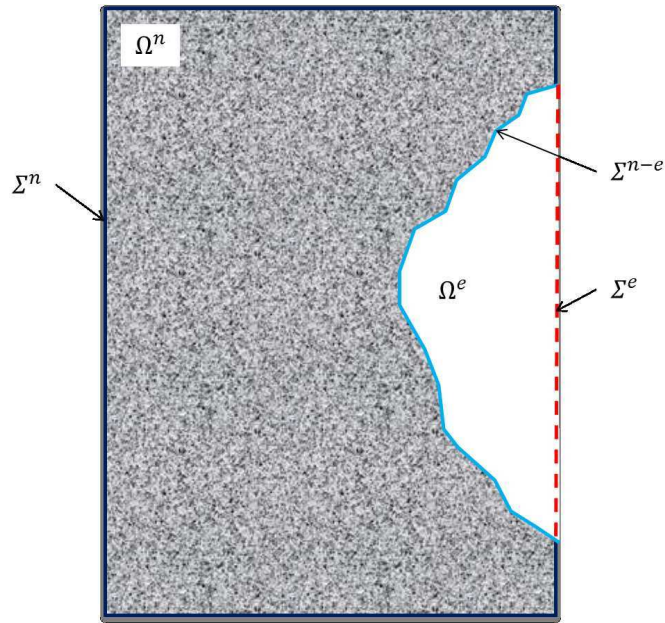


FIGURE 2.5: Définition des domaines

transmettent plus d'efforts (ni de raideur) : on ne peut avoir de chargement mécanique sur la face entre la couche écaillée et le part restant Σ^{n-e} car la couche écaillée est mécaniquement libre.

Le modèle THM-Ecaillage propose un mécanisme explicite pour décrire l'écaillage progressif du béton sous incendie ainsi que le suivi de l'évolution dans le temps des surfaces au niveau desquelles les conditions aux limites d'échanges thermo-hydriques sont appliquées. Ce modèle est mis en oeuvre dans le code aux éléments finis CESAR du LCPC [Phan 11] dans l'objectif de doter les industriels partenaires d'un outils de compréhension et d'estimation du risque d'écaillage.

2.4.1 Modèle éléments finis

Dans cette partie la formulation éléments-finis du problème THM décrit précédemment est présentée.

2.4.1.1 Formulation faible et discrétisation

La formulation faible du problèmes s'appuie sur les équations de conservation de masse (2.23), (2.4), de l'énergie (2.8) et sur l'équation d'équilibre (2.26). Les équations relatives à chacune

des inconnues $(p_c, p_g, T, \mathbf{u})$ sont multipliées respectivement par des fonctions de pondération (p_c^*, p_g^*, T^*, u^*) qui s'annulent sur les frontières $\Sigma_p^n, \Sigma_p^{n-e}, \Sigma_T^n, \Sigma_T^{n-e}, \Sigma_u^n$. La formulation faible s'obtient par intégration par partie de la formulation forte pondérée par les fonctions poids des équations de conservation et de l'équation d'équilibre. Ces formulations faibles (équation de l'eau, de l'air sec ainsi que de l'équilibre mécanique) s'écrivent respectivement :

$$\int_{\Omega^n} p^* \frac{\partial m_w}{\partial t} d\Omega^n - \int_{\Omega^n} \nabla p^* \cdot \mathbf{J}_{w-s} d\Omega^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} p^* (\bar{q}_l + \bar{q}_v - h_g (\rho_v - \rho_v^\infty)) d\Sigma - \int_{\Omega^n} p^* \dot{m}_{dehyd} d\Omega^n \quad (2.39)$$

$$\int_{\Omega^n} p^* \frac{\partial m_a}{\partial t} d\Omega^n - \int_{\Omega^n} \nabla p^* \cdot \mathbf{J}_{a-s} d\Omega^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} p^* (\bar{q}_a - h_g (\rho_a - \rho_a^\infty)) d\Sigma \quad (2.40)$$

$$\begin{aligned} \int_{\Omega^n} T^* \left(\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + (m_l C_l \mathbf{v}_{l-s} + m_g C_g \mathbf{v}_{g-s}) \cdot \nabla T \right) d\Omega^n - \int_{\Omega^n} T^* H_{vap} \frac{\partial m_l}{\partial t} d\Omega^n \\ + \int_{\Omega^n} T^* \nabla H_{vap} \cdot m_l \mathbf{v}_{l-s} d\Omega^n + \int_{\Omega^n} \nabla T^* \cdot H_{vap} m_l \mathbf{v}_{l-s} d\Omega^n \\ - \int_{\Omega^n} \nabla T^* \cdot \mathbf{q} d\Omega^n - \int_{\Omega^n} T^* (H_{vap} + H_{dehyd}) \dot{m}_{dehyd} d\Omega^n \\ = \int_{\Sigma_T^n \cup \Sigma_T^{n-e}} T^* (\bar{q}_T - h_T (T - T_\infty) - \epsilon \sigma (T^4 - T_\infty^4)) d\Sigma \end{aligned} \quad (2.41)$$

$$\begin{aligned} \int_{\Omega^n} \mathbf{u}^* : \mathbf{C}_{TM} : \varepsilon d\Omega - \int_{\Omega^n} b(\mathbf{u}^* : \delta) p_s d\Omega - \int_{\Omega^n} \alpha(\mathbf{u}^* : (\mathbf{C}_{TM} : \delta)) (T - T_0) d\Omega \\ + \int_{\Omega^n} \mathbf{u}^* (\sigma_0 - \rho g) d\Omega = \int_{\Sigma_u^n} \mathbf{u}^* \cdot \bar{\sigma} d\Sigma \end{aligned} \quad (2.42)$$

La discrétisation spatiale est alors classiquement introduite :

$$\mathbf{u} = [N]\{u\}_e \quad ; \quad p_c = [N]_c\{p_c\}_e \quad ; \quad p_g = [N]_g\{p_g\}_e \quad ; \quad T = [N]_T\{T\}_e \quad (2.43)$$

ce qui permet de transformer le système d'équations intégréo-différentielles (2.39)- (2.41) en un système d'équations différentielles ordinaires :

$$C_{cc}\dot{\mathbf{p}}_c + C_{cg}\dot{\mathbf{p}}_g + C_{cT}\dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}_{cc}\mathbf{p}_c + \mathbf{K}_{cg}\mathbf{p}_g + \mathbf{K}_{cT}\mathbf{T} = \mathbf{f}_c \quad (2.44)$$

$$C_{gc}\dot{\mathbf{p}}_c + C_{gg}\dot{\mathbf{p}}_g + C_{gT}\dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}_{gc}\mathbf{p}_c + \mathbf{K}_{gg}\mathbf{p}_g + \mathbf{K}_{gT}\mathbf{T} = \mathbf{f}_g \quad (2.45)$$

$$C_{Tc}\dot{\mathbf{p}}_c + C_{TT}\dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}_{Tc}\mathbf{p}_c + \mathbf{K}_{Tg}\mathbf{p}_g + \mathbf{K}_{TT}\mathbf{T} = \mathbf{f}_T \quad (2.46)$$

$$\mathbf{K}_{uu}\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{f}_u \quad (2.47)$$

où les opérateurs $C_{\bullet\bullet}$ et $\mathbf{K}_{\bullet\bullet}$ ainsi que les vecteur \mathbf{f}_{\bullet} sont donnés dans l'annexe A

En introduisant le schéma de discrétisations en temps (thêta-méthode) pour l'intervalle de temps $[t^{(n)}, t^{(n+1)} = t^{(n)} + \Delta t]$, on obtient le système (couplé) d'équations algébriques non-linéaire à résoudre :

$$\mathbf{K}_{cc}\Delta\mathbf{p}_c^{n+1} + \mathbf{K}_{cc}\mathbf{p}_c^n = \mathbf{f}_c^{n+\theta} - \mathbf{K}_{cg}\Delta\mathbf{p}_g^{n+1} - \mathbf{K}_{cg}\mathbf{p}_g^n - \mathbf{K}_{cT}\Delta\mathbf{T}^{n+1} - \mathbf{K}_{cT}\mathbf{T}^n \quad (2.48)$$

$$\mathbf{K}_{gg}\Delta\mathbf{p}_g^{n+1} + \mathbf{K}_{gg}\mathbf{p}_g^n = \mathbf{f}_g^{n+\theta} - \mathbf{K}_{gc}\Delta\mathbf{p}_c^{n+1} - \mathbf{K}_{gc}\mathbf{p}_c^n - \mathbf{K}_{gT}\Delta\mathbf{T}^{n+1} - \mathbf{K}_{gT}\mathbf{T}^n \quad (2.49)$$

$$\mathbf{K}_{TT}\Delta\mathbf{T}^{n+1} + \mathbf{K}_{TT}\mathbf{T}^n = \mathbf{f}_T^{n+\theta} - \mathbf{K}_{Tc}\Delta\mathbf{p}_c^{n+1} - \mathbf{K}_{Tc}\mathbf{p}_c^n - \mathbf{K}_{Tg}\Delta\mathbf{p}_g^{n+1} - \mathbf{K}_{Tg}\mathbf{p}_g^n \quad (2.50)$$

$$\mathbf{K}_{uu}\Delta\mathbf{u}^{n+1} = \mathbf{f}_u^n - \mathbf{K}_{uu}\mathbf{u}^n \quad (2.51)$$

avec :

$$\begin{aligned} \Delta\mathbf{p}_c^{n+1} &= \mathbf{p}_c^{n+1} - \mathbf{p}_c^n ; \quad \Delta\mathbf{p}_g^{n+1} = \mathbf{p}_g^{n+1} - \mathbf{p}_g^n \\ \Delta\mathbf{T}^{n+1} &= \mathbf{T}^{n+1} - \mathbf{T}^n ; \quad \Delta\mathbf{u}^{n+1} = \mathbf{u}^{n+1} - \mathbf{u}^n \end{aligned} \quad (2.52)$$

$$\mathbf{K}_{\bullet\bullet} = \frac{C_{\bullet\bullet}}{\Delta t} + \theta\mathbf{K}_{\bullet\bullet} \quad (2.53)$$

Les matrices $\mathbf{K}_{\bullet\bullet}$, $\mathbf{C}_{\bullet\bullet}$ des équations (2.48)-(2.51) dépendent de la solution recherchée. Le problème thermo-hydrique est donc un problème non-linéaire et il nécessite la mise en place d'un algorithme itératif.

Dans le modèle implémenté dans le code CESAR [Rigobert 09], trois équations de transfert ((2.48)- (2.50)) peuvent être résolues soit de façon séquentielle [Meftah 11] soit de façon ou monolithique [Gawin 06] en adoptant un algorithme d'itération de Newton-Raphson modifié. Dans le cas de l'algorithme de résolution séquentielle (staggered), un schéma itératif à deux niveaux est adopté [Meftah 11]. Le premier niveau (itération j) correspond à la résolution itérative de l'interaction entre les trois processus de transfert. Le second niveau d'itération (k) correspond à la résolution itérative d'un seul processus, les autres étant gardés inchangés. Les équations sont résolues pour chaque incrément $\Delta p_c^{n+1,j}$, $\Delta p_g^{n+1,j}$ et $\Delta T^{n+1,j}$ des champs inconnus en gardant les opérateurs $\mathbf{K}_{\bullet\bullet}$ fixés au temps convergé précédent et en cumulant les résidus au cours des itérations. Ainsi, la forme finale de l'ensemble des équations (2.48)- (2.50) à résoudre pour chaque itération est donnée sous la forme compacte suivante :

$$\tilde{\mathbf{K}}_{\alpha\alpha}^n \Delta \mathbf{x}_{\alpha}^{n+1,j+1,k+1} = \mathbf{Y}_{\alpha}^{n+\theta,j+1,k} \quad (2.54)$$

avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{Y}_{\alpha}^{n+\theta,j+1,k} &= \mathbf{f}_{\alpha}^{n+\theta} + \left(\tilde{\mathbf{K}}_{\alpha\alpha}^n - \tilde{\mathbf{K}}_{\alpha\alpha}^{n+\theta,j+1,k} \right) \Delta \mathbf{x}_{\alpha}^{n+1,j+1,k} - \mathbf{K}_{\alpha\alpha}^{n+\theta,j+1,k} \mathbf{x}_{\alpha}^n \\ &\quad - \tilde{\mathbf{K}}_{\alpha\beta}^{n+\theta,j+1,k} \Delta \mathbf{x}_{\beta}^{n+1,j} - \mathbf{K}_{\alpha\beta}^{n+\theta,j+1,k} \mathbf{x}_{\beta}^n \\ &\quad - \tilde{\mathbf{K}}_{\alpha\gamma}^{n+\theta,j+1,k} \Delta \mathbf{x}_{\gamma}^{n+1,j} - \mathbf{K}_{\alpha\gamma}^{n+\theta,j+1,k} \mathbf{x}_{\gamma}^n \end{aligned} \quad (2.55)$$

Dans le modèle présenté, le problème mécanique influe sur le problème thermo-hydrique au travers de l'évolution des conditions aux limites thermo-hydriques du fait de l'écaillage ainsi que de l'évolution de la perméabilité avec l'endommagement. En outre, il est à noter que le couplage THM se manifeste aussi par la prise en compte de la pression solide dans l'expression de la contrainte (approche poro-mécanique). Ainsi, la résolution du problème TH puis M se fait de façon chaînée à chaque pas de temps. L'analyse de l'écaillage intervient comme un module de post-traitement à la fin de chaque pas de temps t_n . La figure 2.6 donne une synthèse de l'algorithme itératif de résolution avec la prise en compte de l'écaillage lors d'un pas de temps t_n à t_{n+1} . Les étapes 2.4, 2.6 et 2.10 de cet algorithme sont détaillées dans modules données

1	Initialisation : $T^{(0)}, p_c^{(0)}, p_g^{(0)}, u^{(0)}, I_{ecai}$
2	Boucle sur des incréments (n)
2.1	Calcul des opérateurs : $K_{\bullet\bullet}^{(k,n)}, \tilde{K}_{\bullet\bullet}^{(k,n)}$ et $f_\alpha^{n+\theta}$: domaine $\Omega^n(t)$
2.2	Application des conditions aux limites : $\Sigma^{n-e}(t)$.
2.3	Premier résidu : $Y_\alpha^{(n+\theta)} = f_\alpha^{n+\theta} - K_{\alpha\alpha}^{(n)} x^{(n)} - K_{\alpha\beta}^{(n)} x^{(n)} - K_{\alpha\gamma}^{(n)} x^{(n)}$
2.4	Boucle d'interaction entre processus TH à résoudre (p_c, p_g, T), (boucle (j))
2.5	Fin boucle d'interaction
2.6	Boucle du problème mécanique
2.7	Fin boucle du problème mécanique
2.8	Si non convergence globale THM \rightarrow aller à 2.4
2.9	Affectation : $\Delta x_\bullet^{(n+1)} = \Delta x_\bullet^{(n+1,i+1)}, x_\bullet^{(n+1)} = x_\bullet^{(n)} + \Delta x_\bullet^{(n+1)}$ $\Delta u^{(n+1)} = \Delta u^{(n+1,i+1)}, u^{(n+1)} = u^{(n)} + \Delta u^{(n+1)}$
2.10	Processus d'écaillage
2.11	$n = n + 1 \rightarrow$ aller à 2
3	Fin de boucle sur le pas de temps

FIGURE 2.6: Algorithme de résolution global du modèle THM-Ecaillage

par les figures 2.7, 2.8 et 2.9 respectivement. L'étape 2.4 correspondent au schéma itératif entre les processus TH lors de leur résolutions séquentielle. L'étape 2.6 et 2.7 détaillent la résolution chaînée du problème mécanique ainsi que le module d'analyse de l'écaillage.

2.4.1.2 Conditions aux limites thermo-hydriques

Ces conditions sont celles qui font l'objet d'un transfert du fait de l'écaillage de la face exposée à l'incendie. Les conditions aux limites suivantes sont à imposer sur frontière $\Sigma^n \cup \Sigma^{n-e}$:

- Conditions de Dirichlet :

$$p_g = \bar{p}_g \quad \text{sur} \quad (\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}) \quad (2.56)$$

$$p_c = \bar{p}_c \quad \text{sur} \quad (\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}) \quad (2.57)$$

$$T = \bar{T} \quad \text{sur} \quad (\Sigma_T^n \cup \Sigma_T^{n-e}) \quad (2.58)$$

- de Neumann :

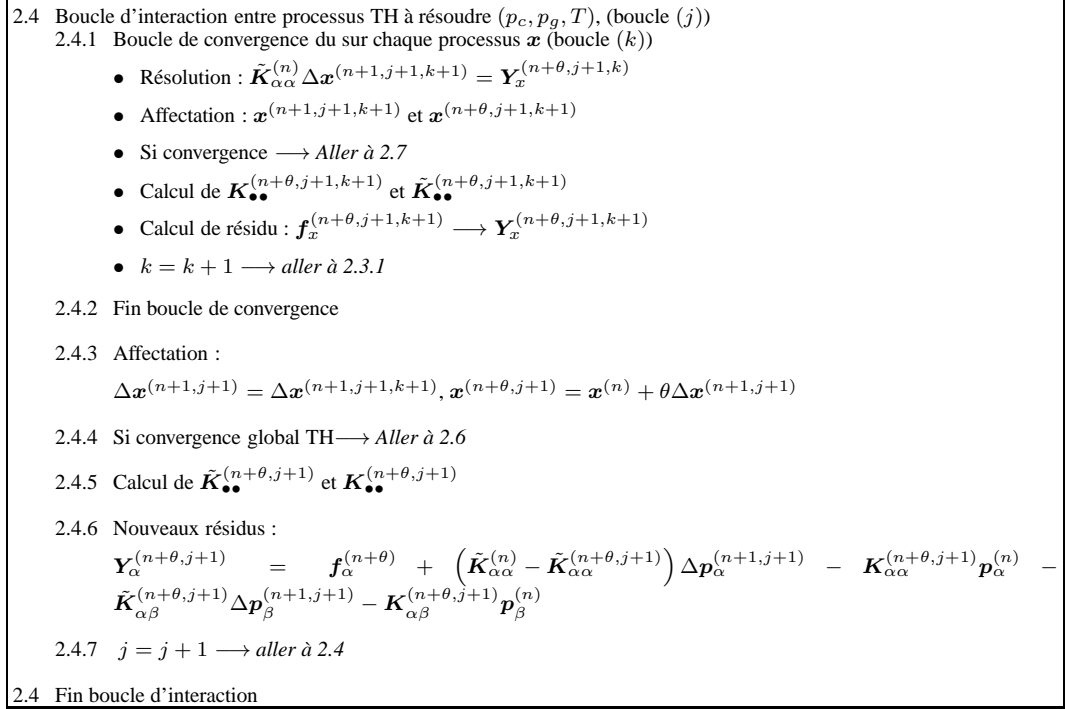


FIGURE 2.7: Algorithme de résolution du processus TH

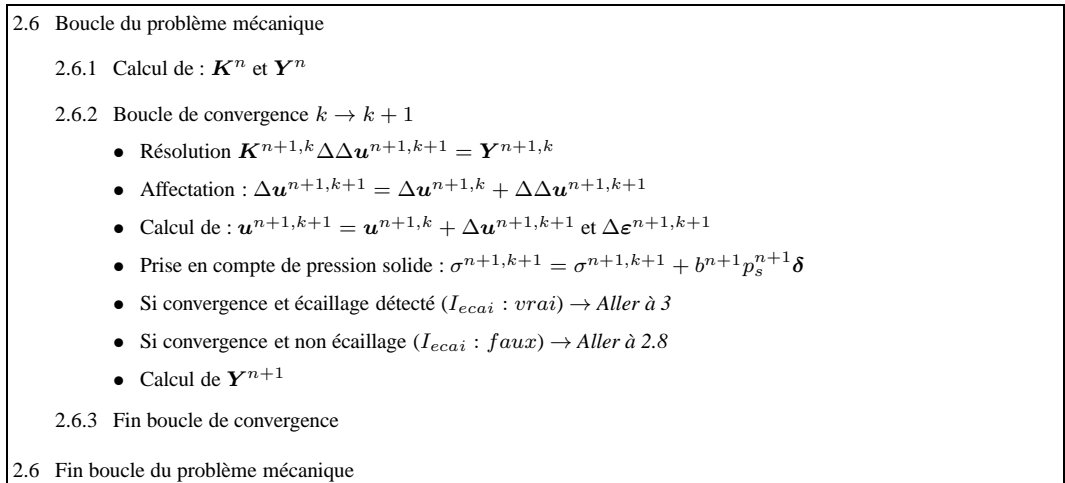


FIGURE 2.8: Algorithme de résolution du problème mécanique

2.10.1	Boucle de critère HM sur tous les éléments i_e du maillage
2.10.1.1	Calcul $F_{criHM} = f_t(T) - p_s$
2.10.1.2	Si $F_{criHM} < 0 \rightarrow$ Mise à jour $I_{criHM}^{i_e} = vrai$
2.10.2	Fin boucle de critère HM
2.10.3	Boucle de critère TM sur l'hauteur de l'écaille h
2.10.3.1	Boucle sur la profondeur de l'écaille e de e_{min} à e_{max}
	<ul style="list-style-type: none"> • Calcul de $F_{criTM} = \sigma_{cr} - \sigma_{11}$ • Si $F_{criTM} > 0 \rightarrow$ Aller à 2.10.3.2 • Si $I_{criHM}(e) : vrai \rightarrow$ Mise à jour : $I_{ecai} = vrai, \Omega^e$
2.10.3.2	Fin boucle sur la profondeur de l'écaille
2.10.4	Fin boucle sur l'hauteur de l'écaille
2.10.5	Si non écaillage \rightarrow Aller à 2.11
2.10.6	Désactivation des éléments dans Ω^e
2.10.7	Transfert des conditions aux limites : Σ^{n-e}
2.10.8	Si $I_{ecai} : vrai \rightarrow$ Aller à 2.6

FIGURE 2.9: Algorithme d'analyse de l'écaillage

$$-m_a \mathbf{v}_{a-s} \cdot \mathbf{n} = \bar{q}_a - h_g (\rho_a - \rho_a^\infty) \quad \text{sur } (\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}) \quad (2.59)$$

$$-m_v \mathbf{v}_{v-s} \cdot \mathbf{n} = \bar{q}_v - h_g (\rho_v - \rho_v^\infty) \quad \text{sur } (\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}) \quad (2.60)$$

$$-m_l \mathbf{v}_{l-s} \cdot \mathbf{n} = \bar{q}_l \quad \text{sur } (\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}) \quad (2.61)$$

$$\begin{aligned} -(\mathbf{q} + H_{vap} m_l \mathbf{v}_{l-s}) \cdot \mathbf{n} &= \left(\lambda \nabla T + H_{vap} K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} (\nabla p_g - \nabla p_c) \right) \cdot \mathbf{n} \\ &= \bar{q}_T - h_T (T - T_\infty) - \epsilon \sigma (T^4 - T_\infty^4) \quad \text{sur } (\Sigma_T^n \cup \Sigma_T^{n-e}) \end{aligned} \quad (2.62)$$

avec h_g étant coefficient d'échange convectif de masse et ρ_v^∞ la masse volumique de la vapeur d'eau dans le milieu ambiant, et Σ_p^\bullet et Σ_T^\bullet les frontières sur lesquelles les conditions aux limites hydriques et, respectivement, thermiques sont appliquées .

2.4.1.3 Conditions aux limites de convection de masse linéarisées

L'introduction des conditions aux limites de convection (2.59)-(2.60) nécessite d'exprimer les masses volumiques (ρ_v, ρ_a) en fonction des variables du problème (p_c, p_g, T) .

$$\rho_v = \frac{M_v}{RT} p_v \quad ; \quad \rho_a = \frac{M_a}{RT} (p_g - p_v) \quad (2.63)$$

Cependant, la pression p_v dépend de façon non linéaire des variables du problème (p_c, p_g, T) :

$$p_v = p_{vs} \exp \left(\frac{M_v}{\rho_l RT} (p_g - p_c - p_{vs}) \right) \quad (2.64)$$

ce qui ne permet pas de factoriser ces deux variables dans la relation (2.64). Or cette factorisation est nécessaire pour introduire les conditions aux limites (2.59)-(2.60) dans la forme algébrique (2.48)-(2.49), obtenue après discrétisation du problème. Pour trouver les valeurs (ρ_v, ρ_a) au temps $t_{n+1} = t_n + \Delta t$, une solution consiste à linéariser les relations au voisinage des valeurs (p_c, p_g, T) :

$$\rho_v^{n+1} \approx \rho_v^n + \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial p_c} \right|^n \Delta p_c^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial p_g} \right|^n \Delta p_g^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \right|^n \Delta T^{n+1} \quad (2.65)$$

$$\rho_a^{n+1} \approx \rho_a^n + \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial p_c} \right|^n \Delta p_c^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial p_g} \right|^n \Delta p_g^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial T} \right|^n \Delta T^{n+1} \quad (2.66)$$

En substituant les relations ci-dessus dans la forme discrétisée des équations de transfert ((2.54) - (2.55)), on obtient les opérateurs $K_{\bullet\bullet}$ et les seconds membres f_{\bullet} modifiés par ces conditions aux limites. Les expressions détaillées sont données en annexe 3.4.3.

2.4.2 Mise en œuvre de la progression du front d'écaillage

2.4.2.1 Délimitation de la zone d'écaillage

Le critère proposé est un critère d'écaillage progressif. Il est donc nécessaire de préciser la méthodologie de mise en œuvre opérationnelle du critère d'écaillage dans le modèle THM élément-fini afin de gérer l'expulsion des écailles et le transfert des conditions aux limites évolutives.

Pour simuler la progression du front d'écaillage, on adopte des hypothèses suivantes :

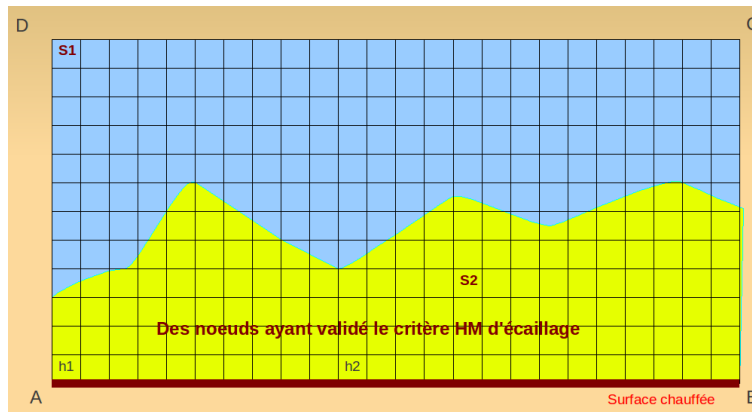


FIGURE 2.10: Schématisation de la progression du front d'écaillage - Ensemble des nœuds ayant validé le critère hydro-mécanique

- L'écaillage ne se propage que dans la direction perpendiculaire à la surface chauffée
- Tous les éléments du maillage sont des quadrilatères à quatre ou 8 nœuds

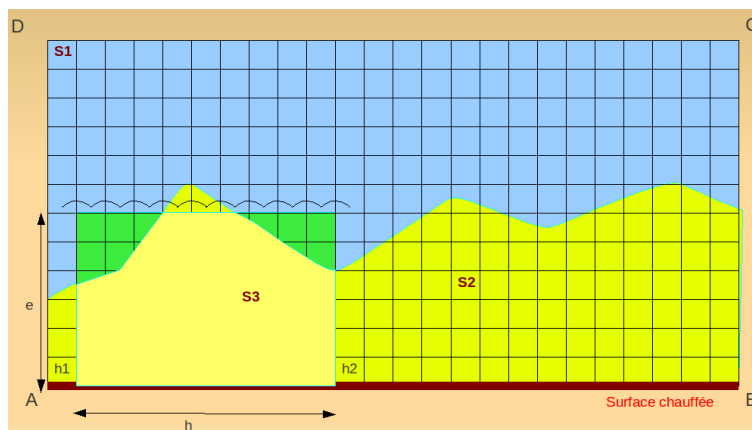


FIGURE 2.11: Schématisation de la progression du front d'écaillage - Ensemble des nœuds ayant validé le critère TM parmi ceux ayant validé le critère HM.

A la fin de chaque pas de temps, les critères d'écaillage sont successivement analysés et la simulation de progression d'écaillage est éventuellement activée si un écaillage est détecté. Pour faciliter l'analyse de l'écaillage et comme celui-ci est supposé ne se propager que dans la direction perpendiculaire à la surface chauffée, tous les éléments du maillage sont classés dans des rangées d'éléments, perpendiculaires à la surface chauffée.

Par la suite, le premier critère d'écaillage HM (basé sur la confrontation de la limite en traction chutant avec la température à la contrainte de traction induite par la pression de

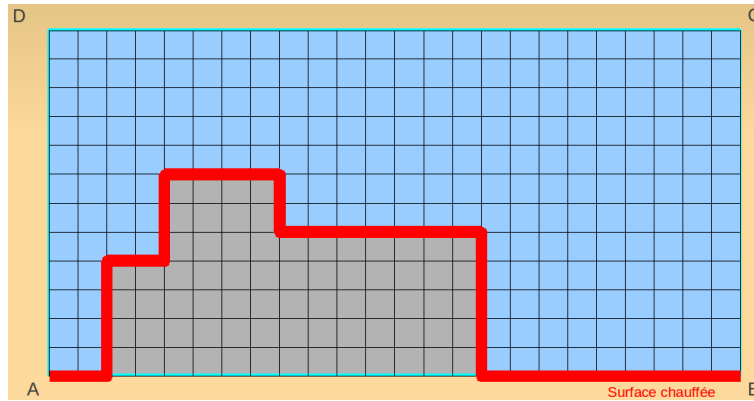


FIGURE 2.12: Shématisation de la progression du front d'écaillage

pore) est analysé sur l'ensemble du maillage. Cette analyse permet de déterminer l'ensemble des éléments (S_2) (Fig. 2.10) qui contient les éléments ayant atteint par le critère HM, ($F_{criHM} = f_t(T) - bp_s < 0$). Cet ensemble (S_2) représente la partie fissurée du béton due à la pression de pore. Les micro-fissurations générées parallèlement à la surface chauffée dans l'ensemble (S_2) peut déclencher le phénomène d'écaillage par percolation. Il est à noter que dans notre approche, la zone micro-fissurée en traction ne se limite pas à la seule localisation du pic de pression, contrairement par exemple au travaux de Lottman [Lottman 07]. Dans notre cas, la zone s'étend à l'ensemble du sous-domaine dans lequel la résistance en traction est inférieure à la pression de pore : zone micro-fissurée. Pour chaque rangée d'éléments les nœuds faisant partie de (S_2) sont ceux de tous les éléments à partir de la surface chauffée jusqu'à la limite interne de la zone micro-fissurée au niveau de cette rangée d'éléments.

On notera que pour une dimension maximale de granulat d_{max} donnée, la hauteur de l'écaillage est supposée comprise entre $(3 \sim 5)d_{max}$ [Prisco 00, Fokwa 93, Bazant 89]. Comme la hauteur d'écaillage est corrélée à la granulométrie du béton, cette dimension n'est pas affecté par le processus de détection de la zone micro-fissurée exposé ci-dessous. Ce processus conditionne donc uniquement l'épaisseur de la zone constituant l'écaillage potentielle. Or, l'épaisseur de cette zone peut se réduire à quelques éléments, voire à une seul élément. Qui plus est, la finesse du maillage en zone exposée au feu se traduit par une des épaisseurs très faibles de ces éléments. La conséquence est que si l'écaillage potentielle est formée d'un nombre faible d'élément, alors sa contrainte d'Euler sera trop faible ce qui peut pathologiquement conduire à un écaillage purement numérique.

Pour palier à cette pathologie, une taille minimale d'écaille e_{min} est introduite dans le modèle. Il s'agit d'un paramètre numérique pour lequel des études paramétriques seront menées. Il sera également analysé sous l'angle des informations expérimentales sur les dimensions d'écailles observées.

Du point de vue pratique, l'analyse des critères d'écailage n'est menée que sur des zones ayant une épaisseur supérieure ou égale à e_{min} à partir de la surface chauffée.

Enfin, nous introduisons également une épaisseur maximale e_{max} dont l'objectif est de limiter la zone d'analyse de l'écailage dans le maillage et donc de limiter le temps de calcul. Sa valeur est introduite suffisamment grande pour rendre une écaille de taille supérieure ou égale à e_{max} non physiquement réaliste.

Il convient maintenant d'analyser le critère TM sur l'ensemble des nœuds susceptibles d'écailer (S_2). Pour cela, on traite la zone (S_2) bloc par bloc de rangées d'éléments, chaque rangée commençant la surface exposée et se terminant à la limite de la zone micro-fissurée, cette dernière devant réaliser une profondeur minimale e_{min} et maximale e_{max} . On note l'épaisseur réalisant ces conditions e_0 .

Pour un bloc de taille h (correspondant la hauteur de l'écaille en fonction de d_{max} (Figure 2.11)), la contrainte d'Euler est calculée pour des sous-blocs d'épaisseur $e_{min} \leq e \leq e_0 \leq e_{max}$.

L'écaille, s'il y a lieu, correspond au sous-bloc ayant la plus grande épaisseur permettant de réaliser le critère TM, c'est à dire, donnant une contrainte critique d'Euler inférieure ou égale à la moyenne de la contrainte de compression appliquée au sous-bloc : $e_{ec} = \max(e) | F_{critM} \leq 0$.

La combinaison des deux critères d'écailage permet de déterminer l'ensemble des éléments écailés (S_3) qui donne le sous-domaine Ω_l^e .

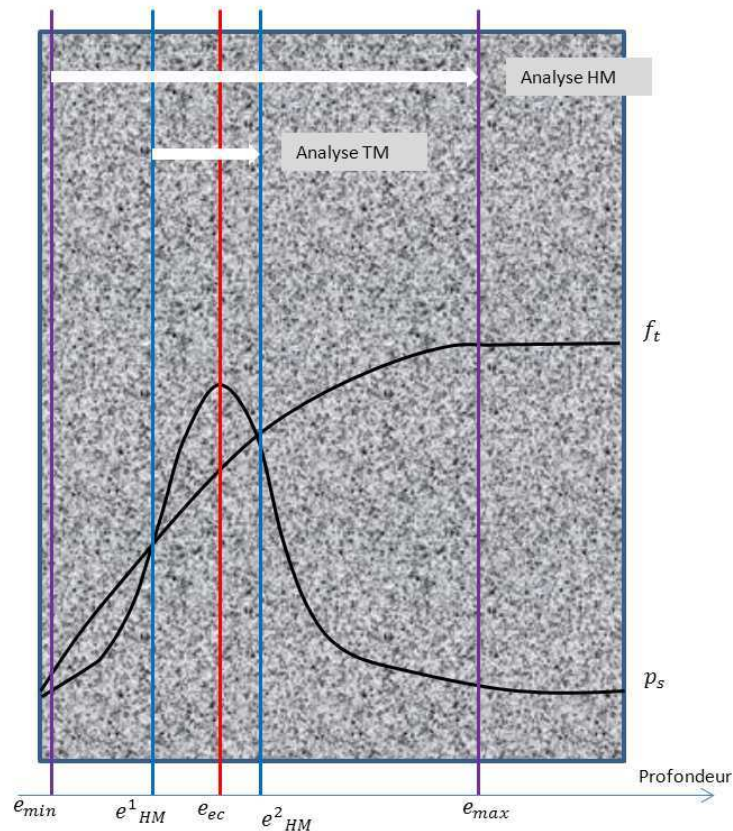


FIGURE 2.13: Shématisation des étapes d'analyse le risque d'écaillage

Les différentes étapes d'analyse de l'occurrence d'écaillage schématisés et synthétisés comme suit 2.13 :

1. Analyse thermo-hydraulique : Le critère HM est analysé dans la couche comprise entre e_{min} et e_{max} . Cette analyse permet de déterminer la zone de e_{HM}^1 à e_{HM}^2 où la pression solide bp_s dépasse la limite en traction F_t . Cette zone est considérée susceptible d'écailler.
2. Analyse thermo-mécanique : Le critère TM est analysé dans la zone définie par l'analyse thermo-hydraulique : de e_{HM}^1 à e_{HM}^2 . Cette analyse détermine la profondeur maximale e_{cc} comprise entre e_{HM}^1 et e_{HM}^2 dans la-quelle la contrainte en compression parallèle à la surface chauffée dépasse la contrainte critique de flambement d'Euler. Cette profondeur e_{cc} est donc conditionnée par l'analyse thermo-hydraulique.
3. Une fois que la profondeur e_{cc} est définie, toute la zone de la surface chauffée jusqu'à e_{cc} satisfaisant les critères d'écaillage thermo-hydraulique et thermo-mécanique est considérée écaillée. Le processus de désactivation des éléments dans la couche écaillée et le processus de transfert des conditions aux limites, qui sont décrits dans le prochain paragraphe,

sont réalisés.

2.4.2.2 Désactivation des éléments écaillés et transfert des conditions aux limites

Une fois que la zone écaillée est déterminée par le domaine Ω_t^e , elle est par la suite désactivée et des conditions aux limites sont transférées à l'interface entre Ω_t^e et Ω^n (Fig. 2.12). La désactivation des éléments du domaine Ω_t^e se traduit par une mise à jour de l'indicateur de domaine d'écaillage (voir section 2) : $I_{e \in \Omega_t^e} = 0$. Ces éléments ne sont pas pris en compte lors de l'assemblage des matrices K_{uu} et $K_{\alpha\alpha}$ du premier membre des équations (2.51) et (2.44)-(2.46), ni lors du calcul du résidu Y dans l'équation (2.55). La mise à jour de l'indicateur induit également une mise à jour des domaines $\Omega^n = \Omega^n \setminus \Omega_t^e$, $\Omega^e = \Omega^e \cup \Omega_t^e$ et des frontières de conditions aux limites : $\Sigma^{n-e} = (\Sigma^{n-e} \setminus \Sigma^{\Omega_t^e}) \cap \Sigma^{n-\Omega_t^e}$ avec $\Sigma^{\Omega_t^e}$ la frontière sur laquelle des conditions aux limites thermo-hydriques sont appliquées et $\Sigma^{n-\Omega_t^e}$ est l'interface entre Ω_t^e et Ω^n .

Après avoir désactivé les éléments du domaine Ω_t^e , les conditions aux limites thermo-hydriques appliquées sur $\Sigma^{n-\Omega_t^e}$ sont transférées aux frontières $\Sigma_p^{n-\Omega_t^e}$ et $\Sigma_T^{n-\Omega_t^e}$. Aucune condition aux limites mécanique n'est appliquée sur ces dernières. La désactivation des éléments peut éventuellement engendrer un déséquilibre mécanique, hydrique ou thermique dans le système composé des éléments restants. Ceci provient du fait que, pour ces éléments, les efforts correspondant aux contraintes normales, ainsi que les flux hydriques et thermiques à l'interface entre Ω^n et S_3 ne sont plus équilibrés par les efforts et flux sur cette interface correspondant aux éléments désactivés. Un rééquilibrage du système est donc nécessaire. Il est assuré en appliquant sur l'interface nouvellement créée des efforts normaux et des flux hydriques opposés à ceux correspondants aux éléments désactivés. Cette opération doit avoir lieu avant l'application de nouvelles conditions d'échange sur la nouvelle interface. Le calcul des forces de rééquilibrage se fait lors d'itérations dites "à vide".

2.5 Conclusion

Dans la première partie de ce chapitre, le modèle Thermo-Hydro-Mécanique existant [Al Najim 04, Sabeur 06, Le 11] a été présenté de façon synthétique. Le modèle TH est basé sur une approche des transferts en milieu poreux ouvert. Il a été développé en écrivant des

équations d'équilibre pour trois phases fluides (eau liquide, vapeur d'eau et air sec), l'équation de conservation d'énergie, régissant les transferts de masses et d'énergie dans le milieu poreux. Le modèle mécanique est basé sur l'approche thermo-poro-mécanique avec endommagement, en prenant et en compte les déformations thermiques transitoires.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, le modèle d'écaillage de type Détachement-Flambement a été présenté. Dans ce modèle, l'écaillage dépend des propriétés thermo-hydrauliques qui vont conditionner les champs de température et de pression, des propriétés mécaniques qui vont conditionner le niveau de contrainte et d'endommagement ainsi que la distribution granulaire du béton. Ainsi, l'écaillage se produit lorsque la pression de pore est suffisante pour produire une fissuration qui délimite l'écaillage potentielle. Cette délimitation, par une fissuration qui percole en surface, dépend de la distribution granulaire. Enfin, l'écaillage n'est effectivement expulsé que si la contrainte de compression moyenne agissant selon l'élançement de l'écaillage est suffisante pour conduire à un flambement de celle-ci.

Le processus d'écaillage progressif nécessite la prise en compte de l'évolution de la géométrie du problème et du transfert des conditions aux limites. Une stratégie sans remaillage, par désactivation des éléments, a été adoptée, rendant plus aisé le transfert des conditions aux limites évolutives.

Chapitre 3

Mise en œuvre du modèle THM-Ecaillage et études paramétriques

Un modèle thermo-hydro-mécanique prenant en compte le phénomène d'écaillage du béton exposé à des hautes températures a été développé et présenté dans le chapitre précédent. La démarche dans le présent chapitre consiste à mener une série de validations de la mise en œuvre numérique dans CESAR-LCPC, une série d'études paramétriques puis des simulations de configurations d'essais. L'objectif est, d'une part, évaluer la robustesse du modèle sur le plan numérique et d'autre part, évaluer les capacités du modèle à reproduire qualitativement certaines constatations expérimentales. En effet, à cette phase de développement du modèle, il est encore prématuré pour en attendre des capacités prédictives. Cependant, le retour d'expérience construit à l'issue de ce chapitre permettra de dégager les éléments pertinents pour, progressivement, aller vers un outil-modèle prédictif et opérationnel pour l'ingénierie.

3.1 Mise en œuvre du modèle THM-Ecaillage

Dans un premier temps, le modèle thermo-hydrique implanté dans CESAR-LCPC [Humbert 05, Rigobert 09] est validé en comparant les résultats de simulations numériques à ceux du code d'éléments finis CAS3M [Al Najim 04, Le 11, Meftah 11], lui même ayant fait l'objet d'un confrontation avec le code HITECOSP [Dal Pont 07]. Dans un deuxième temps, on valide la

mise en oeuvre du modèle d'écaillage par des exemples simples portant sur le transfert des conditions aux limites ainsi que sur l'utilisation des deux critères d'écaillage (critère hydro-mécanique et critère thermo-mécanique).

3.1.1 Validation du modèle thermo-hydrique

La validation du modèle thermo-hydrique implanté dans le code CESAR est présentée au travers d'une comparaison des résultats d'une simulation numérique avec ceux du même modèle implanté dans CAST3M. Les profils des variables d'état à différents instants sont comparés afin de valider la modélisation proposée. D'autres résultats attestant de la validité du modèle, non présentés ici, sont disponibles [Rigobert 09].

3.1.1.1 Configuration d'étude

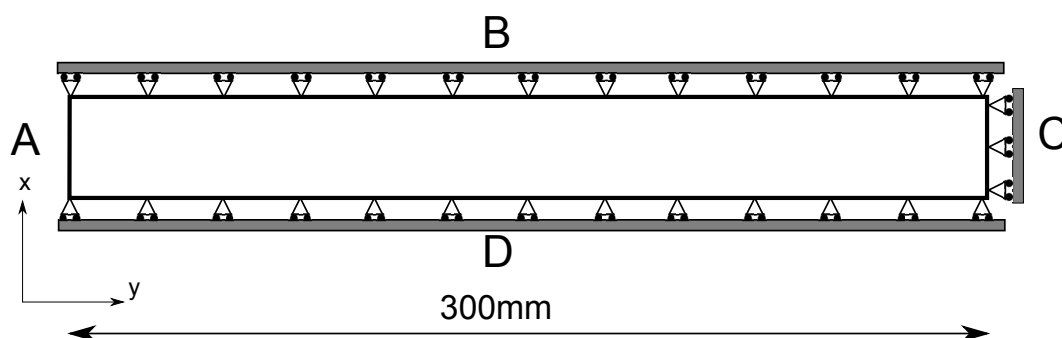


FIGURE 3.1: Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton - Validation du modèle thermo-hydrique

L'exemple de la simulation traite le cas d'une tranche de mur en béton d'épaisseur égale à 300mm (Figure 3.1). La tranche de mur est discrétisé par 100 éléments $Q4$ dans la direction y et par un élément suivant la direction x [Dal Pont 07]. Pour assurer un élancement de l'élément le plus petit dont l'épaisseur est de 3mm , la hauteur de de la tranche de mur est égale à 2mm .

Les conditions initiales imposées sur les variables principales p_c , p_g et T sont résumées dans le tableau 3.1. Il est à noter que la pression capillaire initiale choisie correspond à un degré de saturation initial de $S_{l-0} = 60\%$.

Température, $T[C]$	20
Pression capillaire, $p_c[MPa]$	14,3
Pression de gaz, $p_g[MPa]$	0,101325

TABLE 3.1: Conditions initiales

Porosité, $\phi[-]$	0,1368
Masse volumique du solide, $\rho[kgm^{-3}]$	2611
Perméabilité intrinsèque, $K_{ini}[m^2]$	10^{-18}
Conductivité thermique à l'état sec, $\lambda[Wm^{-1}K^{-1}]$	2
Chaleur spécifique du solide, $C_{ps0}[Jkg^{-1}K^{-1}]$	940
Coefficient de transfert convectif de masse, $h_g[-]$	0,018
Coefficient de transfert convectif de chaleur, $h_t[-]$	18
Émissivité de l'interface, $\epsilon\sigma[Wm^{-2}K^{-4}]$	$0,51 \times 10^{-7}$

TABLE 3.2: Propriétés thermo-hydrauliques du béton

Les propriétés du matériau sont présentées dans le tableau 3.2.

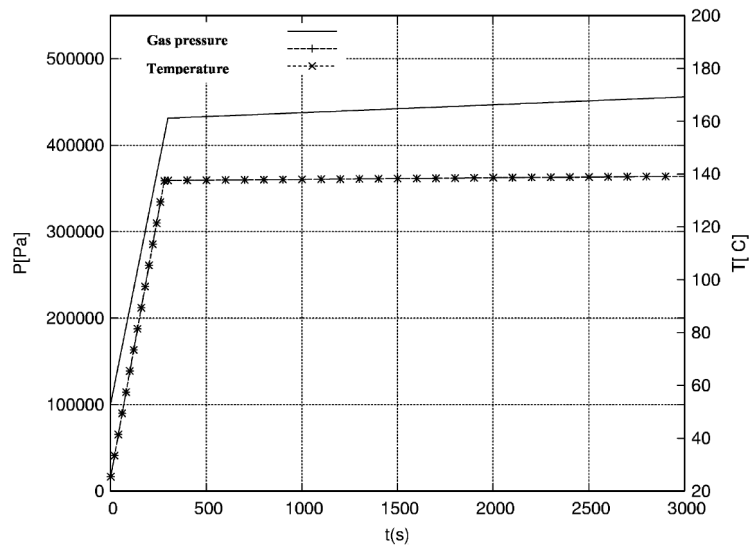


FIGURE 3.2: Pressions et température imposées [Dal Pont 11]

Des conditions de pression de gaz et de température sont imposées sur la face A (Figure

3.1) afin de reproduire des conditions LOCA (loss-of-coolant accident). Ces conditions aux limites sont présentées dans la figure 3.2 et se poursuivent jusqu'à 10 heures. Les conditions de convection sur la pression capillaire dont la masse volumique du milieu ambiant de $\rho_{v-\infty} = 0,00863336 \text{ kg/m}^3$ est appliquées sur la face A. La tranche de mur est isolée sur les faces B, C et D ($q_c = q_g = 0, q_T = 0$), le problème est donc mono-dimensionnel.

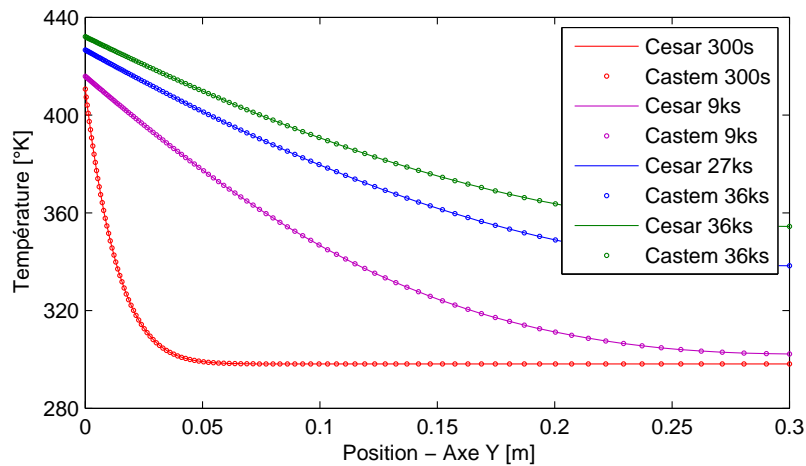


FIGURE 3.3: Comparaison des évolutions de la température

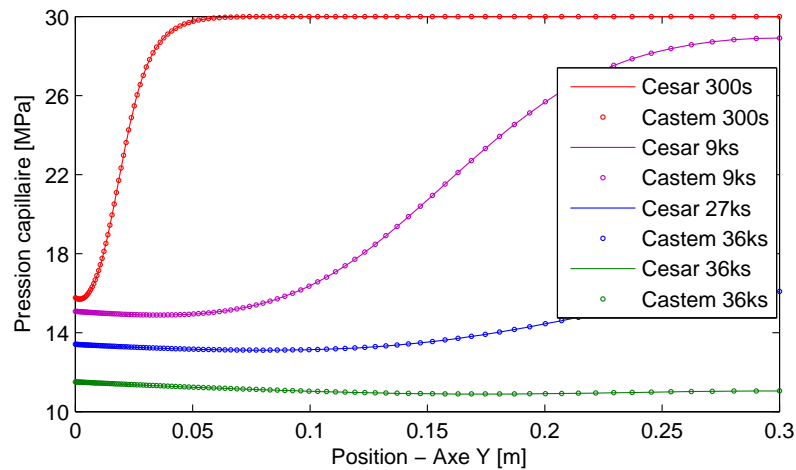


FIGURE 3.4: Comparaison des évolutions de la pression capillaire

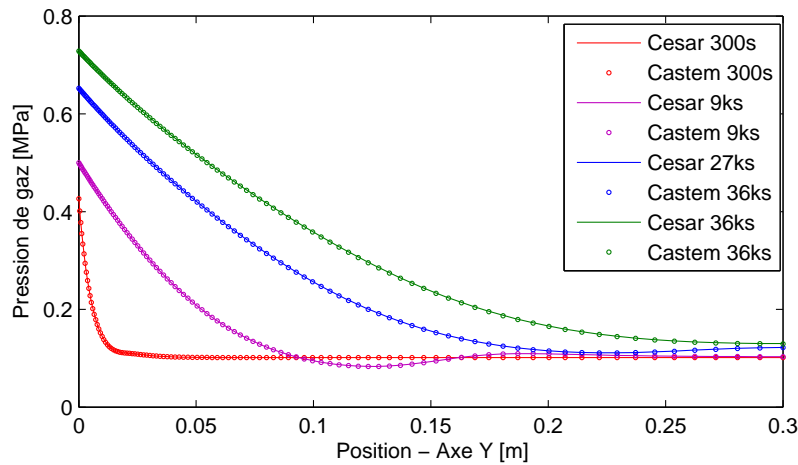


FIGURE 3.5: Comparaison des évolutions de la pression de gaz

3.1.1.2 Comparaison entre les deux modèles

Sur les figures 3.3 - 3.5, on présente l'évolution des variables d'état : la température, la pression du gaz et la pression capillaire au sein de la tranche de mur pour les deux modèles à différents instants (de 300 secondes à 36000 secondes). On note que les profils de la température et des pressions pour les deux codes présentent une parfaite concordance. Sur la base d'une série de confrontations similaires à celle-ci [Rigobert 09], nous pouvons conclure que la mise en oeuvre numérique du modèle TH dans CESAR-LCPC est validée.

3.1.2 Désactivation des éléments écaillés et transfert des conditions aux limites

Selon le modèle THM présenté dans le chapitre 2, le critère d'écaillage présenté dans la section 2.3 conduit, lorsqu'il est atteint, à la formation et à l'expulsion d'une écaille. D'un point de vue de la modélisation, cela se traduit par la désactivation des éléments composant l'écaille. Par définition, les écailles constituent une portion de la surface chauffée sur laquelle s'applique également des conditions d'échange hydrique. Une fois que l'écaille est désactivée, l'interface entre l'écaille (éléments désactivés) et le béton restant joue le rôle de la nouvelle frontière externe exposée aux conditions aux limites thermo-hydriques décrivant l'incendie. La modélisation du phénomène d'écaillage suppose donc de pouvoir redéfinir dans le temps la

Module de Young, $E_0[GPa]$	30
Coefficient de Poisson, $\nu[-]$	0,18
Coefficient de dilatation thermique, $\alpha[K^{-1}]$	1×10^{-5}

TABLE 3.3: Propriétés mécaniques du béton

surface sur laquelle les conditions aux limites thermo-hydriques sont appliquées.

Il est à noter que les conditions de type Dirichlet sur p_g , convection sur p_c et p_g , et convection/rayonnement sur T sont prises en compte dans CESAR-LCPC par le même processus, à partir de la définition d'une surface "d'échange". La redéfinition des conditions aux limites après l'occurrence d'écaillage consiste donc simplement à redéfinir la surface d'échange, quelque soit le type de conditions aux limites parmi les conditions thermo-hydriques envisagées.

L'objectif de cette partie est de valider le processus de désactivation des éléments écaillés et le processus de redéfinition des conditions aux limites.

3.1.2.1 Mise en oeuvre sur un cas 1D

En premier lieu, on étudie l'exemple d'une tranche de mur en béton dont l'épaisseur est de $100mm$ et l'épaisseur est de $1mm$. La tranche de mur est discrétisée par 100 éléments $Q4$ réguliers dans la direction y et par un élément dans la direction x (voir figure 3.6). Les propriétés thermo-hydrique du béton ainsi que les conditions initiales sont les même que dans la partie 3.1 (voir tableaux 3.1, 3.2). Les propriétés mécaniques sont présentées dans le tableau 3.3.

Le déplacement normal est bloqué sur les faces B,C et D. Une condition de type convection/rayonnement thermique est appliqué sur la face A avec une montée en température constante de $30^\circ C/min$ de l'air ambiant. Une condition de Dirichlet sur la pression de gaz $p_g = 101325Pa$ ainsi qu'une condition d'échange sur p_c sont appliquées sur la face A. Il est à noter que les conditions aux limites de type mixte Neumann-convection (équations (2.59) - (2.61)) sont basées sur l'échange de masse entre le matériau et le milieu ambiant. Ici les flux \bar{q}_π , ($\pi = a, v, l$) sont nuls. La détermination de ces conditions aux limites se réduit ainsi à la

Face	Variable	Type de C.L	Valeur
A	T_∞	Convection et rayonnement	$30^\circ C/min$
	p_g	Dirichlet	$101325[Pa]$
	p_c	Convection	$\rho_v^\infty = 8,6334 \times 10^{-3}[kg/m^3]$
B,C,D	$q_T = 0, q_c = q_g = 0$		

TABLE 3.4: Conditions aux limites - validation du processus de désactivation des éléments et de transfert des conditions aux limites

connaissance de la masse volumique de la vapeur ambiante et de l'air ambiante. Les conditions aux limites thermo-hydrauliques appliquées aux faces A, B, C et D sont synthétisées dans le tableau 3.4.

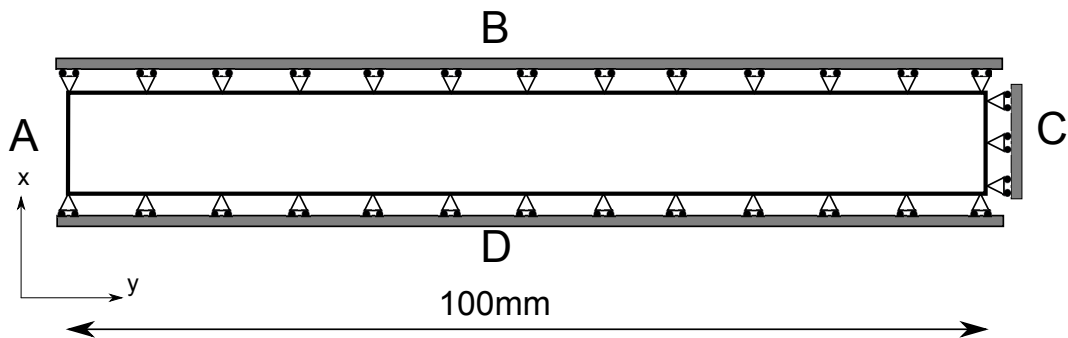


FIGURE 3.6: Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton - validation de processus de désactivation des éléments et de transfert des conditions aux limites

La durée de simulation est de $30s$ avec un pas de temps de $2s$. Pour analyser le fonctionnement du processus de désactivation des éléments et de redéfinition des conditions aux limites, les expulsions des écailles de $1mm$ sont programmées (artificiellement car l'objectif est de valider la stabilité des calculs lorsqu'on procède au retrait des écailles puis au transfert des conditions aux limites) aux instants $t = 6s, 12s, 18s, 24s$. Dans ce cas, les critères hydro-mécanique et thermo-mécanique ne sont pas mis en œuvres.

Résultats et discussions

Les profils des variables principales du problème p_c , p_g , T sont représentés dans les figures 3.7-3.9. On peut constater que les éléments constituant chaque écaille sont bien désactivés et les conditions aux limites sont transférées à la nouvelle surface. Ceci se manifeste clairement au niveau de la courbe p_g par une valeur de la pression de gaz à la surface égale à la valeur imposée par la condition de type Dirichlet dans les instants suivant immédiatement l'écailage programmé (Figure 3.8). On constate également que l'expulsion d'une écaille engendre des variations de pression capillaire sensiblement plus importantes qu'entre deux instants ultérieurs. Cette observation se retrouve sur les températures de surface à partir du deuxième écailage programmé à 12s (Figure 3.9). Une légère diminution de la température sur la surface chauffée du béton est observée dans les premiers instants jusqu'au premier écailage. Cette diminution de température peut être expliquée de façon suivante. La désaturation du matériau à proximité de la surface, soulignée par l'augmentation de la pression capillaire (Figure 3.7) engendre une évaporation d'eau, le phénomène étant endothermique. Aux premiers instants de simulation, cette perte d'énergie n'est pas compensée par le flux provenant de la surface chauffée, occasionnant une chute de la température de surface.

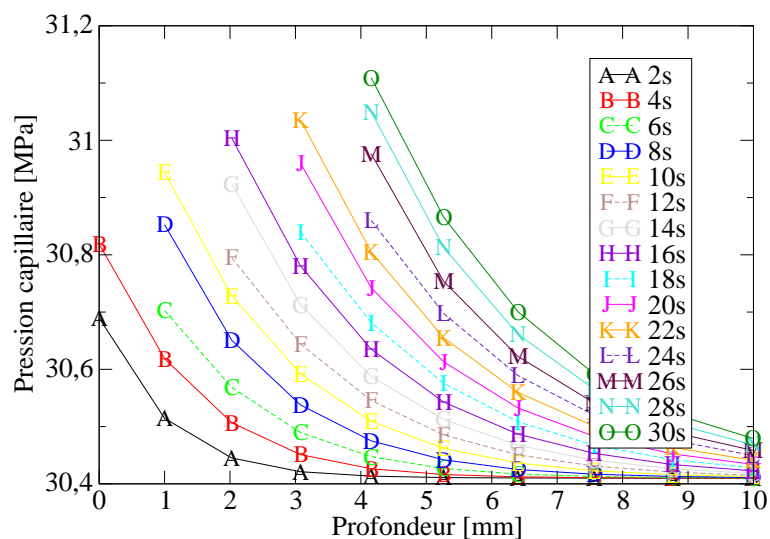


FIGURE 3.7: Profils de la pression capillaire dans le matériau

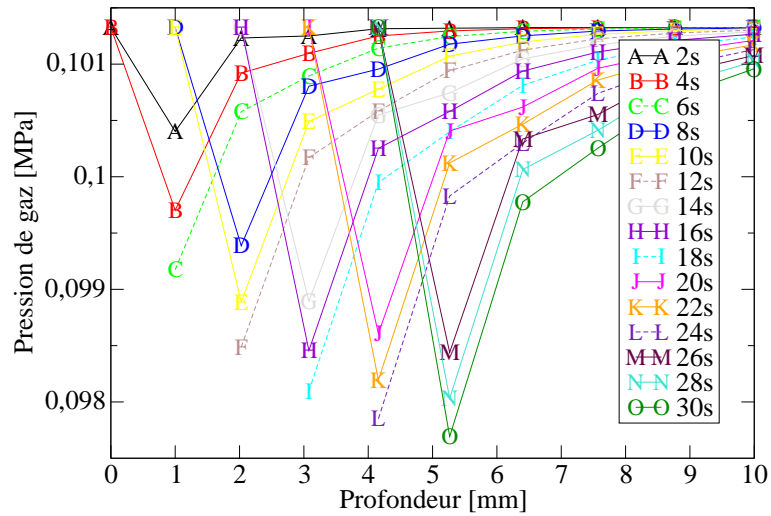


FIGURE 3.8: Profils de la pression de gaz dans le matériau

3.1.2.2 Mise en œuvre sur un cas 2D

Le bon fonctionnement de l'algorithme mis en place pour la modélisation du phénomène d'écaillage a été validé dans le paragraphe précédent sur une configuration simple unidimensionnelle et pour un écaillage programmé. Dans cette partie, on souhaite valider le fonctionnement des critères d'écaillage sur un bloc carré de béton. Contrairement au cas d'étude précédent, l'écaillage est issu de l'atteinte des deux critères d'écaillage hydro-mécanique et thermo-mécanique. Les paramètres d'écaillage sont synthétisés dans le tableau 3.5. Il est à noter que, compte tenu d'une montée en température assez faible à la surface chauffée, la limite en traction utilisée dans le critère HM est artificiellement mise à zéro pour favoriser le phénomène d'écaillage. Le choix d'une hauteur d'écaille ($0,05m$) inférieure à la largeur de bloc en béton ($0,1m$) permettra à l'algorithme de faire le choix de l'écaille à expulser.

Le bloc de béton utilisé dans cet exemple est de taille $100mm \times 100mm$ (Figure 3.10). Il est discrétisé par 15 éléments $Q4$ suivant la direction x et par 50 éléments non réguliers (l'élément le plus petit se trouve à la surface chauffée) suivant la direction y . L'élément le plus fin ayant une épaisseur de $1mm$ se trouve sur le côté inférieur. Les propriétés du béton ainsi que les conditions initiales sont les mêmes que celles de l'exemple précédent (partie 3.1, tableaux 3.1, 3.2 et 3.3). Le déplacement normal est bloqué sur les faces B, C et D et les conditions aux limites thermo-hydriques sont appliquées sur la face A (tableau 3.4). La simulation est réalisée

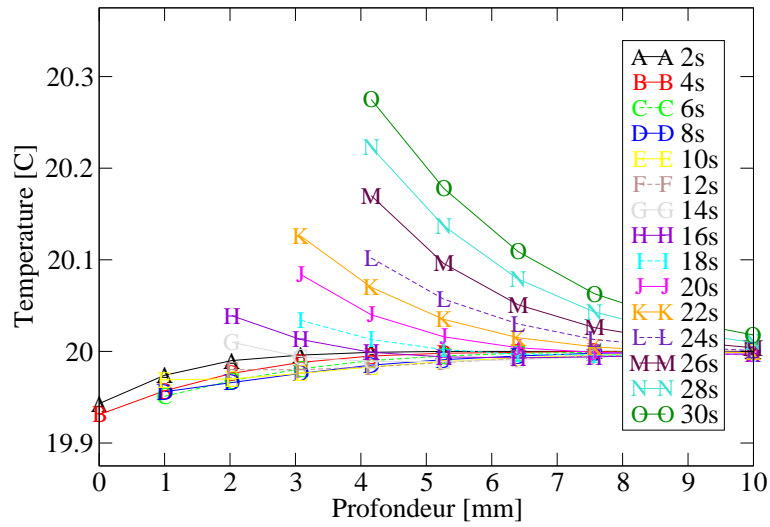


FIGURE 3.9: Profils de la température dans le matériau

Paramètre	Valeur
Hauteur d'écaillage $H_{ecai}[m]$	0.05
Épaisseur minimale d'écaillage $E_{min}[m]$	10^{-3}
Limite en traction $f_{t-0}[MPa]$	0

TABLE 3.5: Paramètres des critères d'écaillage

sur une durée de 30 minutes.

Dans étude, aucun chargement mécanique n'est appliqué. Cependant, les conditions aux limites et les gradients thermiques génèrent des contraintes mécaniques. Pour ces simulations, le comportement mécanique est limité à sa composante thermo-élastique avec fluage thermique transitoire. La composante plastique n'est donc pas activée. Les paramètres clef sont présentés dans le tableau 3.3.

Résultats et discussions

Les critères d'écaillage hydro-mécanique et thermo-mécanique détectent deux écaillages à $t = 1270,5s$ et à $1292,5s$. La figure 3.11 représente en rouge, sur le maillage, les écaillages qui sont effectivement expulsées au cours du calcul. Elles sont constituées de 9 éléments

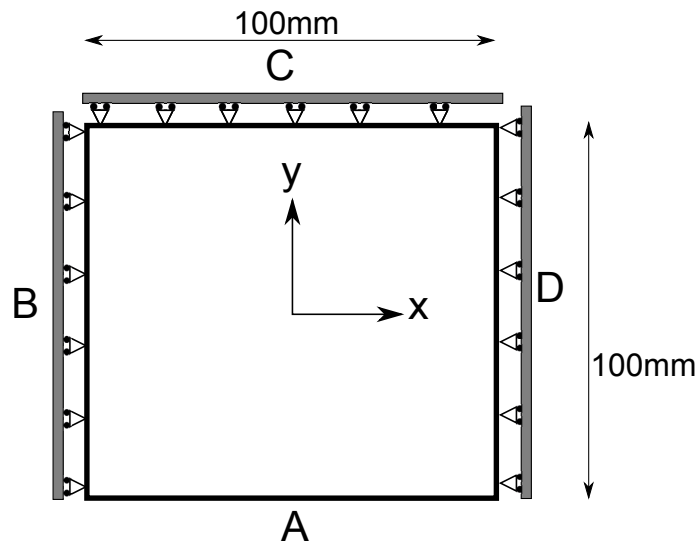


FIGURE 3.10: Configuration d'étude d'un bloc carré en béton - validation du processus d'écaillage complet

d'épaisseur $1mm$ (Figure 3.11).

On constate que la seconde écaille se forme au même endroit que la première, ce que l'on explique de la façon suivante : la configuration choisie est symétrique d'un point de vue tant mécanique que thermo-hydrrique par rapport à l'axe y jusqu'au premier écaillage. Quand les critères d'écaillage sont atteints à l'instant donné, toutes les écailles potentielles dans la couche d'épaisseur de $1mm$ de hauteur d'écaillage de H_{ecai} sont susceptibles d'être expulsées. Autrement dit, on a la même possibilité d'écaillage au centre du bloc en béton qu'aux extrémités. Le choix de l'écaille à expulser dépend des résultats du critère thermo-mécanique et donc de la contrainte moyenne parallèle à la surface chauffée. L'écaille dont la contrainte moyenne est la plus importante est retenue. Compte tenu de la configuration étudiée et de l'équivalence des contraintes pour les différentes écailles potentielles, le choix de l'écaille effective se joue sur la précision du calcul des contraintes. Après avoir désactivé les éléments constituant la première écaille, les contraintes de compression parallèle à la surface chauffée des éléments situés à droite de cette première écaille sont relaxées ce qui diminue le risque d'instabilité de ces éléments à cet endroit.

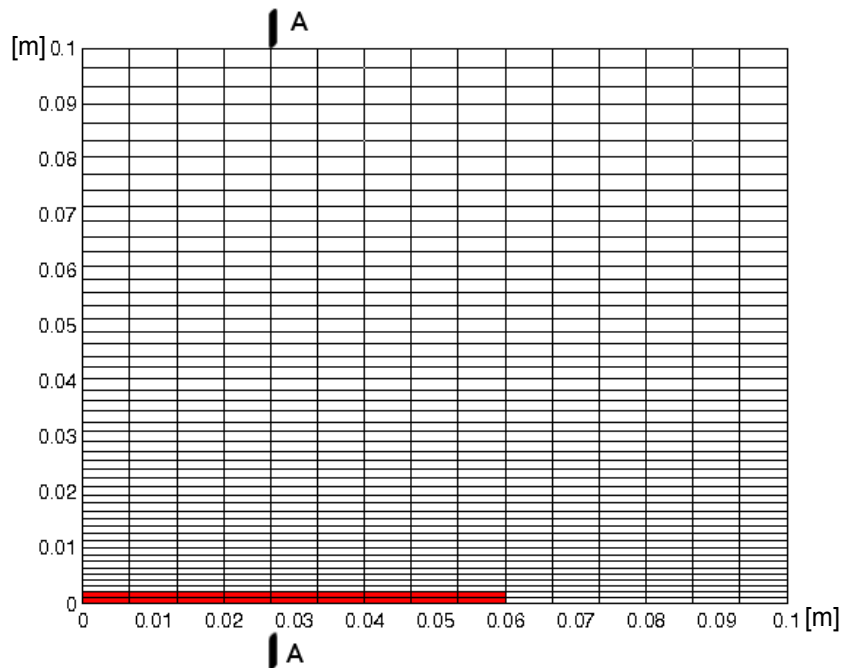


FIGURE 3.11: Ecaillage du bloc carré de béton

Ainsi, pour cet exemple le choix de la localisation de l'écaillage à expulser, alors que toutes les écaillures sont équiprobables, dépend uniquement de l'aléa numérique. Cette nature aléatoire de la localisation de l'écaillage n'est intuitivement pas contraire à ce que serait la réalité physique du phénomène. Cependant, on peut s'attendre à ce qu'elle dépende de l'aléa (physique) sur les propriétés THM du matériau. Ceci nécessitera l'extension du modèle THM dans CESAR-LCPC pour prendre en compte cette variabilité statistique des paramètres [Meftah 12].

Les figures 3.12 - 3.14 montrent les profils suivant la coupe **AA** (Figure 3.11) des variables principales du modèle T, p_c, p_g aux instants d'écaillage et ceux qui suivent immédiatement (les instants d'écaillage sont : $t_e^1 = 1270, 5s$ et $t_e^2 = 1292, 5s$). On notera que lorsqu'une écaillage est expulsée à l'instant t_e , le transfert de conditions aux limites n'est effectif qu'au début du pas de temps suivant $t_e + \Delta t$.

On constate sur la figure 3.13 que la valeur des pressions de gaz à la surface correspond à la valeur imposée par la condition aux limites de type Dirichlet. Dans la mesure où cette condition aux limites est traitée de la même façon que les conditions de convection hydrique ou de convection/rayonnement thermique, cela laisse supposer que les processus de transfert des

conditions aux limites de convection/rayonnement ont été correctement réalisés. Effectivement, on observe dans la figure 3.12 des augmentations importantes des pressions capillaires à la surface après écaillage. Cette augmentation est expliquée par la désaturation du matériau lorsque la surface découverte par l'expulsion des écailles est exposée à la source de chaleur. En outre, l'énergie rapportée par la source de chaleur à la surface, compensée en partie par l'énergie consommée par la désaturation, conduit à une augmentation légère de la température (Figure 3.14). Les observations sur les variations des variables d'état sont donc cohérentes avec le bon transfert des conditions aux limites sur la nouvelle surface en conséquence de l'expulsion d'une écaille.

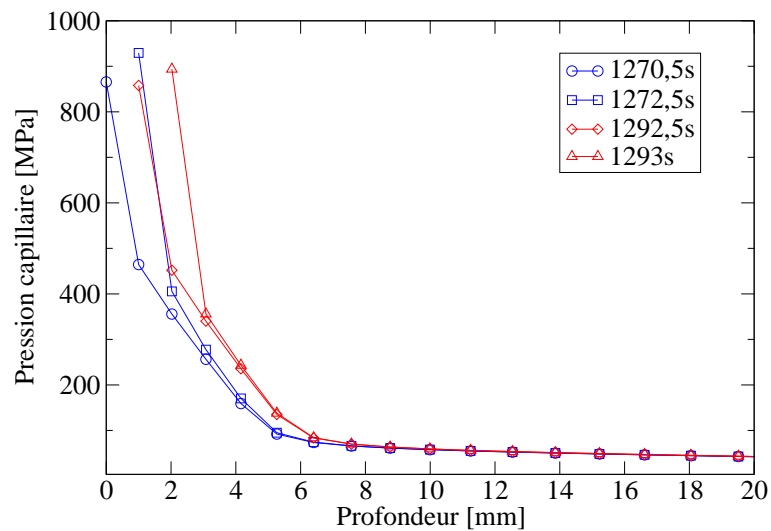


FIGURE 3.12: Profils de la pression capillaire dans le béton

3.1.3 Conclusion

Dans cette partie, le modèle thermo-hydrique présenté dans le chapitre 2 est comparé avec un code de référence. On observe une parfaite concordance entre deux codes. Le modèle THM dans le code CESAR-LCPC est donc validé du point de vue de la mise en oeuvre numérique. La prise en compte du phénomène d'écaillage est aussi validée au travers d'exemples numériques simples, en 1D ainsi qu'en 2D. Ces exemples montrent un bon fonctionnement du modèle permettant de prendre en compte l'expulsion de l'écaille et le transfert des conditions aux limites.

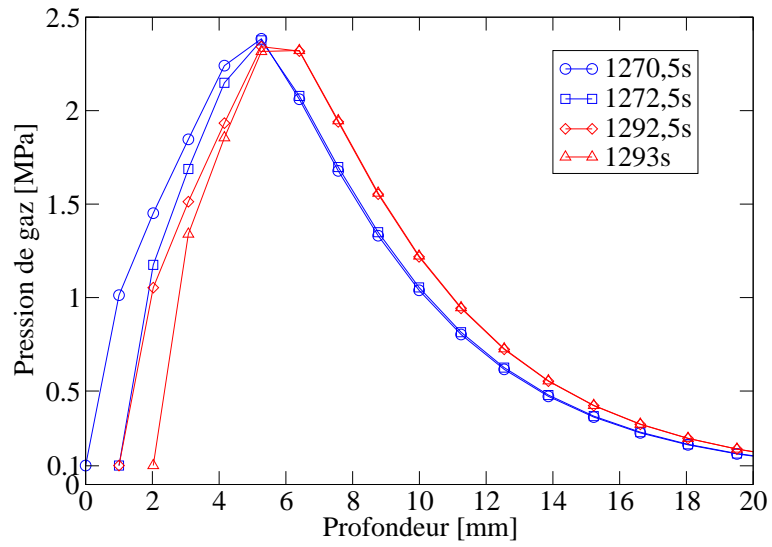


FIGURE 3.13: Profils de la pression de gaz dans le béton

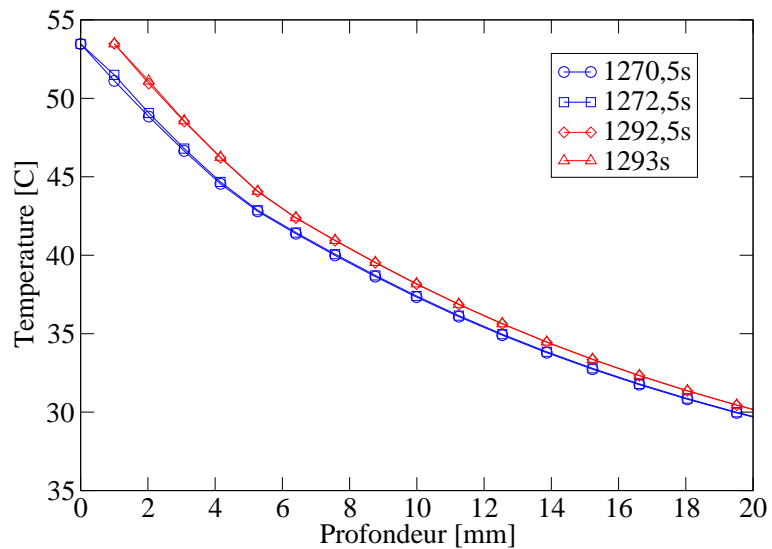


FIGURE 3.14: Profils de la température dans le béton

3.2 Analyse paramétrique relative à la vitesse d'écaillage

Comme on l'a montré dans l'étude bibliographique, l'intensité de l'écaillage est souvent caractérisée par l'épaisseur finale de l'écaillage ou par le volume de béton expulsé (voir partie bibliographique 1.2.1.1). En effet, les informations les plus fines disponibles sont essentiellement celle issues des travaux de Zeiml et co-auteurs [Zeiml 08] qui donne accès à des vitesses des écailles lors de leurs expulsions. La vitesse moyenne d'avancée du front d'écaillage reste une information qualitative. D'autre part, Dwaikat et Kodur [Dwaikat 09] ont montré par une hypothèse d'écaillage hydro-mécanique que ce phénomène peut se manifester par une série de plusieurs écailles successives de petites tailles et que la vitesse d'écaillage (vitesse d'avancée du front d'écaillage) est quasi régulière.

L'objet de cette partie est de voir si la vitesse moyenne d'avancement du front d'écaillage peut constituer un paramètre objectif pour qualifier le phénomène. Si tel est le cas, on peut imaginer des calculs ingénieries basés uniquement sur cette vitesse moyenne pour réduire la section efficace de la structure à dimensionner vis à vis de ce risque. Le qualificatif de "paramètre objectif" est introduit dans le sens qu'à un état d'avancement suffisant de l'écaillage, la distribution de la température, pression et contraintes (grandeur intervenant dans le calcul de la section résiduelle) n'est pas sensiblement affectée par la façon précise d'expulsion des écailles. Dans ce cas, seule la vitesse moyenne suffirait à décrire de façon alternative l'écaillage.

La section précédente a présenté la mise en oeuvre sur plusieurs exemples d'un outil de prédiction de l'écaillage et a permis d'en valider les principaux mécanismes. Dans la suite, on utilise cette outil pour montrer dans quelle mesure une vitesse moyenne d'écaillage permet de caractériser le phénomène d'écaillage. On verra également comment la vitesse d'écaillage influe sur les variations spatiales des pressions et de la température dans le milieu, considérant différents types de sollicitation thermiques.

3.2.1 Configuration d'étude

Cette étude paramétrique porte sur la même tranche de mur avec 100mm de profondeur et 1mm de hauteur. Elle est discrétisée par un élément suivant direction x et par 200 éléments

Température, $T [C]$	25
Pression capillaire, $p_c [MPa]$	14
Pression de gaz, $p_g [MPa]$	0,101325
Saturation, $S_l [\%]$	61%

TABLE 3.6: Conditions initiales

non réguliers *QUA4* suivant la direction y . L'élément le plus petit a une épaisseur de $0,2\text{mm}$ et se trouve à la surface A (Figure : 3.6). Les propriétés et le comportement mécanique du béton ainsi que des conditions initiales sont les mêmes que l'étude précédente (voir tableaux 3.1, 3.2 et 3.3). Le déplacement normal est bloqué sur les trois faces B, C et D (Figure : 3.6). Des conditions aux limites thermo-hydrauliques de convection/rayonnement sont appliquées sur la face A. Elles sont détaillées plus loin. Il est à noter que l'écaillage est, dans cette étude paramétrique, provoqué selon différents scénarios.

Plusieurs cas d'étude sont considérés, liés à des variantes dans le choix de certains paramètres : la sollicitation thermique (montée en température ambiante de $30^\circ/\text{min}$ ou feu ISO), la vitesse moyenne d'écaillage imposée (de $1\text{mm}/\text{min}$ à $5\text{mm}/\text{min}$), et l'épaisseur des écailles (fixée à $0,4\text{mm}$ ou bien variable). Les épaisseurs variables consistent à tirer des valeurs aléatoires dans un intervalle de variation. L'objectif est de confronter le cas de l'écaillage progressif avec population d'écailles de taille fixe à celui où les tailles de la population d'écailles varie. Que deviennent les variables TH dans les deux cas pour une même profondeur cumulée d'écaillage ?

3.2.2 Influence de la taille des écailles

3.2.2.1 Étude sur une faible profondeur d'écaillage

Cette première étude est menée sur l'influence de la variation des épaisseurs d'écailles locales sur le comportement global. Cet exemple consiste à étudier le cas test décrit précédemment avec une sollicitation thermique correspondant à une condition aux limites de convection/rayonnement avec une montée en température ambiante de $30^\circ\text{C}/\text{min}$ appliquée sur la face A de la tranche de mur. Les conditions aux limites sont synthétisées dans le tableau 3.7.

Face	Variable	Type de C.L	Valeur
A	T_{∞}	Convection et rayonnement	$30^{\circ}C/min$
	p_g	Convection	$\rho_a^{\infty} = 1,20519[kg/m^3]$
	p_c	Convection	$\rho_v^{\infty} = 8,6334 \times 10^{-3}[kg/m^3]$
B,C,D	$q_T = 0, q_c = q_g = 0$		

TABLE 3.7: Conditions aux limites

Dans ce premier cas test, les écaillages arbitraires commencent à 400s et se terminent à 520s. Le comportement du béton est analysé en confrontant le profil des variables TH du cas d'épaisseur d'écaillages constante (0,4mm) et celui d'épaisseurs variables (voir tableau 3.8). Dans tous les cas, la vitesse moyenne d'écaillage est la même et est fixée à $v_{ec} = 2,5mm/min$. Cette valeur est dans l'intervalle des valeurs relevées à partir du post-traitement des observations expérimentales présentées dans le chapitre 1. La profondeur d'écaillage finale est de 5mm, c'est à dire relativement modeste.

Pas de temps[s]	400	410	420	430	440	450	460
Épaisseur d'écaillage[mm]	0,4	0,2	0,4	0,6	0,2	0,6	0,2
Pas de temps[s]	470	480	490	500			
Épaisseur d'écaillage[mm]	0,4	0,6	0,4	0,2			

TABLE 3.8: Distribution aléatoire des tailles d'écaillages

Les résultats obtenus sont présentés dans les figures 3.15-3.17 au moment du dernier écaillage à 520s. On peut constater que les courbes des variables principales du modèle (température, pression capillaire et pression de gaz) sont très proches dans les deux cas. Le comportement sous faible profondeur de pénétration du front d'écaillage ne semble pas dépendre de la variation de la taille des écaillages.

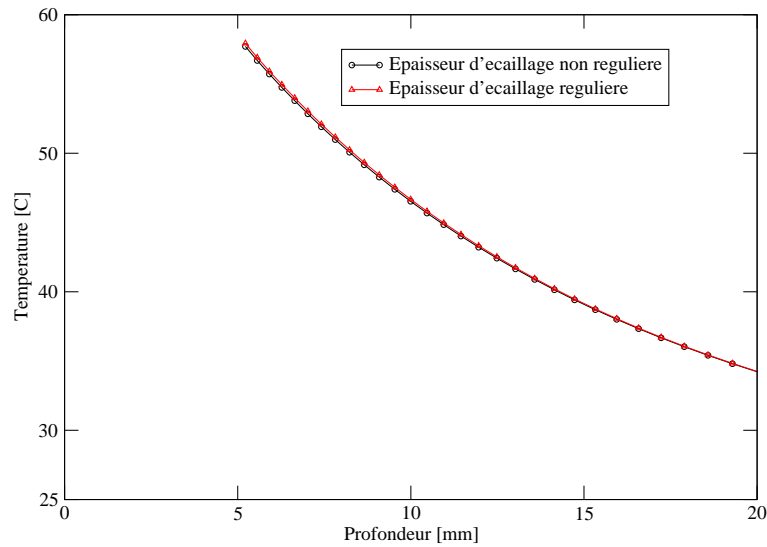


FIGURE 3.15: Profil de la température dans le béton - Faible profondeur d'écaillage

3.2.2.2 Étude sur une profondeur d'écaillage importante

Dans cette deuxième étude paramétrique, on souhaite étendre l'étude précédente en considérant une profondeur finale d'écaillage plus importante et une variabilité plus importante de l'épaisseur des écailles par rapport à l'épaisseur moyenne. Il sera alors possible, ou non, de confirmer les conclusions précédentes sur la pertinence du choix d'une vitesse d'écaillage moyenne pour caractériser l'intensité du phénomène.

La sollicitation thermique est identique à celle de l'étude précédente et la vitesse moyenne d'écaillage est de $2,5\text{mm}/\text{min}$. Les écaillages arbitraires commencent à 300s pour les deux cas-test. L'épaisseur des écailles dans le premier cas est constante $e_{ec} = 2\text{mm}$ alors qu'elle est variable dans le second cas-test (tableau 3.9). L'écaillage dans les deux cas s'arrêtera après le dernier écaillage de la série à 1596s pour une profondeur finale de 56mm .

Les figures 3.18 - 3.20 représentent les résultats de calcul à différents instants. On constate que les profils des pressions et de la température à $t = 492\text{s}$ et $t = 828\text{s}$ dans les deux cas sont très proches l'un de l'autre. Près de la surface chauffée, une légère différence de température et des pressions est constatée au pas de temps $t = 1596\text{s}$, les allures des courbes étant très similaires. Les courbes sont légèrement décalées les unes par rapport aux autres mais de façon non significative (Figure 3.18 - 3.20). Cela permet de conclure que si le nombre des écailles

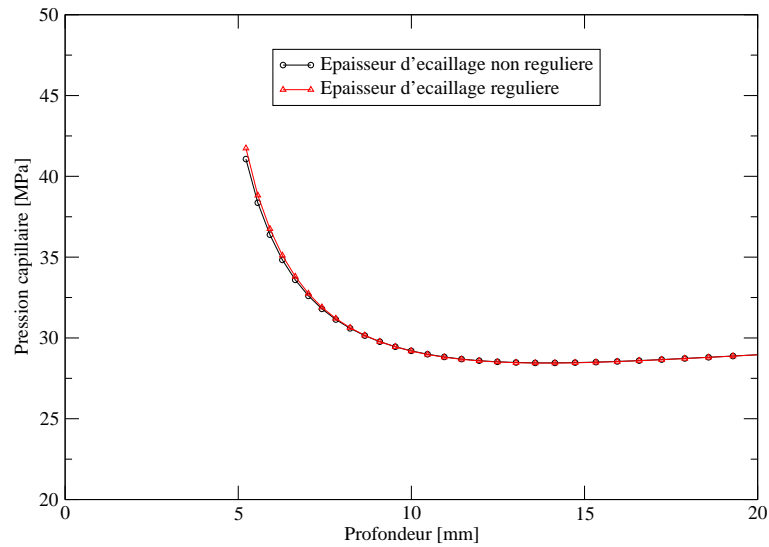


FIGURE 3.16: Profil de la pression capillaire dans le béton - Faible profondeur d'écaillage

est suffisamment important, la taille de l'écaille ne devra pas avoir d'influence significative sur le comportement de matériau.

3.2.3 Influence de la vitesse moyenne d'écaillage

Les études paramétriques précédentes ont montré que la vitesse moyenne d'écaillage est susceptible d'être un paramètre permettant de caractériser l'intensité de l'écaillage quelle que soit la distribution de la taille de la population d'écailles. Nous étendons ici l'analyse à différents types de sollicitations thermiques.

Exposition au feu ISO

On considère tout d'abord une exposition au feu ISO de la tranche de mur décrite dans le paragraphe 3.2.1. Les conditions aux limites thermo-hydriques sont présentées dans le tableau 3.10. Le temps de simulation est de 540s. Cinq écaillages sont programmés à partir de 300s avec un temps d'espacement entre deux écaillage successifs de 60s. Aussi, différentes vitesses d'écaillage sont considérées : $v_1 = 1\text{mm}/\text{min}$, $v_2 = 2,5\text{mm}/\text{min}$ et $v_3 = 5\text{mm}/\text{min}$. Ces vitesses sont réalisées en procédant à l'expulsion d'une écaille par minute (aux instants 300s, 360s, 420s, 480s et 540s), la taille de l'écaille étant modulée de sorte à réaliser la vitesse d'écaillage ciblée en mm/min (v_1 , v_2 et v_3). La profondeur cumulée de l'écaillage n'est donc

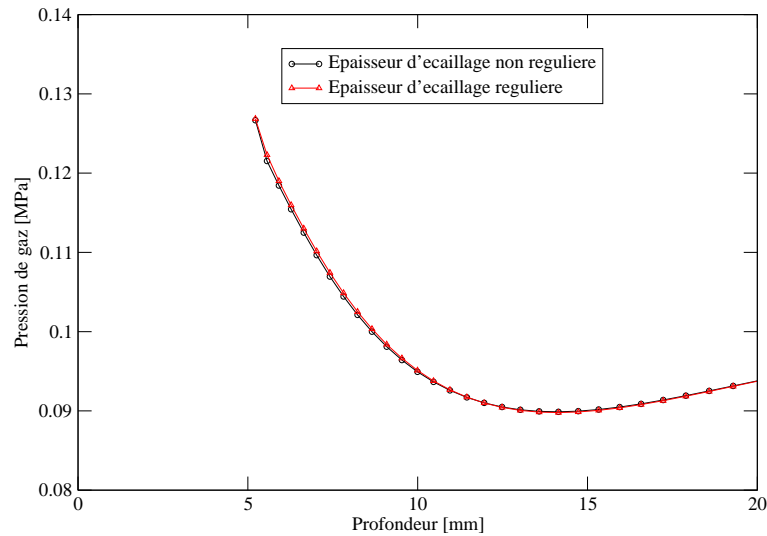


FIGURE 3.17: Profil de la pression de gaz dans le béton - Faible profondeur d'écaillage

pas fixe.

Les variations spatiales de la température et de la pression de gaz sont représentées sur les figures 3.21 - 3.26 à différents instants. La pression capillaire n'est pas présentée car les variables qui ont la plus d'influence sur le phénomène d'écaillage sont la température et la pression de gaz. Les résultats à un instant donné prennent en compte la désactivation d'une ou de plusieurs couches d'éléments et le rééquilibrage des efforts mécanique et thermo-hydrrique qui en découlent.

On constate que l'évolution de la température de surface est influencée par la vitesse d'écaillage (voir figures 3.21 - 3.23). La température de la surface chauffée correspondant à la vitesse d'écaillage de $1\text{mm}/\text{min}$ augmente avec le temps alors qu'avec une vitesse plus importante de $2,5\text{mm}/\text{min}$, la température de la surface chauffée augmente plus lentement, voire reste quasiment constante avec une vitesse d'écaillage de $5\text{mm}/\text{min}$. On explique cela par le fait qu'entre l'expulsion de deux écailles, la chaleur se propage par conduction depuis la surface chauffée. Si l'écaillage est rapide, le béton n'a pas suffisamment de temps pour monter en température en profondeur. Lorsqu'une écaille est enlevée, la température de la surface augmente donc de façon moindre.

En comparant la température dans ce cas (vitesse moyenne de $2,5\text{mm}/\text{min}$) après 4 écaillages,

$t[s]$	$e_{ec}[mm]$	$\Delta t[s]$	$e_{ec}[mm]$	$\Delta t[s]$	$e_{ec}[mm]$
300	2	780	0, 2	1260	1, 6
348	0, 4	828	1	1308	4, 4
396	1, 2	876	2	1356	2, 8
444	6	924	0, 4	1404	3, 2
492	0, 4	972	0, 2	1452	0, 8
540	2, 8	1020	3	1500	1, 6
588	2, 4	1068	6, 8	1548	1, 4
636	1, 2	1116	0, 4	1596	1, 2
684	0, 4	1164	1		
732	6	1212	1, 2		

TABLE 3.9: Distribution aléatoire des tailles d'écailles

Face	Variable	Type de C.L	Valeur
A	T_{∞}	Convection et rayonnement	Feu ISO
	p_g	Convection	$\rho_a^{\infty} = 1, 20519[kg/m^3]$
	p_c	Convection	$\rho_v^{\infty} = 8, 6334 \times 10^{-3}[kg/m^3]$
B,C,D	$q_T = 0, q_c = q_g = 0$		

TABLE 3.10: Conditions aux limites

donc une profondeur cumulée de $10mm$, avec la température après 2 écaillages dans le cas de la vitesse moyenne de $5mm/min$, donc la même profondeur cumulée ($10mm$), on ne trouve pas les même valeurs. Ce résultat complète l'analyse menée sur l'objectivité du paramètre vitesse moyenne : pour des vitesses moyennes différentes les profils des champs, obtenus à des profondeurs cumulées d'écaillage identiques, sont différents. Pour rappel, on avait constaté que ces profils sont similaires lors la vitesse reste la même alors que la population d'écailles, permettant de réaliser une même profondeur cumulée, a une distribution de taille dispersée.

Les figures 3.24 - 3.26 représentant les variations spatiales de la pression de gaz à différents instants montrent également une grande influence de la vitesse d'écaillage sur l'évolution de

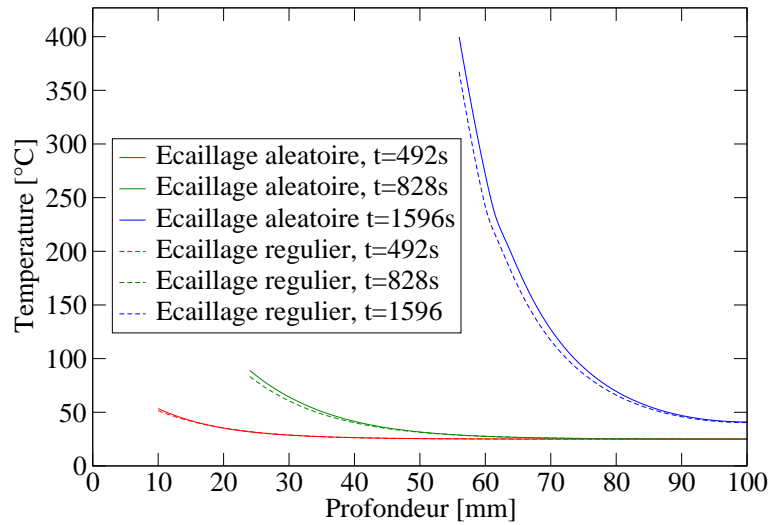


FIGURE 3.18: Influence de l'épaisseur d'écailles sur le profil de température dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes

cette grandeur.

On note que quand la vitesse d'écaillage augmente, le pic de pression de gaz, quand il existe, évolue de façon moins prononcée en position et en amplitude. En effet, l'augmentation de la pression de gaz est liée à l'évaporation de l'eau lorsque la température augmente et à la migration de la vapeur vers l'intérieur du béton. Lorsque l'écaillage rapide se produit, la montée en température du béton est ralentit (Figure 3.23). L'évaporation de l'eau diminue donc. En outre, la vapeur n'a pas le temps de migrer vers l'intérieur du béton limitant ainsi la formation et la propagation d'une surpression.

Ce résultat est relativement paradoxal car un écaillage trop rapide a tendance à limiter la montée en température et de la pression de gaz qui est constitue le moteur du critère hydro-mécanique et donc de conduire à un auto-ralentissement de phénomènes. Une autre lecture pourrait être qu'un écaillage avec des écailles de plus faibles épaisseur serait plus nocif qu'un écaillage incriminant des écailles de plus grande épaisseur qui aurait un occurrence plus sporadique : temps de latence nécessaire pour des niveaux de température et pression soient atteints après une grosse écaille.

Exposition à une montée en température de $30^{\circ}C/min$

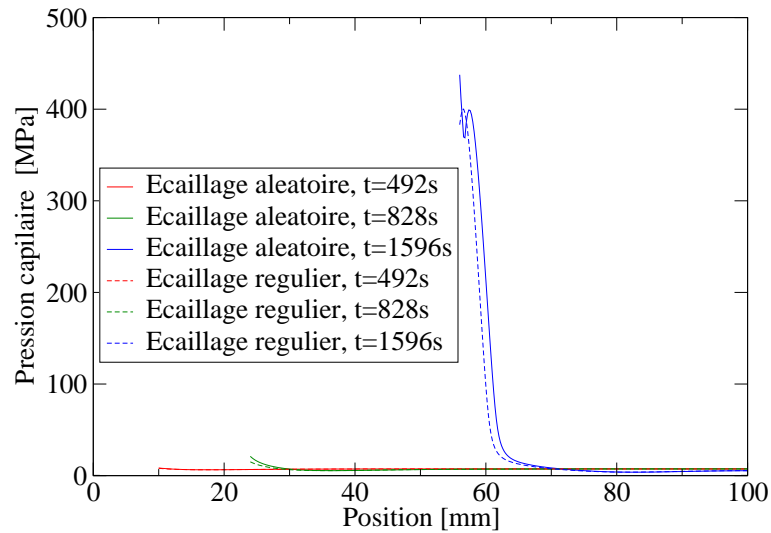


FIGURE 3.19: Influence de l'épaisseur d'écaillles sur le profil de pression capillaire dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes

On considère maintenant le même exemple une sollicitation thermique correspondant à une condition de convection/rayonnement avec une augmentation de la température ambiante de $30^{\circ}C/min$ sur les 10 premières minutes. Les conditions aux limites hydriques sont inchangées. La figure 3.27 représente la montée en température ambiante pour ce second cas, en comparaison à celle du feu ISO. Comme auparavant, on considère les trois vitesses moyennes d'écaillage imposées $v_{ec} = 1mm/min$, $v_{ec} = 2,5mm/min$ et $v_{ec} = 5mm/min$. Aussi, cinq écaillles sont expulsées, une écaille par minute à partir de $300s$.

Les profils de température sont présentés à différents instants sur les figures 3.28 - 3.30 pour les différentes vitesses d'écaillage. Comme dans un cas du feu ISO, on note que l'accroissement de la vitesse d'écaillage tend à limiter l'augmentation de la température de surface. L'influence de la vitesse d'écaillage est toutefois moindre que dans le cas du feu ISO et les températures dans le milieu sont moins élevées. En effet, l'échauffement par le feu ISO se caractérise par une intensité plus importante et conduit à un échauffement plus rapide du béton. D'autre part, comme la montée en température du milieu ambiant est plus rapide, surtout dans les premiers instants, le gradient de la température dans le béton est nettement plus grand. Lorsque l'écaillage se produit, la diminution de la température à la surface est donc plus prononcée que pour une montée en température de $30^{\circ}C/min$.

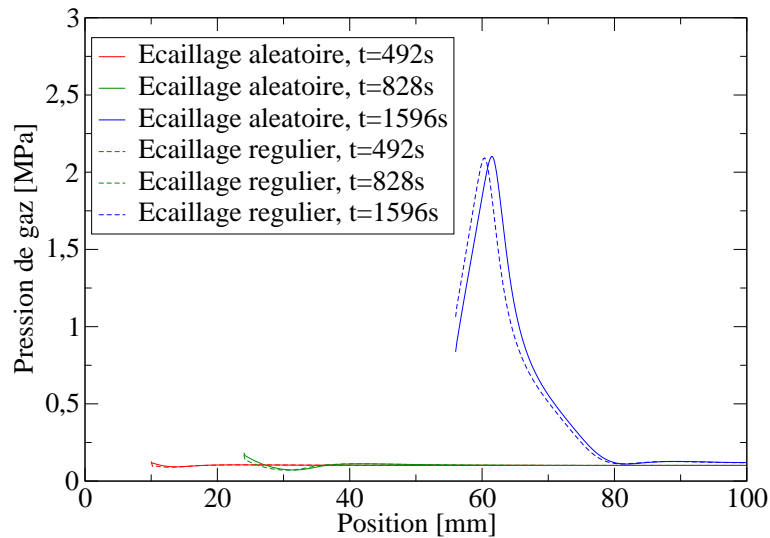


FIGURE 3.20: Influence de l'épaisseur d'écailles sur le profil de pression de gaz dans le béton à différents instants - Epaisseur et profondeur d'écaillage importantes

3.2.4 Conclusion

Les études paramétriques présentées dans cette partie ont permis de confirmer que la variation de la taille des écailles n'a pas de grande influence sur le comportement du béton lorsque le nombre des écailles est suffisamment important. Ces études paramétriques mettent en évidence que la vitesse moyenne d'écaillage est un paramètre caractéristique du phénomène. Elles indiquent également que la rapidité de l'écaillage influe grandement sur l'évolution spatiale des pressions et des températures à l'intérieur du matériau ainsi que sur la température de surface. En particulier, la montée en température de la surface est limitée, voire enrayée par un écaillage rapide.

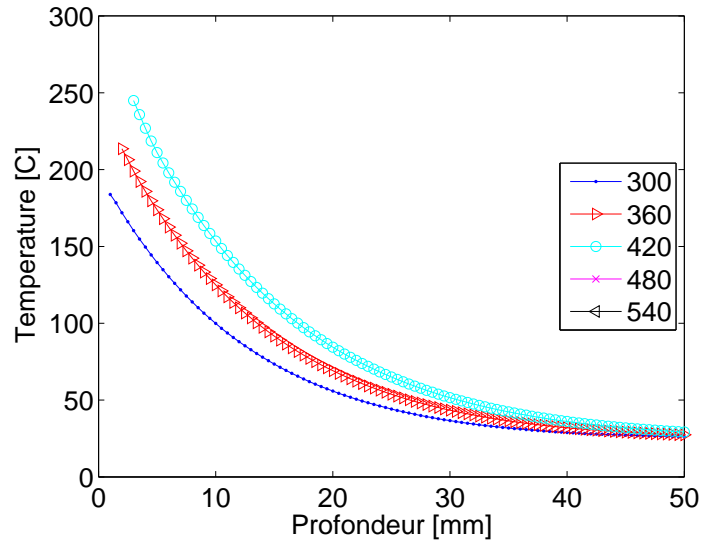


FIGURE 3.21: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $1\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

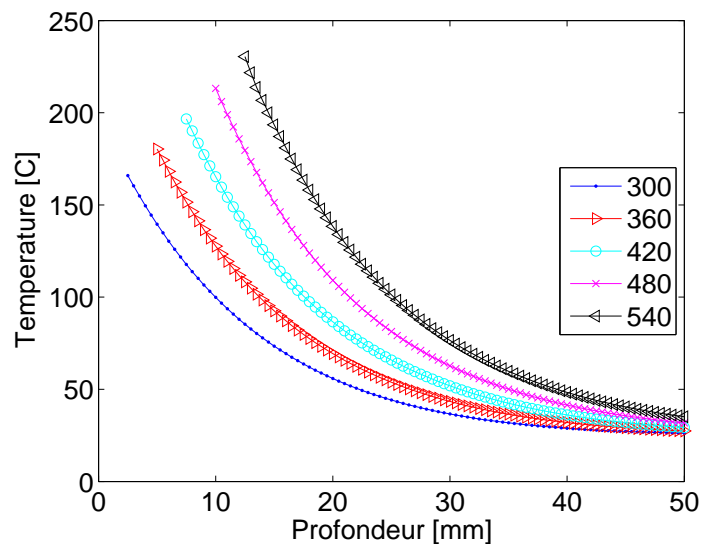


FIGURE 3.22: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $2,5\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

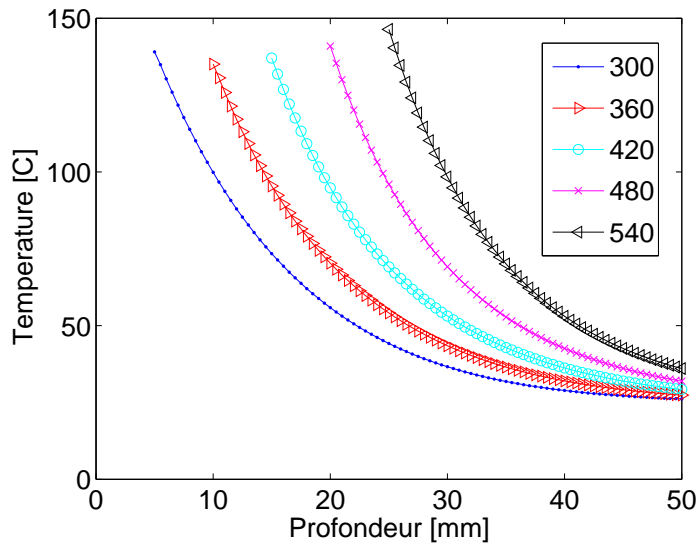


FIGURE 3.23: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $5\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

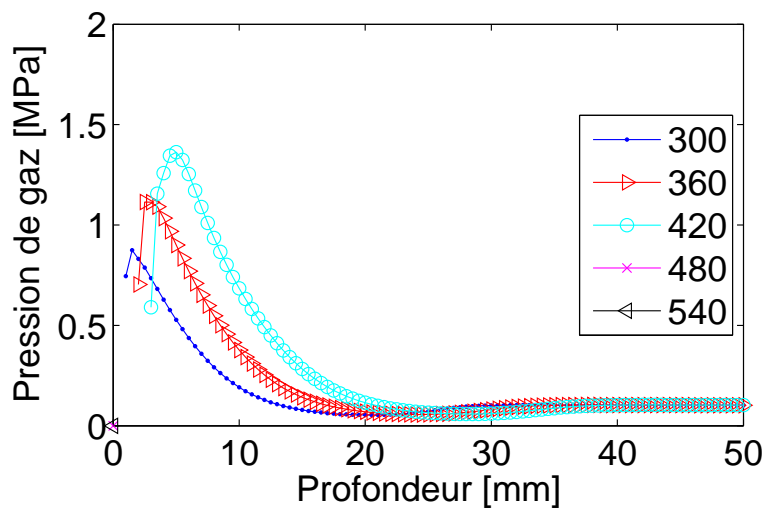


FIGURE 3.24: Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de $1\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

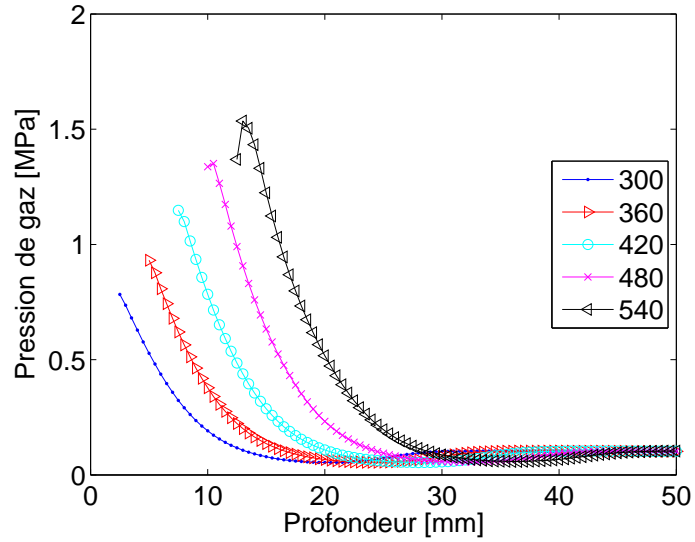


FIGURE 3.25: Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de 2, 5mm/min à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

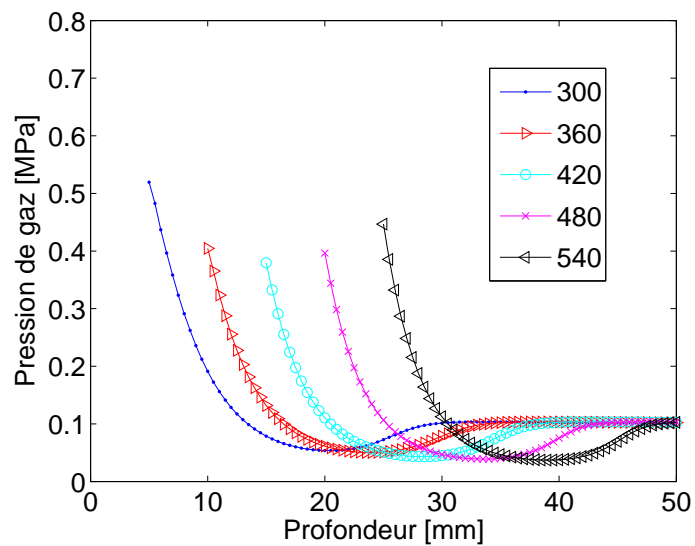


FIGURE 3.26: Profils de la pression de gaz correspondant à la vitesse d'écaillage de 5mm/min à différents instants, sollicitation thermique : feu ISO

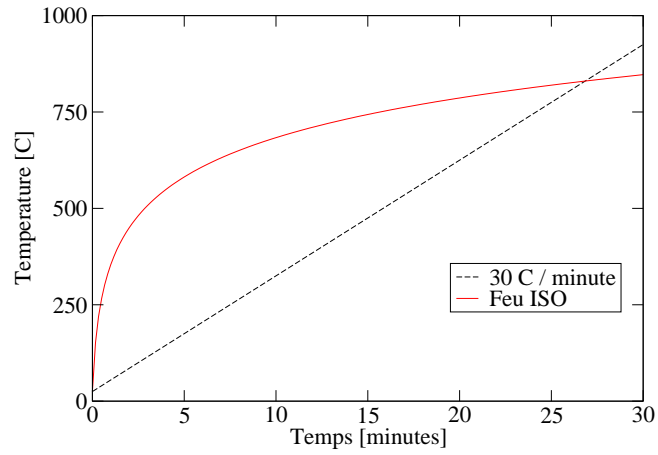


FIGURE 3.27: Sollicitations thermiques

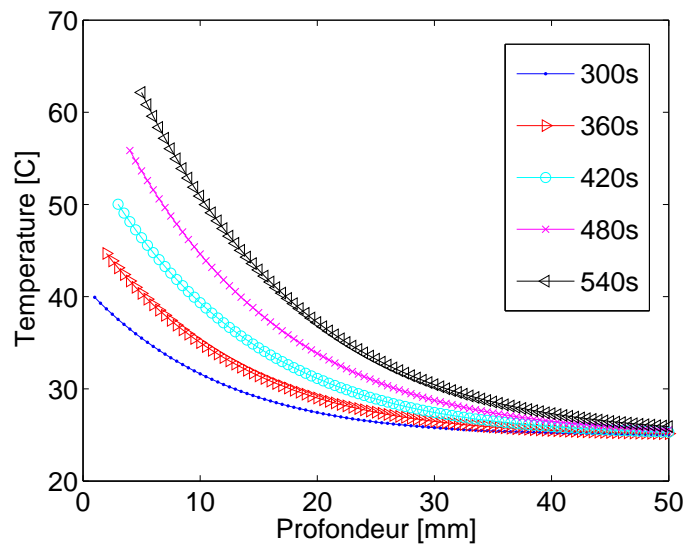


FIGURE 3.28: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de 1 mm/min à différents instants, sollicitation thermique : 30°C/min

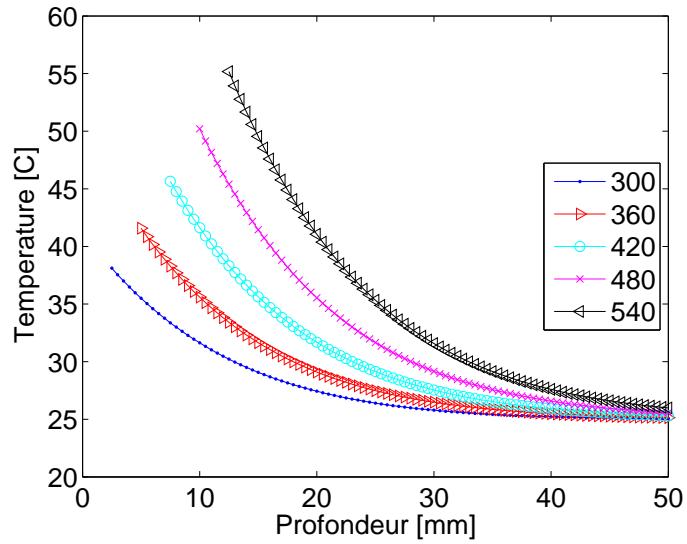


FIGURE 3.29: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $2,5\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : $30^\circ\text{C}/\text{min}$

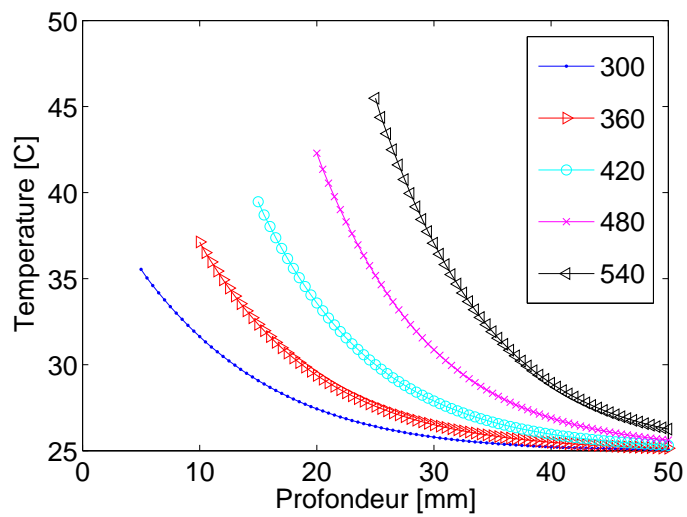


FIGURE 3.30: Profils de la température correspondant à la vitesse d'écaillage de $5\text{mm}/\text{min}$ à différents instants, sollicitation thermique : $30^\circ\text{C}/\text{min}$

3.3 Étude paramétrique des critères d'écaillage

Dans la partie précédente, le modèle THM prenant en compte le phénomène d'écaillage évolutif a fait l'objet, d'une part, de la validation de la mise en oeuvre numérique et, d'autre part, d'une étude paramétrique pour illustrer certaines propriétés de ce modèle. Dans ce qui suit, une étude paramétrique est menée sur le paramètre e_{min} (voir section 2.4.2). Il s'agit d'un paramètre numérique qui permet d'éviter un écaillage artificiel sous forme d'éjections continues d'écaillures trop élancées du fait de leurs trop faibles (physiquement irréalistes) épaisseurs. Cependant, l'influence de ce paramètre ne peut être analysée de façon absolue. En effet, il convient de caractériser cette influence par rapport à la hauteur h de l'écaillage, ou en d'autres termes de l'élancement, noté R , de celle-ci. Le modèle d'écaillage peut alors être analysé du point de vue de l'existence ou non de valeurs seuils de l'élancement de l'écaillage.

3.3.1 Configuration d'étude

On considère une tranche de mur d'une longueur de $300m$ et d'une hauteur de $2mm$. Elle est discrétisée par 1500 éléments réguliers $Q4$ suivant la direction y et par un élément dans la direction x (Figure : 3.31). Le choix d'un maillage régulier permet d'éviter toute influence différentielle (entre les cas) de la taille des éléments.

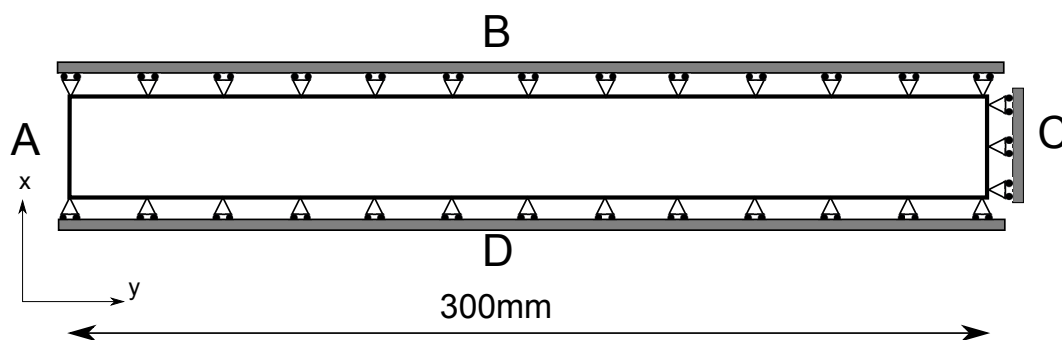


FIGURE 3.31: Configuration d'étude d'une tranche de mur en béton

Les conditions initiales imposées sur les variables principales : p_c, p_g et T , sont identiques à celles données dans le tableau 3.1. La pression capillaire initiale correspond à un degré de saturation initiale $S_{l-0} = 60\%$.

La tranche de mur est soumise à une montée en température d'une durée d'une heure. Elle

correspond à un feu ISO. Ainsi, le temps de simulation (t_{sim} dans le tableau 3.13) ciblé est d'une heure lorsque les conditions de convergences sont satisfaites.

Par ailleurs, les propriétés matérielles sont synthétisées dans le tableau 3.11. Il est à noter que le coefficient de dilatation thermique est pris constant (modèle linéaire). Le comportement mécanique du béton est considéré décrit par le modèle thermo-élasto-plastique-endommageable avec fluage thermique transitoire.

Dans cette étude, deux différentes tailles maximales des granulats sont choisies : $d_{max} = 10mm$ et $d_{max} = 30mm$. Ces tailles des granulats correspondent à des hauteurs de l'écaillage variant entre $50mm$ et $150mm$ ($h = 5 \times d_{max}$).

En outre, plusieurs cas d'étude sont considérés, liés à des variantes dans le choix des deux paramètres : l'épaisseur minimale de l'écaillage e_{min} et la taille maximale des granulats d_{max} conditionnant la hauteur de l'écaillage h . Ces cas d'étude sont synthétisés dans le tableau 3.12 où $R_{max} = \frac{h}{e_{min}}$ est l'élancement maximal de l'écaillage correspondant à e_{min} .

3.3.2 Résultats et discussions

Le tableau 3.13 récapitule les résultats de cette étude paramétrique où t_{sim} est la durée d'exposition à la sollicitation thermique de chaque cas d'étude, t_{ecai}^1 est l'instant du premier écaillage, e^1 l'épaisseur de la première écaillage, $t_{ecai}^{dernier}$ l'instant du dernier écaillage, e_{cum} la profondeur cumulée d'écaillage et v_{moy} la vitesse moyenne d'avancée du front d'écaillage.

Le mécanisme d'écaillage adopté suppose que l'écaillage correspond au flambement d'une couche de hauteur h et d'épaisseur e . Plus l'écaillage est élancé, plus le risque de flambement et donc le risque d'écaillage augmentent (voir équations (2.38)). Le risque d'écaillage est donc plus élevé dans le cas où l'élancement R_{max} est grand. C'est la raison pour laquelle les cas d'étude sont effectués dans l'ordre inverse de l'élancement de l'écaillage : pour chaque épaisseur minimale e_{min} les simulations sont effectuées par ordre décroissant de l'élancement R_{max} . Si pour une épaisseur e_{min} fixée, l'écaillage ne se produit pas dans les cas où l'élancement est important (par exemple dans les cas 5, 8, 12), on considère, a priori, que l'écaillage n'aura pas

Module de Young, E_0 [GPa]	44,2
Coefficient de Poisson, ν [-]	0,18
Coefficient de Biot, b_0 [-]	1
Porosité, ϕ [-]	0,1368
Masse volumique du solide, ρ [kgm ⁻³]	2590
Perméabilité intrinsèque, K_{ini} [m ²]	10 ⁻¹⁸
Conductivité thermique à l'état sec, λ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	2
Chaleur spécifique du solide, C_{ps0} [Jkg ⁻¹ K ⁻¹]	950
Coefficient de transfert convective de masse, h_g [-]	0,009
Coefficient de transfert convective de chaleur, h_t [-]	18
Émissivité de l'interface, $\epsilon\sigma$ [Wm ⁻² K ⁻⁴]	0,51 × 10 ⁻⁷
Coefficient de dilatation thermique, α [K ⁻¹]	0,902 × 10 ⁻⁵
Paramètre 1 pour le fluage thermique transitoire, β [-]	1,6
Paramètre 2 pour le fluage thermique transitoire, γ [-]	0,2
Résistance à la compression à température ambiante, f_c [MPa]	80
Résistance à la traction à température ambiante, f_t [MPa]	3
Énergie de fissuration en compression, G_{fc} [N.m ⁻¹]	6000
Énergie de fissuration en traction, G_{ft} [N.m ⁻¹]	40
Endommagement ultime en compression, D_c [-]	0,18
Endommagement en traction correspondant à 1/2 contrainte ultime, D_t [-]	0,25
Rapport limites en compression bi/uni-axiale, β_c [-]	1,16
Dilatante, α_g [-]	0,2

TABLE 3.11: Propriétés du béton

	$h = 50mm$	$h = 100mm$	$h = 150mm$
$e_{min} = 2mm$	Cas 1 ($R_{max} = 25$)	Cas 2 ($R_{max} = 50$)	Cas 3 ($R_{max} = 75$)
$e_{min} = 4mm$	Cas 4 ($R_{max} = 12,5$)	Cas 5 ($R_{max} = 25$)	Cas 6 ($R_{max} = 37,5$)
$e_{min} = 6mm$	Cas 7 ($R_{max} = 8,3$)	Cas 8 ($R_{max} = 16,7$)	Cas 9 ($R_{max} = 25$)
$e_{min} = 8mm$	Cas 10 ($R_{max} = 6,25$)	Cas 11 ($R_{max} = 12,5$)	Cas 12 ($R_{max} = 18,75$)

TABLE 3.12: Cas d'étude

Cas d'étude	$h[mm]$	$e_{min}[mm]$	$R_{max}[-]$	$t_{sim}[s]$	$t_{ecai}^1[s]$	$e^1[mm]$	$t_{ecai}^{dernier}[s]$	$e_{cum}[mm]$	$v_{moy}[mm/min]$
Cas 1	50	2	25	2100					
Cas 2	100	2	50	3600	816	2	3587	221,8	4,8
Cas 3	150	2	75	3600	816	2	3587	221,8	4,8
Cas 4	50	4	12,5	/	/	/	/	/	/
Cas 5	100	4	25	2100					
Cas 6	150	4	37,5	3600	830	4	3597	230	4,9
Cas 7	50	6	8,33	/	/	/	/	/	/
Cas 8	100	6	16,67	2100					
Cas 9	150	6	25	3600	937	6	2715	24	$v_2 = 3,25$
Cas 10	50	8	6,25	/	/	/	/	/	/
Cas 11	100	8	12,5	/	/	/	/	/	/
Cas 12	150	8	18,75	2100					

TABLE 3.13: Résultats de l'étude paramétrique des critères d'écaillage. Le symbol "/" indique le cas non réalisé

lieu dans les cas de plus faible l'élanement (Cas 4, 7, 10, 11).

Il est à noter que seuls les simulations des cas 2, 3, 6 et 9 ont pu peut être menées jusqu'à leur terme : une heure d'exposition à la sollicitation thermique. Pour les autres cas, une non convergence a été rencontrée. Il ne s'agit pas d'une divergence mais d'une convergence lente qui nécessite la réduction continue du pas-de-temps de calcul (de l'ordre $10^{-3}s$) ce qui ne permet pas de réaliser ces simulations dans des temps raisonnables. Cette convergence lente est due à la chute de la teneur en air sec dans une zone en amont de la surface exposée. Dans cette zone, la pression de gaz correspond à la pression de vapeur saturante. De ce fait, les termes de

l'équation discrétisée de l'air sec tendent vers zéro dans cette zone du maillage ce qui nécessite de réduire considérablement le pas de temps.

Concernant l'analyse de l'écaillage, celui-ci semble contrôlé, dans ce modèle, par l'élanement de l'écaille indépendamment du paramètre de modèle e_{min} . Ce constat s'appuie sur le fait que les cas 2, 3 et 6 présentent des vitesses moyennes d'avancée du front d'écaillage qui sont comparables, ce paramètre vitesse moyenne ayant été inventorié comme paramètre majeur pour caractériser le processus d'écaillage. Les valeurs numériques sont d'ailleurs comparables aux valeurs expérimentales présentées au chapitre 1.

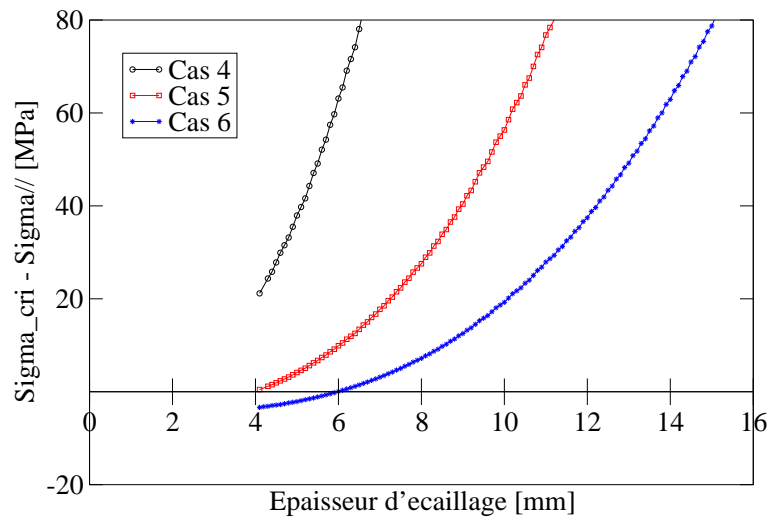


FIGURE 3.32: Comparaison des critères TM des cas 5 et 6 avant le premier écaillage du cas 6 à 830s

Aussi, il semble qu'un élanement seuil existe (dans ce cas $R = 25$) en deçà duquel l'écaillage ne se produit plus (cas 5) ou se produit de façon sporadique (cas 9). En effet, la figure 3.32 montre le critère thermo-mécanique dans le cas 5 en comparaison avec le cas 6. Des valeurs négatives indiquent que le flambement (expulsion d'écaille) a lieu.

On constate que pour le cas 5, le critère TM est tangent $F_{criTM} \approx 0$ ce qui est également la situation des cas 1 et 9. Les valeurs étant moyennées sur des épaisseurs différentes, la valeur du critère pour le cas 9 approche zéro par défaut. Un écaillage se produit mais reste marginal ce qui globalement confère au critère d'écaillage adopté une certaine objectivité. Il est à préciser

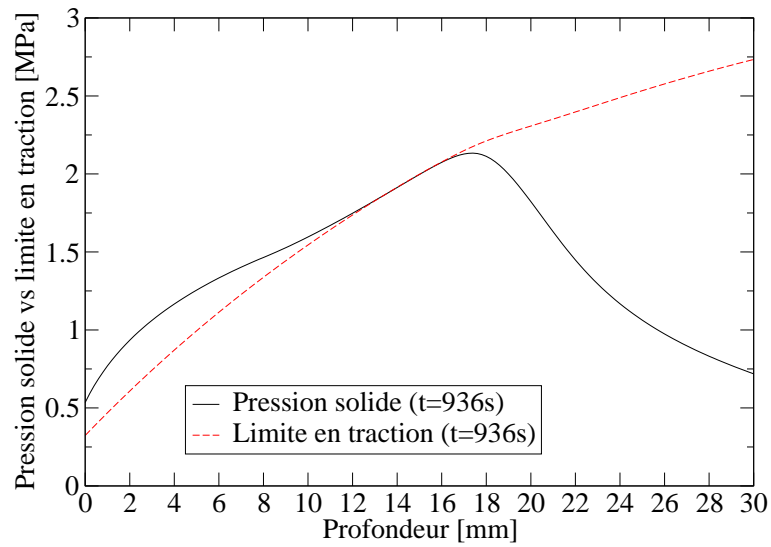


FIGURE 3.33: Critère HM à 936s dans les cas 1, 5 et 9

que le critère hydro-mécanique est atteint, pour l'ensemble des cas, de façon identique jusqu'à l'occurrence de la première écaille (Fig 3.33).

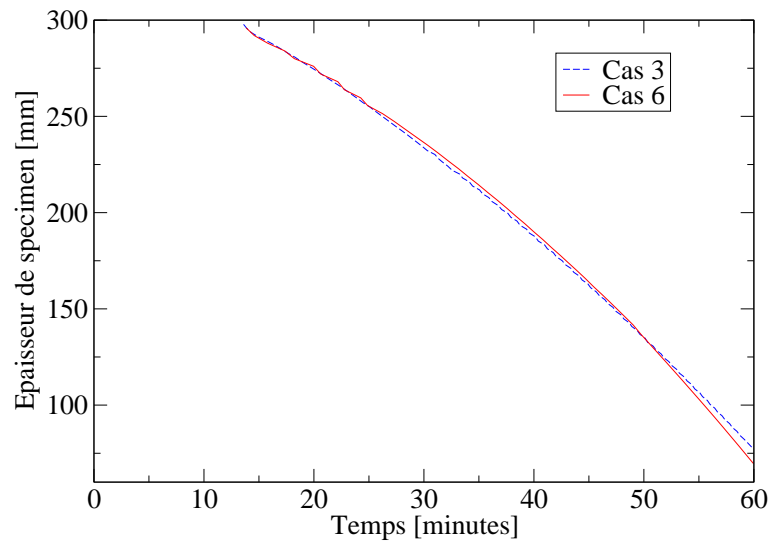


FIGURE 3.34: L'évolution l'écailage dans les cas 3 et 6

Enfin, la figure 3.34 illustre l'objectivité du critère d'écailage développé vis à vis du paramètre du modèle e_{min} . Elle montre une réduction quasi-identique de la taille du spécimen dans les cas 3 ($e_{min} = 2mm$) et 6 ($e_{min} = 4mm$). Cette réduction s'est poursuivie tout le long du temps d'exposition à la sollicitation thermique (une heure).

3.3.3 Conclusion

Dans cette partie, une étude comparative a été menée pour qualifier l'influence du paramètre modèle e_{min} sur l'estimation de l'écaillage. Cette étude a montrée que la réponse du modèle reste relativement objective vis à vis de ce paramètre et qu'un élancement seuil de l'écaillage existe en deçà duquel l'écaillage ne peut se produire. Pour les différents cas considérés, le critère hydro-mécanique est toujours atteint et seul le critère thermo-mécanique est discriminant.

3.4 Confrontation qualitative avec des résultats expérimentaux

Dans cette partie, nous allons procéder à des simulations sous feu ISO et HCM en utilisant des données issues d'essais expérimentaux.

L'objectif est de mener une analyse qualitative du modèle sur la base des résultats expérimentaux. Il ne s'agit, en aucun cas, de prédiction mais de voir si le modèle est, par exemple, capable de reproduire un scénario d'amorce d'écaillage lorsque celui-ci est expérimentalement observé ainsi qu'un éventuel arrêt du processus d'écaillage en cours de la sollicitation thermique.

Pour cela, nous avons retenus des essais réalisés dans le cadre de la thèse de Mindeguia [Mindeguia 09] pour lesquels un maximum de données est disponible.

3.4.1 Cas d'essais sous feu ISO

3.4.1.1 Configuration simulée

L'essai considéré est réalisé sur une dalle de 700 mm de longueur, de 600 mm de largeur et de 150 mm d'épaisseur. Elle est supportée sur la face inférieure par des appuis simples. Les résultats des essais réalisés simultanément sur d'autres dalles ayant des dimensions différentes montrent que la surface offerte au feu n'influence pas l'ampleur de l'écaillage [Mindeguia 09]. Pour la modélisation, seule une tranche de la dalle est considérée dans le sens de la profondeur (150 mm). Elle est discrétisée par 300 éléments quadrilatères suivant la direction de l'épaisseur dont le plus petit a une épaisseur de 2 mm .

Plusieurs essais expérimentaux ont été réalisés sur différentes compositions du béton ($B40$ et $B60$) ainsi que différentes conditions de conservation du béton (Conservation dans l'eau, dans l'air). La saturation moyenne de ces bétons varie entre 63% et 87% pour le béton $B40$ et entre 74% et 95% pour le béton $B60$. Il est à noter que la profondeur de l'écaillage est mesurée à la fin de l'essai, il s'agit donc d'une profondeur cumulée après refroidissement.

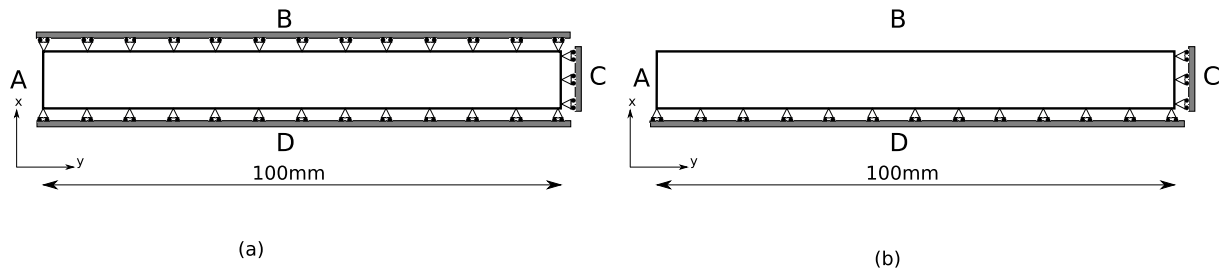


FIGURE 3.35: Schématisation de la configuration étudiée

Face	Variable	Type de C.L	Valeur
A	T_∞	Convection et rayonnement	Feu ISO 834
	p_g	Convection	$\rho_a^\infty = 1,20519[kg/m^3]$
	p_c	Convection	$\rho_v^\infty = 8,6334 \times 10^{-3}[kg/m^3]$
B,C,D	$q_T = 0, q_c = p_g = 0$		

TABLE 3.14: Conditions aux limites thermo-hydriques

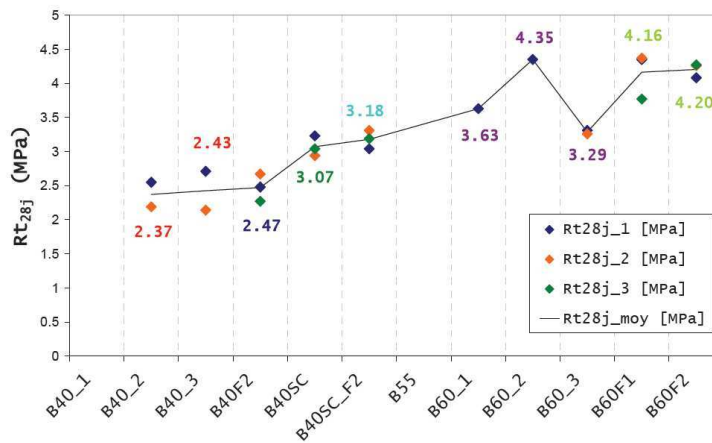


FIGURE 3.36: Limite en traction des différents bétons [Mindeguia 09]

Le comportement mécanique du béton est élasto-plastique dommageable avec fluage thermique transitoire. Deux configurations associées à deux types de conditions aux limites mécaniques sont envisagées. La première configuration consiste à bloquer le déplacement normal sur les côtés de droite, supérieur et inférieur (Figure 3.35-a). La deuxième configuration consiste à laisser libre le déplacement vertical sur le côté supérieur (Figure 3.35-b). Ces deux conditions ont pour but d'encadrer la configuration réelle qui doit présenter un niveau de confinement

intermédiaire dans le sens x . Par ailleurs, les calculs sont effectués aussi bien en contrainte plane qu'en déformation plane pour jouer sur le confinement dans la direction z . Quatre configurations de calcul sont donc considérées. Toutefois, les configurations de blocages sur les deux côtés inférieur et supérieur (Figure 3.35-a) sous hypothèse contrainte plane ou déformation plane et la configuration de blocage sur le côté inférieur (Figure 3.35-b) sous l'hypothèse de déformation plane donneront une même valeur maximale de contrainte de compression engendrée par la dilatation thermique empêchée. L'analyse de critère d'écaillage TM de ces trois configurations est ainsi similaire. Pour la suite, il convient donc de ne considérer que deux configurations : blocage sur le côté inférieur (Figure 3.35-b) sous l'hypothèse de déformation plane et sous l'hypothèse de contrainte plane.

Des conditions aux limites thermo-hydriques de type convection/rayonnement correspondantes au feu ISO sont appliquées sur le côté gauche de la tranche en béton (Figure 3.35) pour une durée de simulation d'une heure. Les autres faces sont isolées. Ces conditions aux limites sont synthétisées dans le tableau 3.14. La température et la pression de gaz initiales sont respectivement $25^{\circ}C$ et $101325Pa$. La pression capillaire initiale est de $13,3MPa$ pour le béton $B40$ et de $7,3MPa$ pour le béton $B60$ ce qui correspond, respectivement à des degrés de saturation en eau de 63% et 80%. La limite en traction qui intervient dans le critère HM présente, à température ambiante, une forte variabilité pour le béton $B60$ (Figure 3.36). Ainsi, pour ce béton, deux valeurs initiales (moyenne et min) suivantes sont considérées : $f_t = 4,16MPa$ et $f_t = 3,3MPa$. Il est à noter que la limite en traction dépend de la température [Eurocodes 04]. Par ailleurs, les valeurs de la perméabilité intrinsèque considérées dans les simulations sont prises égales à 10^{-2} celles mesurées par Mindeguia. Ceci est lié au fait que la perméabilité intrinsèque mesurée en utilisant un gaz comme fluide de pénétration est souvent deux ordres de grandeur plus grande que celle mesurée en utilisant de l'eau [Chung 04, Loosveldt 02, Baraka-Lokmane 02] :

$$K_{ini} = K_{ini}^{eau} = 10^{-2} K_{ini}^{air} \quad (3.1)$$

Enfin, le paramètre du modèle limitant l'épaisseur minimale de l'écaillage est pris : $e_{ecai}^{min} = 3mm$ ce qui correspond à l'épaisseur de la plus petite écaillage des essais expérimentaux [Mindeguia 09]. La hauteur de l'écaillage est estimée à partir de plus gros granulat à : $h = 5d_{max} = 100mm$. Les propriétés des bétons $B40$ et $B60$ sont détaillées dans le tableau 3.15. Il

est à noter que le coefficient de dilatation thermique est pris constant.

3.4.1.2 Résultats et discussions

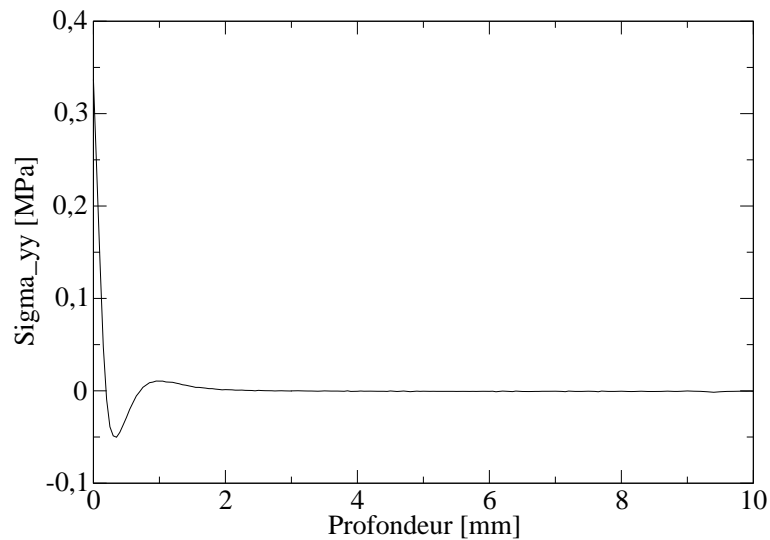


FIGURE 3.37: Profil de la contrainte thermique - Simulation du béton *B60* soumis au feu ISO

Dans le tableau 3.16 nous présentons une comparaison qualitative entre les résultats des simulations et ceux obtenus expérimentalement en termes d'écaillage. Pour les simulations, on distingue le cas en déformation plane (DP) du cas en contrainte plane (CP). Pour ce dernier, la non occurrence de l'écaillage (ni pour le *B40* ni pour le *B60*) conduit au problème de convergence lente évoqué dans la section précédente concernant l'équation de l'air sec. Dans ce tableau, t_{sim} est la durée d'exposition au feu effectivement réalisée, t_1 le premier instant d'écaillage, t_{fin} l'instant où l'écaillage s'arrête et e_{ecai} est la profondeur finale d'écaillage.

L'absence d'écaillage en contrainte plane est due à la contrainte thermique en compression qui reste trop faible et ne peut provoquer l'expulsion par flambement de l'écaille délimitée par le critère HM déjà atteint. En effet, la contrainte thermique maximale moyennée sur la couche de l'épaisseur e_{min} ne dépasse pas $5000Pa$ alors que la contrainte critique correspondante est de l'ordre de $10MPa$. Sur la figure 3.37, on peut constater que la contrainte thermique en compression atteint à peine $0,3MPa$ à la surface chauffée. Cette compression en surface fait partie d'un système d'auto-contrainte généré par la dilatation différentielle. Ainsi, plus l'épaisseur de l'écaille délimitée par le critère HM est importante plus la traction peut venir

Propriétés du béton	B40	B60
Module de Young, E_0 [GPa]	36	41
Coefficient de Poisson, ν [-]	1, 2	0, 2
Coefficient de Biot, b_0 [-]	0, 8	0, 8
Porosité, ϕ [-]	0, 139	0, 108
Masse volumique du solide, ρ [kgm ⁻³]	2290	2370
Perméabilité intrinsèque, K_{ini} [m ²]	5, 53 ⁻¹⁸	1, 67 ⁻¹⁸
Conductivité thermique à l'état sec, λ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	2, 55	2, 42
Chaleur spécifique du solide, C_{ps0} [Jkg ⁻¹ K ⁻¹]	950	950
Coefficient de transfert convective de masse, h_g [-]	0, 009	0, 009
Coefficient de transfert convective de chaleur, h_t [-]	18	18
Saturation initiale	65%	75%
Émissivité de l'interface, $\epsilon\sigma$ [Wm ⁻² K ⁻⁴]	0, 51 × 10 ⁻⁷	0, 51 × 10 ⁻⁷
Coefficient de dilatation thermique, α [K ⁻¹]	0, 1 × 10 ⁻⁴	0, 1 × 10 ⁻⁴
Paramètre 1 pour le fluage thermique transitoire, β [-]	1, 6	1, 6
Paramètre 2 pour le fluage thermique transitoire, γ [-]	0, 2	0, 2
Résistance à la compression à température ambiante, f_c [MPa]	40	60
Résistance à la traction à température ambiante, f_t [MPa]	2, 4	4, 16 et 3, 3
Énergie de fissuration en compression, G_{fc} [N.m ⁻¹]	6000	6000
Énergie de fissuration en traction, G_{ft} [N.m ⁻¹]	400	400
Endommagement ultime en compression, D_c [-]	0, 18	0, 18
Endommagement en traction (à 1/2 contrainte ultime), D_t [-]	0, 25	0, 25
Rapport limites en compression bi/uni-axiale, β_c [-]	1, 16	1, 16
Dilatance, α_g [-]	0, 2	0, 2
Taille maximale des granulats d_{max} [mm]	20	20

TABLE 3.15: Propriétés du béton

Béton	Hypothèse / t_{sim}	Simulation	Expérimental
B40	CP ($t_{sim} = 20 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	$t_1 = 8 - 12 \text{ minutes}$
	DP ($t_{sim} = 60 \text{ minutes}$)	$t_1 = 13 \text{ minutes}$	$e_{ecai} = 17 - 20 \text{ mm}$
		$e_{ecai} = 25 \text{ mm}$	$t_{fin} = 23 - 25 \text{ minutes}$
$t_{fin} = 21 \text{ minutes}$			
B60	CP ($t_{sim} = 20 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	$t_1 = 7 - 10 \text{ minutes}$
	DP ($t_{sim} = 20 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	$e_{ecai} = 23 - 34 \text{ mm}$ $t_{fin} = 20 - 25 \text{ minutes}$

TABLE 3.16: Comparaison qualitative entre essais et simulations.

compenser en partie la compression dans le calcul de la contrainte moyenne, réduisant cette dernière.

Pour le cas B40 en DP, le résultat le plus remarquable de la simulation est la capacité du modèle à reproduire une amorce puis, après un certain temps, un arrêt de l'écaillage. En autres termes, dans ce modèle, l'écaillage cesse de se produire lorsque les conditions THM à l'origine du phénomène ne sont plus réunies. Cette amorce puis arrêt de l'écaillage est d'ailleurs expérimentalement observé entre 10 minutes (contre 13 minutes en simulation) d'exposition au feu et 24 minutes (contre 21 minutes en simulation) avec une épaisseur cumulée d'écaillage de 20 mm (contre 25 mm en simulation).

Les profils de la température et de la pression de gaz obtenus à différents instants de la simulation du béton B40 en déformation plane sont présentés dans les figures 3.38 - 3.39. On constate que la température de la surface chauffée à laquelle les écaillages se produisent ne varie pas beaucoup. Elle reste autour de $400^\circ C$. Cette valeur de la température est celle à laquelle, plusieurs auteurs ont également observé le phénomène d'écaillage (voir le paragraphe 1.2.1.2). La stabilité de la température de parois lors de l'écaillage, si elle se confirme, peut expliquer pourquoi ces auteurs ont avancé l'hypothèse que cette température est une valeur intrinsèque qui

contrôle l'occurrence de l'écaillage. Enfin, après la dernière écaille, la température de surface augmente considérablement (jusqu'à 900°C) sans qu'elle ne provoque d'écaillage additionnel, ce qui va dans le sens que le paramètre "température" ne peut à lui seul expliquer le phénomène d'écaillage.

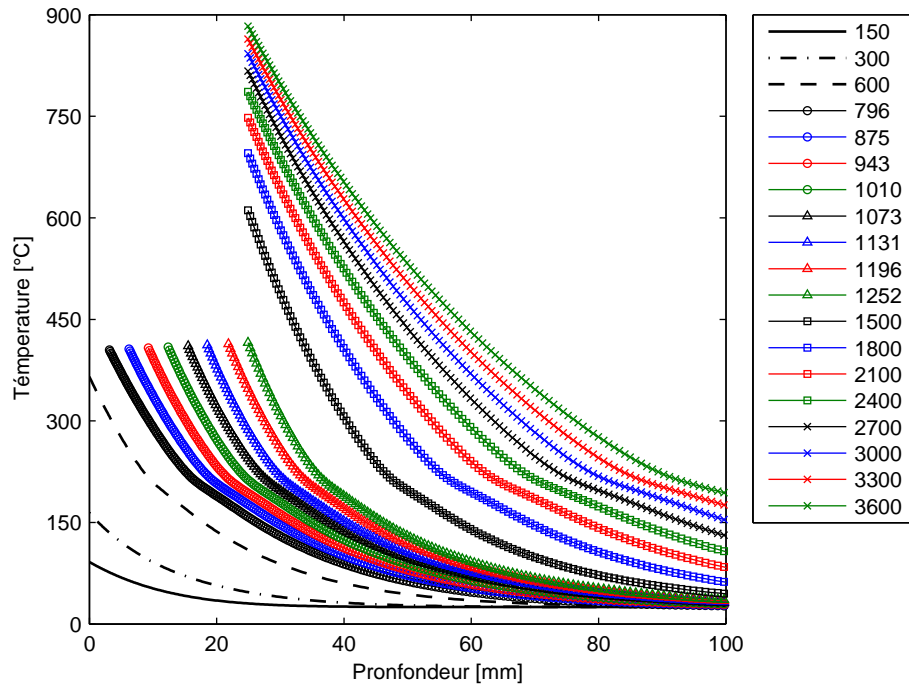


FIGURE 3.38: Profils de température à différents instants - Simulation du béton $B40$ soumis au feu ISO

On constate également que l'écaillage ne se produit pas nécessairement au pic de pression de pore (Figure 3.39). La limite en traction, qui dépend de la température, diminue rapidement ce qui permet à la pression de pore d'atteindre cette limite en traction (ce qui délimite l'écaillage) dans la zone entre le pic de pression et la surface exposée au feu. Ceci contraste avec les modèles simplifiés, qui à un profil de température associent un profil de pression de vapeur saturante, dont le pic de pression est considéré correspondre à la face interne de l'écaille.

Pendant la période d'écaillage, les profils de température et de pression à différents instants sont assez similaires (Figures 3.38-3.39). Ainsi, le critère HM reste atteint de façon quasi-permanente. Même après l'arrêt d'écaillage, par exemple à 25 minutes, la pression dans les pores dépasse la limite en traction sur une couche de 12mm d'épaisseur (Figure 3.40). Comme

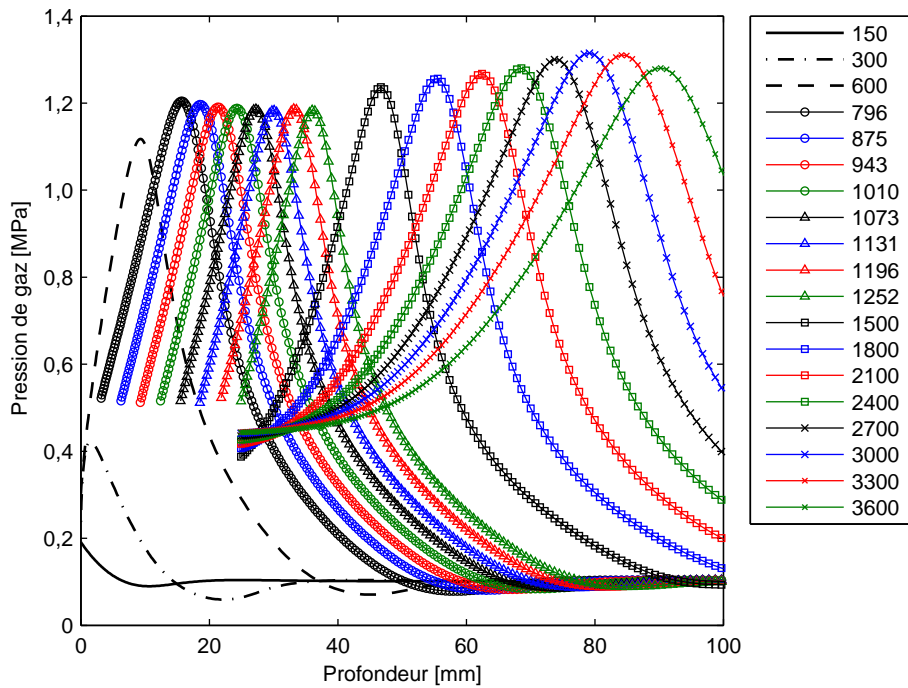


FIGURE 3.39: Profils de la pression de gaz à différents instants - Simulation du béton *B40* soumis au feu ISO

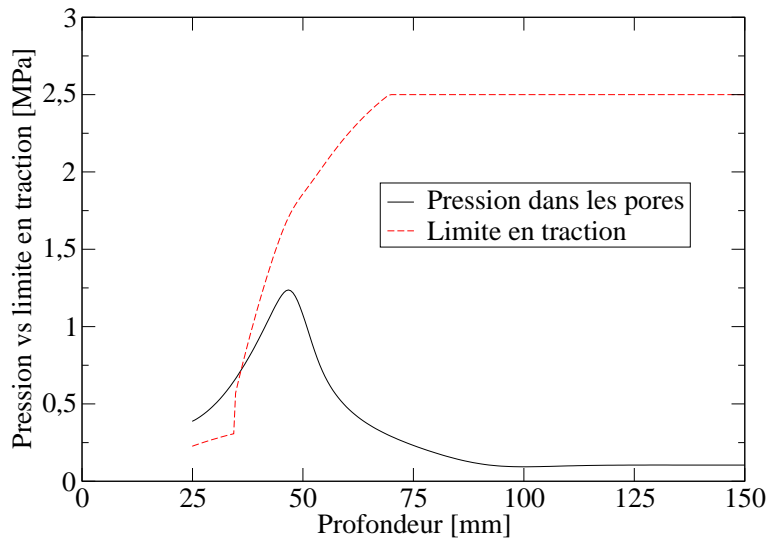


FIGURE 3.40: Critère HM à 1500s (25 minutes) - Simulation du béton *B40* soumis au feu ISO

le critère HM est toujours satisfait, l'arrêt d'écaillage est dû au critère TM. Effectivement, on voit dans la figure 3.41 que la contrainte critique de flambement dans cette couche est toujours plus importante que la contrainte thermique en compression (la différence est positive). Ceci s'explique par, d'une part, la diminution du gradient de température (Figure 3.38) et d'autre

part, l'augmentation de l'endommagement qui affaiblit la contrainte dans la couche de béton en question.

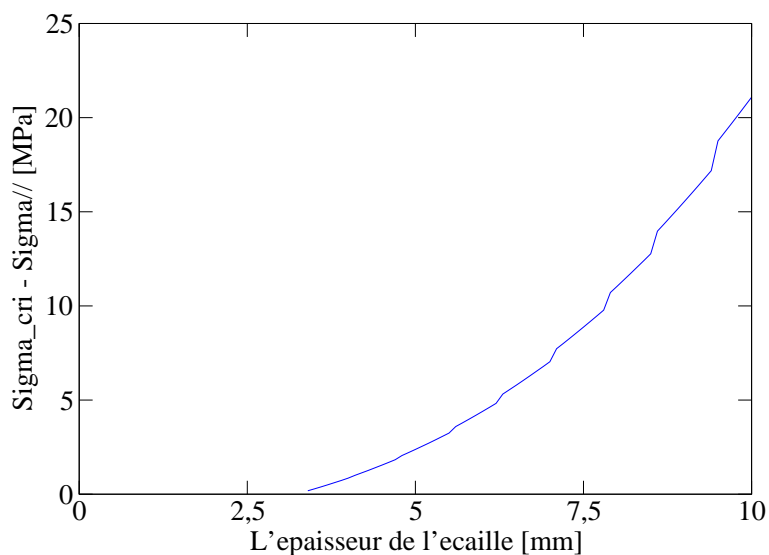


FIGURE 3.41: Critère TM à 1500s (25 minutes) - Simulation du béton *B40* soumis au feu ISO - 1 heure

Concernant le béton *B60* aucun écaillage n'est observé ni en CP ni en DP. (voir tableau 3.16) tandis que Mindeguia a observé des écaillages ayant atteint une profondeur de 34mm. L'analyse précise des résultats de calcul montre que l'absence d'écaillage est due à la non-atteinte du critère HM. En effet, la figure 3.42 montre que la pression de pore reste en deçà de la limite en traction (qui diminue avec la température).

Or les paramètres majeurs qui influent sur ce critère sont souvent entachés de forte dispersion : la limite en traction (la figure 3.36 le montre pour le *B60*), la perméabilité géométrique (le passage de la valeur au gaz à celle de l'eau est empirique) et le degré de saturation initial.

Nous avons alors effectué les simulations pour des valeurs extrêmes (en plus de celles avec des valeurs expérimentales) pour le *B60*. L'objectif étant de voir s'il existe un jeu de valeurs réalistes des ces trois paramètres qui puisse permettre l'atteinte du critère HM.

Le jeu de valeurs correspond à une limite en traction initiale de 3, 2MPa correspondant la plus faible valeur mesurée expérimentalement (la valeur moyenne de référence est 4, 16MPa), à une

saturation de 90% (au lieu de 70%), et une perméabilité intrinsèque $4 \times 10^{-19} m^2$ (la valeur de référence étant $1,67 \times 10^{-18} m^2$). Une valeur plus faible de la perméabilité intrinsèque conduit à des instabilités numériques.

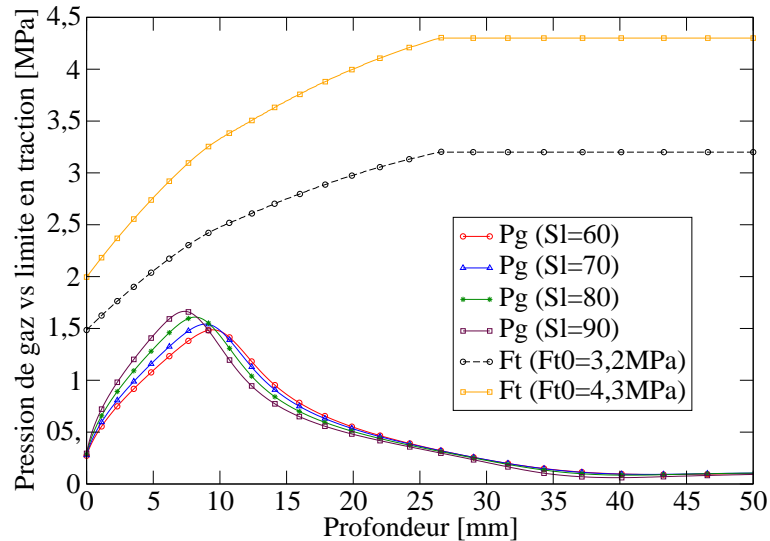


FIGURE 3.42: Profils des pression de gaz et des limites en traction à (10 minutes) - Simulation du béton *B60* soumis au feu ISO

Les profils des pressions de gaz et des limites en traction à 10 minutes de simulation avec $K_{ini} = 1,67 \times 10^{-18} m^2$ sont présentées dans la figure 3.42. On note que quand la saturation augmente de 60% à 90%, l'amplitude du pic de pression dans les pores augmente de $1,5 MPa$ à $1,7 MPa$. Toutefois, cette augmentation n'est pas suffisante pour atteindre la limite en traction.

Dans le cas de faible perméabilité $K_{ini} = 4 \times 10^{-19} m^2$ avec une limite en traction de $3,2 MPa$, le phénomène d'écaillage se produit dans l'intervalle de temps de 13 minutes jusqu'à 18 minutes pour une profondeur d'écaillage totale de $15 mm$. Le calcul s'arrête dû à une divergence numérique à 19 minutes. La vitesse moyenne d'écaillage est de $v_{moy}^{sim} = 3 mm/minute$, relativement proche aux valeurs expérimentales relevées au chapitre 1. Malgré que la simulation s'arrête avant terme, on peut constater que la perméabilité reste un paramètre clef du comportement THM alors que sa détermination est entachée d'incertitude. Effectivement, en diminuant la perméabilité intrinsèque (de $K_{ini} = 1,67 \times 10^{-18} m^2$ à $K_{ini} = 4 \times 10^{-19} m^2$), les pics de pressions de gaz ont augmenté nettement, de $1,7 MPa$ à plus que $2,5 MPa$ (Figures 3.42 et 3.44). On note également que les températures à la surface chauffée au moments d'écaillage restent aux alentours de la même température observée dans le cas de l'écaillage du

béton B40 : 400°C

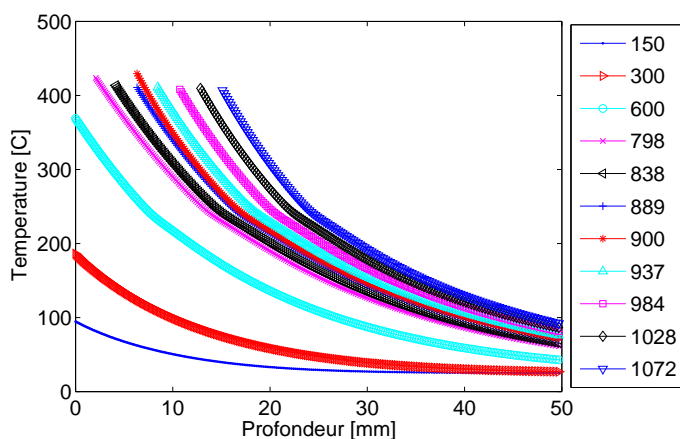


FIGURE 3.43: Profils de la température à différents instants - Simulation du béton B60 soumis au feu ISO - $K_{ini} = 4 \times 10^{-19}m^2$

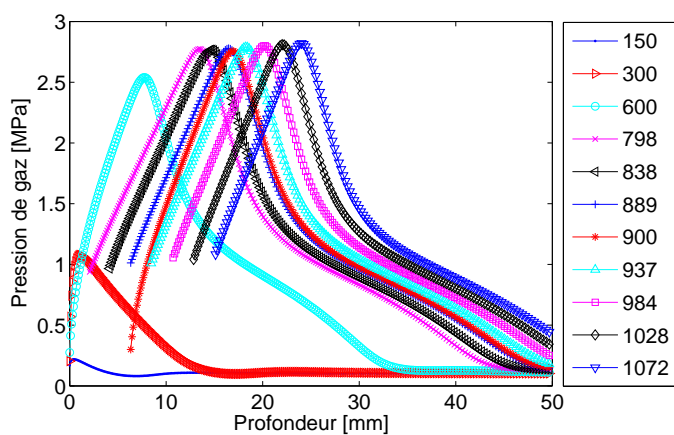


FIGURE 3.44: Profils de la pression de gaz à différents instants - Simulation du béton B60 soumis au feu ISO - $K_{ini} = 4 \times 10^{-19}m^2$

Au travers cette confrontation, on constate que les incertitudes sur certaines paramètres comme le degré de saturation, la perméabilité intrinsèque, la résistance en traction ainsi que sur le choix des hypothèse de calculs (CL, DP, CP) peuvent changer radicalement le résultat final de l'estimation de l'écaillage. Ceci va dans le sens de mener davantage d'études paramétriques pour quantifier la sensibilité à chaque paramètre et envisager des approches stochastiques d'une telle modélisation de l'écaillage.

Béton	Hypothèse / t_{sim}	Simulation	Expérimental
B40	CP ($t_{sim} = 10 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	L'écaillage se produit entre la 4 ^{ième} et 9 ^{ième} minute
	DP ($t_{sim} = 11 \text{ minutes}$)	$t_1 = 2 \text{ minutes}$	
		$e_{ecai} = 18 \text{ mm}$	
		$t_{fin} = 4 \text{ minutes}$	
B60	CP ($t_{sim} = 2 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	L'écaillage se produit entre la 2 ^{ième} et 6 ^{ième} minute
	DP ($t_{sim} = 2 \text{ minutes}$)	Pas d'écaillage	

TABLE 3.17: Comparaison qualitative entre essais et simulations

3.4.2 Cas d'essais sous feu HCM

On considère maintenant les mêmes dalles mais soumises à une sollicitation thermique correspondant au feu HCM dont la montée en température est donnée par l'équation (1.2). Les conditions aux limites thermo-hydro-mécaniques sont inchangées. La comparaison des résultats de simulation et ceux des essais expérimentaux est présentée dans le tableau 3.17. On notera que les calculs s'arrêtent à 10 minutes pour le béton B40 et à 2 minutes pour le béton B60 dû à la non convergence numérique.

De façon similaire au cas du feu ISO, on observe que le cas CP ne donne pas lieu à de l'écaillage ce qui d'ailleurs limite le temps de simulation à 2 minutes du fait de la non convergence du processus thermo-hydrique. Pour le béton B40 en DP, l'écaillage prévient la chute de la pression d'air sec et les calculs se poursuivent jusqu'à 10 minutes. Contrairement au feu ISO, l'écaillage sous feu HCM intervient de façon plus précoce ce qui est corroboré par les résultats expérimentaux. Le décalage dans le temps d'amorce entre essai et simulation pourrait s'expliquer par l'écart entre la montée en température théorique et celle effectivement réalisée dans le four (Fig. 3.45). La durée d'occurrence de l'écaillage est également plus courte et sa profondeur est moins importante.

Le retard dans la montée en température du four se manifeste par la différence de la température dans le béton à 10mm de la surface chauffée (Figure 3.46). On constate que la température dans le béton de l'essai $B40_{dalle}$ à 3 minutes atteint 180°C (la courbe bleu de la figure 3.46 à gauche) alors que la température du béton au même moment donnée par la simulation est de 300°C (la courbe bleu de la figure 3.46 à droite).

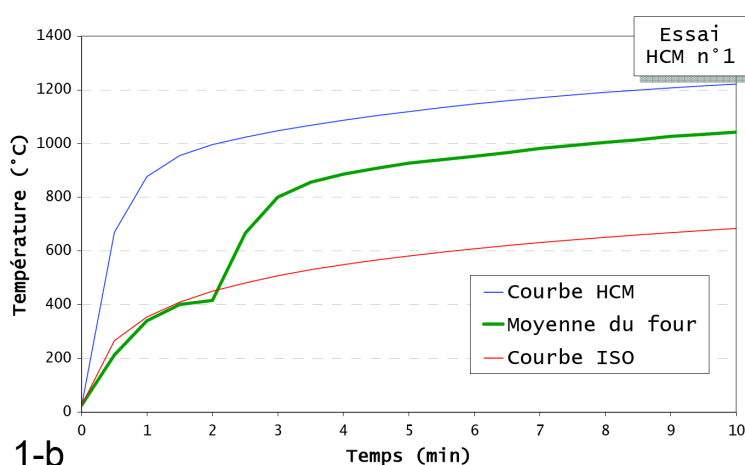


FIGURE 3.45: Evolution dans le temps de la température mesurée dans le four versus la courbe théorique [Mindeguia 09]

Les profils de température et de pressions de gaz de la simulation du béton $B40$ avec l'hypothèse de déformation plane sont présentés dans les figures 3.47 - 3.49. On constate que la température à la surface chauffée au moment de l'écaillage reste proche de 400°C comme dans le cas du feu ISO. Ce constat semble donc générique ce qui va dans le sens de sa généralisation. (Figure 3.47). Au cours de l'écaillage, entre $138,41\text{s}$ et $261,75\text{s}$, la récurrence d'un même état thermo-hydrrique peut également être soulignée. Effectivement, le pic de pression, la température maximale du béton ainsi que les gradients de température et de pression sont quasi-similaires : les profils semblent subir une simple translation du fait de l'écaillage de la surface exposée. Ce pic de pression de $1,25\text{MPa}$ se trouve toujours à environ 4mm à 5mm de la surface chauffée. Cette évolution de l'état thermo-hydrrique du béton permet à la pression dans les pores de continuer à augmenter et atteindre la limite en traction qui diminue lorsque la température augmente. Le critère HM est satisfait de façon permanente comme ce qui a été observé dans les simulations du feu ISO.

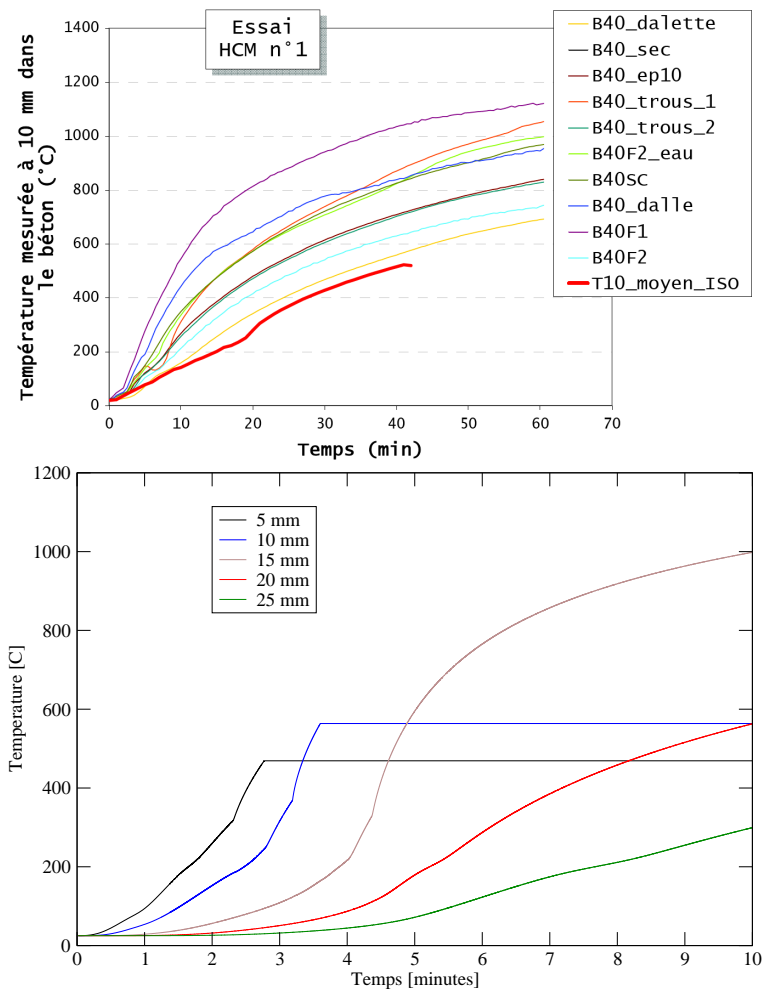


FIGURE 3.46: A gauche : évolution dans le temps de la température dans le béton à 10mm de la surface chauffée des différents bétons soumis au feu HCM [Mindeguia 09]. A droite : évolution dans le temps de la température dans le béton à différentes profondeurs obtenu par la simulation du béton B40 soumis au feu HCM

L'arrêt d'écaillage est associé au critère TM. Effectivement, dans la figure 3.49, la valeur positive de la différence entre la contrainte critique de flambement et la contrainte thermique parallèle à la surface chauffée montre que le critère TM n'est pas satisfait. En outre, plus le béton est chauffé, plus la contrainte critique devient plus importante que la contrainte thermique.

3.4.3 Conclusion

Dans cette section, nous avons présenté une confrontation qualitative entre les résultats expérimentaux d'écaillage et les simulations avec le modèle proposé. Ces simulations ont

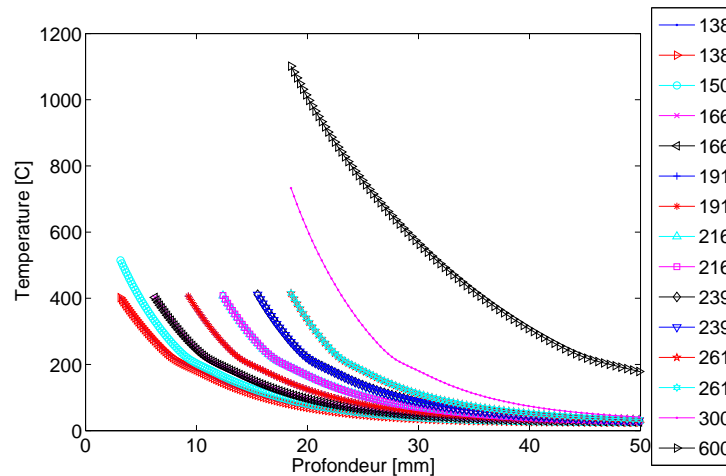


FIGURE 3.47: Profils de température à différents instants - Hypothèse déformation plane, béton *B40* soumis au feu HCM

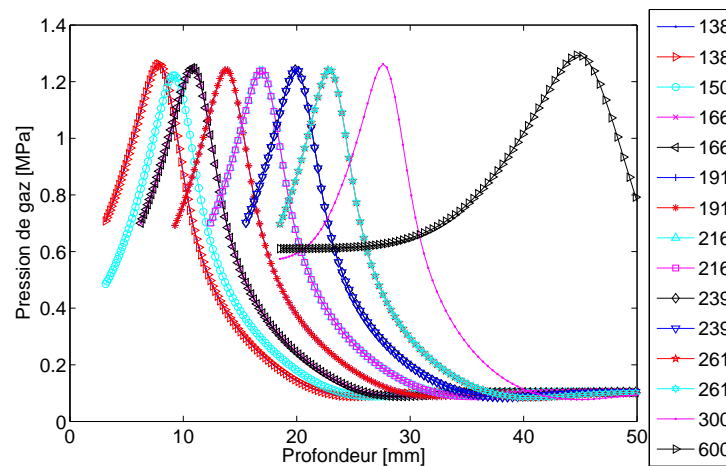


FIGURE 3.48: Profils de pression de gaz à différents instants - Hypothèse déformation plane, béton *B40* soumis au feu HCM

montré que le modèle est capable de décrire le processus d’amorce puis d’arrêt de l’écaillage progressif et que les intervalles de temps d’occurrence de l’écaillage ainsi que les profondeurs relevées sont globalement retrouvées. Assez paradoxalement, le feu HCM s’est distingué par une durée plus courte de l’occurrence de l’écaillage.

Ce processus dépend de l’état THM qui lui même est sensible aux conditions aux limites mécaniques ainsi qu’à trois paramètres matériels majeurs : le degré de saturation initial ainsi que plus principalement la résistance à la traction et la perméabilité intrinsèque. L’incertitude

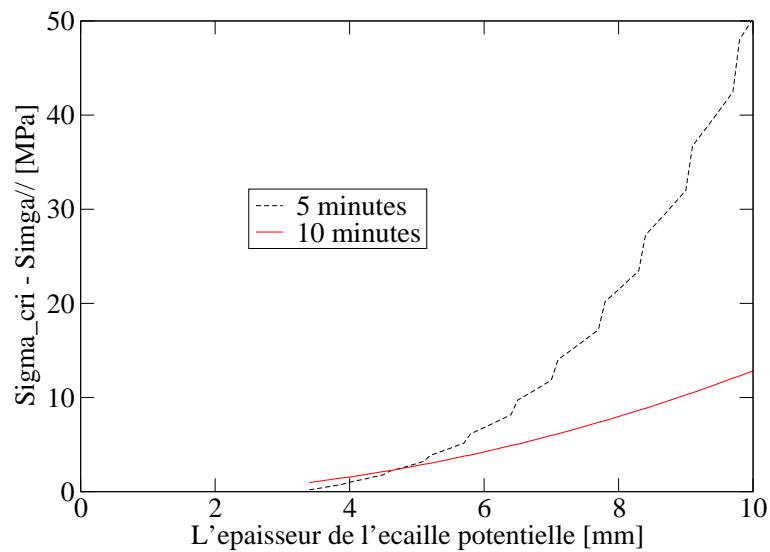


FIGURE 3.49: Critère TM en fonction de l'épaisseur de l'écaillage potentielle à différents instants après l'arrêt d'écaillage - Hypothèse déformation plane, béton B40 soumis au feu HCM

inhérente dans l'identification expérimentale de ces paramètres milite pour une approche incertaine du processus d'écaillage qui reste un phénomène aléatoire sur le plan de l'observation expérimentale.

Enfin, un aspect qui mérite d'être souligné est cette récurrence de la stabilité de la température de surface au voisinage de $400^{\circ}C$ et ce aussi bien pour un feu ISO qu'un feu HCM.

Conclusions et perspectives

L'objectif de cette thèse a été de développer un outil numérique pour l'analyse du phénomène d'écaillage progressif des bétons soumis à l'incendie aussi bien à développement modéré (feu ISO) qu'à développement rapide (feu HCM).

Cet outil est basé sur une approche THM étendue à la prise en compte de ce phénomène en introduisant un critère d'écaillage de type détachement-flambement. Cette prise en compte de l'écaillage donne lieu à un problème à frontière et conditions aux limites évolutives ayant nécessité la mise en oeuvre d'une stratégie de résolution spécifique permettant de transférer les conditions aux limites thermiques et hydriques sans faire appel aux techniques de remaillage. Le modèle a été implémenté dans le code aux éléments finis CESAR-LCPC.

Ce modèle THM-Ecaillage a fait l'objet de validations progressives pour en analyser le fonctionnement et les capacités opérationnelles. Ainsi, différentes études paramétriques ont été menées pour enfin aboutir à une confrontation qualitative avec des essais disponibles.

Les études paramétriques ont portées sur : l'influence de la taille de l'écaillage, de la vitesse moyenne d'écaillage et l'influence d'autres paramètres du modèle d'écaillage comme l'épaisseur minimale de l'écaillage et la taille du plus gros granulat. Les résultats obtenus ont permis de tirer les conclusions suivantes :

- La variation de la taille de l'écaillage n'a pas de grande influence sur le champs de température et de pression dans les pores du béton lorsque le nombre des écailles est suffisamment important.
- La vitesse moyenne d'écaillage est un paramètre caractéristique de l'intensité de phénomène. Les résultats obtenus indiquent également que la rapidité de l'écaillage influe grandement sur

l'évolution spatiale des pressions et des températures à l'intérieur du matériau ainsi que sur la température de surface.

- L'élançement maximale de l'écaillage $R_{max} = h/e_{min}$ est un paramètre influant sur le comportement du béton vis-à-vis de l'écaillage. Le risque d'écaillage augmente avec l'élançement de l'écaillage. En outre, pour un béton soumis à une sollicitation donnée, il existe un seuil d'élançement au-dessous duquel l'écaillage ne se produit pas. De plus, lorsque l'épaisseur minimale de l'écaillage et la taille maximale du plus gros granulat sont choisis de sorte que l'élançement reste constant, l'épaisseur de l'écaillage dépend de la distribution de la température ainsi que de la contrainte dans le béton. Dans ce cas, le risque d'écaillage semble être plus important pour des écailles dont l'épaisseur est plus importante.

Les résultats de simulations numériques du modèle THM-Écaillage ont été comparés avec les résultats des essais sur des dalles en bétons $B40$ et $B60$ soumises au feu ISO et HCM. Les résultats obtenus ont confirmé que les incertitudes sur les données d'entrée, c'est à dire sur les propriétés du béton ainsi que sur les conditions aux limites mécaniques, peuvent changer complètement le comportement du béton vis-à-vis l'écaillage. En outre, dans la configuration de confinement mécanique avec le béton $B40$ soumis au feu ISO, le modèle a reproduit le phénomène d'écaillage de façon assez similaire à ce qui a été observé avec l'essai. Une température à la surface chauffée quasiment constante de $400^{\circ}C$ a également été observée à la surface chauffée lorsque l'écaillage se produit.

Bien que beaucoup de difficultés ont été traitées sur le plan de la programmation tel que la gestion du passage de la température critique de l'eau, les simulations effectués ont montrée le besoin de faire gagner le modèle en robustesse. Exploiter le modèle dans d'autres configurations permettra de construire un retour d'expérience utile à son amélioration et consolider ses capacités opérationnelles.

Nous proposons également d'étendre le modèle existant pour analyser le comportement d'une structure complète et être en mesure d'estimer sa capacité résiduelle après écaillage. Pour ce faire, la modélisation THM-Ecaillage simplifiée de type poutre ou plaque pourra être adoptée pour traiter les zones de singularité géométrique et mécanique de la structure. Cette approche

pourra être couplée à un calcul thermique simplifié intégrant les propriétés hydriques. Elle permettra d'avoir une approximation du champ de température dans chaque couche de la section droite de la structure. La réduction de la section à l'issue de l'évolution de l'écaillage dans les zones de singularité sera prise en compte dans le calcul mécanique à l'échelle structurale.

En fin, nous proposons de prendre en compte les armatures dans le modèle. La prise en compte des armatures interviendra non seulement dans le problème mécanique mais aussi dans l'analyse de l'écaillage par les fissurations à l'interface entre l'armature et le béton ainsi que par la réduction de l'élancement de l'écaillage à cause de la présence des "cages" d'armatures.

Bibliographie

- [AFNOR 93] AFNOR. *NF P 92-701 Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu de structures en béton*, 1993.
- [Ahmed 97] G.N Ahmed & J.P. Hurst. *Analytical Approach for Investigating the Causes of Spalling of High-Strength Concrete at Elevated Temperatures*. In International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete, 1997.
- [Akhtarrazaman 70] A.A. Akhtarrazaman & P.J. Sullivan. *Explosive spalling of concrete exposed to high temperature*. Concrete Structures and Technology Research Report, 1970.
- [Al Najim 04] A. Al Najim. *Modelling and simulation of concrete behaviour subjected to high temperature by a thermo-hydro-mechanical approach. Application to accidental situations*. PhD thesis, Univ. Marne la Vallée, 2004.
- [Ali 02] F. Ali. *Is high strength concrete more susceptible to explosive spalling than normal strength concrete in fire ?* In Fire and materials, volume 26, pages 127–130, 2002.
- [Ali 04] F. Ali, A. Nadjai, G. Silcock & A. A. Tair. *Outcomes of major research on fire resistance of concrete columns*. Fire safety journal, 2004.
- [Ali 10] F. Ali, A. Nadjai & S. Choi. *Numerical and experimental investigation of the behavior of high strength concrete columns in fire*. Engineering Structures, vol. 32, no. 5, pages 1236–1243, 2010.
- [Ali 11] F. Ali, A. Nadjai & A.A. Tair. *Explosive spalling of normal strength concrete slabs*. Materials and Structures, 2011.

- [Anderberg] Anderberg. *Fire exposed hyperstatic concrete structures. An experimental and theoretical study*. Bulletin 55. Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology, Sweden.
- [Anderberg 76] Y. Anderberg & S. Thelandersson. Stress and deformation characteristics of concrete at high temperature. Lund Institute of technology (Sweden) : Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, 1976.
- [Anderberg 97] D.Y. Anderberg. *Spalling phenomena of HPC and OC*. In NIST Workshop on fire performance of High Strength Concrete, 1997.
- [Baraka-Lokmane 02] S. Baraka-Lokmane. *Hydraulic versus pneumatic measurements of fractured sandstone permeability*. Journal of Petroleum Science and Engineering, vol. 36, pages 183–192, 2002.
- [Baroghel-Bouny 94] V. Baroghel-Bouny. *Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et á très hautes performances*. PhD thesis, ENPC, Paris, 1994.
- [Bary 08] B. Bary, G. Ranc, S. Durand & O. Carpentier. *A coupled thermo-hydro-mechanical-damage model for concrete subjected to moderate temperatures*. International journal of Heat and Mass Transfer, vol. 51, pages 2847–2862, 2008.
- [Bazant 89] Z.P. Bazant & G. Pijauder-Cabot. *Measurement of characteristic length of non-local continuum*. J. Eng. Mech. -ASCE, vol. 115, no. 4, pages 755–767, 1989.
- [Bazant 96] Z.P. Bazant & M.F. Kaplan. *Concrete at high temperature : Material properties and mathematical models*. Longman Halow, 1996.
- [Bazant 05] Z.P. Bazant. *Concrete creep at high temperature and its interaction with fracture : Recent progress*. Concreep 7 Conference : Creep, shrinkage and durability of concrete and concrete structure, 2005.
- [Bear 79] J. Bear. Dynamics in fluids in porous media. Dover, New York, 1979.
- [Bear 90] J. Bear & Y. Bachmat. Introduction to modeling of transport in porous media. Kluwer, 1990.

- [Bear 91] J. Bear & J.M. Buchlin. Modelling and application of transport phenomena in porous media. Kluwer, Academic Publisher, 1991.
- [Benboudjema 07] F. Benboudjema, F. Meftah & J.M. Torrenti. *A viscoelastic approach for the assessment of the drying shrinkage behaviour of cementitious materials*. Materials and Structures, vol. 40, pages 163–174, 2007. 10.1617/s11527-006-9126-8.
- [Bilodeau 04] A. Bilodeau, V.K.R. Kodur & G.C. Hoff. *Optimization of the type and amount of polypropylene fibres for preventing the spalling of lightweight concrete subjected to hydrocarbon fire*. Cement and Concrete Composites, 2004.
- [Bostrom 06a] L. Bostrom & C.K. Larsen. *Concrete for tunnel linings exposed to severe fire exposure*. Fore technology, vol. 42, pages 351–362, 2006.
- [Boström 06b] L. Boström & J.E. Lindqvist. *Investigation of damage to a bridge caused by a road tanker fire*. Brand Posten, 2006.
- [CETU 05] CETU. *Comportement au feu des tunnels routiers*. Centre d'études des tunnels, Mars 2005.
- [CETU 11] CETU. *Compléments au guide du comportement au feu des tunnels routiers*. Centre d'études des tunnels, Mars 2011.
- [Choi 11] E.G. Choi & Y.S. Shin. *The structural behavior and simplified thermal analysis of normal-strength and high-strength concrete beams under fire*. Engineering Structures, vol. 33, no. 4, pages 1123–1132, 2011.
- [Chung 04] J.H. Chung & G.R. Consolazio. *Numerical modeling of transport phenomena in reinforced concrete exposed to elevated temperatures*. Cement and Concrete Research, no. 35, pages 597–608, 2004.
- [Chung 06] Jae H. Chung, Gary R. Consolazio & Michael C. McVay. *Finite element stress analysis of a reinforced high-strength concrete column in severe fires*. Computers & Structures, vol. 84, no. 21, pages 1338–1352, 2006.
- [Cimbéton 99] Cimbéton. *Sécurité incendie*. Rapport technique, Les dossiers Cimbéton, 1999.

- [Cir 06] *CIRCULAIRE INTERMINISTERIELLE N° 2006-20 DU 29 MARS 2006 relative à la sécurité des tunnels routiers d'une longueur supérieure à 300 mètres*, 2006.
- [Com 03] Computational Modeling of Concrete Structures, Euro-C. A non-saturated porous medium approach for the modelling of concrete behaviour submitted to high temperatures, St. Johann Im Pongau, Austria, March 2003.
- [Connolly 95] R.J. Connolly. *The spalling of concrete in fire*. PhD thesis, Aston University, 1995.
- [Corsi 06] F. Corsi, B.A. Schrefler, G.M. Giannuzzi, C. Majorana, A. Miliozzi & F. Pesavento. *Software simulazione effetti d'incendio e analisi strutturale calcestruzzi - HITECOSP2*. Rapport technique, SIAE, ENEA Université degli Studi di Padova, 2006.
- [Dal Pont 04a] S. Dal Pont. *Lien entre la perméabilité et l'endommagement dans les bétons à haute température*. PhD thesis, ENPC, Paris, 2004.
- [Dal Pont 04b] S. Dal Pont & A. Ehrlacher. *Numerical and experimental analysis of chemical dehydration, heat and mass transfers in a concrete hollow cylinder submitted to high temperatures*. International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 47, no. 1, pages 135–147, 2004.
- [Dal Pont 07] S. Dal Pont, S. Durand & B.A. Schrefler. *A multiphase thermo-hydro-mechanical model for concrete at high temperatures Finite element implementation and validation under LOCA load*. Nuclear Engineering and Design, vol. 237, no. 7, pages 2137–2150, 2007.
- [Dal Pont 11] S. Dal Pont, F. Meftah & B.A. Schrefler. *Modeling concrete under severe conditions as a multiphase material*. Nuclear Engineering and Design, vol. 241, no. 3, pages 562–572, 2011.
- [Davenne 06] L. Davenne, J.B. Colliat & A. Ibrahimbegovic. *Numerical simulation of masonry clay bricks behavior under fire exposition*. In AGS'2006 - 1st Euro-mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, 2006.

- [Davie 12] C.T. Davie, H.L.Zang & A.Gibson. *Investigation of a continuum damage model as an indicator for the prediction of spalling in fire exposed concrete*. Computers and Structures, 2012.
- [DTU 00] *DTU P92-701 - Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu des structures en béton*, 2000.
- [Dwaikat 07] M.B. Dwaikat & V.K.R. Kodur. *A numerical approach for modeling the fire induced restraint effects in reinforced concrete beams*. Fire Safety journal, vol. 43, pages 291–307, 2007.
- [Dwaikat 09] M.B. Dwaikat & V.K.R. Kodur. *Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems*. Fire Safety Journal, vol. 44, no. 3, pages 425–434, 2009.
- [Dwaikat 10] M.B. Dwaikat & V.K.R. Kodur. *Fire induced spalling in high strength concrete beams*. Fire technology, 2010.
- [ECC 06] ECCOMAS / ECCM 3. A thermo-hydro damage model for the dehydration creep of concrete subjected to high temperature, Lisbon, Portugal, 5-8 June 2006. DOI : 10.1007/1-4020-5370-3_356.
- [Eurocodes 04] Eurocodes, editeur. Eurocode2 : design of concrete structures. Comité Européenne de Normalisation - Bruxelles, 2004.
- [Féron 06] C. Féron, P. Autuori, C. Bessiere, D. Joyeux & Aftes. *Vers des moyens de prévenir l'écaillage du béton en tunnel*. Tunnels et ouvrages souterrains, pages 275–280, 2006.
- [FIT 01] European Thematic Network Fire in Tunnels FIT. *Fire in Tunnels Thematic network, Technical report part 1, Design fire scenarios*. Rapport technique, FIT, 2001.
- [Fokwa 93] D. Fokwa & Y. Berthaud. *Matériaux hétérogènes, analyse expérimentale de la localisation et de l'influence de la taille des hétérogénéités sur le comportement en traction*. Materials and Structures, 1993.
- [Franssen 03] J.M. Franssen & J.C. Dotreppe. *Fire tests and calculation methods for circular concrete columns*. Fire technology, 2003.

- [Gawin 03a] D. Gawin, F. Pesavento & B. A. Schrefler. *Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water*. Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech, vol. 26, pages 537–562, 2003.
- [Gawin 03b] D. Gawin, F. Pesavento & B.A. Schrefler. *Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation*. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg, vol. 192, pages 1731–1771, 2003.
- [Gawin 06] D. Gawin, F. Pesavento & B.A. Schrefler. *Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete*. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., vol. 195, pages 5707–5729, 2006.
- [Gray 79a] W.G. Gray & S.M. Hassanizadeh. *General conservation equations for multiphase systems : 1. averaging technique*. Adv.Water.Res, vol. 2, pages 131–144, 1979.
- [Gray 79b] W.G. Gray & S.M. Hassanizadeh. *General conservation equations for multiphase systems : 2. mass, momenta, energy and entropy transfer*. Adv.Water.Res, vol. 2, pages 191–203, 1979.
- [Gray 80] W.G. Gray & S.M. Hassanizadeh. *General conservation equations for multiphase systems : 3. constitutive theory for porous media*. Adv.Water.Res, vol. 3, no. 1, pages 25–40, 1980.
- [Gray 01] W.G. Gray & B.A. Schrefler. *Thermodynamic approach to effective stress in partially saturated porous media*. European Journal of Mechanics - A/Solids, vol. 20, no. 4, pages 521–538, 2001.
- [Haack 03] A. Haack. *Catastrophic Tunnel Fires - What have we learnt ?* International symposium on catastrophic tunnel fires, 2003.
- [Han 05] C.G. Han, Y.S. Hwang, S.H Yang & N. Gowripalan. *Performance of spalling resistance of high performance concrete with polypropylene fiber contents and lateral confinement*. Cement and concrete research, 2005.

- [Harmathy 65] T.Z. Harmathy. *Effec of moisture on the fire endurance of building elements*. National research council Canada, 1965.
- [Harmathy 96] T.Z. Harmathy & L.W. Allen. *Thermal properties of selected masonry unit concretes*. Journal of American Concrete Institute, vol. 70, no. 2, pages 132–142, 1996.
- [Heinfling 97] Heinfling, Reynouard, Merabet & Duval. *Thermo-élastic-plastic model for concrete at elevated temperatures including cracking and thermo-mechanical interaction strains*. Computational plasticity : fundamentals and applications, 1997.
- [Hertz 84] K.D. Hertz. *Heat induced explosion of dense concretes*. Institute of Building Design, 1984.
- [Hertz 03] K.D. Hertz. *Limits of spalling of fire-exposed concrete*. Fire Safety Journal, vol. 38, no. 2, pages 103–116, 2003.
- [Hoxha 07] D. Hoxha, F. Homand, A. Giraud & C. Auvray. *Saturated and unsaturated behaviour modelling of Meuse-Haute/Marne argillite*. International Journal of Plasticity, 2007.
- [Humbert 05] P. Humbert, A. Dubouchet, G. Fezans & D. Remaud. Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées, chapitre CESAR-LCPC, un progiciel de calcul dédié au génie civil. IFSTTAR - LCPC, 2005.
- [Jansson 06] R. Jansson. *Liquid/steam pressure measurement inside concrete exposed to fire*. Proceedings from the 4th international workshop structures in fire, Aveiro, Portugal, 2006.
- [Jansson 07] R. Jansson & L. Bostrom. *Experimental study of the influence of polypropylene fibres on material properties and fire spalling of concrete*. Proceedings from the fib task workshop Fire design of concrete structures From materials modeling to structural performance, 2007.
- [Jansson 08] R. Jansson. Material properties lated to fire spalling of concrete. LUND University, 2008.

- [Jansson 10] R. Jansson & L. Bostrom. *The influence of pressure in the pore system on fire spalling of concrete*. Fire technology, vol. 46, pages 217–230, 2010.
- [Kalifa 00] P. Kalifa, F.D. Menneteau & D. Quenard. *Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures*. Cement and Concrete Research, vol. 30, no. 12, pages 1915–1927, 2000.
- [Kalifa 01] P. Kalifa, G. Chéné & C. Gallé. *High-temperature behavior of HPC with polypropylene fibres from spalling to microstructure*. Cement and concrete research, pages 1487–1499, 2001.
- [Khennane 92] A. Khennane & G. Baker. *Plasticity models for the biaxial behaviour of concrete at elevated temperatures, Part I : Failure criterion*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 100, no. 2, pages 207–223, 1992.
- [Khoury 00] Khoury & Anderberg. *Concrete spalling - Review*. Fire safety design, 2000.
- [Khoury 02] G.A. Khoury, C.E. Majorana, F. Pesavento & B.A. Schrefler. *Modeling of heated concrete*. Mag. Concr. Res, vol. 54, pages 1–25, 2002.
- [Khoury 03] G.A. Khoury. *Cours on effect of heat on concrete*. Rapport technique, Udine Italy, 2003.
- [Khoury 05] Khoury. *Spalling review : Types, Assessment and Prevention*. UPTUN Upgrading of existing TUNnels, 2005.
- [Khoury 08] G.A. Khoury. *Polypropylene fibres in heated concrete. Part 2 : pressure relief mechanisms and modelling criteria*. Magazine of Concrete Research, 2008.
- [Kodur 99] V.K.R. Kodur. *Fire performance of high-strength concrete structural members*. Construction technology update, 1999.
- [Kodur 03] V.K.R. Kodur & R.M. Grath. *Fire endurance of high strength concrete columns*. Fire technology, 2003.

- [Kodur 04] V.K.R. Kodur, T.C. Wang & F.P. Cheng. *Predicting the fire resistance behaviour of high strength concrete columns*. Cements and Concrete Composites, vol. 26, pages 141–153, 2004.
- [Kodur 07] V.K.R. Kodur & M. Dwaikat. *A numerical model for predicting the fire resistance*. Journal Cement and concrete composites, 2007.
- [Kuiken 94] G.D.C. Kuiken. *Thermodynamics of irreversible processes. applications to diffusion and rheology*. J.Wiley&Sons, 1994.
- [Le 11] T.T.H. Le. *Etude multi Echelle du comportement thermo hydro mecanique des materiaux cimentaire. Approche morphologique pour la prise en compte de la mesostructure*. PhD thesis, Université de Marne la Vallée, 2011.
- [Lee 84] T.T. Lee. *A procedure to calculate fire resistance of structural members*. Fire Technology, vol. 14, no. 1, pages 28–85, 1984.
- [Leitner 01] A. Leitner. *The fire catastrophe in the Tauern Tunnel. Experience and conclusions for the Austrian guidelines*. Tunnelling and Underground Space Technology, no. 35, pages 217–223, 2001.
- [Lewis 98] R.W. Lewis & B.A. Schrefler. *The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media*. John Wiley and Sons, 1998.
- [Loosveldt 02] H. Loosveldt, Z. Lafhaj & F. Skoczylas. *Experimental study of gas and liquid permeability of a mortar*. Cement and Concrete Research, vol. 32, pages 1357–1363, 2002.
- [Lottman 07] B.B.G Lottman. *Fire in bored tunnels : structure behaviour, during fire conditions, of bored tunnels made with a concrete segmental lining*. PhD thesis, Delft University of Technology, 2007.
- [Majorana 10] C.E. Majorana, V.A. Salomoni, G. Mazzucco & G.A. Khoury. *An approach for modelling concrete spalling in finite strains*. Mathematics and Computers in Simulation, vol. 80, no. 8, pages 1694–1712, 2010. ESCO 2008 Conference.

- [Malhotra 84] H.L. Malhotra. *Spalling of concrete in fire*. Rapport technique, Construction industry research and information association, 1984.
- [Meftah 07] F. Meftah. *Contributions à la modélisation du comportement fissurant, différé et au feu des matériaux cimentaires par des approches thermo-hydro-mécaniques couplées*. Mémoire d'habilitation à diriger des recherches domaine génie civil, Université de Marne La Vallée, 2007.
- [Meftah 11] F. Meftah & S. Dal Pont. *Staggered finite volume modeling of transport phenomena in porous materials with convective boundary conditions*. *Transport in Porous Media*, vol. 82, no. 2, pages 275–298, 2011.
- [Meftah 12] F. Meftah, S. Dal Pont & B.A. Schrefler. *A three-dimensional staggered finite element approach for random parametric modeling of thermo-hygral coupled phenomena in porous media*. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, pages 547–596, 2 2012.
- [Meyer-Ottens 72] C. Meyer-Ottens. *The question of spalling of concrete structural elements of standard concrete under fire loading*. PhD thesis, Technical University of Braunschweig, Germany, 1972.
- [Mindeguia 09] J.C. Mindeguia. *Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons*. PhD thesis, Université de Pau et des Pays de l'Adour, 2009.
- [Mindeguia 10] J.C. Mindeguia, P. Pimienta, A. Noumowé & M. Kanema. *Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature. Experimental and numerical discussion on spalling risk*. *Cement and Concrete Research*, vol. 40, no. 3, pages 477–487, 2010.
- [Msaad 05] Y. Msaad. *Analyse des mécanismes d'écaillage du béton soumis à des températures élevées*. PhD thesis, Ecole nationale des ponts et chaussées, 2005.
- [Msaad 06] Y. Msaad & G. Bonnet. *Analysis of heated concrete spalling due to restrained thermal dilatation, application to the chunnel fire*. *Engineering mechanics*, 2006.

- [Mustapha 94] K. Mustapha. *Modelling the effects of spalling on the failure modes of concrete columns in fire*. PhD thesis, University of Aston in Birmingham, 1994.
- [Nechnech 00] W. Nechnech. *Contribution à l'étude numérique du comportement du béton et des structures en béton armé soumise à des sollicitations thermiques et mécaniques couplées : Une approche thermo-élasto-plastique endommageable*. PhD thesis, Institut national des sciences appliquées de Lyon, 2000.
- [Nguyen 10] T.D. Nguyen. *Etude du comportement au feu des maçonneries de briques en terre-cuite. approche expérimentale et modélisation du risque d'écaillage*. Master's thesis, 2010.
- [Park 07] C.K. Park, S.H. Lee, G.D. Kim & H.K. Lee. *Effect of tie spacing and section size on fire resistance of high-strength concrete column*. CONSEC07 France, 2007.
- [Phan 07] L.T. Phan. *Spalling and mechanical properties of high strength concrete at high temperature. Concrete under sever conditions environment and loading*. CONSEC 07 France, 2007.
- [Phan 08] L.T. Phan. *Pore pressure and explosive spalling in concrete*. Materials and structures, 2008.
- [Phan 11] M.T. Phan, F. Meftah, S. Rigobert, P. Autuori, C. Lenglet & S. Dal Pont. *A finite element modeling of thermo-hydro-mechanical behavior and numerical simulations of progressing spalling front*. Procedia Engineering, vol. 10, pages 3128–3133, 2011. 11th International Conference on the Mechanical Behavior of Materials (ICM11).
- [Prisco 00] M.D. Prisco, L. Ferrara, F. Meftah, J. Pamin, R.D. Borst, J. Mazars & J.M. Reynouard. *Mixed mode fracture in plain and reinforced concrete : results on benchmark tests*. International journal of fracture, vol. 103, pages 127–148, 2000.
- [Promat 06] Promat. *Protection au feu des structures et équipements dans les tunnels*, 2006.

- [Rigobert 09] S. Rigobert. *Modélisation du comportement du béton au feu dans CESAR-LCPC*. Rapport technique, IFSTTAR-LCPC, 2009.
- [Robert 08] F. Robert, H. Colina & G. Debicki. Durabilité du béton, chapitre 13 la durabilité des bétons face aux incendies. ., 2008.
- [Sabeur 06] H. Sabeur. *Etude du comportement du béton à hautes températures. Une nouvelle approche Thermo-Hygro-Mécanique couplée pour la modélisation du fluage thermique transitoire*. PhD thesis, Université de Marne la Vallée, 2006.
- [Sabeur 08a] H. Sabeur & F. Meftah. *Dehydration creep of concrete at high temperatures*. Materials and Structures, vol. 41, no. 1, pages 17–30, 2008.
- [Sabeur 08b] H. Sabeur, F. Meftah, H. Colina & G. Plateret. *Correlation between transient creep of concrete and its dehydration*. Magazine of Concrete Research, vol. 60, no. 3, pages 157–163, 2008.
- [Scastillo 90] C. Scastillo & A.J. Durani. *Effect of transient high temperature on high strength concrete*. ACI Materials journal, 1990.
- [Schneider 86] U. Schneider. *Modelling of concrete behaviour at high temperatures. In Design of structures against fire*. Elsevier Applied Science Publishers, pages 53–69, 1986.
- [Schneider 88] U. Schneider. *Concrete at high temperatures : A general review*. Fire Safety journal, vol. 13, pages 55–68, 1988.
- [Tenchev 05] R. Tenchev & P. Purnell. *An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling*. Solids and structures, 2005.
- [Ulm 99] F.J. Ulm, P. Acker & M. Lévy. *The chunnel fire. Analyse of concrete damage*. Engineering mechanics, 1999.
- [Veyron 07] P.L. Veyron, J. Bernard & M. Levy. *Le comportement du béton dans les incendies de tunnels*. Tunnels et ouvrages souterrains, pages 301–308, 2007.

- [Zeiml 06] M. Zeiml, D. Leithner, R. Lackner & H.A. Mang. *How do polypropylene fibers improve the spalling behavior of in-situ concrete ?* Cement and Concrete Research, 2006.
- [Zeiml 08] M. Zeiml, R. Lackner & H.A. Mang. *Experimental insight into spalling behavior of concrete tunnel linings under fire loading.* Acta Geotechnica, 2008.
- [Zhukov 76] V.V. Zhukov. *Reasons of explosive spalling of concrete by fire.* Concrete and reinforcement concrete, 1976.

Annexe A

Opérateurs du modèle thermo-hydrigue

Les opérateurs \mathbf{C} , \mathbf{K} et les vecteurs \mathbf{f} dans les équations 2.44-2.46 s'écrivent :

$$\mathbf{C}_{cc} = \int_{\Omega} \phi \left((1 - S_l) \frac{\partial \rho_v}{\partial p_c} + (\rho_l - \rho_v) \frac{\partial S_l}{\partial p_c} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.1})$$

$$\mathbf{C}_{cg} = \int_{\Omega} (1 - S_l) \phi \frac{\partial \rho_v}{\partial p_g} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.2})$$

$$\begin{aligned} \mathbf{C}_{cT} = & \int_{\Omega} \left((1 - \phi) \left(S_l \frac{\rho_l}{\rho_s} + (1 - S_l) \frac{\rho_v}{\rho_s} \right) \frac{\partial \rho_s}{\partial T} + S_l \phi \frac{\partial \rho_l}{\partial T} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} \\ & - \left(\left(S_l \frac{\rho_l}{\rho_s} + (1 - S_l) \frac{\rho_v}{\rho_s} - 1 \right) \frac{\partial m_{dehyd}}{\partial T} + (1 - S_l) \phi \frac{\partial \rho_v}{\partial T} + \phi (\rho_l - \rho_v) \frac{\partial S_l}{\partial T} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

$$\mathbf{K}_{cc} = - \int_{\Omega} \left(K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} + D \frac{M_v M_a}{M_g R T} \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.4})$$

$$\mathbf{K}_{cg} = \int_{\Omega} \left(K \left(\frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} + \frac{\rho_v k_{rg}}{\mu_g} \right) + D \frac{M_v M_a}{M_g R T} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \right) \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.5})$$

$$\mathbf{K}_{cT} = \int_{\Omega} D \frac{M_v M_a}{M_g R T} \frac{\partial p_v}{\partial T} \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.6})$$

$$\mathbf{C}_{gg} = \int_{\Omega} (1 - S_l) \phi \frac{\partial \rho_a}{\partial p_g} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.7})$$

$$\mathbf{C}_{gc} = \int_{\Omega} \left((1 - S_l) \phi \frac{\partial \rho_a}{\partial p_c} - \rho_a \phi \frac{\partial S_l}{\partial p_c} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.8})$$

$$\mathbf{C}_{gT} = \int_{\Omega} \left((1 - S_l) (1 - \phi) \frac{\rho_a}{\rho_s} \frac{\partial \rho_s}{\partial T} - \rho_a \phi \frac{\partial S_l}{\partial T} + (1 - S_l) \phi \frac{\partial \rho_a}{\partial T} - (1 - S_l) \frac{\rho_a}{\rho_s} \frac{\partial m_{dehyd}}{\partial T} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.9})$$

$$\mathbf{K}_{gg} = \int_{\Omega} \left(K \frac{\rho_a k_{rg}}{\mu_g} - D \frac{M_v M_a}{M_g R T} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \right) \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.10})$$

$$\mathbf{K}_{gc} = \int_{\Omega} D \frac{M_v M_a \rho_v}{M_g R T \rho_l} \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.11})$$

$$\mathbf{K}_{gT} = - \int_{\Omega} D \frac{M_v M_a}{M_g R T} \frac{\partial p_v}{\partial T} \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.12})$$

$$\begin{aligned} \mathbf{C}_{TT} &= \int_{\Omega} \left(\rho C_p - H_{vap} \left((1 - \phi) S_l \frac{\rho_l}{\rho_s} \frac{\partial \rho_s}{\partial T} + S_l \phi \frac{\partial \rho_l}{\partial T} \right) \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} \\ &- \left(\left(H_{vap} \left(1 - S_l \frac{\rho_l}{\rho_s} \right) + H_{dehyd} \right) \frac{\partial m_{dehyd}}{\partial T} - H_{vap} \rho_l \phi \frac{\partial S_l}{\partial T} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \end{aligned} \quad (\text{A.13})$$

$$\mathbf{C}_{Tc} = - \int_{\Omega} H_{vap} \rho_l \phi \frac{\partial S_l}{\partial p_c} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (\text{A.14})$$

$$\mathbf{C}_{Tg} = \mathbf{0} \quad (\text{A.15})$$

$$\mathbf{K}_{TT} = \int_{\Omega} \left(\lambda - K \left(C_l \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} + C_g \frac{\rho_g k_{rg}}{\mu_g} \right) \mathbf{N}^T \mathbf{p}_g^T + C_l K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} \mathbf{N}^T \mathbf{p}_c^T \right) \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.16})$$

$$\mathbf{K}_{Tc} = \int_{\Omega} H_{vap} K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.17})$$

$$\mathbf{K}_{Tg} = - \int_{\Omega} H_{vap} K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} \mathbf{B}^T \mathbf{B} d\Omega \quad (\text{A.18})$$

$$\mathbf{f}_c = \int_{\tilde{\Sigma}_p} \mathbf{N}^T (\bar{q}_l + \bar{q}_v - h_g (\rho_v - \rho_v^\infty)) d\Sigma \quad (\text{A.19})$$

$$\mathbf{f}_g = \int_{\tilde{\Sigma}_p} \mathbf{N}^T (\bar{q}_a - h_g (\rho_a - \rho_a^\infty)) d\Sigma \quad (\text{A.20})$$

$$\mathbf{f}_T = \int_{\tilde{\Sigma}_T} \mathbf{N}^T (\bar{q}_T - h_T (T - T_\infty) - \epsilon \sigma (T^4 - T_\infty^4)) d\Sigma \quad (\text{A.21})$$

Les opérateurs $\tilde{K}_{\bullet\bullet}$ et les seconds membres f_{\bullet} modifiés par ces conditions aux limites de convection de masse linéarisées s'écrivent :

$$\begin{aligned}
\mathbf{f}_\bullet^{n+\theta} &= \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} \mathbf{N}^T \left(\bar{q}_\bullet^{n+\theta} - h_g^{n+\theta} (\rho_\bullet^n + \theta \Delta \rho_\bullet^{n+1} - \rho_\bullet^{\infty-n+\theta}) \right) d\Sigma \\
&= \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} \mathbf{N}^T \left(\bar{q}_\bullet^{n+\theta} + h_g^{n+\theta} (\rho_\bullet^{\infty-n+\theta} - \rho_\bullet^n) \right) d\Sigma \\
&\quad - \theta \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \mathbf{N}^T \mathbf{N} \left(\left. \frac{\partial \rho_\bullet}{\partial p_c} \right|^n \Delta \mathbf{p}_c^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_\bullet}{\partial p_g} \right|^n \Delta \mathbf{p}_g^{n+1} + \left. \frac{\partial \rho_\bullet}{\partial T} \right|^n \Delta \mathbf{T}^{n+1} \right) d\Sigma. \tag{3.2}
\end{aligned}$$

Ainsi, les opérateurs $\tilde{\mathbf{K}}_{\bullet\bullet}^n$ des équations (2.48)-(2.49) doivent être modifiés comme suit :

$$\tilde{\mathbf{K}}_{cc}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{cc}^n + \theta \mathbf{K}_{cc-Conv}^n ; \quad \tilde{\mathbf{K}}_{cg}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{cg}^n + \theta \mathbf{K}_{cg-Conv}^n ; \quad \tilde{\mathbf{K}}_{cT}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{cT}^n + \theta \mathbf{K}_{cT-Conv}^n \tag{3.3}$$

$$\tilde{\mathbf{K}}_{gg}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{gg}^n + \theta \mathbf{K}_{gg-Conv}^n ; \quad \tilde{\mathbf{K}}_{gc}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{gc}^n + \theta \mathbf{K}_{gc-Conv}^n ; \quad \tilde{\mathbf{K}}_{gT}^n = \tilde{\mathbf{K}}_{gT}^n + \theta \mathbf{K}_{gT-Conv}^n \tag{3.4}$$

avec :

$$\mathbf{K}_{cc-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial p_c} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma ; \quad \mathbf{K}_{cg-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial p_g} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma \tag{3.5}$$

$$\mathbf{K}_{cT-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma ; \quad \mathbf{K}_{gg-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial p_g} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma \tag{3.6}$$

$$\mathbf{K}_{gc-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial p_c} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma ; \quad \mathbf{K}_{gT-Conv}^n = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} h_g^{n+\theta} \left. \frac{\partial \rho_a}{\partial T} \right|^n \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Sigma \tag{3.7}$$

Par ailleurs, les seconds membres $\mathbf{f}_\bullet^{n+\theta}$ deviennent :

$$\mathbf{f}_c^{n+\theta} = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} \mathbf{N}^T \left(\bar{q}_l^{n+\theta} + \bar{q}_v^{n+\theta} + h_g^{n+\theta} (\rho_v^{\infty-n+\theta} - \rho_v^n) \right) d\Sigma \tag{3.8}$$

$$\mathbf{f}_g^{n+\theta} = \int_{\Sigma_p^n \cup \Sigma_p^{n-e}} \mathbf{N}^T \left(\bar{q}_a^{n+\theta} + h_g^{n+\theta} (\rho_a^{\infty-n+\theta} - \rho_a^n) \right) d\Sigma \tag{3.9}$$

Annexe B

Lois constitutives de comportement mécanique

Fluage thermique transitoire

Dans littérature, plusieurs hypothèse ont été avancées afin d'expliquer les mécanismes de déformation de fluage thermique transitoire.

Dans le cadre du développement, l'approche développée par Anderberg et Therlandersson [Anderberg 76] a été retenue. Cette approche considère que la composante de fluage thermique transitoire représente l'effet de la contrainte appliquée sur la déformation thermique du béton et introduisent donc le concept d'interaction thermo-mécanique. Cette approche est incorporée avec succès dans les modèles thermo-plastique de Khennane et Baker [Khennane 92], Heinfling et al. [Heinfling 97], Nechnech [Nechnech 00] et elle sera adoptée dans ce travail. La déformation proposée de fluage thermique transitoire est donnée par [Al Najim 04] :

$$\begin{cases} \dot{\epsilon}_{tc} &= \dot{T} \mathbf{Q} : \tilde{\sigma} \\ \mathbf{Q} &= \frac{\alpha \beta_0}{f_c} [(1 + \gamma) \delta \otimes \delta - \gamma \delta \otimes \delta] \end{cases} \quad (3.10)$$

avec f_c la limite en compression en fonction de la température, β_0 et γ étant des paramètres de matériau déterminés par des essais de fluage thermique transitoire.

Critères de plasticité

Afin de prendre en compte la différence de comportement du béton en compression et en traction, un critère de plasticité multi-surface est choisi. On considère deux surfaces de charges suivante la nature de sollicitation. En compression, le comportement plasticité du béton est déterminé par le critère de Drucker-Prager. Ce critère s'exprime en fonction de la contrainte effective $\tilde{\sigma}$, de la variable d'érouissage κ_c et de la température T [Nechnech 00] :

$$F_c(\tilde{\sigma}, \kappa_c, T) = \frac{1}{\beta} \left[\sqrt{3J_2(\tilde{\sigma})} + \alpha_f I_1(\tilde{\sigma}) \right] - \tilde{\tau}_c(\kappa_c, T) \quad (3.11)$$

et en traction, le critère de Rankine est adopté :

$$F_t(\tilde{\sigma}_I, \kappa_t, T) = \tilde{\sigma}_I - \tilde{\tau}_t(\kappa_t, T) \quad (3.12)$$

avec $\tilde{\sigma}_I$ est la contrainte principale majeure, $I_1(\tilde{\sigma})$ la trace de $\tilde{\sigma}$ et $J_2(\tilde{\sigma})$ le deuxième invariant de ce tenseur. α_f et β sont deux paramètres du critère déterminés en fonction du rapport β_c de la résistance en compression biaxiale et de la résistance en compression simple :

$$\begin{cases} \alpha_f &= \frac{1 - \beta_c}{1 - 2\beta_c} \\ \beta &= \frac{\beta_c}{2\beta_c - 1} \end{cases} \quad (3.13)$$

Le potentiel plastique est défini par

$$G_c = \frac{1}{\beta} \left[\sqrt{3J_2(\tilde{\sigma})} + \alpha_g I_1(\tilde{\sigma}) \right] \quad (3.14)$$

où α_g est la distance.

Les variables d'érouissage κ_c et κ_t sont obtenues à partir de la déformation plastique cumulée.

On a :

$$\dot{\kappa}_c = \sqrt{\frac{2}{3}} (\boldsymbol{\varepsilon}_p^c : \boldsymbol{\varepsilon}_p^c) = \left(\frac{1}{\beta} \sqrt{1 + 2\alpha_g^2} \right) \dot{\lambda}_c \quad (3.15)$$

$$\dot{\kappa}_t = \sqrt{(\boldsymbol{\varepsilon}_p^t : \boldsymbol{\varepsilon}_p^t)} \quad (3.16)$$

où $\dot{\lambda}_c$ est la dérivée par rapport au temps du multiplicateur plastique en compression.

La variable d'érouissage permet de déterminer la valeur de $\tilde{\tau}_x$, la contrainte nominale en compression ($x = c$) et en traction ($x = t$) sur la partie non endommagée du matériau par la relation :

$$\tilde{\tau}_x = \frac{\tau_x}{(1 - D_T)(1 - D_{Mx})} = \frac{f_{x0}}{1 - D_T} \left[(1 + a_x) e^{(c_x - b_x)\kappa_x} - a_x e^{(c_x - 2b_x)\kappa_x} \right] \quad (3.17)$$

Les paramètres a_x, b_x, c_x ($x = t, c$) s'expriment en fonction des propriétés mécaniques au matériau [Nechnech 00] :

$$a_c = \left[\frac{2f_{c0}}{f_c} - 1 \right] + 2\sqrt{\left(\frac{f_c}{f_{c0}}\right)^2 - \left(\frac{f_c}{f_{c0}}\right)} \quad (3.18)$$

$$b_c = f_{c0} \frac{l_c}{\bar{G}_c} \left(1 + \frac{a_c}{2}\right) \quad (3.19)$$

$$c_c = b_c \frac{\ln(1 - \bar{D}_c)}{\ln\left(\frac{1 + a_c}{2a_c}\right)} \quad (3.20)$$

$$b_t = f_t \frac{l_c}{\bar{G}_t} \left(1 + \frac{a_t}{2}\right) \quad (3.21)$$

$$c_t = b_t \frac{\ln(1 - \bar{D}_t)}{\ln\left[\frac{1 + a_t - \sqrt{1 + a_t^2}}{2a_t}\right]} \quad (3.22)$$

où $f_c (x = c)$ est la résistance en compression simple, $f_t (x = t)$ est la résistance en traction simple, \bar{G}_c et \bar{G}_t sont des énergies de fissuration en compression et en traction, \bar{D}_c est la valeur d'endommagement au pic dans le cas d'une compression uniaxiale, \bar{D}_t est l'endommagement pour une contrainte égale à $f_t/2$ dans le cas de traction simple, et $l_c = r\sqrt{A_c}$ est la longueur caractéristique en 2D avec A_c : l'air de l'élément, $r = 1$ pour un élément linéaire et $r = \sqrt{2}$ pour un élément quadratique.

En outre, l'endommagement en compression et en traction D_{Mx} sont déterminés à partir de la variable d'écroutissage κ_x et de c_x par :

$$D_{Mx} = 1 - e^{-c_x \kappa_x} \quad (3.23)$$

Les caractéristiques matérielles nécessaire pour la modélisation de comportement plasticité sont donc complètement définies avec $\beta_c, \alpha_f, f_c, \bar{G}_c, \bar{D}_c, f_t, \bar{G}_t$ et \bar{D}_t

L'endommagement du matériau

A hautes températures, le béton est exposé à plusieurs transformations chimiques et physiques complexes [Khoury 02, Bazant 96], qui peut causer des changement de structure ainsi que des propriétés du béton. Parmi ces phénomènes, les processus de déshydratation et de développement des fissurations dûes à des gradients de températures et de l'incompatibilité des matériaux ont des influences significatives sur les propriétés du béton à haute température. C'est la raison pour laquelle le dégradation du béton est prise en compte dans ce modèle en introduisant D , l'endommagement du matériau d'origine mécanique ou thermique correspondant à la

dégradation des propriétés du béton sous ces deux types de sollicitations. L'endommagement thermique D_T à une température T donnée est défini par l'Eurocode 4. On a :

$$1 - D_T = 1,1806 - 3,77 \times 10^{-3}(T - 273,15) + 3,14 \times 10^{-1}(T - 273,15)^2 \quad (3.24)$$

L'endommagement mécanique D_M dépend du comportement mécanique du béton vis à vis d'une loi élastoplastique multi-critère (critère de Rankine en traction et critère de Drucker-Prager en compression) avec écrouissage. L'endommagement mécanique est décomposé en une variable d'endommagement de compression D_{Mc} et en une variable d'endommagement de traction D_{Mt} tel que :

$$D_M = 1 - (1 - D_{Mc})(1 - D_{Mt}) \quad (3.25)$$

Les deux sources d'endommagement mécanique et endommagement thermique sont représentées à l'aide d'un endommagement global D tel que : $D = 1 - (1 - D_T)(1 - D_M)$.