

THESE

présentée à

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DE CERAMIQUE INDUSTRIELLE

pour l'obtention du

DOCTORAT de l'UNIVERSITE DE LIMOGES

Spécialité : Matériaux céramiques

Par

Sylvain PERUZZI

*Ingénieur de l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechniques
de Poitiers*

SIMULATION NUMERIQUE DU COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE DE PIECES REFRACTAIRES DE COULEE CONTINUE

Soutenue le

18 Décembre 2000

devant la Commission d'Examen

Jury MM.

P. BOISSE

(Rapporteur)

G. FANTOZZI

(Rapporteur)

C. GAULT

J.C. GLANDUS

M.A. GUIBAN

M. HUGER

J. POIRIER

N. SCHMITT

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION

CHAPITRE 1 : CONTEXTE DE L'ETUDE

PARTIE A : OUTILS SIDERURGIQUES

1. Introduction.....	1
2. Élaboration des aciers plats au carbone dans les usines de la filière fonte.....	1
2.1 Élaboration de la fonte.....	1
2.2 Transformation en acier.....	2
2.3 Métallurgie secondaire	3
3. Coulée continue.....	4
3.1 Principe et technologie	4
3.1.1 Principe de base	4
3.1.2 Éléments constitutifs	5
3.2 Rôle et importance des éléments réfractaires de la coulée continue	7
3.2.1 Éléments non façonnés.....	7
3.2.2 Pièces de forme	8
4. Laminage.....	9
4.1 Laminage à chaud.....	9
4.2 Laminage à froid.....	9
5. Conclusion.....	10

PARTIE B : OUTILS SIDERURGIQUES

1. Introduction.....	11
2. Pièces de forme de coulée continue.....	11
2.1 Plaques de tiroir de poche.....	11
2.2 Busette collectrice	13
2.2 Tubes protecteurs de jet.....	14
2.3 Quenouilles	17
2.4 Busettes immergées.....	18
3. Matériaux utilisés en coulée continue.....	20
3.1 Constituants de base des matériaux en alumine-carbone pour tubes protecteurs et quenouilles	21
3.1.1 Alumine	21
3.1.2 Graphite	22
3.1.3 Additifs	23
3.1.3.1 Métaux	23
3.1.3.2 Carbures	23
3.1.3.3 Oxydes.....	24
3.1.4 Liaison.....	24

3.1.5 Conception des produits.....	25
3.2 Matériaux de plaques de tiroir	26
3.2.1 Matériaux d'alumine-carbone	26
3.2.2 Autres matériaux de plaques.....	26
3.3 Mise en forme des pièces.....	27
3.3.1 Pièces nécessitant des caractéristiques isotropes	27
3.3.2 Cas des plaques de tiroir.....	28
4. Sollicitations en service	28
4.1 Sollicitations mécaniques	28
4.2 Sollicitations thermomécaniques	29
4.3 Sollicitations thermochimiques	30
4.3.1 Erosion	30
4.3.2 Corrosion.....	31
4.3.2.1 Corrosion dans le canal central.....	31
4.3.2.2 Corrosion des inserts	32
5. Conclusion.....	32

CHAPITRE 2 : APPROCHES ANALYTIQUE ET NUMERIQUE DES CHOCs THERMIQUES

PARTIE A : APPROCHE ANALYTIQUE

1. Introduction.....	33
2. Approches analytiques de la résistance aux chocs thermiques des céramiques ..	33
2.1 Analyse thermoélastique	33
2.2 Analyse énergétique.....	34
2.3 Remarques sur l'intérêt des deux théories	35
2.4 Approche en termes de facteur d'intensité de contrainte.....	36
2.4.1 Matériaux purement fragiles.....	36
2.4.1 Matériaux présentant un effet de courbe R	38
2.5 Fatigue thermique - Croissance sous critique	38
3. Champ d'application de ces théories – Cas des réfractaires de coulée continue ..	39
4. Conclusion.....	41

PARTIE B : APPROCHE NUMERIQUE

1. Introduction.....	42
2. Intérêt de la modélisation numérique.....	42
3. Démarche et moyens nécessaires	43
3.1 Détermination de la réalité des phénomènes physiques	43
3.2 Caractérisation du comportement des matériaux utilisés	44
3.3 Détermination des conditions aux limites	44
3.4 Moyens numériques	45
3.4.1 Matériel	45
3.4.2 Logiciel	45

4. Différentes approches utilisées en modélisation numérique.....	46
4.1 Objectifs de la discrétisation spatio-temporelle	46
4.2 Méthodes adaptées aux problèmes thermiques	47
4.2.1 Différences finies.....	47
4.2.2 Volumes finis.....	48
4.3 Méthode adaptée aux problèmes mécaniques : équations intégrales de frontières	49
4.4 Méthode utilisée pour les problèmes thermiques et mécaniques : éléments finis	50
4.4.1 Introduction	50
4.4.2 Bases de la méthode – Mise en place des outils nécessaires	51
4.4.2 Exemple de l'élasticité linéaire	53
4.4.2 Généralisation.....	55
5. Modélisation des chocs thermiques sur les pièces réfractaires de sidérurgie	55
6. Conclusion.....	56

CHAPITRE 3 : TUBES PROTECTEURS DE JET

PARTIE A : SOLLICITATIONS THERMIQUES

1. Introduction.....	58
2. Mesure de l'évolution de la température de la face externe d'un tube en fonctionnement	58
2.1 Mesure de l'émissivité	58
2.2 Mesures in situ	61
2.2.1 Conditions expérimentales.....	61
2.2.2 Mesures et résultats.....	61
3. Modélisation numérique.....	62
3.1 Outils numériques	62
3.1.1 Justification du choix du code de calcul ABAQUS	62
3.1.2 Choix du maillage et des éléments	62
3.2 Caractérisations des différents transferts thermiques	63
3.2.1 Échanges thermiques du tube avec son environnement.....	63
3.2.2 Échanges thermiques acier liquide – réfractaire dans la partie émergée du tube	63
3.2.2.1 Hypothèses de base	63
3.2.2.2 Démarche.....	64
3.2.2.3 Résultats	65
3.2.3 Echanges thermiques acier liquide – réfractaire dans la partie immergée du tube.....	66
3.2.4 Transferts thermiques au sein du tube.....	66
3.3 Modélisation du choc thermique lors de la première utilisation	66
3.3.1 Problématique de l'érosion progressive de la couche décarburée	66
3.3.2 Chargement thermique équivalent	68
3.3.2.1 Notion de surface "interface".....	68

3.3.2.2	Modélisation de l'interface en 4 zones	69
3.3.2.3	Détermination de la loi de montée en température à l'interface de la zone 1.....	70
3.3.2.4	Détermination de la loi de disparition de la couche décarburée.....	71
3.3.2.5	Détermination de la loi de montée en température sur l'interface dans les zones 2, 3 et 4	73
3.3.3	Calcul complet du champ thermique d'un tube en fonctionnement	73
3.4	Refroidissement durant l'inter-séquence	74
3.5	Choc thermique lors de la réutilisation.....	75
3.6	Spécificité des tubes isolés extérieurement.....	75
3.6.1	Objectifs et démarche	75
3.6.2	Caractéristiques de l'isolation.....	76
3.6.3	Chargement thermique équivalent à l'interface de la zone 1.....	76
4.	Résultats.....	77
4.1	Tubes standards.....	77
4.1.1	Rappels	77
4.1.2	Première utilisation.....	77
4.1.3	Refroidissement	78
4.1.4	Réutilisation.....	78
4.2	Tubes isolés	79
4.2.1	Montée en température	79
4.2.2	Refroidissement	80
4.2.3	Validité des résultats	81
4.2.4	Conclusion	82
5.	Conclusion.....	82

PARTIE B : COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE

1.	Introduction.....	83
2.	Plan d'expériences	83
2.1	Caractéristiques du plan d'expériences.....	83
2.2	Résultats	85
3.	Caractérisation des matériaux neufs	85
3.1	Campagne de caractérisation.....	85
3.2	Lois de comportement mécanique	86
3.2	Coefficient de dilatation thermique	88
4.	Modélisation numérique.....	89
4.1	Maillage	89
4.2	Choix du modèle élasto-plastique	89
4.3	Caractéristiques du modèle.....	90
5.	Résultats.....	91
5.1	Résultats globaux.....	91
5.1.1	Contraintes dans la partie émergée	91
5.1.2	Contraintes dans la partie immergée.....	92
5.1.3	Discussion sur le choix des variables de sortie	93
5.2	Corrélations avec les observations en service	95
5.2.1	Casses sous le casing.....	95
5.2.2	Casses dans le casing	96
5.2.3	Casses en pied de tube.....	97
6.	Conclusion.....	99

PARTIE C : REUTILISATION

1. Introduction	100
2. Caractéristiques des matériaux postmortem ou recuits	100
2.1 Lois de comportement mécanique	100
2.2 Coefficient de dilatation thermique	102
3. Modélisation du choc thermique de réutilisation	104
4. Conséquences sur la réutilisation d'un tube protecteur	104
4.1 Augmentation du niveau des contraintes.....	104
4.2 Durée maximale de l'inter-séquence	105
4.3 Localisation des fissures	106
5. Conclusion	107

PARTIE D : EVOLUTIONS

1. Introduction	108
2. Matériau.....	108
2.1 Mélanges à haute teneur en silice.....	108
2.2 Matériau en développement chez le fournisseur	109
2.2.1 Caractéristiques requises.....	109
2.2.2 Propriétés et comportement	110
2.2.3 Conclusion	111
3. Conditions opératoires.....	111
4. Géométrie et design	112
4.1 Diminution locale des contraintes thermomécaniques	112
4.1.1 Ajout d'une isolation extérieure partielle.....	112
4.1.1.1 Objectifs et résultats.....	112
4.1.1.2 Conclusion	114
4.1.2 Suppression des singularités géométriques du profil	114
4.1.3 Rainurage de la face interne	115
4.1.3.1 Objectifs et démarche adoptée	115
4.1.3.2 Résultats	116
4.1.3.3 Conclusion	117
4.2 Nouveaux designs pour les tubes protecteurs de jet.....	117
4.2.1 Évolutions à partir d'un tube standard	117
4.2.1.1 Objectifs	117
4.2.1.2 Caractéristiques des tubes et conditions opératoires.....	117
4.2.1.3 Résultats	118
4.2.1.4 Conclusion	119
4.3.2 Tubes chauffés uniquement par rayonnement.....	119
4.3.2.1 Objectifs	119
4.3.2.2 Géométrie des tubes.....	120
4.3.2.3 Échanges thermiques acier liquide – réfractaire	121
4.3.2.4 Résultats	121
4.3.2.5 Conclusion	123
5. Conclusion	123
CONCLUSION	124

CHAPITRE 4 : PLAQUES DE TIROIR DE POCHE

PARTIE A : SOLLICITATIONS THERMIQUES

1. Introduction.....	125
2. Mesure des températures atteintes en fonctionnement.....	125
3. Caractéristiques thermiques des matériaux.....	126
4. Modélisation	127
4.1 Nature des échanges thermiques acier liquide - réfractaire	127
4.2 Nature des échanges entre plaques.....	127
4.3 Nature des échanges thermiques plaques - tiroir de poche	128
4.4 Maillage	129
4.5 Modélisation du "contact thermique" entre le bandeau métallique et la plaque réfractaire	130
5. Résultats.....	130
5.1 Valeur du coefficient de convection entre le métal liquide et le canal central des plaques.....	130
5.2 Comportement thermique des plaques en alumine-carbone ALR8TBT.....	130
5.3 Comportement thermique des plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone	132
6. Conclusion.....	132

PARTIE B : COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE

1. Introduction.....	133
2. Caractérisation des produits neufs	133
2.1 Lois de comportement mécanique	133
2.2 Coefficient de dilatation thermique	134
3. Modélisation numérique.....	134
3.1 Maillage	134
3.2 Choix du modèle matériau	134
3.3 Contact bandeau-réfractaire	134
3.4 Conditions aux limites	135
3.5 Objectif de la modélisation numérique	136
4. Résultats.....	137
4.1 Fissures et dégradations en service.....	137
4.2 Démarche adoptée en termes de fissuration.....	137
4.3 Champ de contraintes thermomécaniques au sein des plaques en alumine-carbone ALR8TBT.....	139
4.3.1 Résultats généraux	139
4.3.2 Influence des conditions aux limites.....	141
4.3.2.1 Fissures principales	141
4.3.2.2 Dégradations à l'avant des plaques	143
4.3.2.3 Conclusion	144
4.3.3 Influence du bandeau métallique	145
4.3.3.1 Influence de la température de frettage	145
4.3.3.2 Influence de l'épaisseur	147
4.3.3.3 Conclusion	147

4.4 Champ de contraintes thermomécaniques pour les plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone	148
5. Conclusion.....	150

PARTIE C : EVOLUTIONS

1. Introduction.....	151
2. Modifications des conditions aux limites	151
2.1 Objectifs	151
2.2 Résultats	152
2.3 Conclusion.....	153
3. Suppression des parties anguleuses des plaques.....	153
3.1 Objectifs	153
3.2 Résultats	153
3.3 Conclusion.....	154
4. Ajout d'un insert dans la zone du canal central	154
4.1 Problématique et objectifs	154
4.2 Résultats	155
4.3 Conclusion.....	158
5. Modification de la géométrie et des conditions de blocage des plaques	159
5.1 Objectifs	159
5.2 Modifications	159
5.3 Résultats	160
5.4 Conclusion.....	160
6. Conclusion.....	161

CONCLUSION	162
-------------------	-----

CONCLUSION

BIBLIOGRAPHIE

ANNEXE

INTRODUCTION

L'industrie sidérurgique produit globalement chaque année plus de 700 millions de tonnes d'acier. Le groupe USINOR qui fait partie du peloton de tête des sidérurgistes mondiaux en a fabriqué plus de 22 millions de tonnes en 1999.

Cette industrie consomme de très importantes quantités de réfractaires afin de contenir, guider et protéger le métal liquide durant les différentes étapes de son élaboration et de sa coulée. La composition des matériaux utilisés ainsi que la durée de vie des pièces varient fortement, de quelques heures à plusieurs années, en fonction du rôle qu'ils jouent au sein du process. Ces produits ont, de plus, une influence très importante sur la qualité finale du métal (maîtrise de certaines nuances, diminution des défauts inclusionnaires...). En outre, ces pièces d'usure représentent un coût élevé que les aciéristes cherchent en permanence à réduire. Au cours des 25 dernières années, la consommation globale de réfractaires a d'ailleurs été réduite de plus de moitié.

Initialement coulé en lingot, l'acier est désormais fabriqué grâce à la technique de la coulée continue. Le développement de cette technologie, à partir des années 1960, a constitué un progrès majeur. Aujourd'hui, on peut estimer que plus de 80% de la production d'acier dans le monde est obtenue par cette technique ; en France, la proportion dépasse même 95%.

Les avancées réalisées dans ce domaine depuis plusieurs années imposent cependant une amélioration permanente des performances des pièces réfractaires utilisées. En outre, afin de répondre aux exigences du marché et à la forte concurrence existant dans le secteur sidérurgique, USINOR, qui s'est focalisé sur les produits plats à haute valeur ajoutée, se doit d'innover sans cesse en vue de fiabiliser ses outils, d'améliorer sa productivité, la qualité de ses produits ainsi que ses coûts de production.

Les pièces de forme de la coulée continue subissent des sollicitations thermo-chimiques et thermomécaniques très intenses. La dégradation plus ou moins progressive qui en découle limite donc la durée de vie de ces éléments.

Pour ces raisons, le laboratoire des produits réfractaires du CRDM (Centre de Recherche et de Développement Métallurgique) d'USINOR et le GEMH (Groupe d'Étude des Matériaux Hétérogène) de l'ENSCI de Limoges ont uni leurs compétences afin d'étudier et d'apporter des solutions aux agressions thermomécaniques auxquelles est confronté ce type de pièces.

Le travail mis en œuvre ici est basé sur une approche purement numérique.

Inscrite dans une démarche industrielle, cette étude avait pour objet de modéliser et de simuler le comportement thermomécanique de certaines pièces de coulée : tubes protecteurs de jet et plaques de tiroir de poches. Le but était d'obtenir, in fine, une fiabilité accrue et la possibilité de réutiliser certains de ces éléments réfractaires pour diminuer les coûts de production.

La démarche choisie a consisté à caractériser le comportement thermomécanique des pièces actuelles afin de déterminer les paramètres les plus influents sur leur tenue aux chocs thermiques, et de localiser les zones et les instants les plus critiques pour ces composants. Dans ce but, les conditions aux limites imposées aux pièces ont été caractérisées le plus précisément possible. De même, des campagnes de

mesures thermiques in situ ont été mises en place afin de déterminer la nature réelle des différents transferts thermiques.

La validation de ces modèles initiaux a ensuite permis de proposer des solutions innovantes répondant aux objectifs fixés.

Ce travail doit permettre de développer une nouvelle approche de l'étude des chocs thermiques subis par les pièces réfractaires utilisées en coulée continue. En effet, l'accroissement permanent de la puissance de calcul des outils numériques (matériels et logiciels) couplé à une meilleure connaissance du comportement des matériaux réfractaires autorise désormais la prédiction du comportement thermomécanique d'une pièce, et cela avant même sa fabrication.

Bien que cette étude s'inscrive dans une perspective de modélisation globale du comportement des pièces réfractaires utilisées en coulée continue et que l'origine des dégradations en service soit multiple, seuls les aspects mécaniques et thermomécaniques ont été modélisés.

Ce document comprend quatre parties respectivement consacrées :

- à la présentation du contexte industriel de l'étude ainsi qu'aux pièces et matériaux réfractaires étudiés ;
- aux différentes approches chocs thermiques subis par les réfractaires ;
- aux tubes protecteurs de jet actuels ainsi qu'aux développements nécessaires pour permettre leur réutilisation ;
- au comportement des plaques de tiroir de poche actuelles ainsi qu'aux évolutions envisagées.

PARTIE A : OUTILS SIDERURGIQUES

1 Introduction

Bien que cette étude ait pour objet l'étude thermomécanique des pièces de coulée, il nous a semblé utile de présenter le procédé d'élaboration de l'acier en insistant plus particulièrement sur la coulée continue (historique, principe, mise en œuvre,..). L'objectif est d'exposer, non seulement le contexte industriel de l'étude, mais aussi les conditions dans lesquelles les réfractaires de sidérurgie sont utilisés et cela afin de bien cerner l'ensemble des sollicitations auxquelles ils sont soumis.

L'utilisation de céramiques réfractaires dans une aciérie est une nécessité. En effet, le transport et la protection de l'acier liquide contre toute agression extérieure requièrent l'emploi de matériaux spécifiques. Les matériaux réfractaires doivent selon la norme AFNOR être des matières et produits autres que les métaux et les alliages, et avoir une **résistance pyroscopique** (température au delà de laquelle un cône constitué du matériau considéré s'incline en demi cercle) supérieure à 1500°C. En outre, ils doivent être capables de résister à d'intenses sollicitations sur la gamme de températures allant de l'ambiante à la température de l'acier liquide.

Les agressions subies par l'ensemble des réfractaires sont principalement de trois types : mécanique, thermomécanique et thermochimique. Cependant les phénomènes thermomécaniques étant très sévères et ayant une cinétique très rapide, ils peuvent engendrer une ruine quasi-instantanée (notamment en ce qui concerne les éléments de la coulée continue). Les aspects thermomécaniques concernent donc directement la fiabilité tandis que les sollicitations chimiques jouent sur la durée de vie des pièces étudiées.

2. Élaboration des aciers plats au carbone dans les usines de la filière fonte

2.1 Élaboration de la fonte

Dans les usines intégrées, l'élaboration de la fonte à partir de minerai de fer constitue la première étape métallurgique de la fabrication de l'acier. Ce procédé est majoritairement utilisé pour la fabrication des aciers au carbone. L'objectif est d'ajuster la dispersion due aux matières premières géologiques afin d'obtenir un métal de caractéristiques constantes permettant de stabiliser les opérations d'affinage en aval.

L'élément essentiel de cette élaboration est le haut fourneau. Il joue le rôle de réacteur chimique à contre courant gaz-solides, ce qui lui confère d'excellentes performances thermiques et chimiques; il fournit de la fonte à l'état liquide à partir d'agglomérés de fer et de coke.

L'état liquide du fer permet de séparer par décantation la phase métallique et les impuretés regroupées au sein d'un laitier liquide lui aussi, mais non miscible avec la fonte.

En ce qui concerne l'aspect réfractaire, les matériaux sont choisis en fonction des agressions auxquelles ils doivent résister (cf. figure 1.1). La zone la plus critique est le creuset garni de blocs de carbone.

D'une manière générale, les réfractaires utilisés sont très variés et adaptés aux sollicitations qu'ils subissent. Certaines parties plus sollicitées sont équipées de matériaux plus résistants : carbure de silicium (SiC) ou SiAlON.

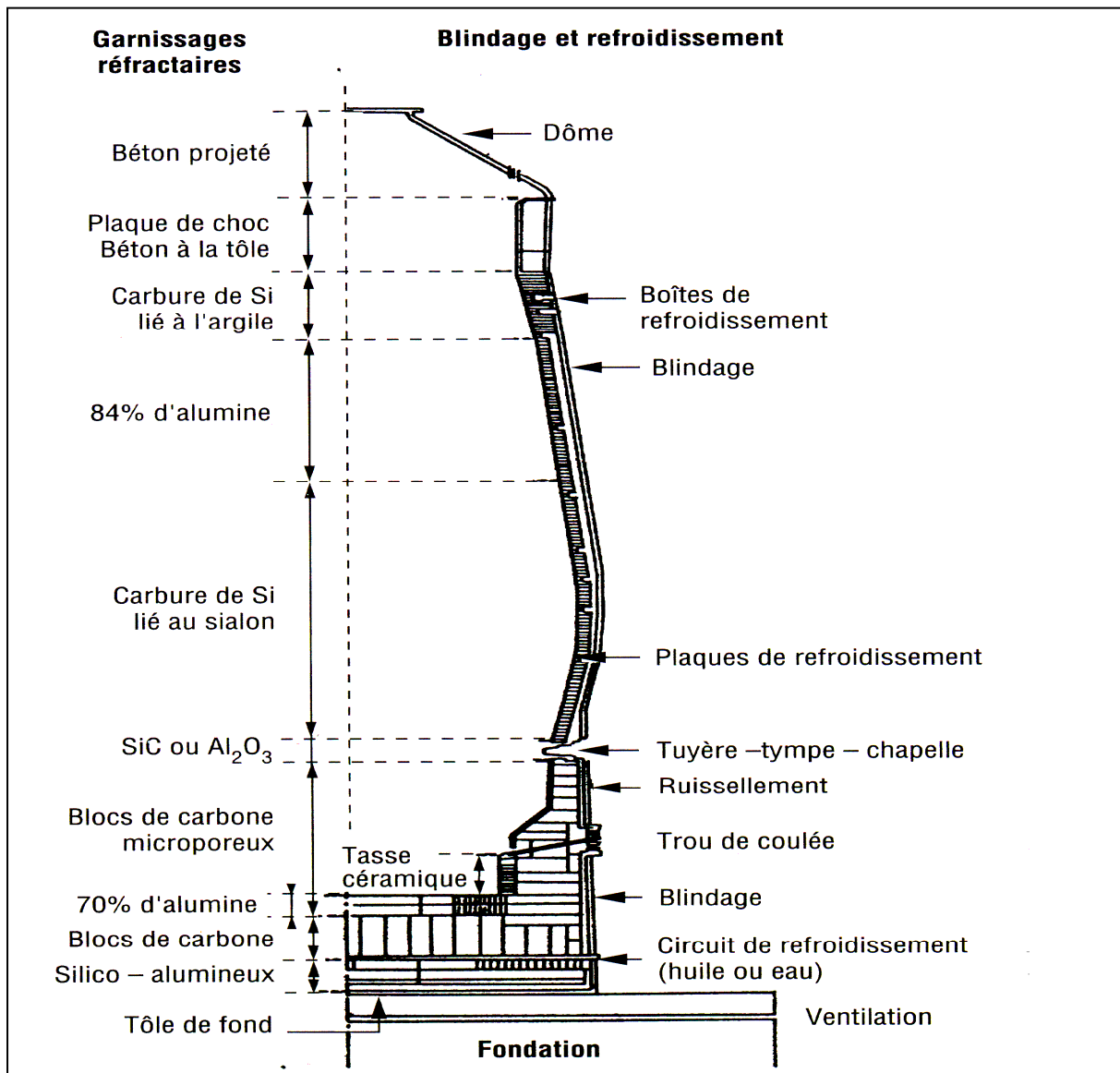


Figure 1.1. Schéma d'un haut fourneau^[1]

2.2 Transformation en acier

La transformation de la fonte en acier, appelée conversion, se déroule dans un réacteur dans lequel est insufflé de l'oxygène pur. Le volume du convertisseur (cf. figure 1.2) est 7 à 12 fois supérieur au volume de métal car au cours de l'élaboration on génère une «émulsion» fer, carbone, oxygène qui remplit tout le convertisseur (cela permet aussi de confiner les éventuelles projections de métal lors du traitement). Différents types d'injections sont pratiqués :

- soufflage par le haut grâce à des lances refroidies à l'eau (procédé LD) ;
- soufflage par le bas par l'intermédiaire de tuyères comprenant deux tubes coaxiaux (procédé LWS) ;
- soufflage mixte (procédé LBE, LET, K-BOP...).

L'injection d'oxygène permet d'éliminer le carbone, le silicium, le manganèse, le phosphore et le soufre se trouvant initialement dans la fonte par formation d'oxydes du type CO , SiO_2 , MnO .

Les sollicitations auxquelles est soumis le réacteur ne sont pas uniformes dans le temps et dans l'espace. Toutefois, les différentes nuances de matériaux de magnésie carbone ($MgO-C$) permettent une bonne protection contre les agressions que

subissent les briques, autorisant ainsi une durée de vie de 2000 à 10000 coulées pour le convertisseur.

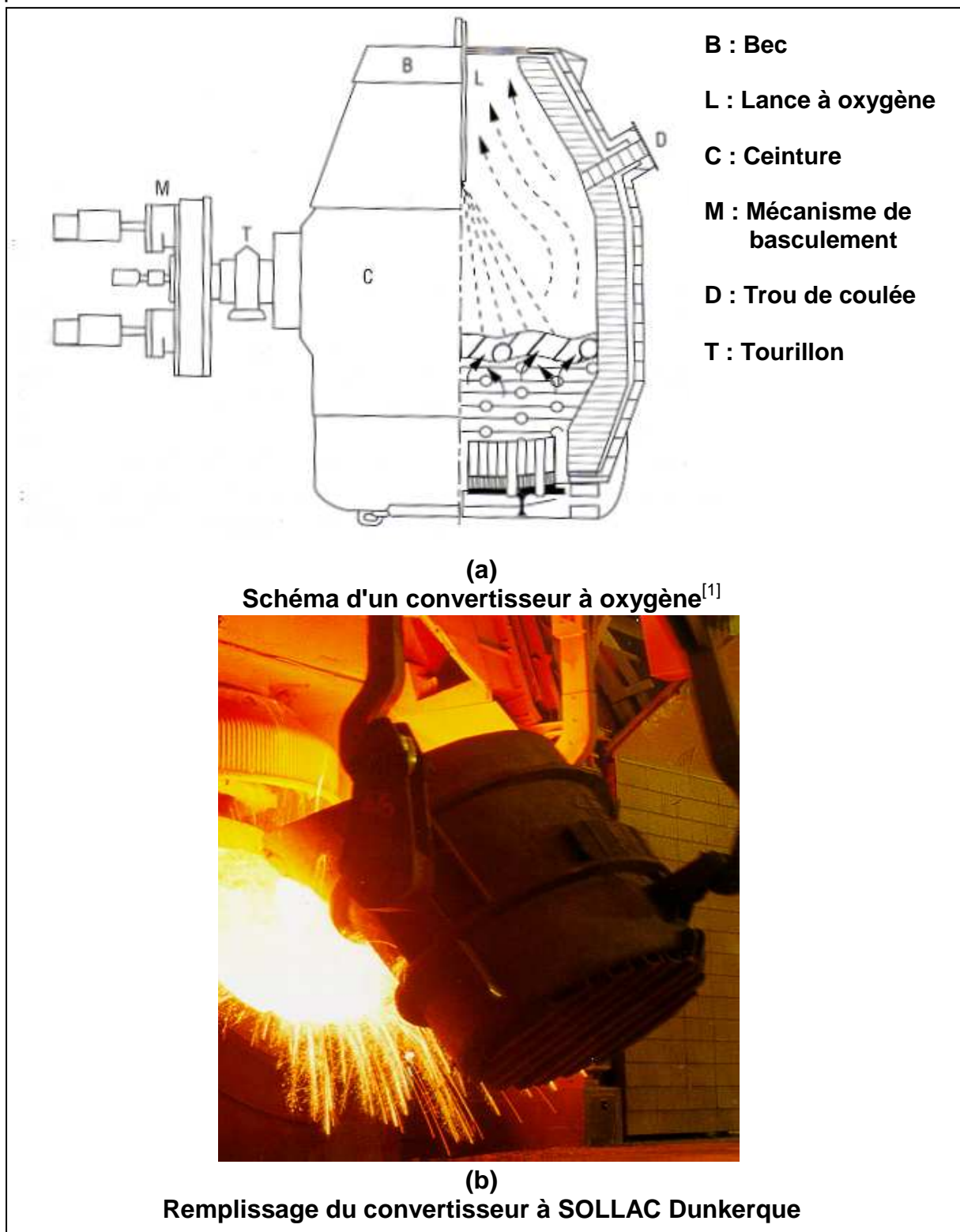


Figure 1.2. Convertisseur à oxygène

2.3 Métallurgie secondaire

C'est durant cette phase du process que sont réalisées certaines des opérations primordiales du traitement métallurgique :

- mise à la nuance de l'acier en ce qui concerne les éléments d'alliage mais aussi les métalloïdes ;
- réglage de la qualité inclusionnaire du métal ;
- réglage thermique grâce à un contrôle des pertes ou par réchauffage.

Ces traitements sont nécessaires mais délicats car, outre la réussite des opérations élémentaires, il est impératif de neutraliser ou d'éliminer le laitier produit et d'éviter les contaminations, en particulier sur les aciers de haute pureté.

Les principaux outils de métallurgie secondaire sont :

- le brassage en poche qui autorise la mise à la nuance et la décantation des inclusions ;
- le CAS (Composition Adjusted Sealed) qui permet des additions protégées du contact de l'air et du laitier ;
- le RH (circulation sous vide du métal) et le vide en cuve qui permettent la mise à la nuance, la décantation des inclusions, la désulfuration, la déphosphoration, la déshydrogénation et la dénitration.

Le RHOB permet en outre un réchauffage et une décarburation poussée.

3. Coulée continue

3.1 Principe et technologie

3.1.1 Principe de base

Longtemps coulé en lingots, l'acier est aujourd'hui mis en forme grâce à la coulée continue. Cette technique appliquée avec succès pour la première fois dans les années 1945, n'a été définitivement mise en service industriellement que dans les années 1960-1970.

Dans les années 80 est apparue la coulée de brames minces, puis les années 90 ont vu le développement de pilotes expérimentaux de coulée en bandes minces ont été développés.

Le principe de base de la coulée continue est de former à partir d'une lingotière sans fond une croûte de métal solide, contenant en son sein du métal liquide, qui puisse être extraite à vitesse constante. Puis, grâce à un système de refroidissement secondaire, cette peau croît jusqu'à solidification totale (cf. figures 1.3 et 1.4).

In fine, après oxycoupage on obtient des billettes, des blooms ou des brames.

Les billettes et les blooms, de section carrée ou ronde, ne diffèrent que par leurs dimensions. Les billettes ont un côté (ou un diamètre) inférieur à 150 mm alors que celui des blooms varie entre 150 et 400 mm.

Ces demi-produits permettent l'obtention, après laminage à chaud, des produits longs : poutrelles, rails, barres, rond à béton, fil...

Les brames sont des parallélépipèdes dont l'épaisseur varie entre 150 et 400 mm et la largeur entre 750 et 2700 mm (cf. figure 1.4).

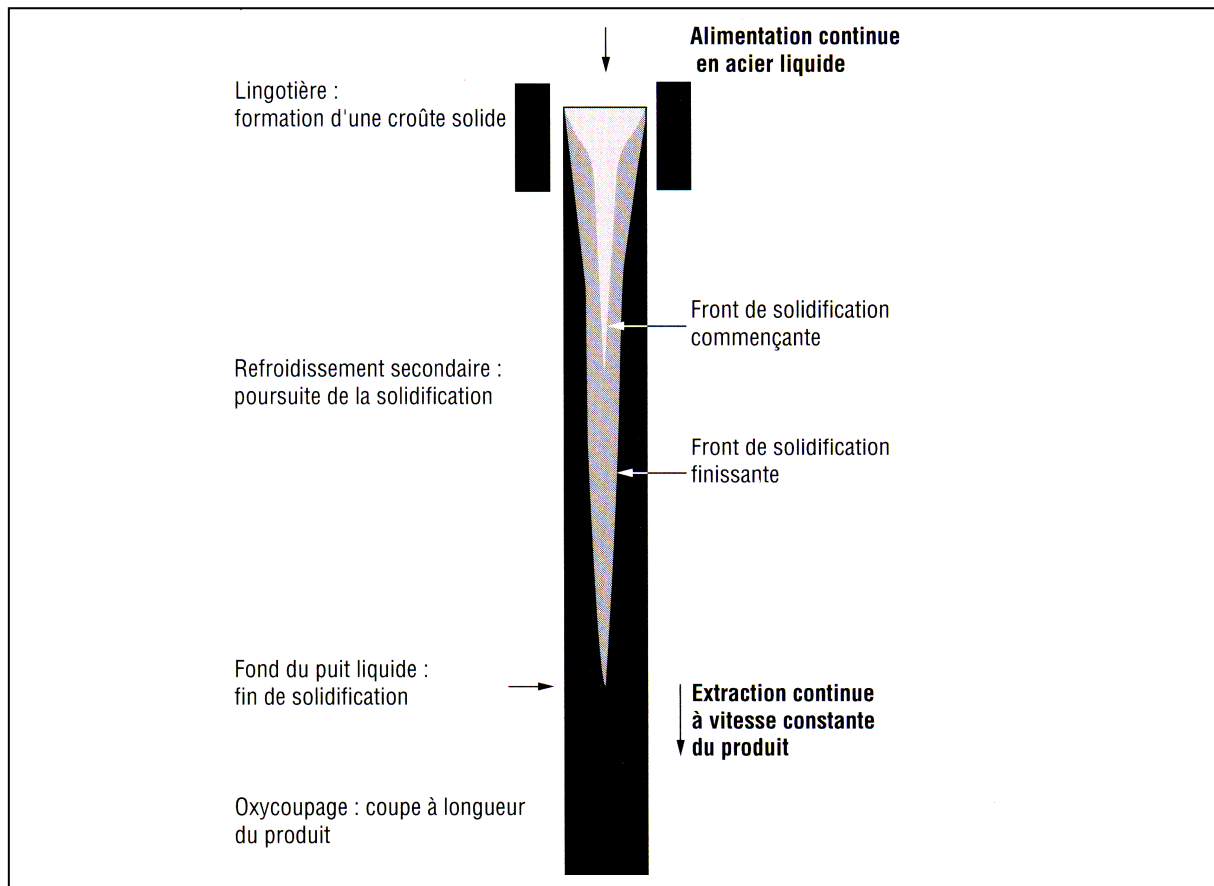


Figure 1.3. Schéma du principe de la coulée continue^[1]

3.1.2 Eléments constitutifs

Les différents éléments constitutifs de la ligne de coulée sont (cf. figure 1.4) :

- le répartiteur (cf. figure 1.5-a) : récipient intermédiaire localisé entre la poche à acier et les lingotières, qui permet l'alimentation simultanée de plusieurs lignes de coulée et la continuité des séquences de coulée (pas d'arrêt lors des changements de poches). De plus, étant «le dernier réacteur» avant la solidification de l'acier, il autorise l'élimination des inclusions non métalliques encore présentes ;
- la lingotière en cuivre : élément essentiel de la machine, qui assure la mise en forme de l'acier coulé et la formation de la croûte de solidification. Ses parois sont refroidies par une intense circulation d'eau : dans les conditions habituelles d'exploitation, la densité de flux thermique extraite par la lingotière est comprise entre 1 et 2 MW/m² ^[1]. Ceci permet de solidifier superficiellement l'acier dont la température n'est que faiblement supérieure à celle de son liquidus. En outre afin que le métal solidifié n'adhère pas aux parois de la lingotière, celle-ci est animée d'un mouvement vibratoire (amplitude : 4 à 12 mm et fréquence : 70 à 120 Hz) et une poudre de lubrification est ajoutée à la surface du bain. A la sortie de la lingotière, l'épaisseur de métal solidifié n'est que de 15 à 20 mm.
- le refroidissement secondaire qui assure la maîtrise de la température de surface du produit jusqu'à la solidification complète ;
- l'extracteur qui entraîne l'acier à vitesse constante ;
- l'oxycoupage qui découpe l'acier solidifié (cf. figure 1.5-b) et l'évacue vers le laminoir à chaud.

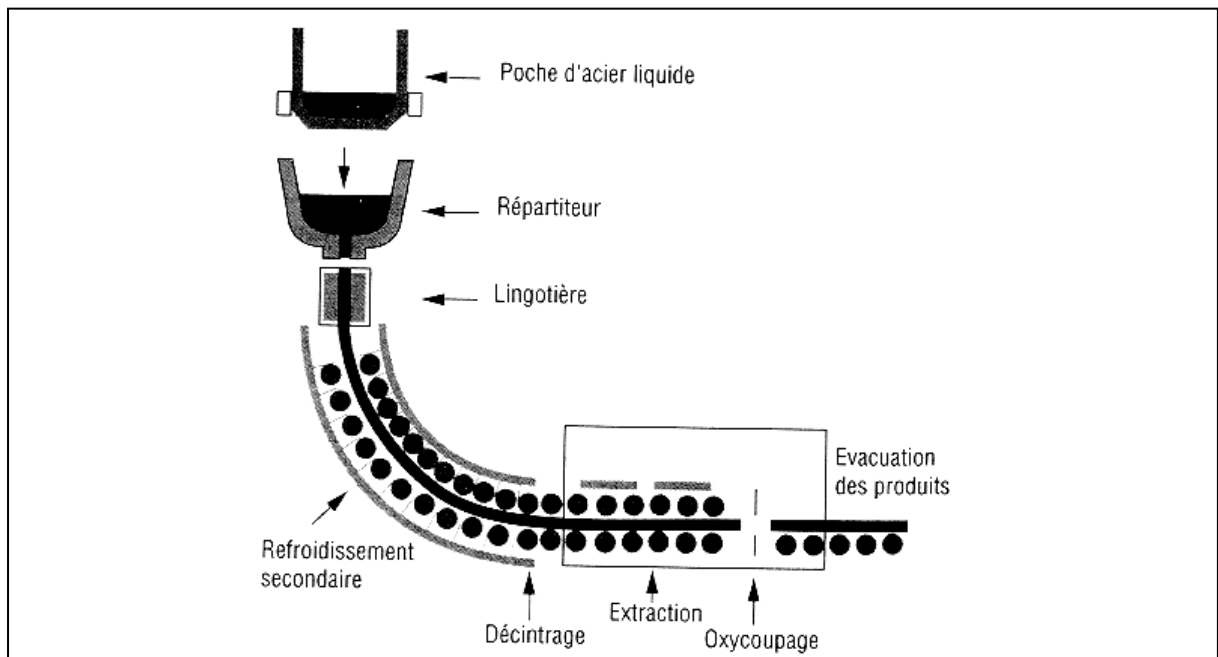


Figure 1.4. Schéma d'une machine de coulée continue ^[1]

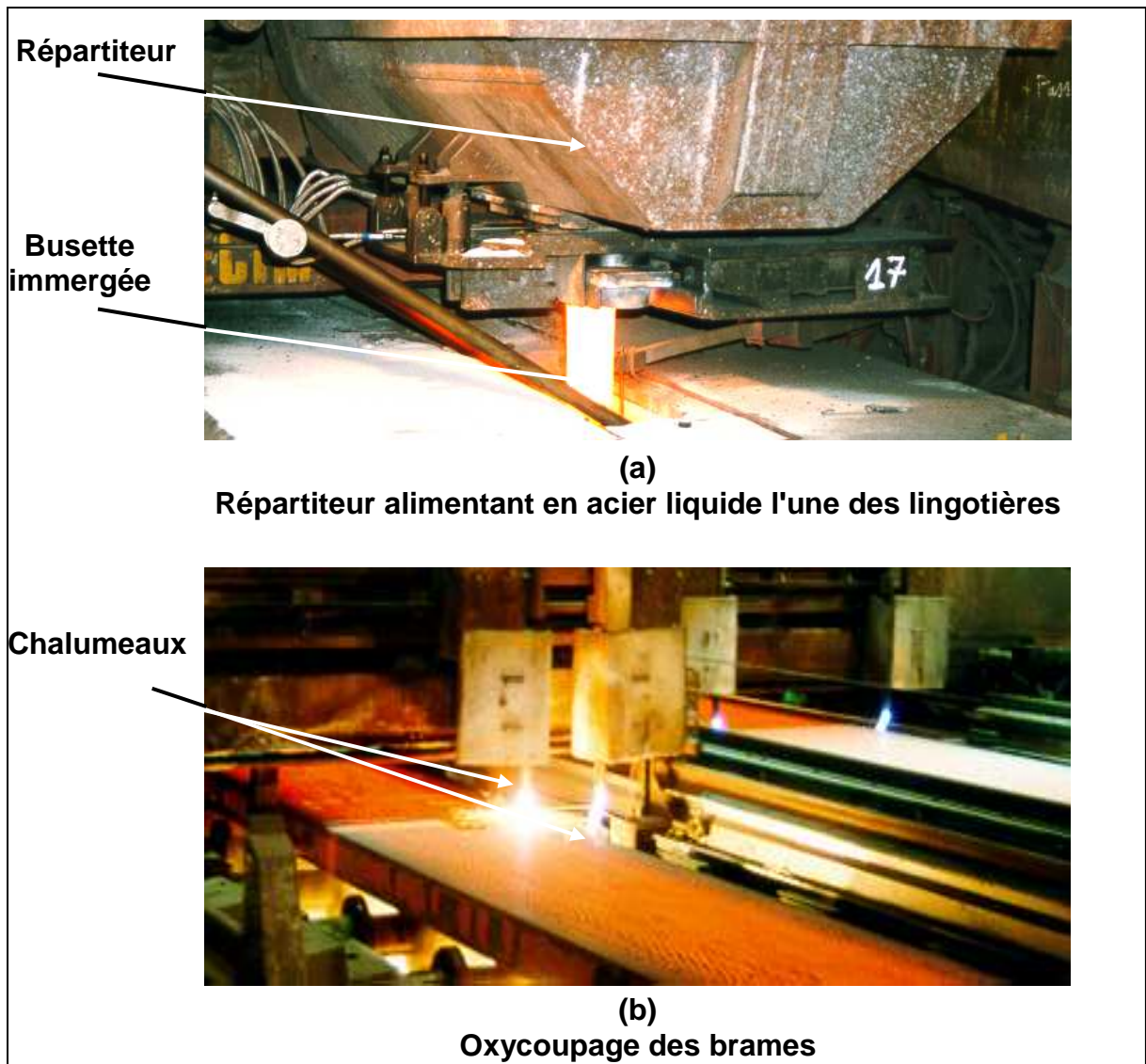


Figure 1. 5. Éléments d'une des lignes de coulée continue de SOLLAC Atlantique

Différents types de machine de coulée continue existent (cf. figure 1.6) :

- les machines verticales, historiquement les premières à avoir été mises au point, dans lesquelles la lingotière, le système de soutien et l'oxycoupage sont alignés ;
- les machines verticales cintrées sur lesquelles la brame initialement verticale est courbée durant la solidification puis décintrée et coupée ;
- les machines courbes, les plus répandues ;
- les machines horizontales, très peu développées et utilisées uniquement dans le cas de coulées de billettes et de petits blooms.

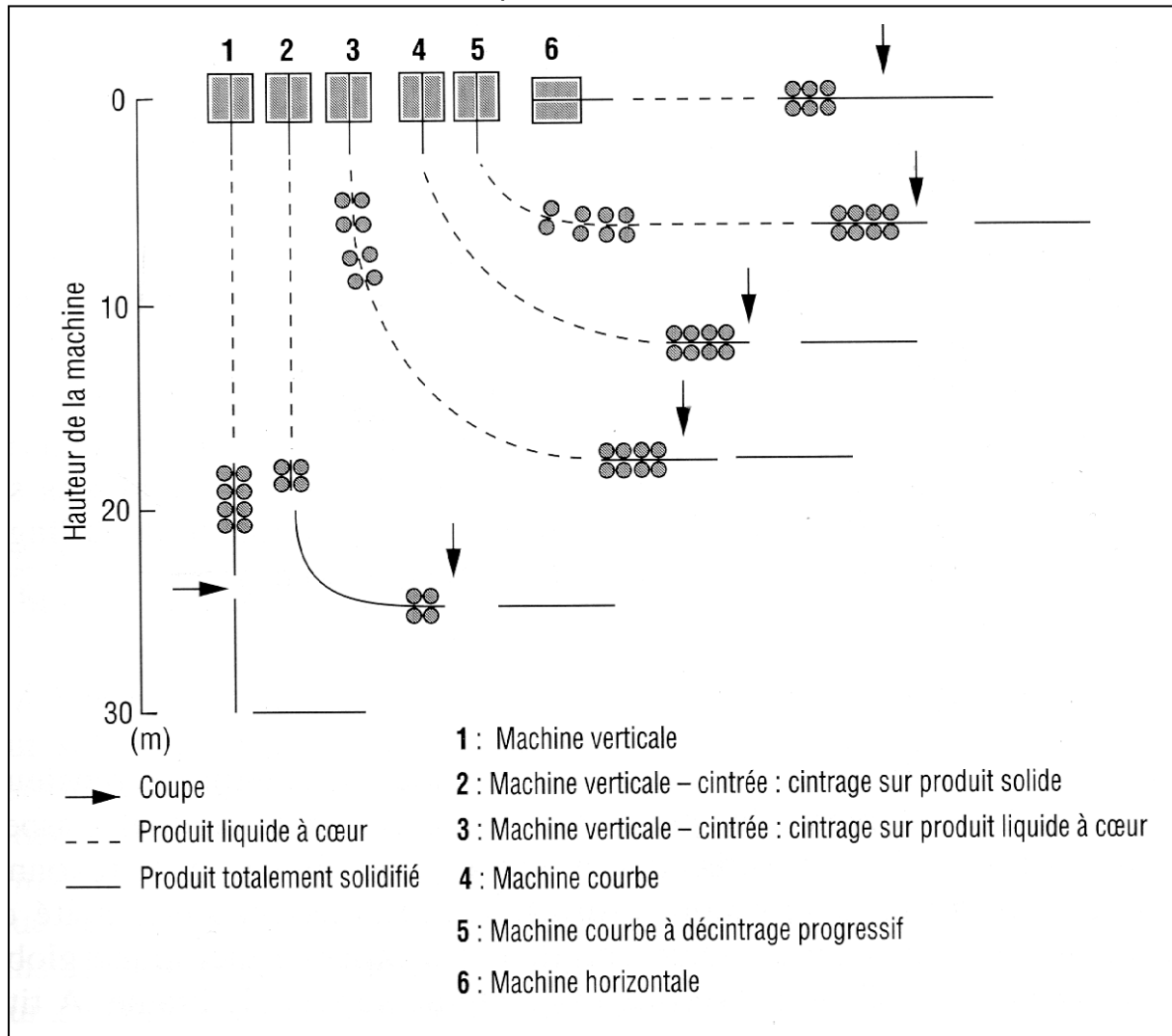


Figure 1.6. Différents types de machines de coulée continue^[1]

3.2 Rôle et importance des éléments réfractaires de la coulée continue

Comme cela a été vu précédemment, les réfractaires sont présents dans toutes les phases de l'élaboration de l'acier. La coulée continue ne fait pas exception et l'on y trouve deux types de réfractaires : les non façonnés (dans le répartiteur) et les pièces de forme.

3.2.1 Éléments non façonnés

Le répartiteur est recouvert d'un réfractaire projeté, généralement à base de magnésie et d'olivine. L'épaisseur de cette couche d'usure ainsi que sa teneur en

MgO sont ajustées en fonction des longueurs de séquence et des exigences métallurgiques (en général on a : $60\% < \text{teneur en MgO} < 95\%$ et $30 \text{ mm} < \text{épaisseur de réfractaire} < 50\text{mm}$).

Le répartiteur peut être équipé d'accessoires (dalles d'impact, barrages,) favorisant la décantation des inclusions.

3.2.2 Pièces de forme

Six types différents de pièces réfractaires sont principalement utilisés :

- les busettes collectrices ;
- les plaques de tiroir ;
- les tubes protecteurs de jet ;
- les quenouilles ou les plaques de tiroir de répartiteur ;
- les busettes immergées.

Toutes ces pièces ont un contact direct avec l'acier liquide (cf. figure 1.7). Leur rôle est soit de guider et de protéger le métal de toute ré-oxydation durant son transfert de la poche à acier à la lingotière (busette collectrice, tube protecteur de jet et busettes immergées), soit de réguler le flot d'acier (plaques de tiroir et quenouilles positionnées respectivement sous la poche à acier et dans le répartiteur).

Les caractéristiques de ces pièces seront présentées de façon complète dans le chapitre suivant.

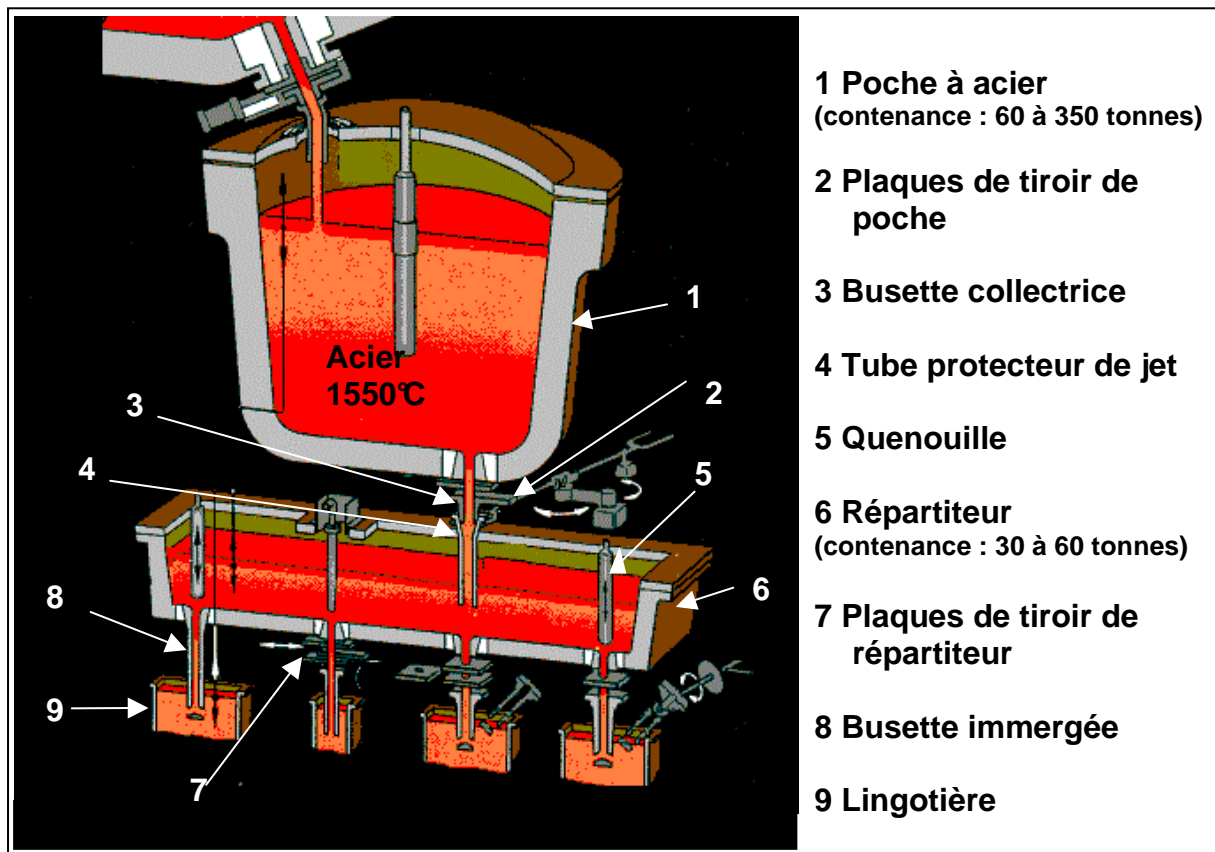


Figure 1.7. Localisation des principaux éléments réfractaires intervenant lors de la coulée poche-répartiteur-lingotière^[2]

4. Laminage

Le laminage est l'étape finale de la fabrication des aciers plats. Deux types de laminages sont mis en œuvre : le laminage à chaud et le laminage à froid. La description suivante s'applique aux produits plats.

4.1 Laminage à chaud

Le laminage à chaud (cf. figure 1.8), qui est en fait un traitement mécanique à chaud, est un passage obligé pour toutes les brames fabriquées. Il intervient chronologiquement immédiatement après l'élaboration à l'aciérie et éventuellement après le passage au parc à brames.

Les brames peuvent être considérées comme un produit intermédiaire : le métal, brut de solidification, figé chimiquement, n'est pas encore dans son état terminal. En effet, ni sa géométrie (largeur, longueur, planéité, rectitude..), ni sa structure métallurgique et ses caractéristiques mécaniques ne sont encore fixées.

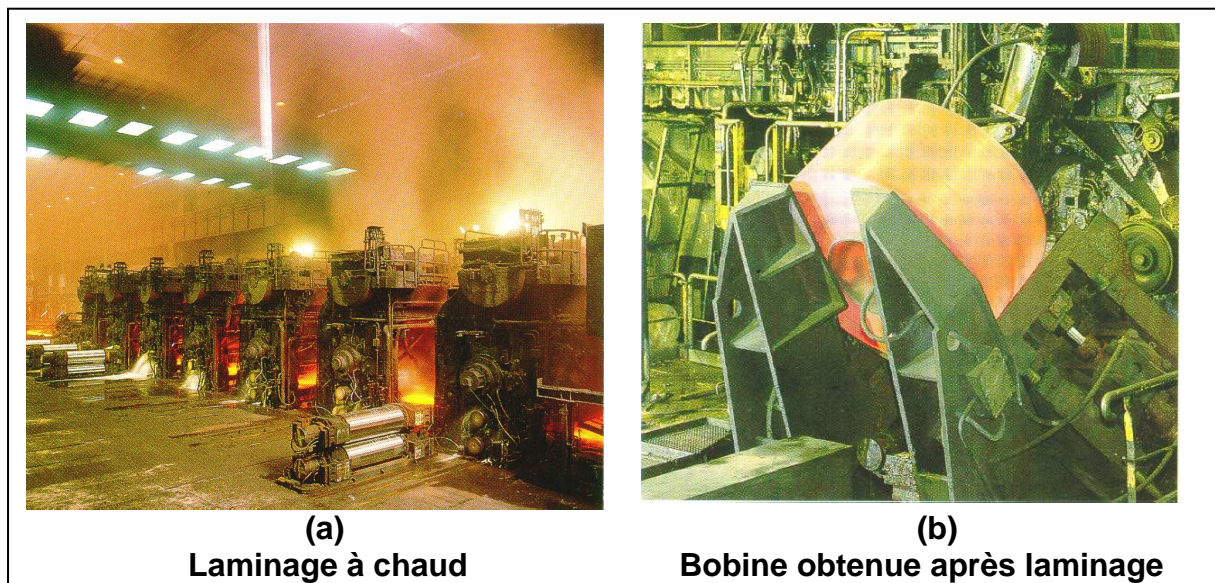


Figure 1.8. Laminage à chaud ^[3]

Le laminage à chaud consiste à réduire l'épaisseur du métal par une succession de passages entre deux cylindres animés de mouvements de rotation opposés (cf. figure 1.8-a). La brame est ainsi amenée jusqu'à l'épaisseur de produit fini de quelques millimètres puis enroulée pour former une bobine (cf. figure 1.8-b).

4.2 Laminage à froid

L'élaboration de certains produits nécessite un laminage à froid. On obtient alors deux types de produits :

- les tôles fines destinées aux industries de l'automobile, du bâtiment, de l'électroménager ...;
- les tôles destinées à l'emballage.

Cette dernière phase du process permet :

- d'obtenir l'épaisseur finale désirée ;
- de fixer les caractéristiques mécaniques par évolution de la microstructure ;
- d'obtenir la planéité souhaitée ;
- de donner l'aspect de surface final.

5. Conclusion

Tout au long de son élaboration et de son affinage représentés en figure 1.9, l'acier liquide est véhiculé et protégé par des pièces réfractaires. La capacité de ces dernières à résister aux différentes sollicitations imposées par le process les rend indispensables.

La gamme couverte par l'ensemble des pièces utilisées va des briques de haut fourneau (dont la durée de vie peut dépasser 15 ans) aux pièces complexes et de haute technologie de la coulée continue (dont l'utilisation ne dure que quelques heures).

Des performances et de la fiabilité de l'ensemble des pièces utilisées dépend la qualité des produits sidérurgiques coulés.

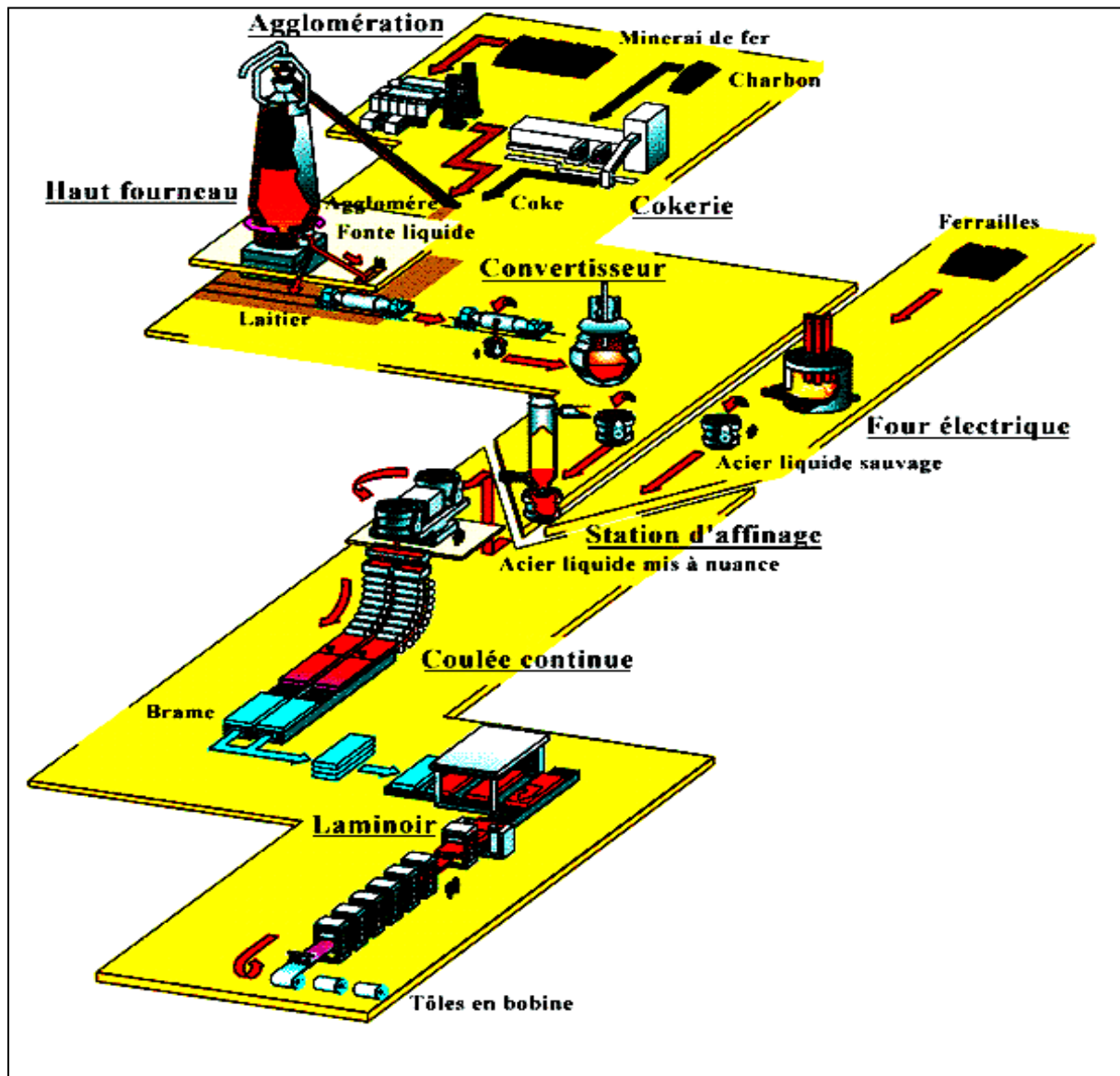


Figure 1.9. Élaboration de l'acier^[3]

PARTIE B : PIÈCES REFRACTAIRES DE COULEE CONTINUE

1.Introduction

Les pièces de coulée continue constituent une classe spécifique au sein des éléments réfractaires utilisés dans une aciérie. Leur géométrie et les matières premières qui les constituent en font des produits ayant certaines analogies avec les pièces céramiques de haute technologie.

Cette spécificité s'explique par l'importance de ces éléments en termes de :

- fiabilité et sécurité du process : du fait de leur fonction de régulation et de protection du métal liquide, toute défaillance de ces pièces engendre un arrêt de la coulée et peut provoquer des projections dangereuses d'acier liquide. Leur fiabilité doit être garantie ;
- qualité du métal : ils sont les derniers éléments en contact avec l'acier liquide avant sa solidification dans les lingotières. Ils doivent donc le protéger de toute pollution extérieure, et ne pas dégrader sa qualité par leur propre détérioration ;
- coût : ils représentent environ 15% du coût total des pièces réfractaires consommées en aciérie. Ce niveau s'explique par le coût initial élevé de ces éléments ainsi que par leur faible durée de vie comparativement aux autres réfractaires utilisés (un tube protecteur de jet autorise une dizaine de coulées contre près de 3500 pour la maçonnerie d'un convertisseur).

2. Pièces de forme de coulée continue

Les pièces de coulée sont présentées dans l'ordre où elles sont traversées par le flot d'acier liquide.

2.1 Plaques de tiroir de poche

Les poches à acier sont équipées de tiroirs de régulation. Un couple de plaques est positionné dans un tiroir se trouvant sous la poche (cf. figure 1.10) : l'une est mobile, l'autre fixe. Elles sont plaquées et maintenues mécaniquement l'une contre l'autre durant leur utilisation afin d'empêcher toute infiltration de métal liquide.

Les plaques permettent de contrôler le débit d'acier passant de la poche dans le répartiteur : le positionnement relatif des deux trous de coulée offre un passage plus ou moins important au flot de métal liquide.

Ces pièces sont constituées de deux éléments : la partie en matériau réfractaire et le bandage métallique périphérique (cf. figure 1.10-a).

Les plaques utilisées sont de forme rectangulaire (cf. figure 1.10) ou carrée et le trou de coulée est excentré.

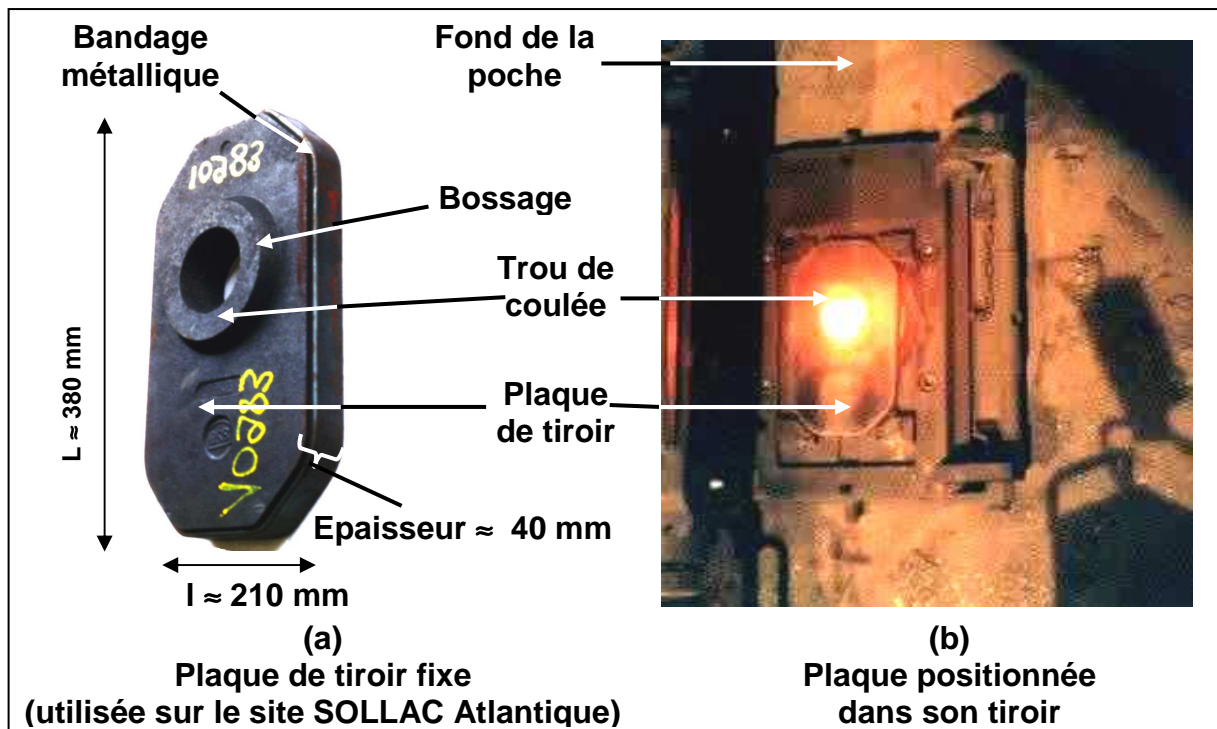


Figure 1.10. Plaque de tiroir de poche à acier

Ces éléments réfractaires sont soumis à de fortes sollicitations thermomécaniques : en général les plaques se fissurent en service; dans certains cas cette fissuration se produit avant même l'écoulement de l'acier, durant la phase de remplissage de la poche et de traitement de l'acier (cf. figure 1.11). Ce sont d'ailleurs les seules pièces de coulée dont on tolère la fissuration.

La cohésion de la pièce n'est cependant pas entamée par les fissures car le bandage métallique maintient ensemble les parties endommagées.

Toutefois, les dégradations engendrées facilitent les aspirations d'air ce qui influe sur la propreté de l'acier (reprise en azote, oxydation, formation d'inclusions...).

Afin de limiter les dégradations d'ordre thermomécanique certaines plaques ont des formes plus circulaires (cf. figure 1.12) et le trou de coulée est centré.

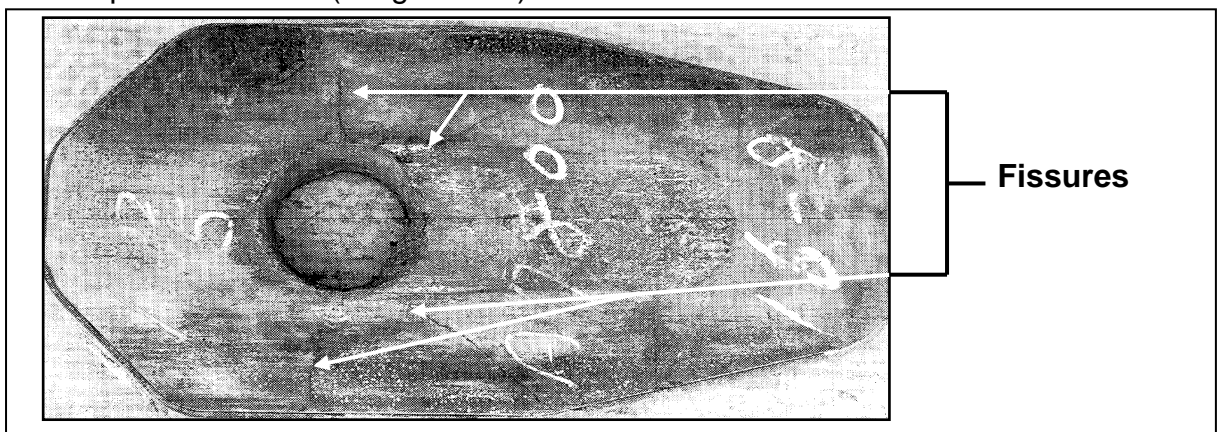


Figure 1.11. Plaque tiroir fissurée^[4]

La zone du trou de coulée est soumise à une érosion importante (cf. figure 1.12-a). Aussi, afin de limiter les dégradations qui peuvent en résulter, certaines plaques sont constituées de plusieurs matériaux : un insert présentant une résistance élevée à l'érosion (ZrO_2-C , $MgO-C$ dont l'utilisation est encore peu courante,...) est positionné dans la zone du trou de coulée (cf. figure 1.12-b et c).

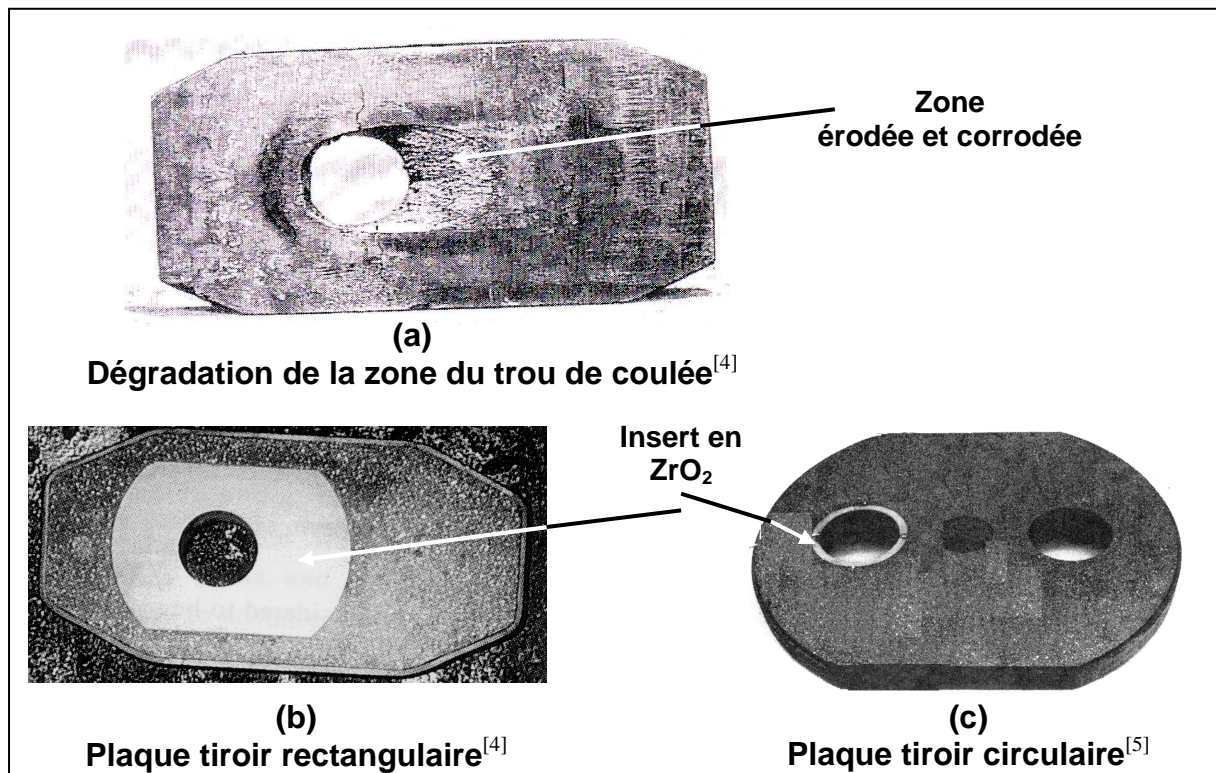


Figure 1.12 Trou de coulée des plaques de tiroirs de poche.

2.2 Busette collectrice

La busette collectrice (cf. figure 1.13) est localisée entre les plaques de tiroir de poche et le tube protecteur de jet. Elle permet d'assurer une connexion étanche entre la poche à acier et le tube protecteur de jet. Dans certains cas la busette est solidaire de la plaque tiroir inférieure.

Ces busettes ne sont employées que dans le cas de tubes protecteurs de jet fonctionnant pour plusieurs coulées. Dans le cas de tubes mono-coulée, un système de baillonettes est utilisé.

De l'argon peut être injecté par l'intermédiaire de la busette collectrice (cf. figure 1.13) afin d'assurer un inertage efficace et de réduire les reprises en azote et en oxygène de l'acier.

Les busettes collectrices sont principalement constituées de matériaux de béton à hautes teneurs en alumine (HTA) et d'alumine graphitée. Elles sont généralement utilisées avec une enveloppe métallique (cf. figure 1.13-b) qui les protège et assure une cohésion à la pièce en cas de fissuration du réfractaire.

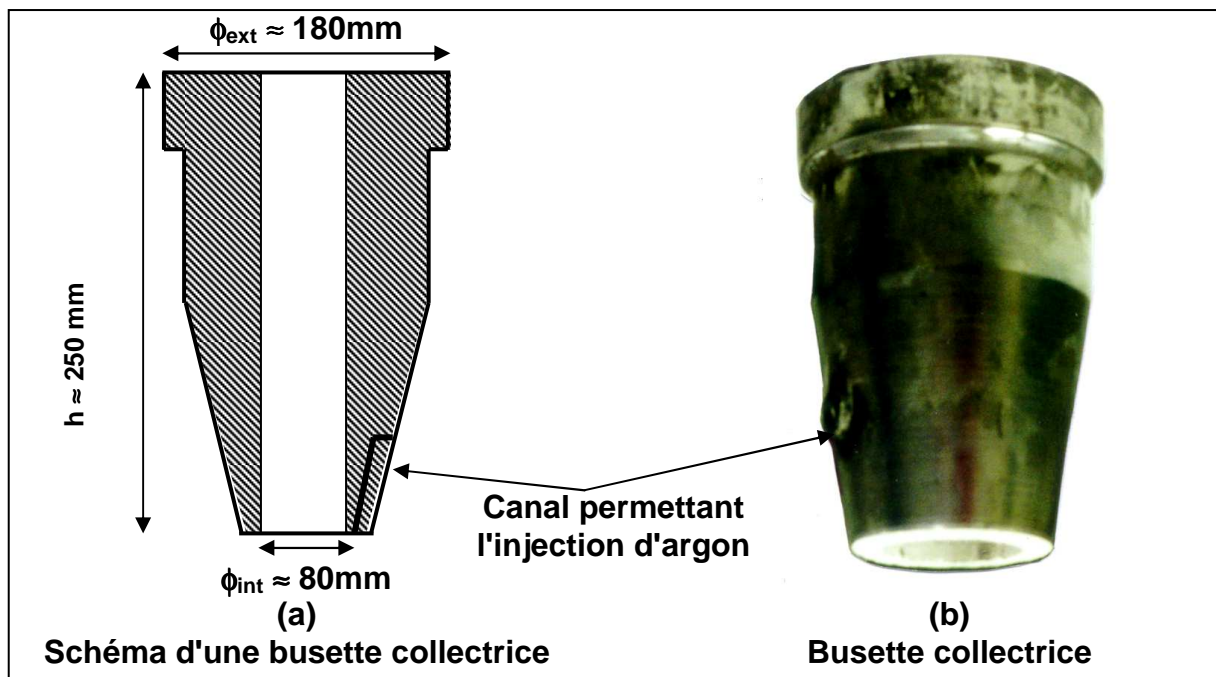


Figure 1.13. Busette collectrice utilisée à Dunkerque

2.2 Tubes protecteurs de jet

Situés entre la poche à acier et le répartiteur (cf. figure 1.14), les tubes protecteurs de jet ont pour fonction de guider et de protéger le métal liquide. Le rôle de protection consiste à éviter tout contact du métal avec l'oxygène de l'air ambiant. C'est pourquoi ces pièces sont recouvertes d'un vernis protecteur empêchant toute infiltration d'oxygène au travers du réfractaire, mais aussi sa dégradation par décarburation.

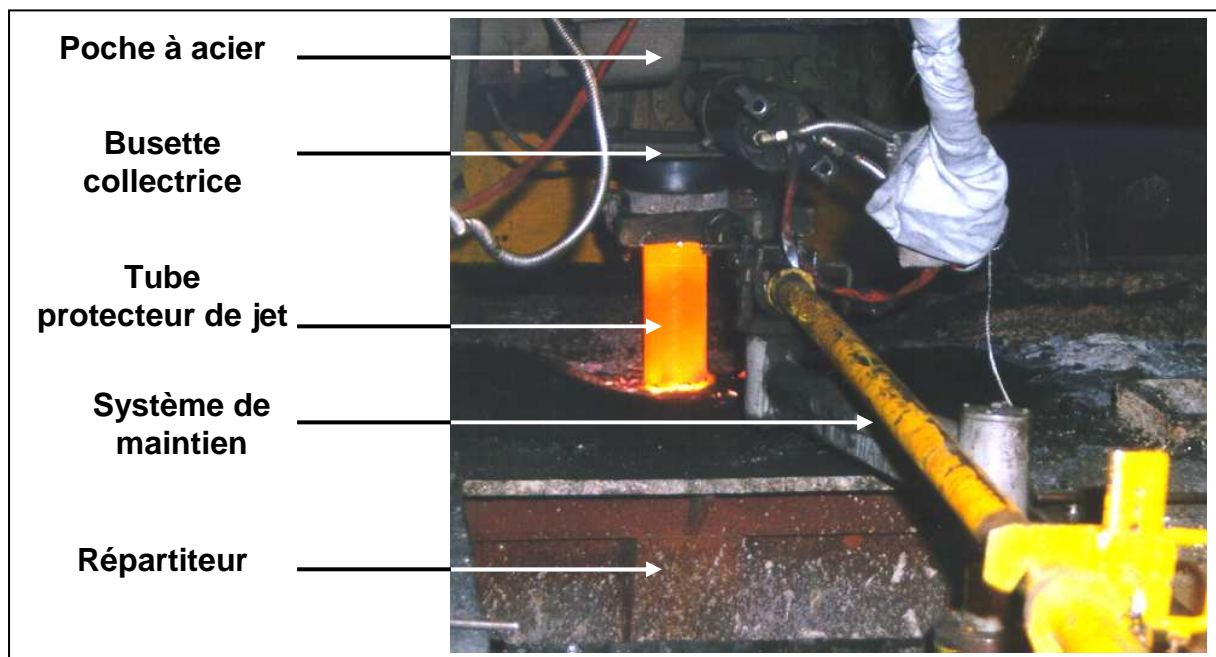


Figure 1.14. Tube protecteur de jet en fonctionnement

D'un point de vue géométrique, ces tubes ont une hauteur comprise entre 1 et 1.5 m, un diamètre intérieur légèrement supérieur à 0.1m et un diamètre extérieur variant entre 0.15 et 0.3m (cf. figure 1.15-b et c). La partie haute peut être recouverte d'un "casing" métallique (cf. figure 1.15) qui permet la manipulation du tube sans risque de dégradation du matériau et du vernis protecteur (chocs, griffures de l'émail...).

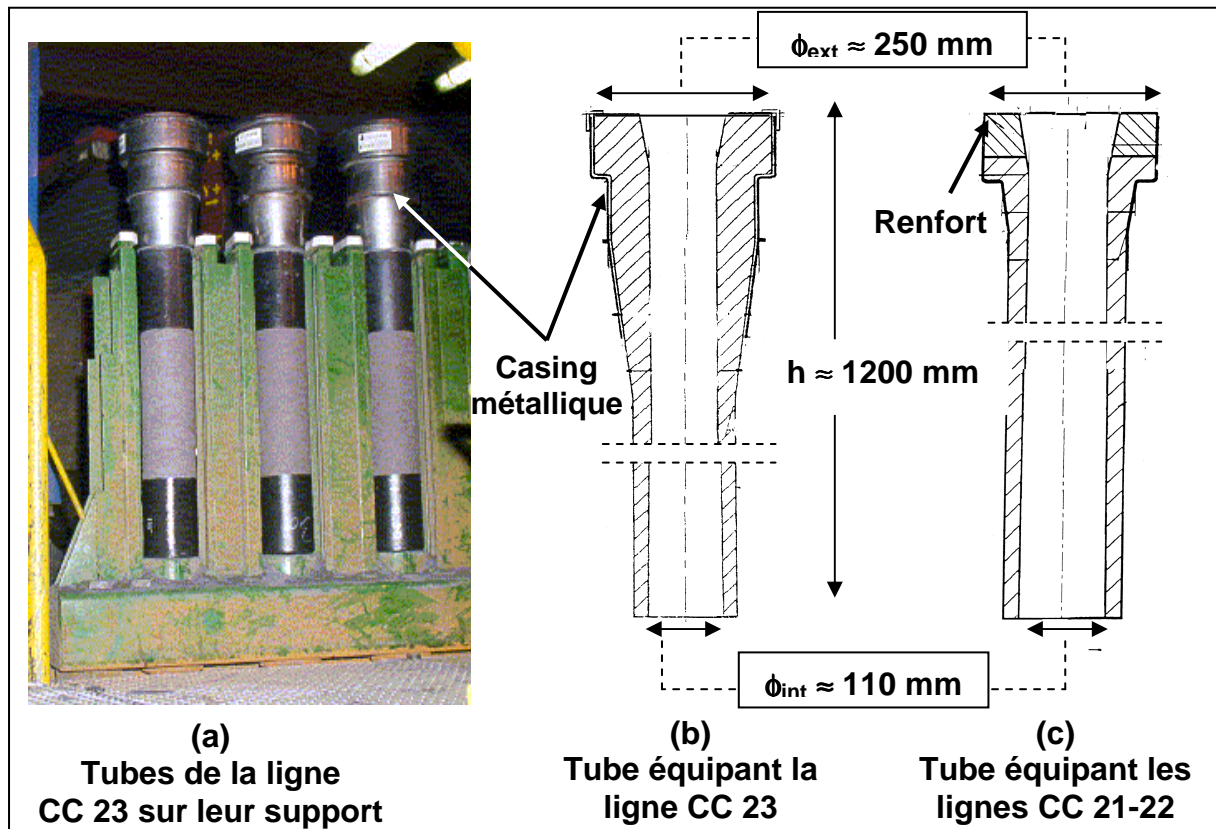


Figure 1.15. Tubes protecteurs de jet utilisés à l'usine de SOLLAC Dunkerque

Ces éléments réfractaires de la ligne de coulée sont constitués principalement d'alumine-carbone afin de résister aux différentes agressions (mécaniques, thermomécaniques et thermochimiques) engendrées lors du fonctionnement. Toutefois, certaines zones des tubes fortement sollicitées sont souvent composées de mélanges hautement résistants à l'érosion - corrosion ($\text{ZrO}_2\text{-C}$, MgO-C ..) ou aux contraintes mécaniques (mélanges contenant une part importante de SiC ..).

Ainsi, certaines pièces possèdent un insert au niveau du bain pour limiter la corrosion due aux poudres de couverture se trouvant à la surface de l'acier du répartiteur. On peut aussi rencontrer des tubes équipés, en partie haute, d'un renfort (cf. figure 1.15.-c) offrant une résistance élevée soit à l'érosion du flot d'acier liquide, soit aux sollicitations mécaniques engendrées par le contact mécanique entre le tube et la busette collectrice (cf. figure 1.14).

Lors de leur mise en service, les tubes protecteurs de jet subissent d'importantes sollicitations thermomécaniques. Ces dernières sont induites par l'élévation brutale et non homogène de la température au sein de la pièce. Aussi, afin que les tubes ne se fissurent pas il est nécessaire soit de les préchauffer (c'est par exemple le cas au Japon), soit de les doter d'une couche interne isolante autorisant un démarrage à froid (en Europe), soit d'utiliser des matériaux peu sensibles aux chocs thermiques (possédant également une résistance suffisante aux agressions thermochimiques).

Cette couche interne, **la couche décarburée** (cf. figure 1.16), est obtenue au cours de la fabrication du tube par une cuisson en atmosphère oxydante induisant la décarburation d'une épaisseur de quelques millimètres de la face interne du réfractaire. Elle a pour fonction de limiter la sévérité du choc thermique lors de la brutale mise en fonctionnement sur la ligne de coulée. Toutefois, du fait de sa faible cohésion, cette épaisseur isolante est progressivement érodée par le flot de métal liquide.

Des tubes ayant une teneur en silice vitreuse (dont le coefficient de dilatation est très faible) importante sont toutefois capables de commencer une séquence de coulée sans être préchauffés ni être dotés d'une couche interne isolante.

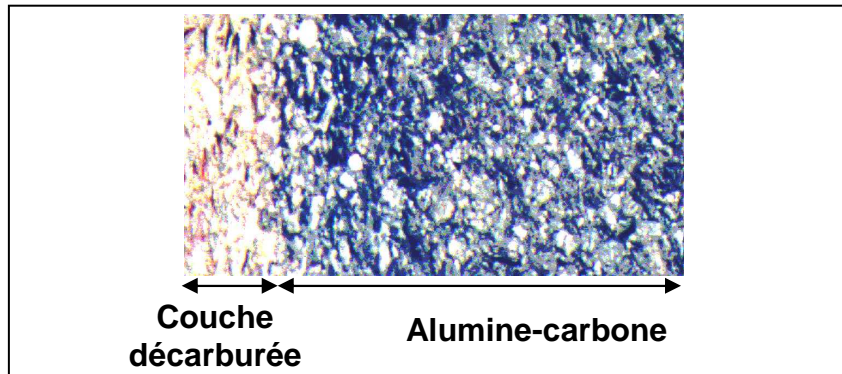


Figure 1.16. Coupe transversale de l'épaisseur d'un tube

Si les sollicitations thermomécaniques peuvent provoquer la ruine quasi instantanée de la pièce, les agressions d'ordre thermochimiques (érosion – corrosion) entraînent une dégradation progressive de certaines zones et limitent donc la durée de vie du tube.

En fait, le débit important du flot de métal liquide (typiquement 6 tonnes par minute à la vitesse de 5m/s) induit l'érosion du canal central du tube et conduit à une diminution continue de l'épaisseur de la pièce (en particulier dans la partie émergée). Des impacts du jet d'acier sur la paroi interne peuvent en outre aggraver ce phénomène d'érosion (comme nous le verrons dans le chapitre 3, ce type d'incident peut aussi avoir des conséquences thermomécaniques).

La nature du métal coulé a aussi une influence importante sur la cinétique de dégradation de ces pièces. Certaines nuances d'acier (en particulier celles traitées au silico-calcium (SiCa) et celles à haute teneur en phosphore et en manganèse) présentent en effet une agressivité élevée.

Au niveau du bain, le mélange poudre de couverture du répartiteur - laitier corrode le tube (un phénomène similaire est observé sur les busettes cf. figure 1.27) d'où l'obligation, éventuellement, de renforcer cette zone du tube par un matériau plus résistant à la corrosion par les laitiers que les alumine-carbone.

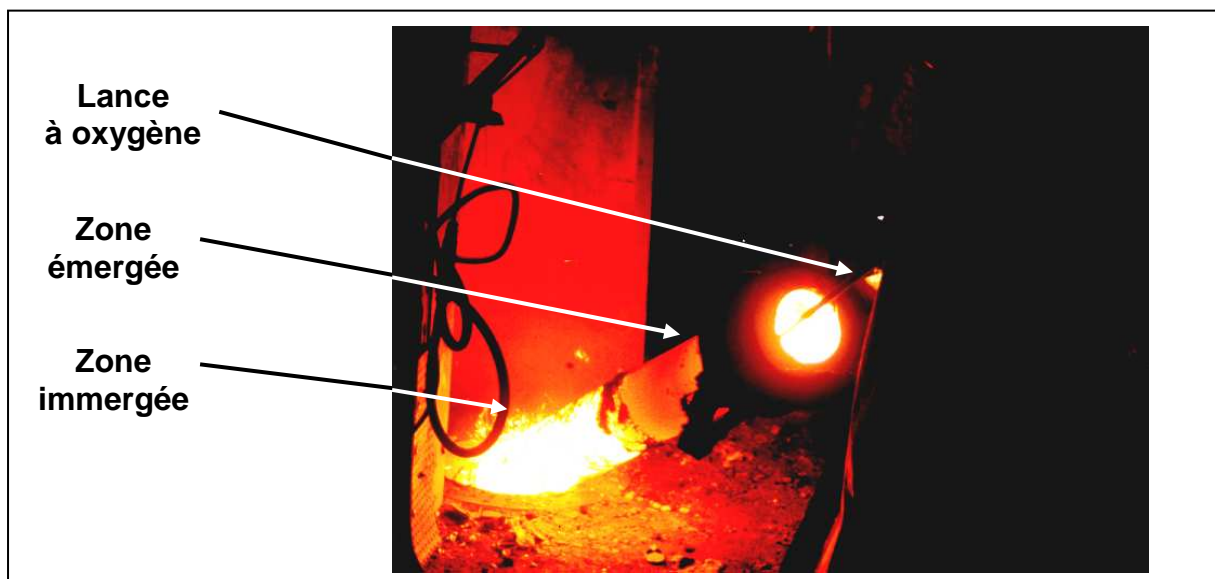


Figure 1.17. Nettoyage à l'oxygène d'un tube durant le changement de poche à acier

Certaines phases de l'utilisation des tubes comme le nettoyage à l'oxygène (cf. figure 1.17), peuvent aussi provoquer des dégradations importantes du réfractaire. Le nettoyage a pour but de supprimer, à la fin de la coulée de chaque poche les éventuels dépôts d'acier sur la paroi interne du tube.

Les dégradations mécaniques (vibrations, déplacement du bas du tube, mauvais contact busette collectrice – tête du tube..) induisent rarement, seules, la ruine de ces pièces. En effet, certains auteurs estiment que le niveau des contraintes ayant une origine purement mécanique est équivalent à 30% de celui des contraintes thermomécaniques. Toutefois ces agressions se superposant aux autres sollicitations, en particulier thermomécaniques, peuvent induire la ruine de la pièce.

Finalement, la longévité d'un tube en fonctionnement dépend principalement de la composition du mélange utilisé et de l'agressivité de l'acier coulé. Pour exemple, elle est généralement comprise entre 5 et 10 coulées sur le site de SOLLAC Atalantique.

2.3 Quenouilles

Les quenouilles sont des éléments réfractaires d'une hauteur variant entre 1 et 1.5 m (en fonction de la profondeur du répartiteur) et d'un diamètre compris entre 0.1 et 0.15 m (cf. figure 1.18-b).

Leur rôle consiste à réguler le flot d'acier passant du répartiteur dans les lingotières afin que le niveau d'acier liquide ne chute pas au delà d'un certain point. Pour cela, elles sont suspendues à une potence qui les plonge dans le répartiteur à la verticale de chacun des trous de coulée. Un système d'asservissement mécanique, directement lié à la hauteur d'acier dans les lingotières gère les déplacements verticaux des pièces (cf. figure 1.18-a).

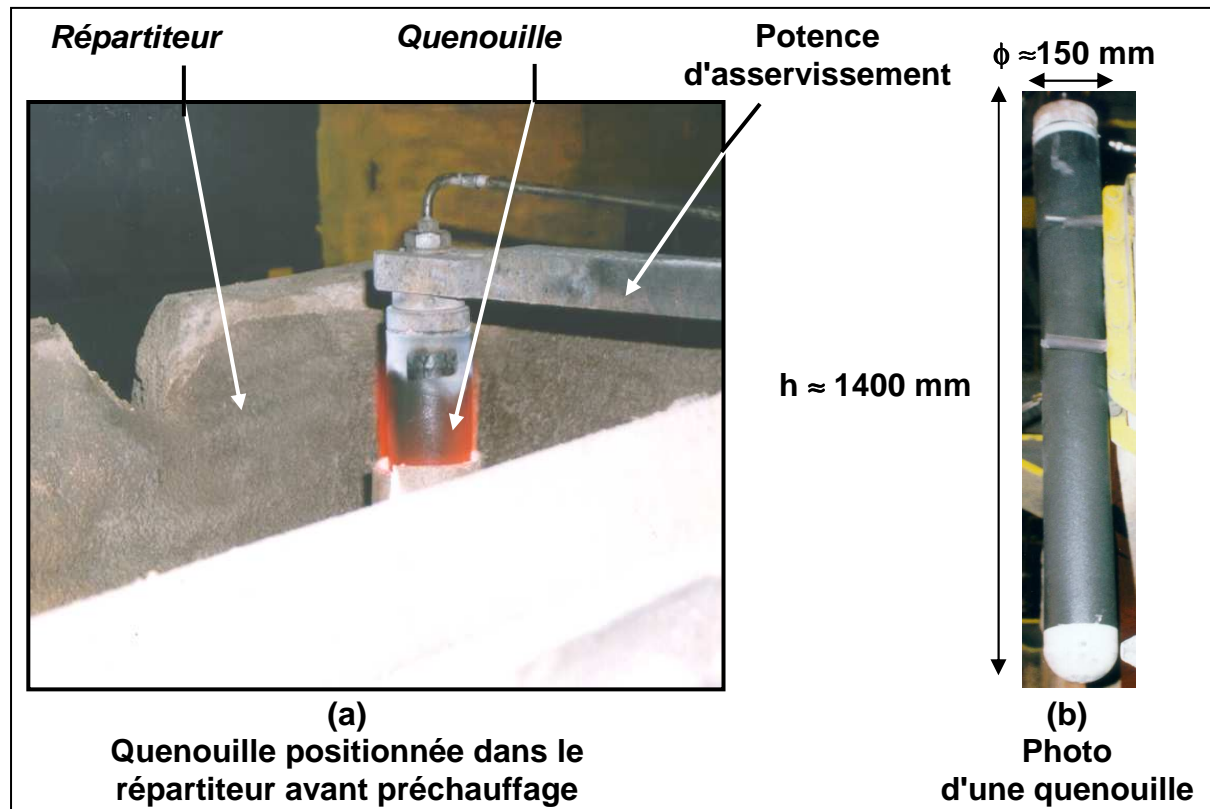


Figure 1.18. Quenouilles de régulation

Sauf dégradations prématurées, les quenouilles ont la même durée de vie que le répartiteur dans lequel elles sont positionnées (soit la coulée de 20 poches maximum à Dunkerque).

A la fin de chaque séquence ou en cas d'incident (casse d'une busette, accident au niveau de la solidification de la brame...) les quenouilles obturent le trou de coulée entraînant l'arrêt de l'écoulement de l'acier.

Ces pièces sont donc des organes de sécurité et leur totale fiabilité est requise.

2.4 Busettes immergées

Les busettes immergées sont les derniers éléments réfractaires à être en contact avec le métal liquide avant sa solidification. Ce sont des tubes dont la hauteur varie entre 0.5 et 1 m avec un diamètre interne compris entre 40 et 90 mm (cf. figure 1.19). Le bas du tube plonge dans le bain d'acier de la lingotière.

Les busettes sont positionnées sous le répartiteur. Deux systèmes de fixation sont utilisés :

- encastrement dans le répartiteur (cf. figures 1.19-c et 1.20-a) ;
- positionnement dans un système de tiroir qui permet de changer la busette en cours de séquence (cf. figures 1.19-a et b, et 1.20-b : système TCD).

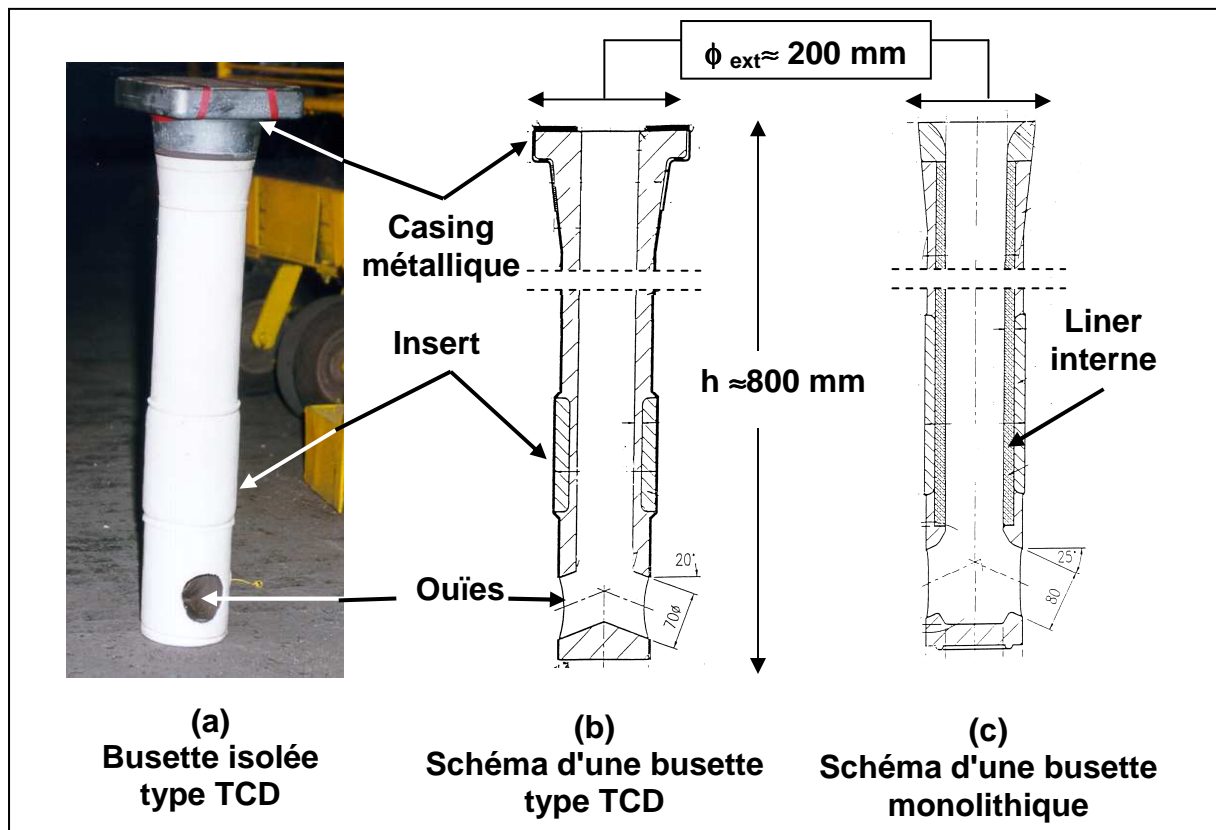


Figure 1.19. Busettes utilisées à SOLLAC Dunkerque

La fonction de ces pièces est analogue à celle du tube protecteur, elles jouent cependant un rôle supplémentaire sur la solidification de l'acier : la partie basse n'est pas débouchante verticalement mais des ouïes latérales guident le métal vers les parois de la lingotière où il est refroidi brutalement.

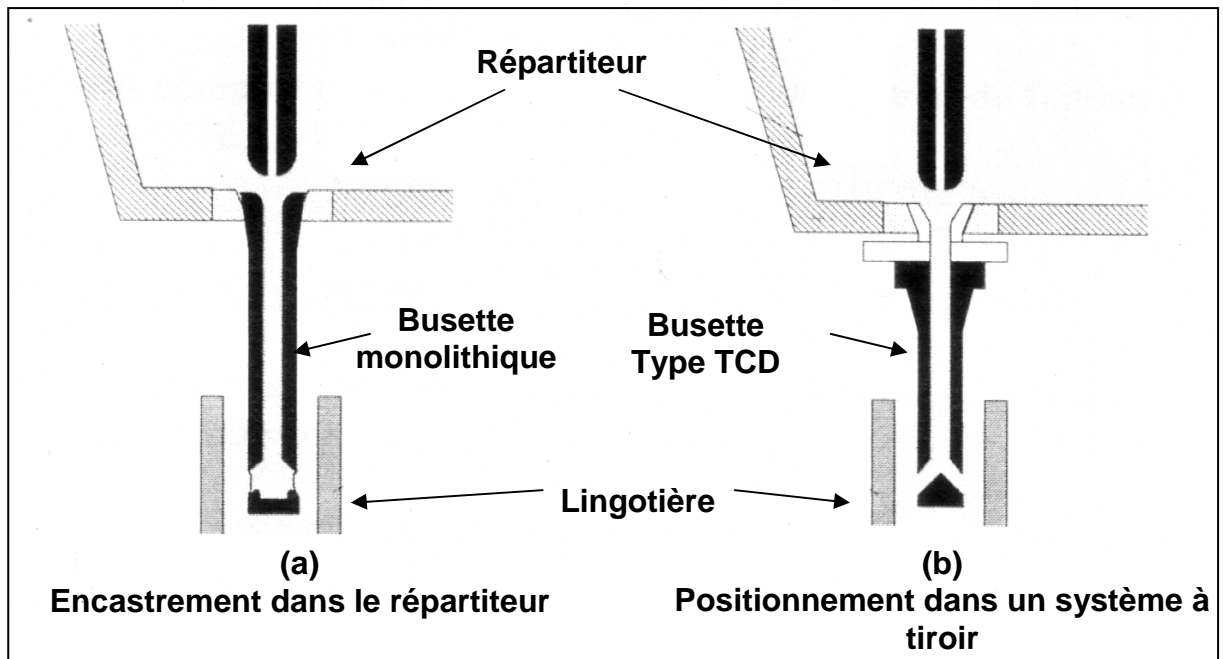


Figure 1.20. Système de fixation des busettes sous le répartiteur

Les sollicitations de service subies par ces pièces sont :

- l'érosion engendrée par le flot de métal liquide ;
- la corrosion due aux différentes nuances d'acier ainsi qu'aux poudres de couverture protégeant l'acier dans les moules de solidification (cf. figure 1.27) ;
- le choc thermique de début de coulée : les busettes ne possèdent pas de couche décarburée, et sont donc préchauffées avant leur mise en place sur la ligne de coulée (cf. figure 1.21). La température atteinte en fin de préchauffage varie entre 600 et 1300°C suivant les zones de la busette.

Afin de limiter les déperditions d'énergie thermique, les busettes sont très souvent isolées thermiquement (cf. figure 1.21-a). Une busette préchauffée et isolée subit en effet un choc thermique de démarrage moins sévère : en fin de préchauffage, la température de la pièce est plus élevée dans le cas d'une pièce isolée que dans le cas standard et donc l'écart de température, ΔT , subi par la pièce est plus faible.

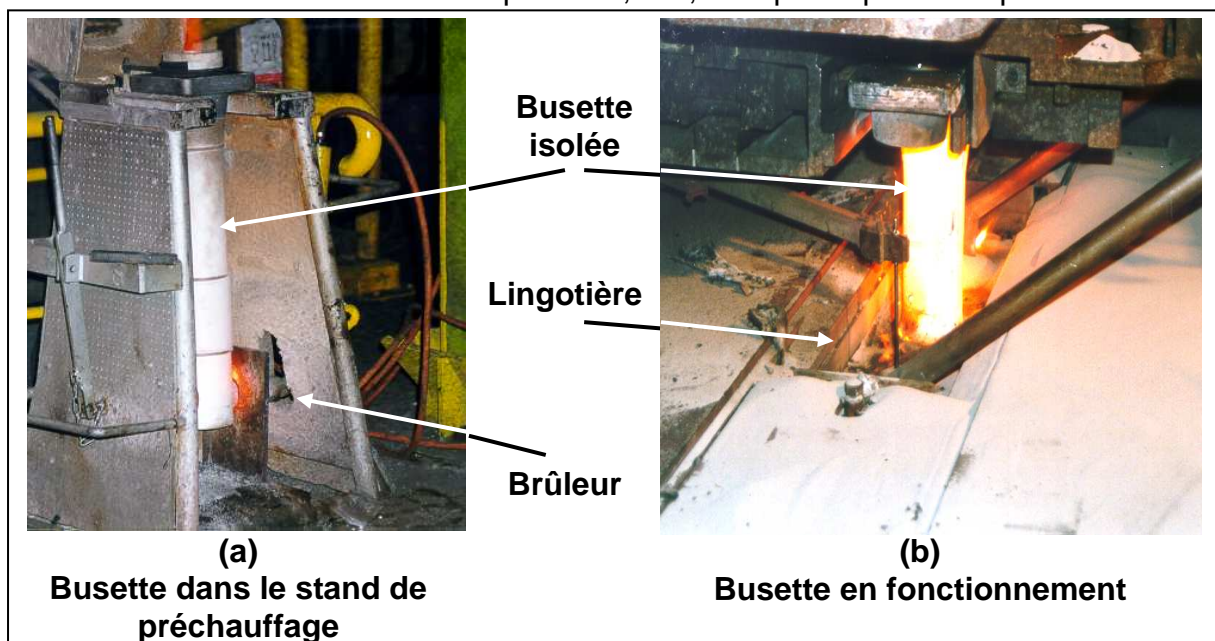


Figure 1.21. Busettes immergées isolées.

L'isolation permet aussi, selon certains auteurs^{[6],[7]}, de limiter le bouchage des buses dû au dépôt d'inclusions métalliques à base d'alumine agglomérée. Le phénomène de bouchage est lié à la coulée des aciers "calmés Al". Il est problématique car il limite la productivité des installations et dégrade la qualité des produits sidérurgiques.

3. Matériaux utilisés en coulée continue

Dans plus de 90% des cas, les matériaux réfractaires de coulée continue sont des matériaux graphités à liaison carbone. L'importance du carbone tient au fait qu'il est impératif que les pièces concernées ne se fissurent pas par chocs thermiques.

Le choix du matériau constituant une pièce résulte du meilleur compromis possible permettant de répondre aux sollicitations de service. On peut considérer se trouver à l'intérieur d'un triangle dont les sommets sont les trois principaux types de sollicitations : mécanique, thermomécanique, chimique (cf. figure 1.22). Améliorer la réponse à un type de sollicitation conduit inévitablement à diminuer la résistance du matériau aux autres agressions : une augmentation de la résistance à l'érosion entraîne une plus grande sensibilité aux chocs thermiques.

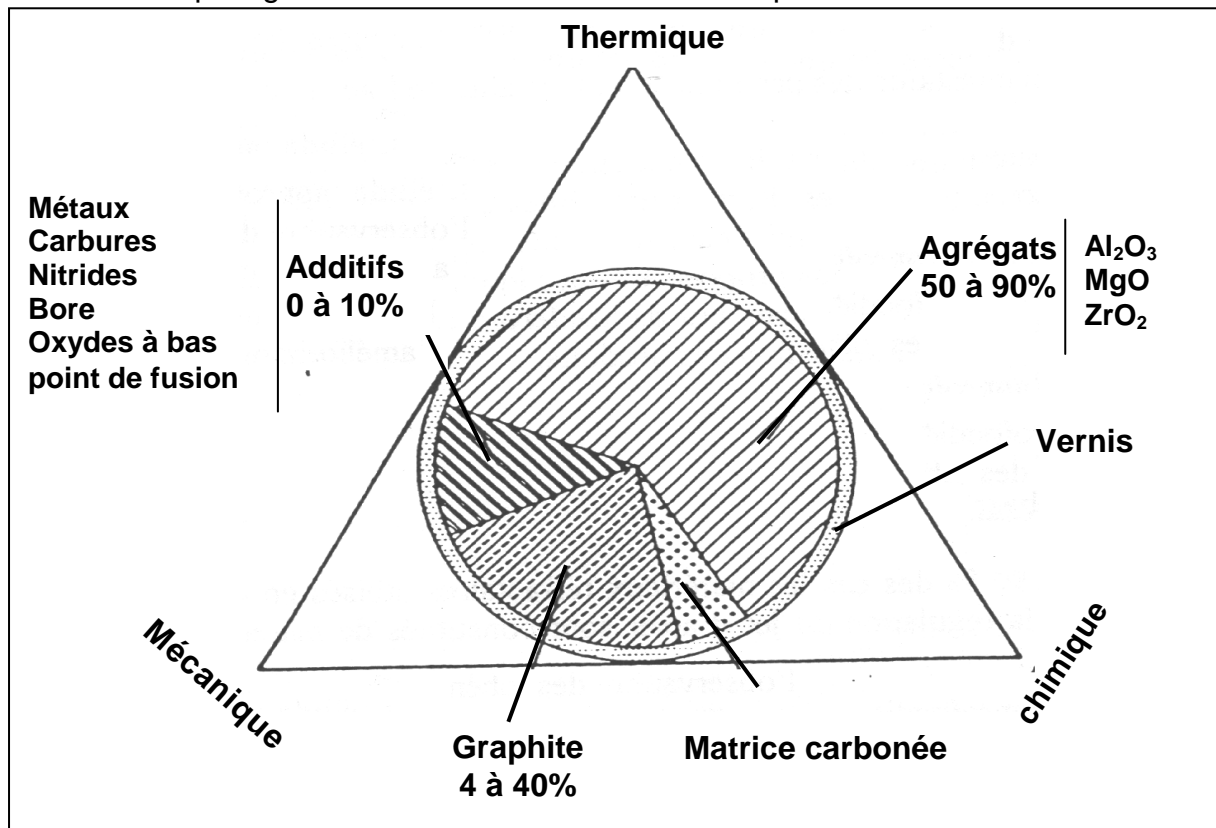


Figure 1.22. Principaux constituants des réfractaires de coulée continue^[8]

Dans ce contexte, le corps des pièces de coulée est le plus souvent constitué en alumine-carbone.

Comme tous les matériaux de ce type, les alumine-carbone sont des matériaux très hétérogènes (cf. figure 1.23) et complexes. Leur structure est composée d'agrégats de natures différentes, de graphite, d'additifs, d'une matrice de liaison ainsi que d'un réseau poreux.

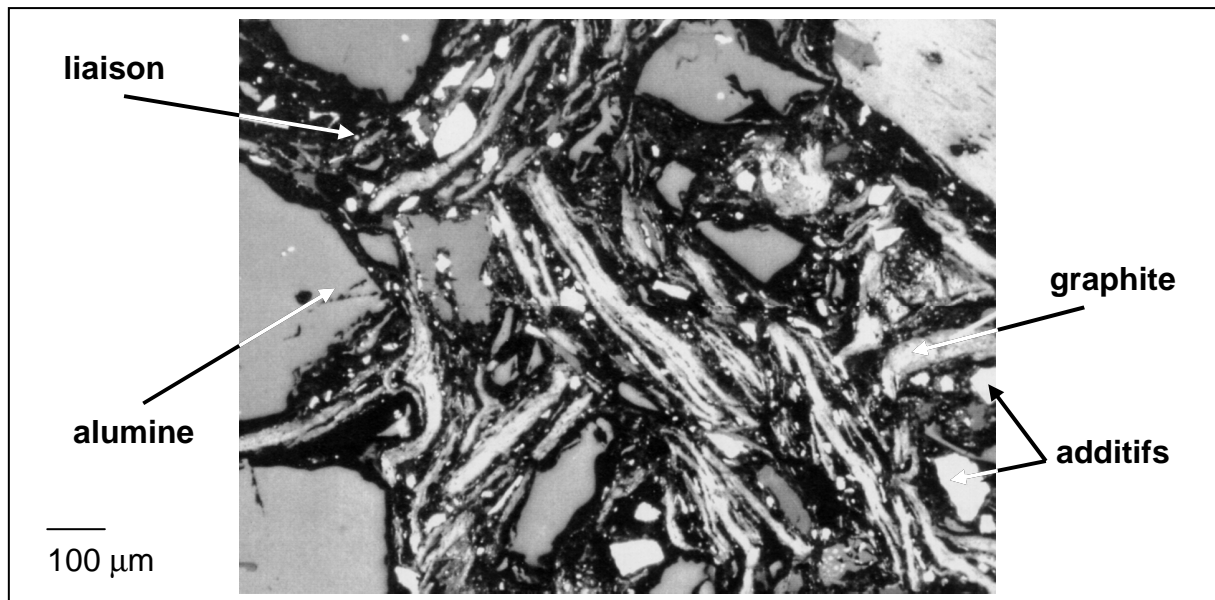


Figure 1.23. Produit d'alumine-carbone

3.1 Constituants de base des matériaux en alumine-carbone pour tubes protecteurs et quenouilles

3.1.1 Alumine

Dans les produits d'alumine-carbone, la teneur en poids de l'alumine est d'environ 60%. C'est un oxyde très stable et très réfractaire (température de fusion $\approx 2050^{\circ}\text{C}$). Il permet donc aux matériaux considérés d'être très stables chimiquement face aux aciers et aux laitiers utilisés.

L'alumine est présente sous deux formes : les agrégats (200 à 500 μm) et les fines (5 à 50 μm). Du point de vue minéralogique elle a trois origines :

- le corindon brun (cf. figure 1.24) : il provient de l'électrofusion puis du broyage de la bauxite calcinée. Sa teneur en Al_2O_3 est d'environ 95 %. Sa couleur brune est due à sa principale impureté : l'oxyde de titane dont la proportion est comprise entre 2.5 et 4%. Le diamètre moyen des grains varie de 100 à 400 μm .

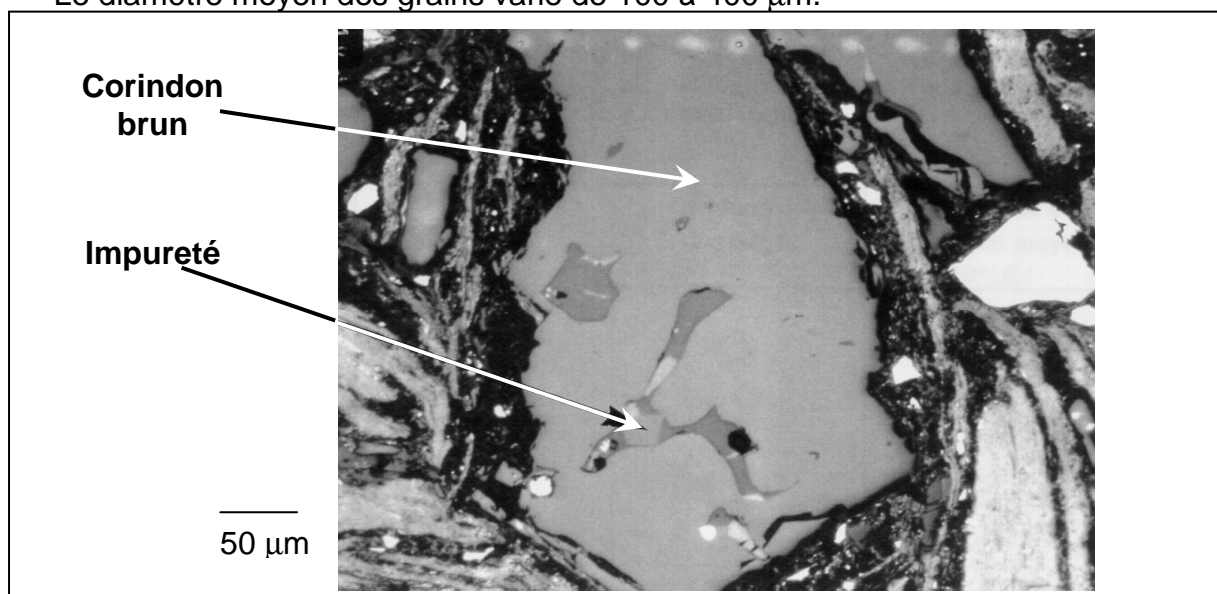


Figure 1.24. Agrégat de corindon brun

- le corindon blanc : il est issu de l'électrofusion de l'alumine calcinée (obtenue suivant le procédé Bayer). Sa teneur en Al_2O_3 est d'environ 99.5 %. Le diamètre moyen des grains varie de 100 à 400 μm .
- l'alumine tabulaire : elle est produite par agglomération, frittage (à haute température : 1870 – 1930°C), concassage puis broyage de l'alumine calcinée issue du procédé Bayer. Sa teneur en Al_2O_3 est d'environ 99.5 % (comme le corindon blanc), elle contient toutefois des résidus de Na_2O . Les grains varient entre 40 et 200 μm .

Les produits d'alumine-carbone sont constitués par environ 80 % de corindon brun sous forme d'agrégats, les 20% restants étant des fines de corindon blanc et d'alumine tabulaire.

3.1.2 Graphite

Le graphite est le deuxième constituant des produits considérés par ordre d'importance. Il représente environ 50% du matériau en volume et de 20 à 30% en poids.

Il se présente sous forme de lamelles de 100 à 900 μm de longueur et de 15 à 100 μm de largeur (cf. figure 1.25). Il contient environ 10% d'impuretés constituées majoritairement de SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , K_2O , Na_2O ...

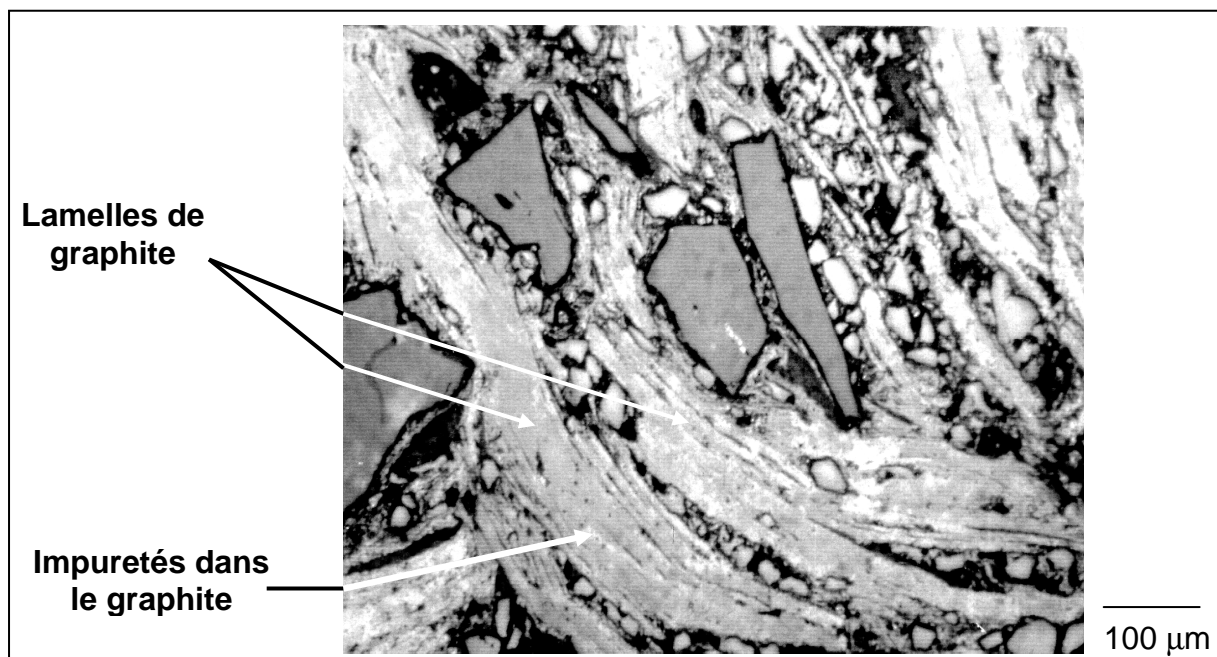


Figure 1.25. Lamelles de graphite dans les produits d'alumine-carbone.

Sa conductivité thermique élevée, sa faible rigidité et son coefficient de dilatation peu important permettent aux matériaux d'alumine-carbone de résister aux chocs thermiques sévères subis par les pièces de coulée continue. Shaw^[9] affirme d'ailleurs que la teneur en graphite doit être supérieure à 20% pour éviter la fissuration des pièces.

Le graphite est en outre peu mouillable et résiste donc bien à la corrosion (notamment à celle des laitiers).

Cependant le graphite présente trois inconvénients :

- il est peu résistant mécaniquement ;
- il est très sensible à l'oxydation : au delà de 450°C il s'oxyde très rapidement au contact de l'air (d'où la nécessité de doter les pièces de coulée d'un vernis protecteur) ;
- il se dissout dans l'acier liquide.

Pour ces raisons, sa teneur dépasse rarement 30 % du poids total.

3.1.3 Additifs

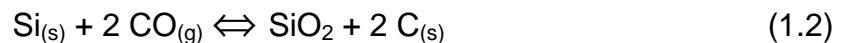
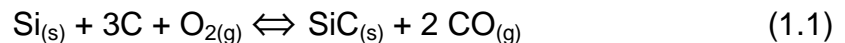
Les additifs^{[10],[11]} utilisés sont principalement de trois types : les métaux, les carbures, et les oxydes.

3.1.3.1 Métaux

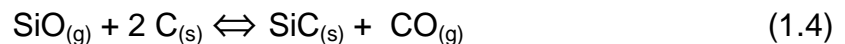
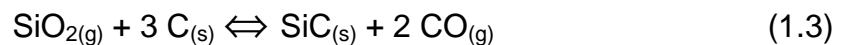
D'une manière générale seul le silicium est utilisé dans les produits d'alumine-carbone.

Il a principalement trois fonctions :

- limiter la décarburation du matériau en réagissant directement avec l'oxygène ou le monoxyde de carbone :



- accroître les propriétés mécaniques du matériau par la formation de carbure de silicium :



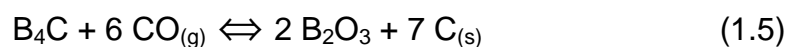
- limiter la porosité en la "tapissant" avec le carbure de silicium formé : le SiO de la réaction (1.4) étant gazeux dissémine le SiC formé au sein de la texture du matériau. Selon J. Poirier^[12], 4% de silicium initial permettent de fermer environ 10% de la porosité.

3.1.3.2 Carbures

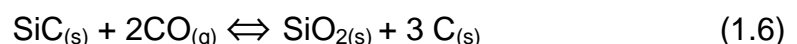
Deux carbures sont employés : principalement le carbure de silicium (SiC) et, quelquefois le carbure de bore (B₄C). Ils sont introduits dans la phase liante et peuvent représenter jusqu'à 5% du poids total. Leur granulométrie n'excède pas 10 µm.

Ces carbures jouent trois rôles :

- antioxydants : ils limitent l'oxydation du réfractaire en régénérant du carbone. A basse température, le carbure de bore réagit avec le CO gazeux généré par le réfractaire pour former B₂O₃ (phase vitreuse non nuisible si elle reste en faible quantité) et régénère du carbone solide selon la réaction suivante :



Au delà de 1000°C, le carbure de silicium joue un rôle identique selon la réaction globale :



- inhibiteurs de corrosion : ils ferment la porosité et développent des phases non mouillables ce qui a pour conséquence de limiter l'imprégnation et la corrosion des matériaux par l'acier et les laitiers ;
- dopants mécaniques : le carbure de silicium a des propriétés mécaniques élevées en particulier à haute température.

3.1.3.3 Oxydes

Les oxydes sont présents sous forme d'agrégats ou de flux (cf. figure 1.26). Les premiers sont des agrégats de silice vitreuse ou de zircon mullite dont les dimensions varient de 50 à 300 μm . Ils contribuent à améliorer la résistance aux chocs thermiques du réfractaire.

Les seconds sont des composés fondants (K_2O , Na_2O , SiO_2 , B_2O_3 ,...) qui limitent à haute température, la perméabilité du matériau en formant des phases liquides.

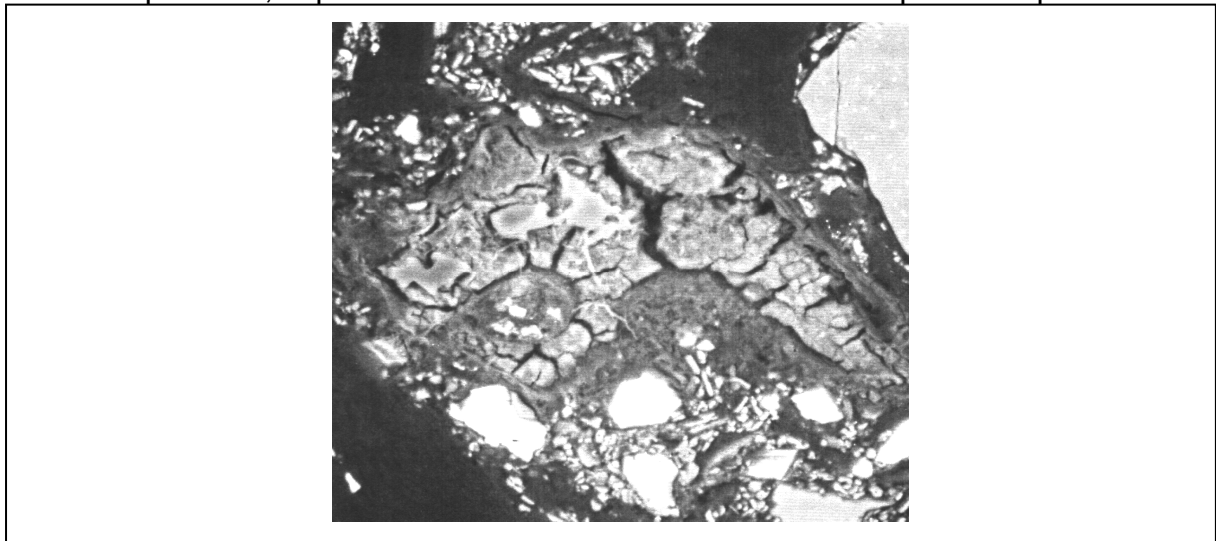


Figure 1.26. Amas de flux dans un produit d'alumine-carbone.

3.1.4 Liaison

La liaison créée est toujours une liaison carbonée. Deux types de liants carbonés existent ^[13] :

- les résines phénoliques qui sont des polymères dont les chaînes sont composées de groupes phénoliques entremêlés de groupes méthylène. Ces résines sont commercialisées depuis 1909.
- les brais qui sont des produits bitumeux à longues chaînes carbonées possédant une structure aromatique (cycle du type du benzène).

D'une manière presque systématique les produits d'alumine-carbone utilisent des résines phénoliques. Elles résultent de la réaction du formaldéhyde sur le phénol et possèdent des radicaux moléculaires plus ou moins importants. Le poids de ces radicaux permet de différencier deux types de résines phénoliques : les novolaques (cf. figure 1.27-a) et les résols (cf. figure 1.27-b).

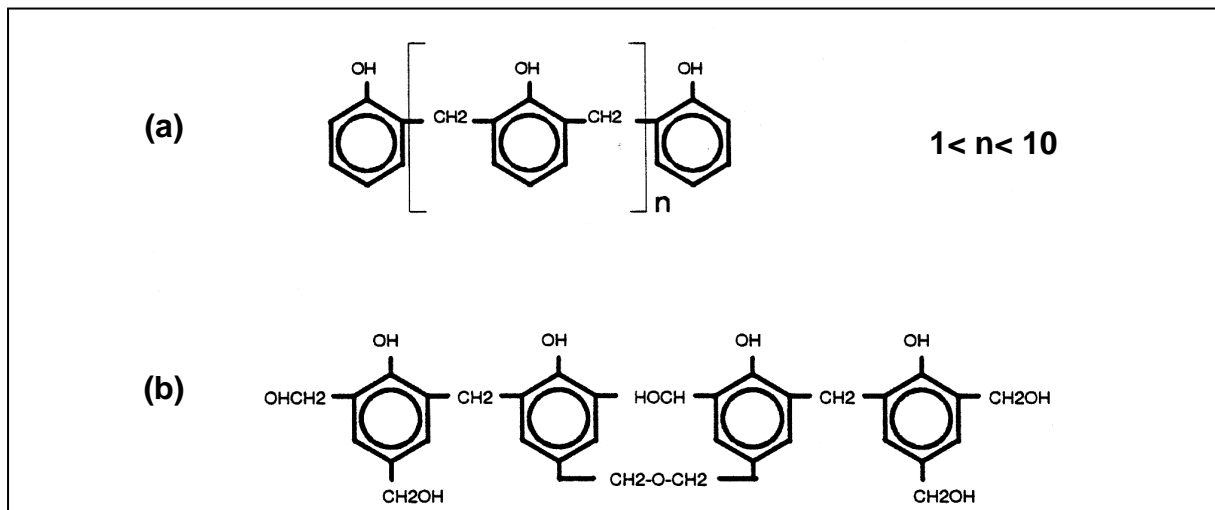


Figure 1.27. Formulation chimique des résines phénoliques.

Le rôle de cette liaison est d'assurer une tenue mécanique aux pièces au sortir du pressage. Après cuisson, il ne reste plus qu'un squelette carboné donnant au réfractaire sa cohésion.

Ces résines sont très sensibles à l'oxydation par l'oxygène et à la corrosion due à l'acier liquide car leur texture est extrêmement fine et leur surface spécifique très importante : de l'ordre de 150 à 180 m²/g^{[14],[15]}.

3.1.5 Conception des produits

La conception des produits d'alumine-carbone utilisés en coulée continue est fonction de la spécificité des comportements que l'on désire obtenir en service. A partir des constituants de base présentés précédemment, il existe en effet une multitude de combinaisons possibles.

Il est toutefois possible de dégager deux grandes familles de matériaux.

La première concerne les produits dont la teneur pondérale en carbone est d'environ 30 %, celle de l'alumine variant de 50 à 60%. On trouve aussi dans ces matériaux des ajouts de silice et de fondants ainsi que du silicium afin d'accroître leur propriétés mécaniques à chaud. Ces alumine-carbone ont pour vocation d'être très résistantes aux chocs thermiques.

Cependant ces matériaux s'avèrent relativement sensibles aux sollicitations thermo-chimiques et ne peuvent donc pas être utilisés dans certains cas (cf. figure 1.28).

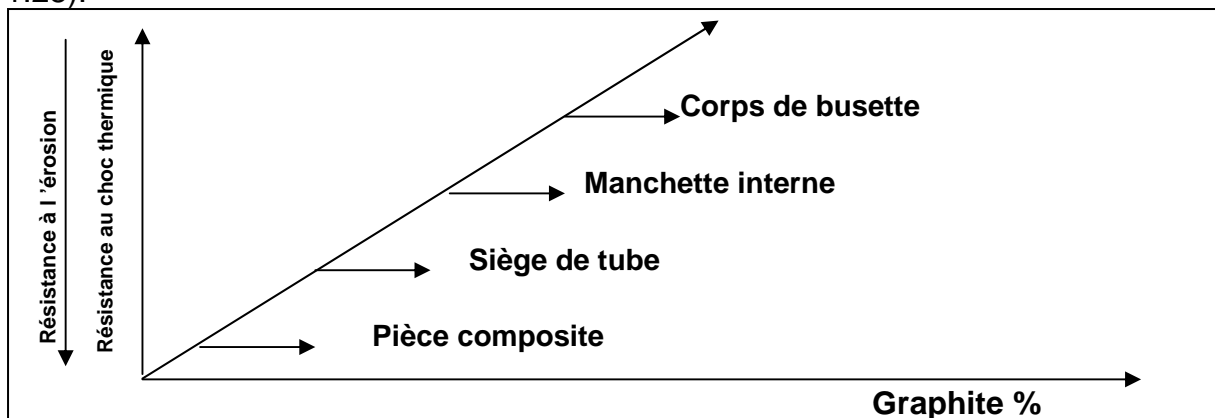


Figure 1.28. Conception des pièces de coulée en fonction de la teneur en graphite du matériau constituant^[8]

Les tubes protecteurs de jet sont constitués avec de tels matériaux (cf. figure 1.29).

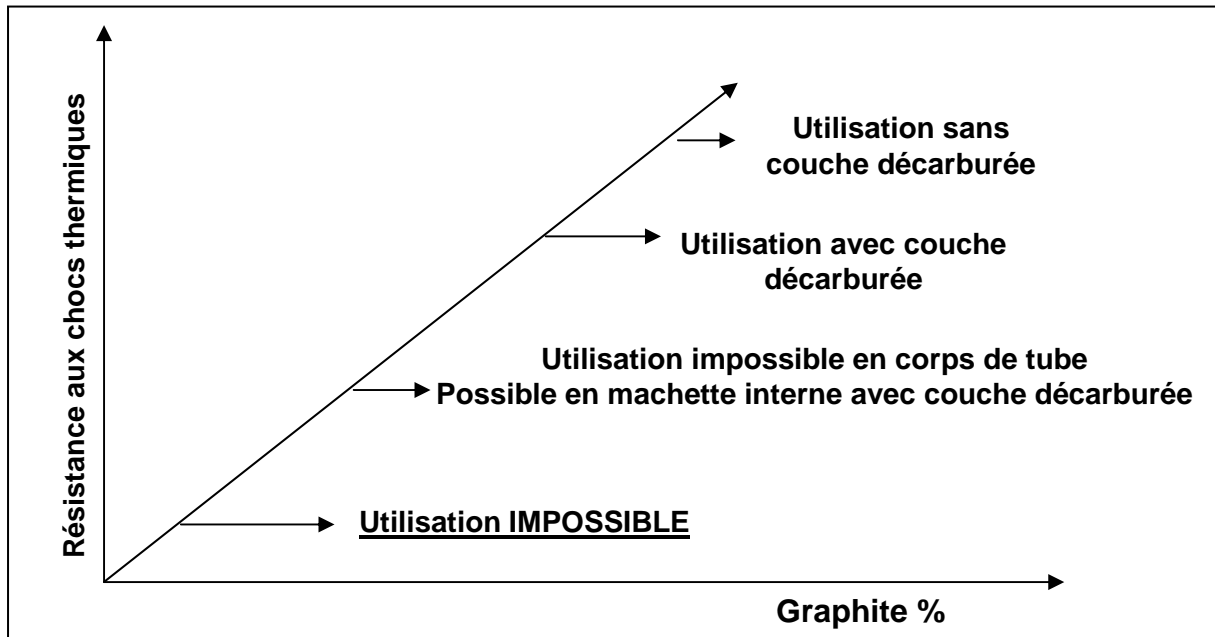


Figure 1.29. Résistance aux chocs thermiques des tubes protecteurs de jet en fonction de la teneur en carbone du matériau constituant^[8].

La seconde catégorie d'alumine-carbone concerne les produits contenant au moins 70% d'alumine et une teneur en carbone n'excédant pas 20%. Ces matériaux sont en outre le plus souvent exempts de fondants et de silice.

De par leur composition, ces produits sont très résistants aux phénomènes d'érosion et de corrosion; par contre leur tenue aux chocs thermiques est limitée^[8] (Ces matériaux ont plutôt pour application les busettes).

3.2 Matériaux de plaques de tiroir

Les matériaux de plaques doivent principalement posséder une haute résistance aux sollicitations thermochimiques (érosion-corrosion) tout en conservant des caractéristiques thermomécaniques n'induisant pas en fonctionnement de fissuration catastrophique.

3.2.1 Matériaux d'alumine-carbone

Au sein de la seconde famille d'alumine-carbone précédemment décrite se trouvent certains matériaux de plaques de tiroir. Ce type de matériaux dont la teneur en carbone est inférieure à 10% diffère nettement de celui utilisé pour les tubes protecteurs de jet par sa granulométrie, la préparation de ses matières premières (non granulées) et sa liaison carbure de silicium obtenue par cuisson en atmosphère réductrice à 1400°C.

De plus, outre l'alumine, on trouve dans ces produits de la zircon et de la silice vitreuse (teneur comprise entre 6-10%) ainsi que du carbure de silicium (teneur aux environs de 2-3%).

3.2.2 Autres matériaux de plaques

Afin de répondre aux exigences de résistance aux agressions thermochimiques, les constituants principaux de ces matériaux sont l'alumine et la magnésie.

On utilise ainsi principalement des matériaux de :

- spinelle-carbone : la teneur en alumine est comprise entre 55 et 65%, celle de la magnésie entre 12 et 25% suivant que le matériau contienne ou pas de la zircone (entre 0 et 10%). La silice est présente à hauteur d'environ 10%.
- magnésie-carbone : la teneur en magnésie est de l'ordre 90%. Le matériau contient alors aussi de la silice (0-6%) et de l'alumine (0-5%) en faible proportion.
- spinelle-magnésie-carbone : l'alumine et la magnésie y ont des teneurs équivalentes (45-50%). Certains matériaux possèdent aussi de la silice.

Dans tous les cas, après imprégnation de brai et cuisson, la formation de liaison entraîne une teneur en carbone inférieure ou égale à 5%.

3.3 Mise en forme des pièces

3.3.1 Pièces nécessitant des caractéristiques isotropes

Technologie la mieux adaptée à la réalisation de pièces complexes possédant des épaisseurs faibles, le **pressage isostatique**^[16] est utilisé pour la fabrication des certaines pièces de coulée continue : tubes protecteurs, quenouilles et busettes immergées. De plus, l'application de cette méthode de fabrication permet d'obtenir des matériaux ayant des caractéristiques isotropes, nécessaires à ces pièces de coulée (notamment en ce qui concerne leur tenue aux chocs thermiques).

Cette technique consiste à comprimer à haute pression un mélange granulaire contenant un liant temporaire (cf. figure 1.30). L'objectif est d'obtenir des pièces en cru rigides et manipulables. Pour cela, un moule composé d'une enveloppe en caoutchouc dans laquelle est positionné un mandrin rigide est rempli du mélange granulé. Ce dernier est composé de poudres parfaitement dosées en **granulométrie** pour obtenir une coulabilité adaptée à l'ensemble des constituants. En fait, le choix de la granulométrie adaptée est essentiel car il détermine l'écoulement du mélange, le bon remplissage du moule et la compaction de l'ensemble mélange-résine, et par voie de conséquence la qualité du produit final.

L'enveloppe est remplie par coulage et vibration afin que le mélange se positionne de façon homogène dans l'ensemble du moule.

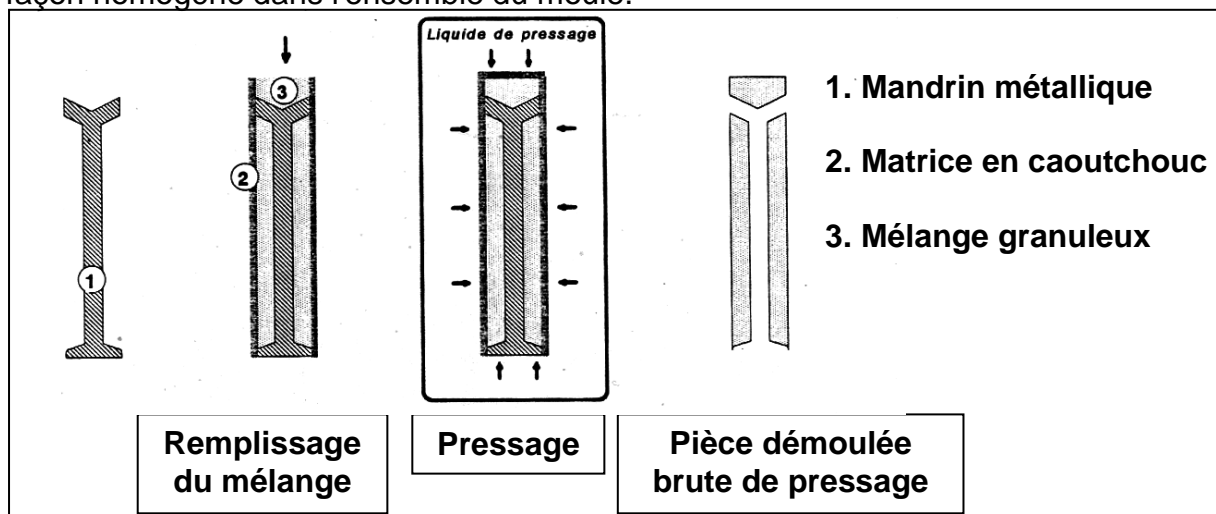


Figure 1.30. Pressage des pièces de coulée continue

La membrane en caoutchouc est ensuite mise sous pression, de 300 à 1200 bars, par l'intermédiaire d'un liquide (cf. figure 1.30).

Au démoulage, la pièce est brute et seule la forme intérieure est définitive. Elle est ensuite séchée, à 200-250°C, puis cuite sous atmosphère contrôlée à une température comprise entre 800 et 1100°C. L'objectif de cette phase est d'éliminer les volatils résiduels et de développer la liaison carbonée.

En fonction de la nature des produits, le dépôt de l'émail externe et un éventuel usinage final sont effectués avant ou après la cuisson.

3.3.2 Cas des plaques de tiroir

Les plaques de tiroir sont obtenues par pressage unidimensionnel. Cela a pour conséquence de donner au produit final des caractéristiques thermiques et mécaniques non isotropes (les propriétés du matériaux différent en effet suivant qu'on les mesure selon l'épaisseur ou perpendiculairement à cette direction).

Après pressage, ces pièces sont imprégnées de brai, cuites à 1300°C puis de nouveau imprégnées. L'intérêt de cette technique est de fermer la porosité ouverte mais aussi et surtout d'obtenir un produit dont les surfaces coulissantes seront "lubrifiées" en service, limitant ainsi les efforts dus aux frottements des deux plaques.

4. Sollicitations en service

4.1 Sollicitations mécaniques

On peut distinguer deux familles de sollicitations : celles induites lors de la manipulation de ces pièces et celles se produisant en service.

Les premières concernent principalement les éléments de grande longueur (busettes, quenouilles, tubes protecteurs de jet) qui peuvent subir chocs et frottements lors de leur acheminement et de leur positionnement sur la ligne de coulée. Les conséquences sont soit des casses mécaniques soit des dégradations superficielles du matériau conduisant, par exemple, à une suppression locale de l'émail externe. Or la présence de ce vernis protecteur est indispensable au bon fonctionnement de ces pièces : les matériaux réfractaires sont poreux et perméables, l'émail externe évite donc les aspirations d'oxygène au travers de la pièce.

Les sollicitations en service sont le plus souvent engendrées par des contacts sévères entre pièces : par exemple busette collectrice – tête du tube protecteur de jet, blocage des plaques dans leur tiroir,....

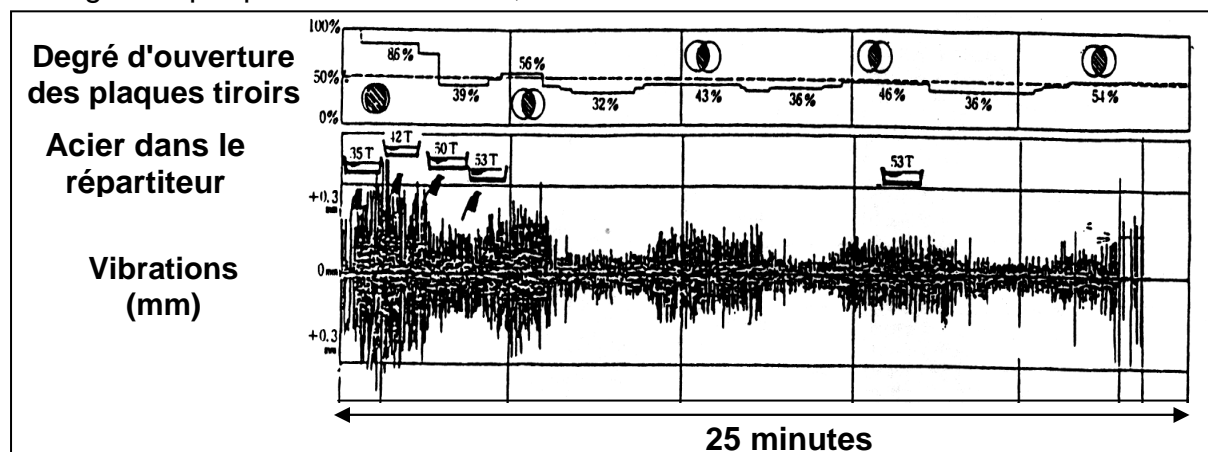


Figure 1.31. Exemple de spectre de vibrations mesuré sur un tube protecteur de jet durant les premières minutes de coulée ^[17]

Les vibrations induites par le passage du jet de métal liquide (cf. figure 1.31) peuvent aussi provoquer la propagation de fissures sous critiques.

Les contraintes mécaniques se superposent à celles d'origine thermomécanique : l'ensemble peut alors provoquer la fissuration du composant.

4.2 Sollicitations thermomécaniques

Les contraintes thermomécaniques ont pour origine la dilatation différentielle au sein du matériau. En fait, lors de la mise en service d'une pièce de coulée continue, l'élévation de température est très brutale dans les zones en contact direct avec l'acier liquide. Au contraire, durant un certain laps de temps, la température dans les autres parties de la pièce reste à des niveaux faibles. Cette période correspond au délai nécessaire pour que la conduction thermique entraîne une élévation de température dans le volume de la pièce.

Les premiers instants de la coulée sont donc les plus critiques : il s'y développe des contraintes thermomécaniques importantes (cf. figure 1.32).

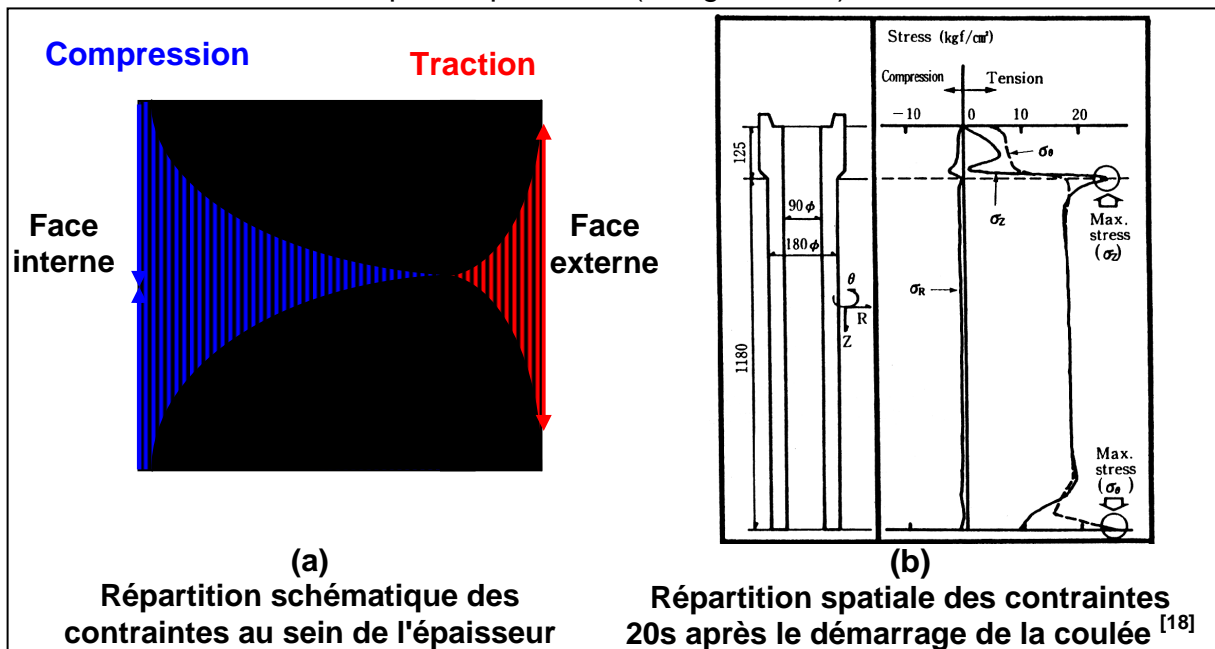


Figure 1.32. Contraintes thermomécaniques au sein d'un tube protecteur de jet durant les premiers instants d'une séquence de coulée

Afin de limiter la brutalité du choc thermique de démarrage, les pièces sont soit dotées d'une couche décarburée soit préchauffées. Ainsi lors de l'écoulement de l'acier, l'élévation de température est moins brutale et plus homogène dans l'épaisseur du tube.

La nécessité d'un préchauffage est d'autant plus importante qu'une pièce comporte des zones de singularités géométriques (par exemple les ouïes des busettes), propices aux concentrations de contraintes, pouvant engendrer la ruine de la pièce (cf. figure 1.33).

D'une manière générale, les dégradations thermomécaniques se produisent le plus souvent sur les faces externes des pièces qui sont soumises à des contraintes de traction (les plus néfastes pour les réfractaires utilisés).

D'une manière générale, la tenue d'une pièce aux chocs thermiques dépend de :

- la sévérité du choc thermique ;

- la forme de la pièce;
- la nature du matériau la constituant ;
- les conditions opératoires.

Toutefois, certains matériaux ont des caractéristiques thermomécaniques (faibles dilatation et rigidité, conductivité thermique élevée...) les prédisposant à une bonne résistance à ce type de sollicitations.

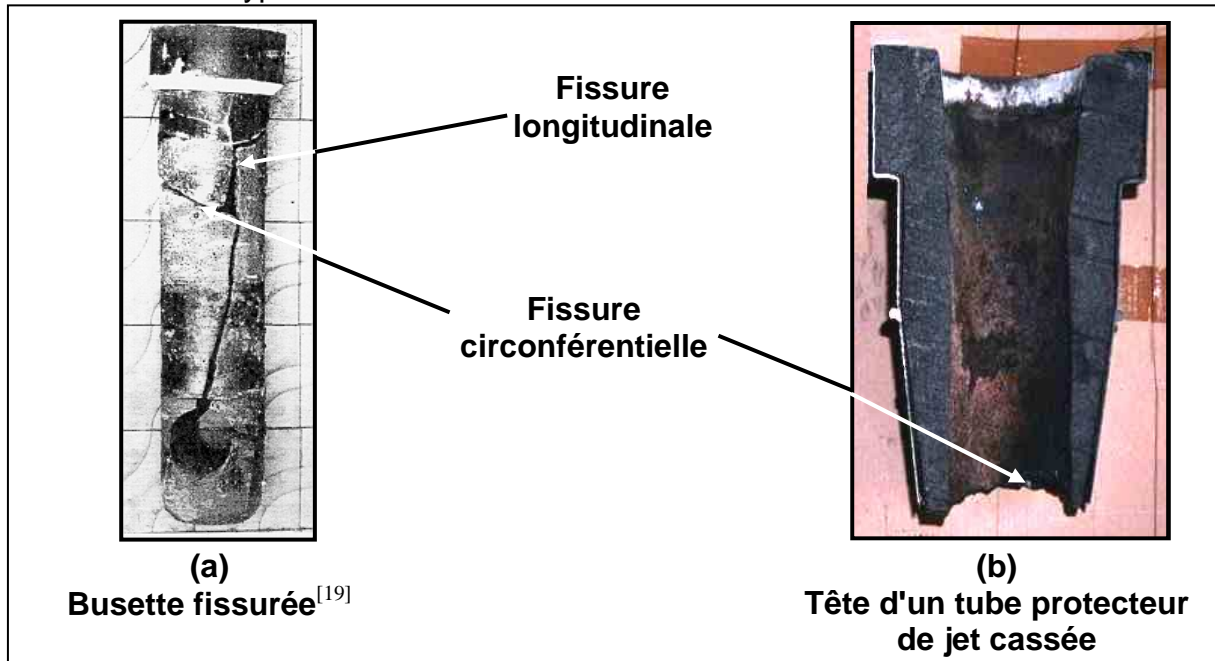


Figure 1.33. Fissures engendrées par choc thermique

4.3 Sollicitations thermo-chimiques

4.3.1 Erosion

Le jet de métal liquide passant dans le tube protecteur de jet, les busettes immergées et les plaques tiroirs peut provoquer une érosion importante du canal central de ces pièces. Les dégradations constatées sont souvent dissymétriques (cf. figure 1.34). Elles sont provoquées par l'impact local du métal sur la face interne. L'ouverture partielle des plaques tiroirs des poches étrangle en effet le jet de métal, ce qui a pour conséquence de le dévier.

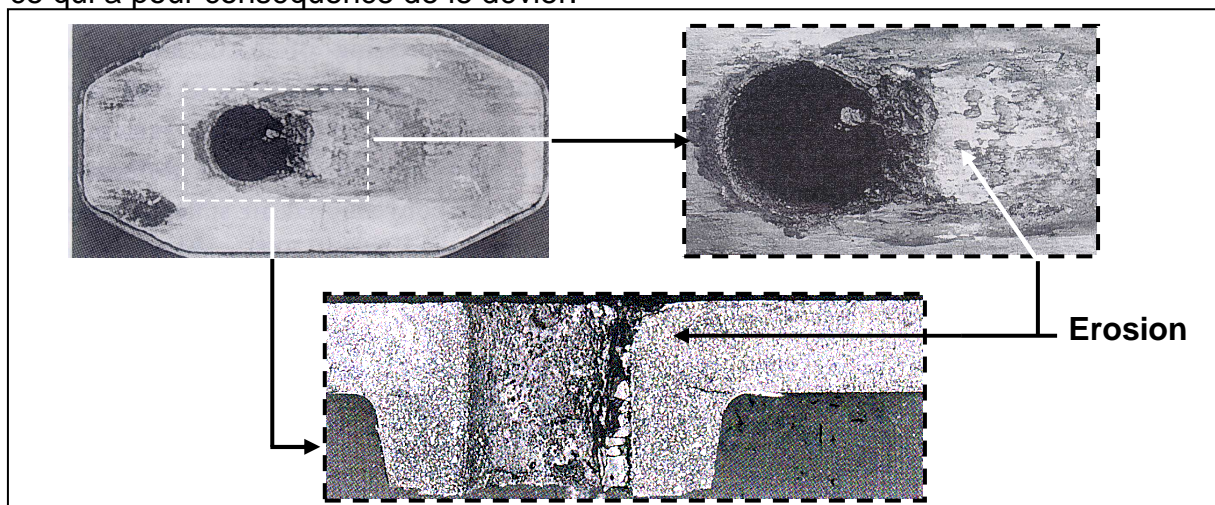


Figure 1.34. Erosion de plaques tiroir dans la zone du canal central^[4]

4.3.2 Corrosion

On peut distinguer la corrosion induite par l'acier liquide et celle due aux poudres ou laitiers de couverture (dans le répartiteur ou dans la lingotière).

4.3.2.1 Corrosion dans le canal central

Toute entrée d'air dans le canal central va induire une oxydation du métal et des éléments d'addition provoquant une dégradation locale du réfractaire. Un acier oxydé favorise ainsi la corrosion du canal central des pièces de coulée continue (en particulier celui des tubes protecteurs de jet).

La figure 1.35 montre que lorsque la teneur en oxygène dissout atteint 100 ppm, l'usure croît très fortement .

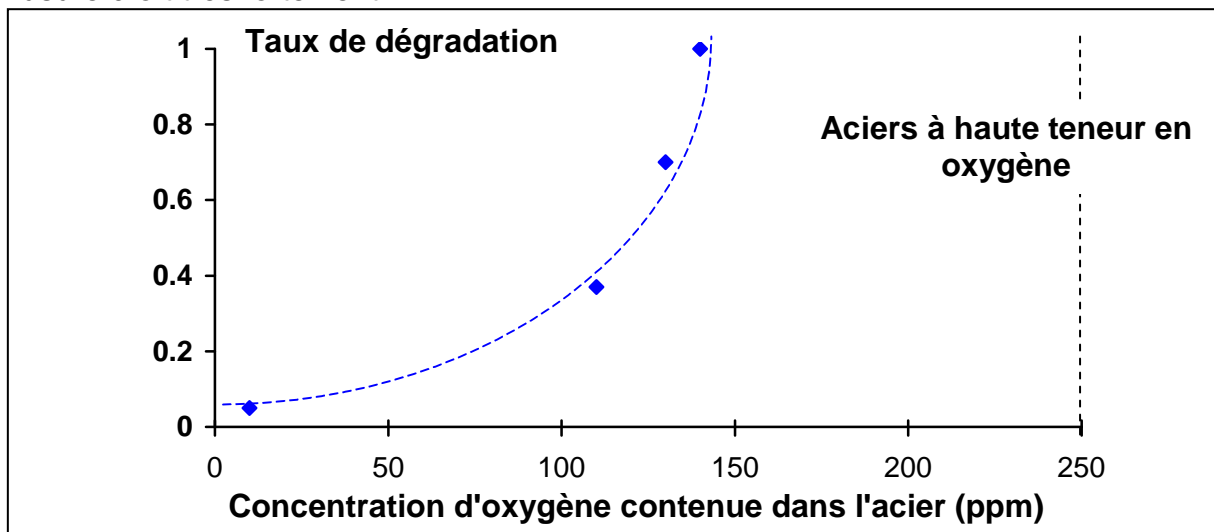


Figure 1.35. Dégradations induites par la présence d'oxygène dans l'acier liquide^[20]

Il se produit, en fait, l'ensemble des mécanismes suivants :

1. Oxydation de l'acier et des éléments d'addition :



2. Corrosion des oxydes réfractaires par formation de phases fusibles présentes dans l'acier :

<u>Réfractaire</u>		<u>Oxyde</u>		<u>Point de fusion</u>	
Al_2O_3	+	$\text{FeO} \longrightarrow$	FeOAl_2O_3	1450°C	(1.11)
Al_2O_3	+	$\text{MnO} \longrightarrow$	MnOAl_2O_3	1780°C	(1.12)
SiO_2	+	$\text{FeO} \longrightarrow$	FeOSiO_2	1173°C	(1.13)
SiO_2	+	$\text{MnO} \longrightarrow$	MnOSiO_2	1291°C	(1.14)

3. Oxydation du carbone du réfractaire :



Afin de limiter ce phénomène, de l'argon peut être injecté entre la busette collectrice et le tube protecteur de jet pour éviter toute entrée d'air dans le système.

4.3.2.2 Corrosion des inserts

La corrosion des tubes protecteurs de jet par la poudre de couverture du répartiteur au niveau du bain reste généralement limitée. Elle est due à la modification de la composition initiale de la poudre par dilution du laitier de poche.

Toutefois, ces pièces sont très souvent dotées d'un insert en zircone-carbone ou en magnésie-carbone offrant une grande résistance à ce type de sollicitation, destiné à leur assurer une durée de vie suffisante.

En ce qui concerne les busettes immergées, l'usure à l'interface poudre de couverture – acier est aussi importante (cf. figure 1.36). Dans ces cas on utilise des inserts, le plus souvent en ZrO_2-C .

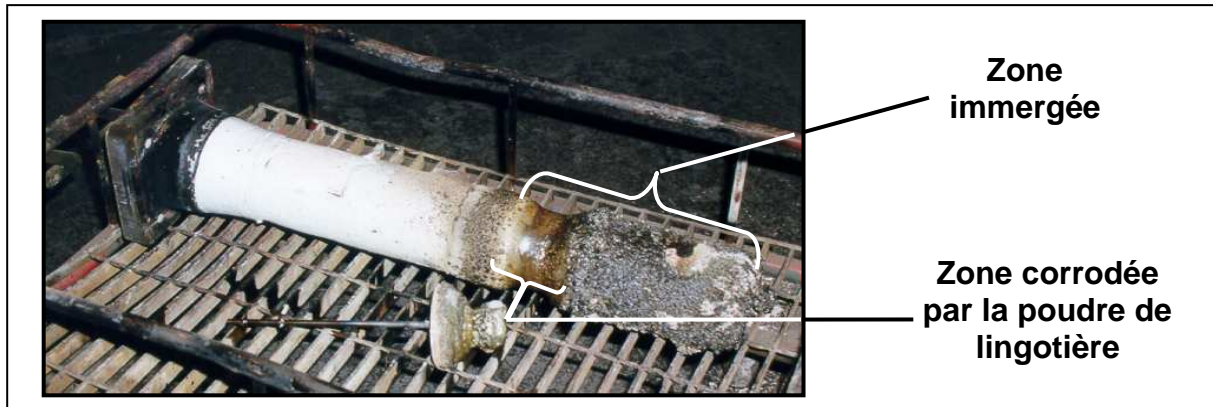


Figure 1.36. Corrosion d'une busette au niveau de l'insert.

5. Conclusion

Les pièces de coulée sont des éléments réfractaires de première importance au sein de la ligne de coulée continue. Car, outre le fait qu'elles sont les dernières pièces à être en contact avec l'acier avant sa solidification (elles ont donc une influence sur la propreté du métal), elles ont un rôle capital au niveau de la sécurité et de la fiabilité du process.

Les matériaux utilisés sont capables de subir d'intenses sollicitations tant au niveau mécanique, thermo-chimique que thermomécanique.

Toutefois, si une multitude de combinaisons sont possibles, la conception d'un matériau résulte toujours d'un compromis ayant pour objectif la meilleure réponse technico-industrielle aux sollicitations de service des pièces auxquelles il est destiné.

PARTIE A : APPROCHE ANALYTIQUE

1. Introduction

Les matériaux céramiques, bien qu'ayant un point de fusion élevé et une bonne résistance à la corrosion, voient leur domaine d'utilisation limité du fait de leur faible ténacité et de leur grande sensibilité aux chocs mécaniques et thermiques. Cette limitation est en outre aggravée par le fait que leur comportement aux chocs thermiques est complexe et difficile à prévoir de façon quantitative.

Plusieurs approches théoriques ont été développées afin de caractériser, au mieux, cette propriété d'usage majeure qu'est la résistance aux chocs thermiques.

Cette partie présente les théories traitant des chocs thermiques et de la fatigue thermique, pour des matériaux purement fragiles. L'applicabilité de ces approches est ensuite discutée dans le cadre des matériaux réfractaires utilisés en sidérurgie.

2. Approches analytiques de la résistance aux chocs thermiques des céramiques

2.1 Analyse thermoélastique

Cette approche, développée par Kingery^[21], s'intéresse à la fissuration d'un matériau continu, homogène et isotrope ayant un comportement élastique linéaire.

Son objet est d'exprimer la contrainte thermique surfacique maximale en fonction de la différence de température imposée par le choc thermique. Elle postule que la pièce se fissure dès que cette contrainte dépasse la limite à la rupture du matériau.

En plus de l'hypothèse précédente, relative au matériau, il est supposé que le champ des contraintes est bi-axial et uniforme. Le calcul conduit à :

$$\sigma_{th} = \frac{E \alpha \Delta T}{1 - \nu} \quad (2.1)$$

σ_{th} : contrainte thermique induite

E : module d'Young

ν : coefficient de Poisson

α : coefficient de dilatation thermique

ΔT : écart de température imposé

Kingery définit ainsi le premier paramètre de résistance aux chocs thermiques, R, qui correspond à la différence de température critique au delà de laquelle un choc thermique infiniment dur conduit à la fissuration du composant sollicité. En deçà de cette valeur aucun risque de fissuration n'existe quelles que soient les conditions de choc.

$$R = \frac{(1 - \nu) \sigma_r}{E \alpha} \quad (2.2)$$

σ_r : contrainte à la rupture

En fait, les chocs thermiques réels ne sont jamais infiniment durs car les échanges thermiques sont régis par des lois continues et les propriétés thermiques mises en jeu ont des valeurs finies. Ainsi, les contraintes thermiques réellement induites sont inférieures à la valeur exprimée en (2.1). Cet effet est pris en compte par

l'introduction du coefficient de réduction de contraintes Ψ ($0 \leq \Psi \leq 1$), fonction de la sévérité du choc thermique exprimée par le nombre de Biot β .

Pour certaines conditions expérimentales, $\Psi(\beta)$ peut être défini explicitement. Par exemple, dans le cas d'un cylindre infini on a^[22] :

$$\Psi(\beta)^{-1} = 1.45 + \frac{4.95}{\beta} - 0.45 \exp\left(\frac{-16}{\beta}\right) \quad (2.3)$$

Il devient alors possible d'exprimer l'écart critique de température que peut endurer un composant dans des conditions réelles à partir des potentialités du matériau (caractérisées par le premier paramètre de résistance aux chocs thermiques R), et des conditions de choc (prises en compte par Ψ^{-1}).

$$\Delta T_c = \Psi^{-1} \cdot R \quad (2.4)$$

Dans le cas d'échanges thermiques mous, la hiérarchisation des matériaux se fait sur la base du second paramètre de résistance aux chocs thermiques R' :

$$R' = \lambda R \quad (2.5)$$

λ : conductivité thermique

2.2 Analyse énergétique

Pour prendre en compte la spécificité des céramiques, Hasselman^[23] suppose le matériau pré-fissuré : le choc thermique a alors pour effet de faire propager les défauts préexistants de façon stable ou instable.

Le champ des contraintes thermiques est supposé tri-axial uniforme et plusieurs hypothèses simplificatrices sont adoptées :

- le matériau est parfaitement fragile ;
- les défauts sont tous identiques en forme, en taille et sont répartis uniformément dans le volume ;
- la propagation est uniquement radiale et s'applique à tous les défauts simultanément ;
- il n'y a pas d'interaction entre les champs de contraintes de défauts voisins.

La propagation intervient si l'accroissement de la taille des défauts préexistants s'accompagne d'une diminution de l'énergie mécanique U_t totale de la pièce sollicitée, c'est à dire si :

$$\frac{\partial U_t}{\partial a} < 0 \quad (2.6)$$

La solution de l'inégalité (2.6) est présentée en figure 2.1 : une courbe en U sépare dans le plan ($l, \Delta T$) un domaine de stabilité d'un domaine d'instabilité des fissures.

Il est alors théoriquement possible de prévoir le comportement d'une population de défauts parfaitement caractérisée (longueur et densité volumique) pour un écart de température imposé. La longueur finale de fissuration ainsi que la cinétique de propagation (stable ou instable) peuvent être estimées.

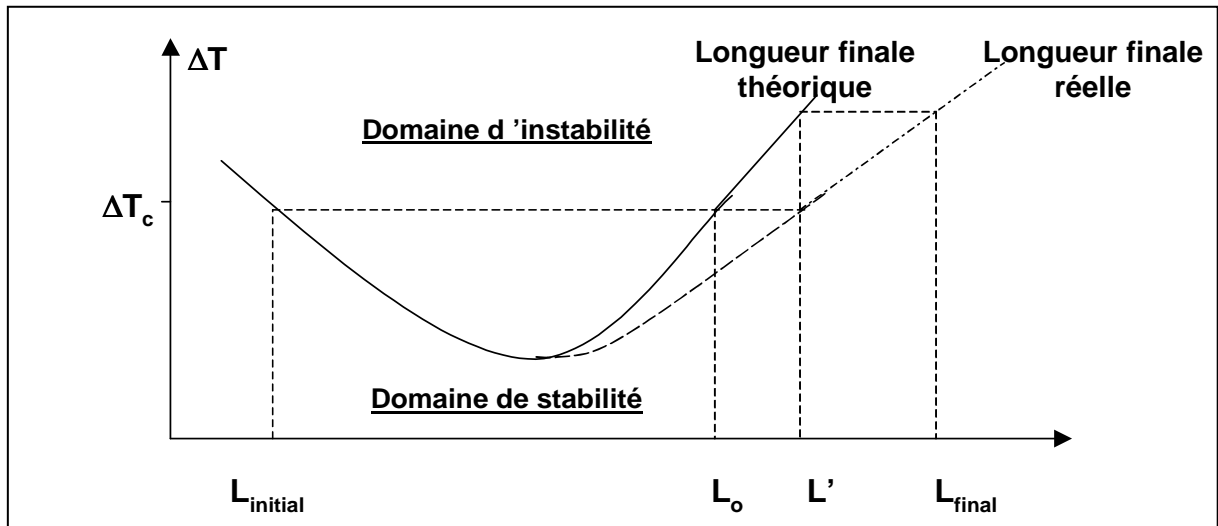


Figure 2.1. Domaine de stabilité et d'instabilité des fissures

De plus, cette approche conduit à la définition des troisième et quatrième paramètres de résistance aux chocs thermiques, R''' et R'''' . Ces paramètres permettent, dans le cas de fissures initiales de petite taille (partie gauche de la courbe en U), de hiérarchiser les matériaux vis à vis de leur tenue à l'endommagement. Ces termes sont inversement proportionnels à l'aire balayée par les défauts ; ainsi, plus la longueur finale des fissures est faible, plus la résistance à la rupture résiduelle est grande et plus l'endommagement $\Delta\sigma/\sigma$ est faible, ce qui se traduit par une valeur élevée de R''' et R'''' .

$$R'''' = \frac{E\gamma}{\sigma_r^2(1-\nu)} \quad (2.5)$$

$$R''' = \frac{R''''}{\gamma} \quad (2.6)$$

γ : énergie de surface

Dans le cas de fissures de taille initiale beaucoup plus importante (partie droite de la courbe en U), on utilise les paramètres R_{st} et R'_{st} (paramètres de stabilité des fissures sous contraintes thermiques). Plus R_{st} et R'_{st} sont grands, plus la propagation de ces fissures est difficile.

$$R_{st} = \sqrt{\frac{\gamma}{E\alpha^2}} \quad (2.7)$$

$$R'_{st} = \lambda R_{st} \quad (2.8)$$

2.3 Remarques sur l'intérêt des deux théories

Kingery et Hasselman ont donc proposé des approches théoriques complémentaires s'intéressant, l'une à l'initiation et l'autre à la propagation des défauts. Ce sont des approches globales qui caractérisent la tenue des matériaux aux chocs thermiques en fonction des seules conditions initiales et finales.

Bien qu'aucune des deux ne puisse donner lieu à des applications quantitatives fiables, elles constituent deux outils incontournables dans l'analyse de la résistance aux chocs thermiques :

- la théorie thermoélastique introduit les paramètres R et R' ; elle prend en compte la sévérité du choc ; elle relie les performances d'un composant aux aptitudes du

matériau et donne une description assez fidèle de la hiérarchie observée entre les matériaux^{[24][25]}. Enfin, elle fournit de nombreux arguments dans l'interprétation des résultats obtenus par simulation numérique ;

- la théorie énergétique introduit les paramètres R'' et R''' ; elle prend en compte la pré-fissuration du matériau (mais en invalidant l'approche statistique de la rupture) ; elle renseigne sur la cinétique de fissuration mais surtout elle suggère une méthode expérimentale (mesure de σ_R après choc) universellement reconnue comme particulièrement fiable.

Enfin, elles permettent de justifier qu'aucun matériau ne peut être à la fois résistant à la fissuration et à l'endommagement, car de telles performances font appel à des exigences antagonistes en termes de module d'Young et de résistance à la rupture. En d'autres termes, le choix devra toujours se faire, comme l'illustre la figure 2.2, entre :

- des matériaux qui se fissurent pour un faible écart de température imposé mais dont l'endommagement est faible ;
- des matériaux résistant bien à la fissuration mais qui perdent l'essentiel de leur résistance à la rupture, dès qu'ils sont soumis à un écart de température critique.

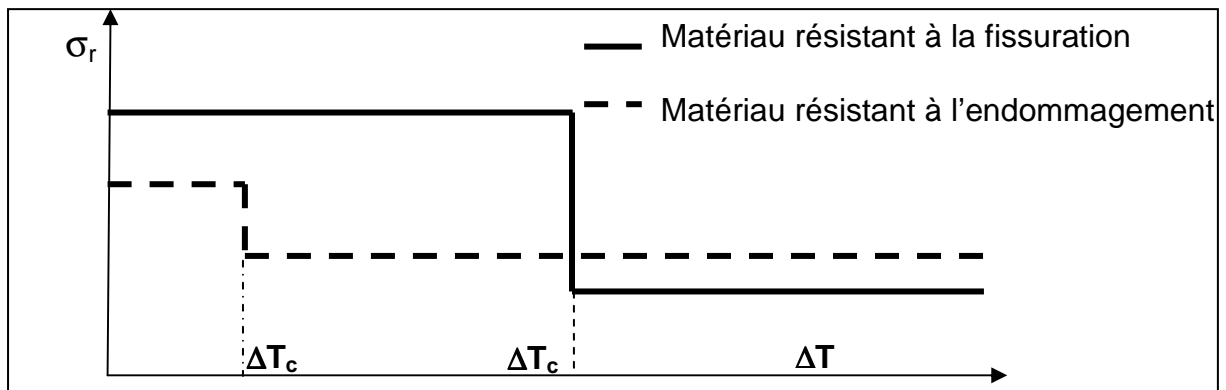


Figure 2.2. Problématique du choix des matériaux .

ΔT : écart de température imposé lors du choc thermique.

2.4 Approche en termes de facteur d'intensité de contrainte^{[25], [26]}

2.4.1 Matériaux purement fragiles

La propagation d'une fissure peut être considérée comme résultant de la superposition de trois propagations élémentaires s'effectuant selon les modes de fissuration présentés schématiquement en figure 2.3 et qui correspondent aux actions individuelles des 3 composantes de contraintes en un point (σ_{ii} , σ_{ij} , σ_{ik}).

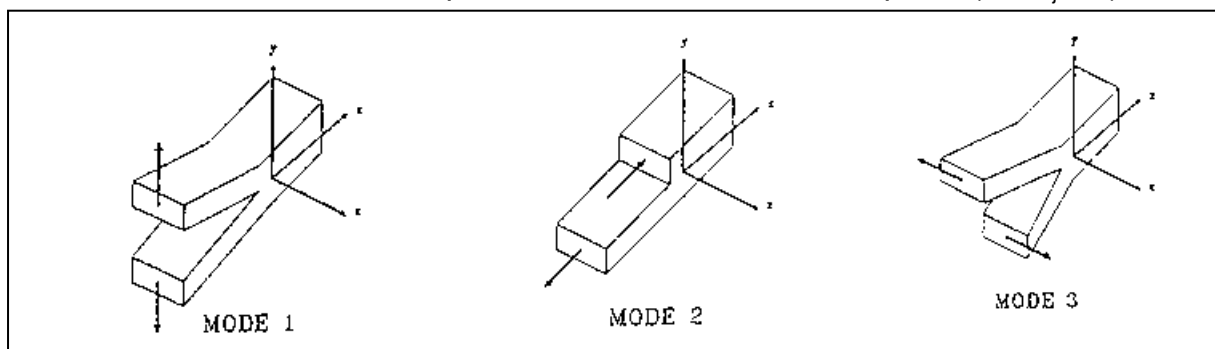


Figure 2.3. Modes de propagation de fissures

Pour les matériaux fragiles, l'initiation se fait en mode 1 pour lequel le facteur d'intensité de contraintes a pour expression^[27] :

$$K_1 = Y \cdot \sigma \cdot a^{0.5} \quad (2.9)$$

σ : contrainte normale uniformément appliquée au solide perpendiculairement à l'axe du défaut, et loin de celui-ci ;

a : taille du défaut ;

Y : facteur dépendant de la longueur du défaut, de la géométrie de la pièce et de la distribution des contraintes appliquées.

La dégradation du matériau n'intervient que si la valeur de K_1 dépasse la ténacité K_{1c} ^[28]. A partir de l'instant t où cette condition est satisfaite, la fissure se propage de façon instable jusqu'à ce qu'elle atteigne une longueur a telle que $K_1(t,a)$ redevienne inférieur à K_{1c} .

La figure 2.4 présente un exemple de propagation engendrée par un choc thermique.

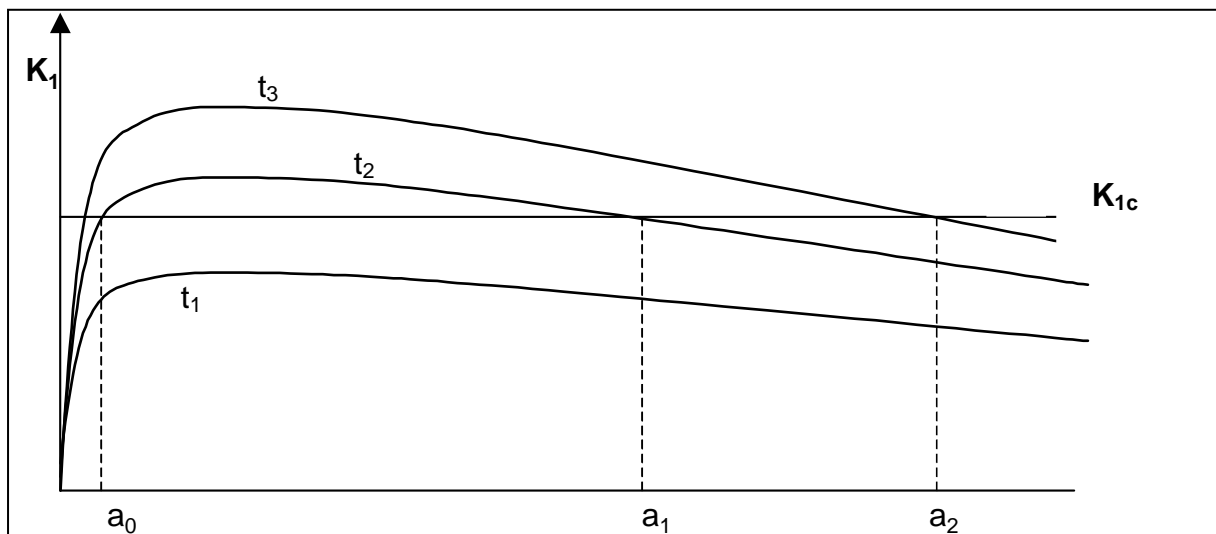


Figure 2.4. Corrélation entre le facteur d'intensité de contraintes induit par choc thermique et la ténacité du matériau.

A l'instant t_1 , $K_1(t_1)$ est toujours inférieur à K_{1c} : il ne peut donc pas y avoir de propagation.

A $t=t_2$, $K_1(t_2, a_0) = K_{1c}$, il y a alors propagation du défaut de façon instable jusqu'à ce que $K_1 < K_{1c}$, c'est à dire pour une longueur de fissure égale à a_1 (en réalité la fissure ne s'arrête pas en a_1 mais continue à se propager jusqu'à ce qu'elle ait épuisé son énergie cinétique).

Entre t_2 et t_3 , le défaut continue sa propagation pour atteindre a_2 mais de façon stable car $K_1 > K_{1c}$ mais $dK_1/da < 0$.

Cette approche présente l'avantage de donner des résultats quantitatifs et qualitatifs exploitables directement à partir du calcul du facteur d'intensité de contrainte, (obtenu par modélisation par éléments finis ou par calcul analytique), et de la valeur de la ténacité du matériau (accessible expérimentalement). Elle est toutefois difficile à mettre en œuvre et à exploiter.

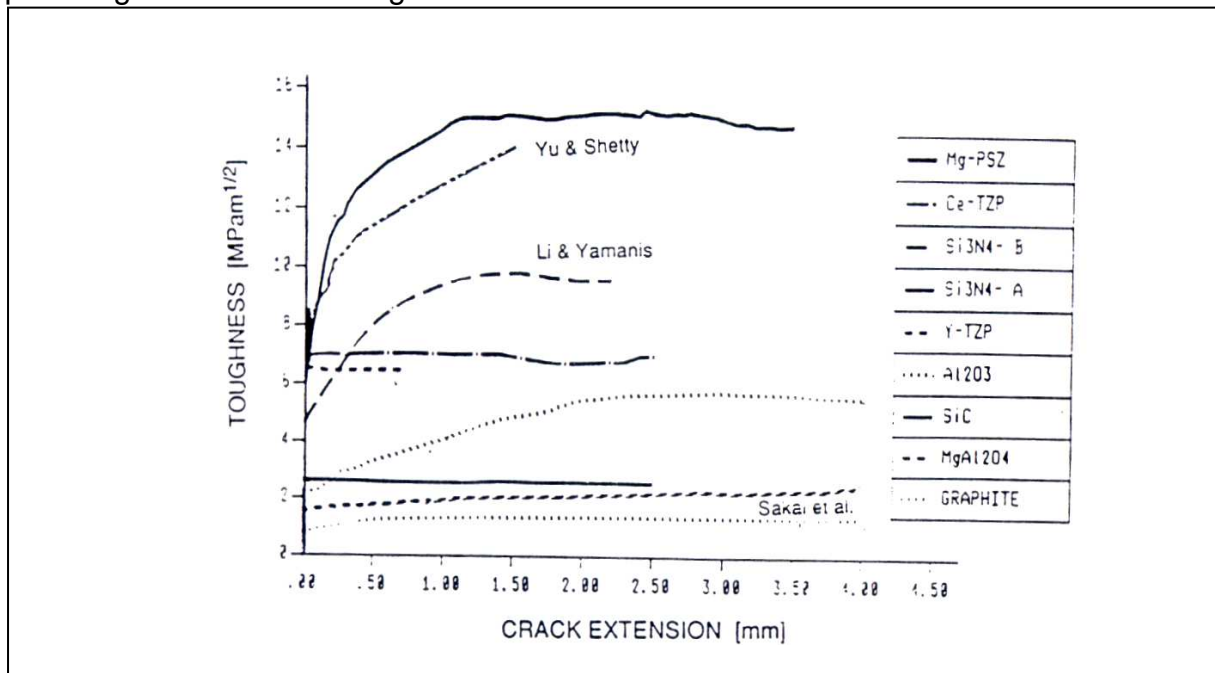
En outre, pour certains matériaux on observe un surcroît de résistance à la propagation de la fissure avec l'avancée de celle-ci. Cet effet, nommé effet de courbe R, nécessite de considérer un autre paramètre, K_R , afin de caractériser l'endommagement du matériau.

2.4.1 Matériaux présentant un effet de courbe R^[29]

L'effet de courbe R se matérialise par le fait que la résistance du matériau à la propagation de la fissure augmente avec la taille de cette dernière. Cette dépense énergétique supplémentaire résulte de plusieurs phénomènes qui peuvent se regrouper en trois familles :

- mécanismes d'écrantage ;
- mécanismes de sillage ;
- mécanismes d'interactions entre fissures et micro-structure.

L'existence de ce phénomène n'autorise plus l'utilisation de la ténacité comme critère de ruine du matériau. Il est alors nécessaire de comparer K_1 à K_R pour savoir s'il y a propagation, stable ou instable, ou si l'état des contraintes est insuffisant pour engendrer l'endommagement.



Remarque : Ce phénomène de résistance à la propagation n'est sensible que pour des fissures de grandes tailles (cf. figure 2.5).

2.5 Fatigue thermique - Croissance sous critique

La fatigue thermique peut être définie comme étant la dégradation progressive du matériau causée par une succession de chocs thermiques sous critiques.

A chaque cycle thermique, la fissure accroît sa taille par propagation sous critique, jusqu'à ce que son facteur d'intensité de contrainte devienne égal à la ténacité du matériau.

Cette sollicitation peut être traitée à l'aide du formalisme de la fatigue mécanique statique dont elle est très proche. La contrainte appliquée, σ_t , trouve son équivalent dans l'écart de température imposé et la durée de vie, t , dans le nombre de cycles endurés, N .

Le résultat obtenu en fatigue statique : $t = t' \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{t'}} \right)^{-n}$ (2.10)

devient alors : $N = N' \left(\frac{\Delta T_N}{\Delta T_{N'}} \right)^{-n}$ (2.11)

n est une constante expérimentale (exposant de propagation)

Le nombre de cycles N conduisant à la fissuration est appelé nombre de cycles critique.

L'approche peut être affinée en supposant que la vitesse de propagation est thermiquement activée^[30] :

$$\frac{da}{dt} = AK_1^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (2.12)$$

a : longueur de la fissure

Q : énergie d'activation du phénomène

R : constante des gaz parfaits

T : température

A et n : constantes expérimentales

Pour identifier les trois paramètres A, n et Q , trois scénarios expérimentaux doivent être envisagés pour prendre en compte la totalité des situations possibles^[31].

3. Champ d'application de ces théories – Cas des réfractaires de coulée continue

Les théories de Kingery et Hasselman traitant de la résistance aux chocs thermiques ou à la fatigue thermique, en plus du fait qu'elles ont été développées en se basant sur des hypothèses simplificatrices ou qu'elles nécessitent la connaissance de paramètres difficilement accessibles (cf. §2A-2.3), ne couvrent qu'un domaine d'application limité. En effet, dès lors que l'on sort du domaine de définition de ces théories (et cela est très souvent le cas des chocs thermiques en conditions industrielles), soit leur utilisation ne permet d'obtenir que des tendances, soit elles sont totalement inapplicables.

Dans le cas des pièces réfractaires de sidérurgie, l'insuffisance des théories thermoélastique et énergétique résulte généralement de la conjonction défavorable de plusieurs paramètres.

- Les conditions de chocs : elles dépendent de la nature du contact, ou de l'absence de contact, entre l'acier liquide et le réfractaire. Les transferts thermiques ne sont donc pas idéaux. De plus, la distribution des températures au sein des pièces considérées est rarement homogène (des gradients thermiques existent donc) juste avant le choc thermique.
- Les effets de forme : outre le fait que les pièces utilisées ont souvent des dimensions importantes, au regard de celles des éprouvettes utilisées au cours des essais de caractérisation des matériaux, leur profil n'est pas toujours régulier (c'est en particulier le cas pour les pièces de coulée continue). Or toute singularité au niveau du profil entraîne des concentrations de contraintes qui ne peuvent être

prises en compte correctement que part une analyse fine et adaptée à la pièce considérée.

- La forte évolution des caractéristiques thermiques et mécaniques des matériaux avec la température : l'utilisation des expressions de ΔT_c , de R ainsi que des autres paramètres de résistance à la création ou à la propagation de fissures, telle qu'elle a été définie (c'est à dire en supposant les caractéristiques matériaux constantes avec la température) n'a pas de sens.

Des paramètres globalisés tenant compte des variations en fonction de la température des caractéristiques thermomécaniques des matériaux pourraient être définis. Toutefois, leur calcul nécessiterait, même dans les cas les plus simples, l'utilisation de moyens numériques car ces paramètres ne seraient plus fonction directement de E , de α , de γ ..., mais de leur intégration sur le domaine spatio-temporel considéré.

Ces calculs seraient d'ailleurs assez similaires à ceux effectués en modélisation numérique par éléments finis et d'une manière générale à ceux faisant appel à une discrétisation temporelle et spatiale du domaine considéré.

- La spécificité, et en particulier la non-linéarité, du comportement mécanique des matériaux utilisés : il n'est donc plus permis d'utiliser des théories établies dans le cadre de la mécanique linéaire, notamment en ce qui concerne les mécanismes de fissuration.

Pour exemple, nous verrons que les matériaux d'alumine graphite utilisés pour la fabrication des tubes protecteurs de jet ou des busettes immergées ont des lois de comportement qui présentent non seulement une forte non linéarité mais aussi une dissymétrie importante entre la traction et la compression.

Il est à noter cependant que certains auteurs ont développé des approches et défini des paramètres de résistance à la fissuration prenant en compte la non linéarité des comportements mécaniques. C'est le cas des travaux de Sakai^[32] et al., ainsi que de ceux de Shinohara^[33] et al.

Ces derniers ont montré une bonne corrélation entre l'endommagement par écaillage (due à des immersions dans de l'acier liquide ou dans de l'eau), de réfractaires de MgO-C et le paramètre R'''' qu'ils ont défini par l'expression (2.13).

$$R'''' = \frac{E \int R_c(A) dA}{S(2S(1-\nu))} \quad (2.13)$$

$$R_c = G_c + \phi_c \quad (2.14)$$

G_c : énergie de création de surface

ϕ_c : énergie de fissuration «non-linéaire»

S : surface de la fissure

Les termes G_c et ϕ_c sont déterminés expérimentalement lors d'essais de chargement-déchargement.

Toutefois, les auteurs reconnaissent que bien que cette méthode leur ait permis d'évaluer qualitativement la fissuration des réfractaires (comportement non-linéaire) qu'ils ont étudiés, elle ne possède aucun caractère formel et que des développements sont nécessaires.

4. Conclusion

Il apparaît clairement que les approches théoriques thermoélastique et énergétique ne sont pas applicables dans le cadre de l'étude du comportement thermomécanique des pièces de coulée continue.

La définition de paramètres de résistance mécanique à l'amorçage et à la propagation de fissures doit être possible. Toutefois les calculs nécessaires à la détermination de la valeur de ces paramètres s'apparentent quasiment à ceux effectués dans le cadre d'une modélisation par éléments finis. De même, l'approche en termes de facteur d'intensité de contrainte nécessite au préalable une analyse (très souvent numérique) mécanique macroscopique afin de déterminer le champ de contraintes affectant la zone entourant la fissure.

Il est donc nécessaire d'envisager d'autres voies exploratoires de caractérisation de la résistance aux chocs thermiques pour ce type d'éléments réfractaires utilisés en sidérurgie.

PARTIE B : APPROCHE NUMERIQUE

1. Introduction

Au cours des dernières années, le développement du calcul numérique dans l'industrie s'est fortement accéléré. L'accroissement continu des performances des micro-ordinateurs couplé à la mise au point de logiciels de calcul (permettant de prendre en compte de plus en plus de phénomènes physiques) autorise désormais la modélisation de façon fiable du comportement de pièces, ou d'ensemble de pièces, en fonctionnement. Cette tendance a par ailleurs été confortée et même accentuée par la mise au format PC de codes de calcul utilisant auparavant les ressources des mini-ordinateurs ou des stations de travail.

Toutefois, l'industrie des réfractaires fait encore peu appel à ce type d'outils pour, au moins, deux raisons :

- des démarches empiriques sont le plus souvent utilisées afin d'améliorer ou de développer de nouvelles nuances de matériaux ou de nouvelles géométries de pièces ;
- d'un point de vue technique, il est nécessaire d'effectuer de nombreuses caractérisations afin d'alimenter en données fiables les codes de calcul. En effet, les matériaux utilisés ont des comportements mécanique et thermique bien spécifiques :
 - comportement mécanique non linéaire ;
 - forte dépendance des propriétés à la température ;
 - transformations de phases en fonctionnement

Cependant, la recherche dans ce domaine se développe car depuis plusieurs années un certain nombre de laboratoires, en particulier français et japonais, étudient numériquement le comportement thermomécanique des réfractaires de sidérurgie.

Cette partie expose l'intérêt que peut représenter l'utilisation des moyens de simulation numérique et récapitule les ressources techniques nécessaires.

Les différentes méthodes de discrétisation seront présentées essentiellement au travers de leurs applications dans les domaines mécanique et thermique.

L'emploi de ces techniques dans le cadre de l'étude du comportement thermomécanique des pièces de coulée continue est ensuite discuté.

2. Intérêt de la modélisation numérique

Outre le fait que les moyens informatiques (calculateurs et logiciels) aient vu leurs performances croître de façon très importante ces dernières années, le développement du calcul numérique tient surtout aux possibilités qu'il offre en termes de :

- description complète de la situation analysée : obtention des champs spatio-temporels de température, de contraintes, de déformations, de vitesses au sein de l'ensemble des systèmes étudiés. Ceci est un avantage car, en conditions industrielles, il est rarement possible d'accéder à l'ensemble de ces différents **champs**. De plus, la connaissance des évolutions temporelles permet une meilleure analyse des phénomènes existants en facilitant notamment la liaison causes-conséquences ;

- estimation de paramètres difficilement accessibles : lors d'essais en laboratoire ou in situ, l'endommagement est difficilement mesurable (excepté dans les cas extrêmes par exemple : ruine totale) or il peut être estimé numériquement. En effet, analytiquement il est possible de définir des paramètres caractérisant les évolutions, induites par les sollicitations de service, du module d'Young ou du niveau de plastification du matériau. A partir de ces données sont alors définis des critères "d'endommagement". Ces paramètres calculables lors de simulations numériques permettent de suivre, en continu, la dégradation du matériau sur l'ensemble de la pièce considérée ;
- modification, amélioration et innovation potentielles : la simulation du comportement en fonctionnement d'une nouvelle pièce peut en effet être effectuée sans avoir à la fabriquer. Il est ainsi possible de modifier, aisément et autant que nécessaire, la géométrie, le design, les conditions d'utilisation ainsi que l'ensemble des paramètres pouvant avoir une influence sur le comportement des différents éléments concernés ;
- limitation du coût des études :
 1. d'un point de vue financier ce coût comprend pour l'essentiel la masse salariale des utilisateurs à laquelle s'ajoute la part, plus modeste, liée à l'acquisition ou à la location des moyens informatiques (matériels et logiciels) ;
 2. en terme de temps, une fois le modèle générique (modèle modélisant le comportement des pièces déjà en fonctionnement) construit et validé à partir de l'existant, la modification des différents paramètres peut s'effectuer très rapidement ;

Dans les deux cas la réduction des coûts est très significative.
- réduction des risques industriels : tester préalablement de façon numérique le comportement de pièces en développement limite fortement les risques de casse et minimise donc les risques d'incidents matériels et humains. Ceci est fortement appréciable, notamment dans les industries où, du fait du process et des conditions opératoires, il n'est pas possible d'éliminer tout risque d'accidents.

La modélisation numérique présente donc de nombreux avantages par rapport aux expérimentations en laboratoire ou en conditions industrielles. Sa mise en œuvre nécessite toutefois une bonne connaissance de la réalité industrielle, et des phénomènes physiques mis en jeu, ainsi que certains moyens matériels.

Par contre, elle ne permet pas de s'affranchir de l'étape finale qu'est la **validation** expérimentale ou industrielle.

Cette validation s'effectuant à partir d'expériences dont les résultats sont plus ou moins dispersés, les simulations numériques ne permettent d'obtenir qu'une **estimation** de la réalité.

3. Démarche et moyens nécessaires

3.1 Détermination de la réalité des phénomènes physiques

Préalablement à toute mise en œuvre d'une modélisation, il est indispensable de caractériser le plus précisément possible la réalité physique du système étudié. Cette première phase de l'étude est décisive car une mauvaise appréhension ou compréhension de la situation réelle conduira nécessairement à une modélisation erronée.

En fait, cette partie de l'étude consiste à isoler le système en :

- fixant ses limites géométriques ;
- déterminant la nature des matériaux constituant les différents éléments ;
- déterminant les conditions aux limites imposées à l'ensemble du système, mais aussi les interactions existant entre chacun des éléments de ce système (échanges thermiques, nature des contacts mécaniques, etc.....) ;
- évaluant les besoins en caractérisations pour les matériaux, les interactions thermiques (résistance de contact, coefficients convectif et radiatif) et mécaniques (coefficient de frottement...).

Cette mise en place du problème doit s'effectuer par une approche directe "sur le terrain" mais doit aussi prendre en compte les travaux déjà effectués soit sur le sujet, soit sur des sujets proches ou ayant nécessité une démarche similaire.

3.2 Caractérisation du comportement des matériaux utilisés

Constituants du système étudié, les matériaux jouent un rôle central dans le comportement de chacun des éléments considérés. Leur caractérisation est indispensable. Toutefois en fonction de la spécificité du problème traité, la quantité de données nécessaires évolue. En effet, si pour certains matériaux classiques (métaux, céramiques thermomécaniques....) une recherche bibliographique peut suffire, dans nombre de cas des mesures seront nécessaires.

D'une manière générale, les caractéristiques des matériaux, qu'elles soient thermiques, mécaniques, ou autres, dépendent de la température. L'évolution des divers paramètres matériaux doit donc être déterminée en fonction de cette variable. Cependant, la température n'est pas toujours la seule à influencer sur la variation de ces caractéristiques : les vitesses de sollicitation ($\frac{d \epsilon}{dt}$ ou $\frac{d \sigma}{dt}$) ainsi que l'apparition, ou la transformation, de phases peuvent par exemple avoir un impact sur l'évolution de chacune des caractéristiques.

Par suite, le plus souvent il est nécessaire d'effectuer de nombreuses caractérisations afin de tenir compte de l'influence de chaque variable sur le comportement de chacun des matériaux. Ces comportements ne sont plus alors décrits par une courbe mais par une hyper-surface de dimension n (n étant le nombre de variables influentes).

Afin de limiter la complexité du problème et le nombre de caractérisations à effectuer, il peut être intéressant de mettre en œuvre un plan d'expériences qui permettra de déterminer les paramètres dont l'influence est la plus significative.

3.3 Détermination des conditions aux limites

Bien qu'il soit impératif de connaître au mieux les interactions du système considéré avec son environnement, il n'est pas toujours possible de mettre en œuvre une modélisation complètement fidèle de la réalité. C'est notamment le cas en ce qui concerne les conditions aux limites du système.

En effet, certains phénomènes physiques ne sont pas modélisables tels quels parce que :

- in situ il n'est pas possible, ou très difficile, de les caractériser de façon correcte :
 1. soit parce qu'ils sont trop complexes (blocage partiel, contact avec ou sans frottement, couplage de plusieurs phénomènes indissociables) ;

2. soit parce que la zone dans laquelle ils se produisent est inaccessible et que cette région ne peut pas être instrumentée ;
- le code de calcul ne permet pas de les prendre en compte directement.

Des simplifications sont alors nécessaires. Elles doivent toutefois être limitées et réalistes car la réponse du système aux sollicitations qu'il subit dépend directement de ses conditions aux limites.

3.4 Moyens numériques

3.4.1 Matériel

L'augmentation constante de la puissance des moyens de calcul autorise désormais l'utilisation de matériels performants en termes de rapidité d'exécution, de capacité mémoire et de transferts de données. Cependant, les temps de calculs ne sont pas nécessairement fortement réduits car cette amélioration des performances des moyens informatiques a entraîné une demande croissante des utilisateurs en termes :

1. de prise en compte de la réalité des phénomènes physiques ;
2. de qualité des résultats obtenus, ce qui nécessite la prise en compte de phénomènes ignorés en première approche et par suite l'utilisation d'éléments de plus en plus complexes (par exemple : étude de la fissuration grâce aux éléments de Barsoum^[34], de Tong et Pian^[34] ou de Lin et Mar^[35]).

Remarque : on assiste d'ailleurs au développement de techniques de réduction de modèle afin de diminuer les temps de calcul. Ces méthodes ont pour objet de fournir très rapidement à l'utilisateur un résultat partiel ou de moindre précision à partir d'un modèle préexistant complet (ce modèle intégrant la totalité des phénomènes identifiés).

Toutefois, on peut aujourd'hui avec des moyens financiers limités s'équiper en matériels et logiciels autorisant la modélisation du comportement d'ensemble de pièces soumises à des phénomènes physiques complexes. Ceci n'était pas le cas il y a seulement cinq ans où seules les stations de travail possédaient des performances suffisantes.

3.4.2 Logiciel

Si une bonne appréhension de la réalité physique du système étudié, la caractérisation des matériaux et l'évaluation des conditions aux limites sont impératives, le choix d'un code de calcul est tout aussi décisif pour la qualité et la validité des résultats obtenus.

Le choix du logiciel doit être principalement motivé par deux critères :

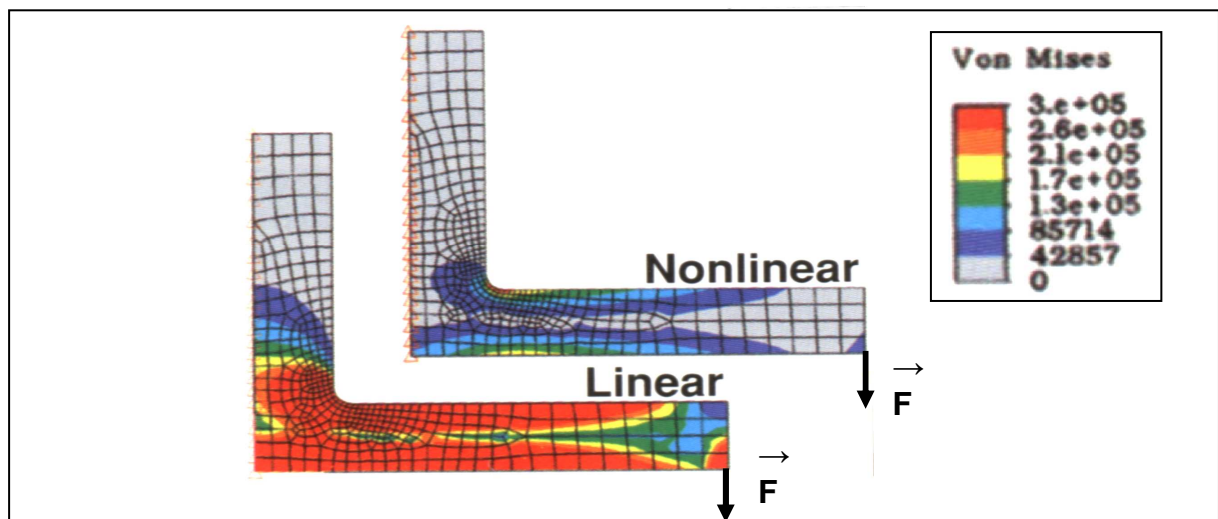
1. la méthode de résolution numérique utilisée (éléments finis, volumes finis, différences finies ou intégrales de frontières). Certaines méthodes sont en effet plus adaptées à certains types de calcul : pour exemple, il est connu que les méthodes par volumes finis ou différences finies sont mieux adaptées aux calculs thermiques que les éléments finis.

2. la capacité du code de calcul à prendre en compte les phénomènes physiques mis en jeu :

- évolution en température des caractéristiques des matériaux ;
- évolution des phases des matériaux ;
- réactions exothermiques ou dissipation interne d'énergie ;
- non linéarité des échanges thermiques (radiation par exemple) ;
- non linéarité du comportement mécanique ;
- non linéarité des contacts entre éléments (frottements, contact « dur », jeux, mouvements relatifs....) ;
-

Ces deux points sont très importants car si on peut toujours mettre en œuvre une modélisation avec des moyens limités (même s'ils ne tiennent compte qu'imparfaitement de la réalité), la validité des résultats obtenus est souvent discutable. En fait, un logiciel de simulation fournit toujours un résultat, le travail de l'utilisateur consiste à mettre en œuvre une modélisation correcte puis à vérifier après calculs la validité des résultats obtenus.

On peut pour exemple se référer au cas simple présenté en figure 2.15 qui illustre l'erreur commise en négligeant la non linéarité du comportement mécanique du matériau.



4. Différentes approches utilisées en modélisation numérique

4.1 Objectifs de la discrétisation spatio-temporelle

L'impossibilité de résoudre directement des problèmes réels, en particulier pour décrire le comportement physique des milieux continus, a conduit ingénieurs et mathématiciens à développer des méthodes de discrétisation spatiale et temporelle. Ce double processus de subdivision d'un problème en composants élémentaires, dont le comportement peut être appréhendé facilement, autorise la résolution de phénomènes complexes.

Toutefois, ces méthodes impliquent une approximation de la solution cherchée dont on espère qu'elle soit la plus faible possible.

Les mathématiciens sont à l'origine des techniques générales de discrétisation applicables directement aux équations différentielles aux dérivées partielles qui ont par exemple donné naissance à la méthode des différences finies^{[37],[38]}.

Dès les années 40, à partir de théories existantes (cf. figure 2.20), les ingénieurs ont développé des formulations qui ont finalement abouti à la méthode des éléments finis^[39] :

1. dans un premier temps, leur approche des problèmes a été intuitive notamment dans le domaine de la mécanique des solides^{[40],[41],[42]} : ils ont établi des analogies entre éléments discrets réels et parties finies d'un milieu ;
2. plus tard, la même démarche a été mise en œuvre en adoptant un comportement simplifié pour de petites parties (ou « éléments ») d'un milieu continu^{[43],[44]}.

Ce paragraphe traite de quatre méthodes différentes de discrétisation et de résolution utilisées pour la modélisation numérique de phénomènes thermiques et/ou mécaniques.

4.2 Méthodes adaptées aux problèmes thermiques

Les deux techniques présentées ci-après sont réputées pour leur aptitude à donner des résultats très fiables dans le domaine des transferts de chaleur.

4.2.1 Différences finies^{[45],[46]}

La méthode des différences finies est certainement, du point de vue du formalisme mathématique ainsi que de sa mise en place informatique, la plus « légère » des méthodes développées à ce jour. C'est une des raisons qui explique son succès dans certains domaines de la physique.

Comme son nom l'indique, cette méthode consiste à approximer la valeur des dérivées apparaissant dans une équation différentielle par des différences entre les valeurs prises par la solution approchée en des points fixés du système (appelés nœuds, cf. figure 2.16). Ces nœuds servent de sommets à des mailles qui discrétisent le système.

L'estimation de la solution en chaque nœud, et à chaque instant (en instationnaire), est donc déterminée à partir des valeurs voisines.

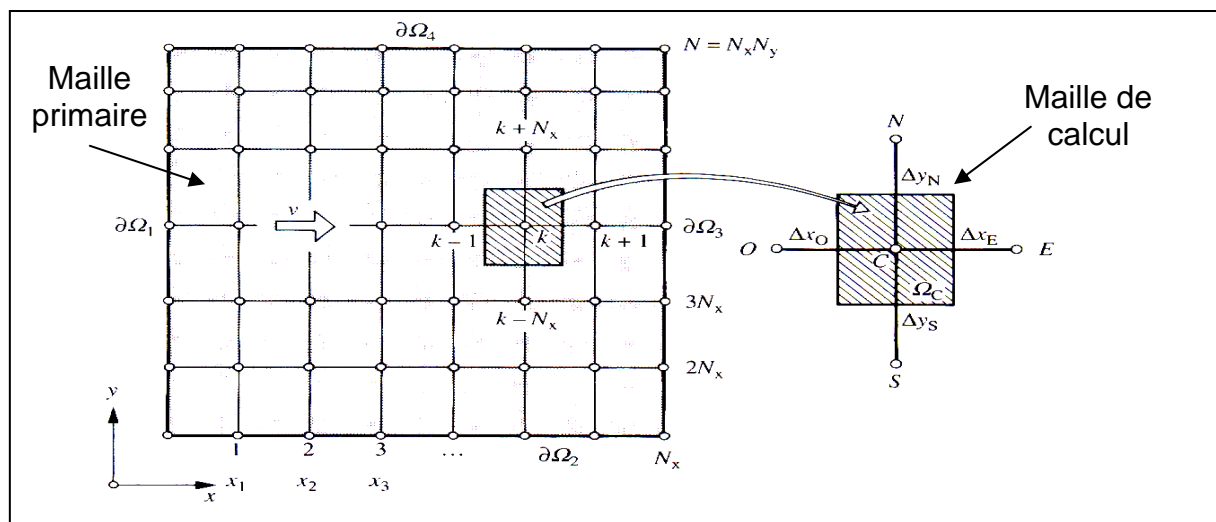


Figure 2.16. Maillage et détail d'une maille utilisée par la méthode des différences finies^[46].

La résolution du problème est aisée en stationnaire, et en instationnaire si l'on utilise une méthode explicite (à l'étape k du calcul, les inconnues ne dépendent que des résultats obtenus à l'étape $k-1$). Dans les deux cas, les inconnues s'expriment à partir de données déjà calculées.

Dans le cas d'un problème instationnaire traité par la méthode implicite, la solution nécessite la résolution de systèmes matriciels. Cette dernière méthode bien que plus lourde à mettre en œuvre présente l'avantage d'être « inconditionnellement stable » : c'est à dire que le choix du pas de temps peut être fait indépendamment de la valeur du pas spatial et de tout autre paramètre spécifique au problème traité (par exemple le nombre de Fourier en diffusion).

La méthode des différences finies présente toutefois l'inconvénient d'être peu flexible et de ne pas permettre, à cause du maillage structuré qu'elle utilise, une description fidèle de la géométrie des pièces complexes (cf. figure 2.17 et 2.21). Ceci entraîne un certain nombre de problèmes :

- les « marches d'escaliers » du maillage (cf. figure 2.17), allongent la longueur effective des frontières et augmentent donc artificiellement les échanges avec l'extérieur du domaine ;
- les conditions de Dirichlet ne peuvent pas être appliquées correctement ;
- le raffinement localisé du maillage est impossible (tout raffinement se propage dans le reste du maillage, cf. figure 2.17) ;

Les deux premières erreurs induites, présentées ci-dessus, doivent donc être compensées par l'utilisation de facteurs correctifs.

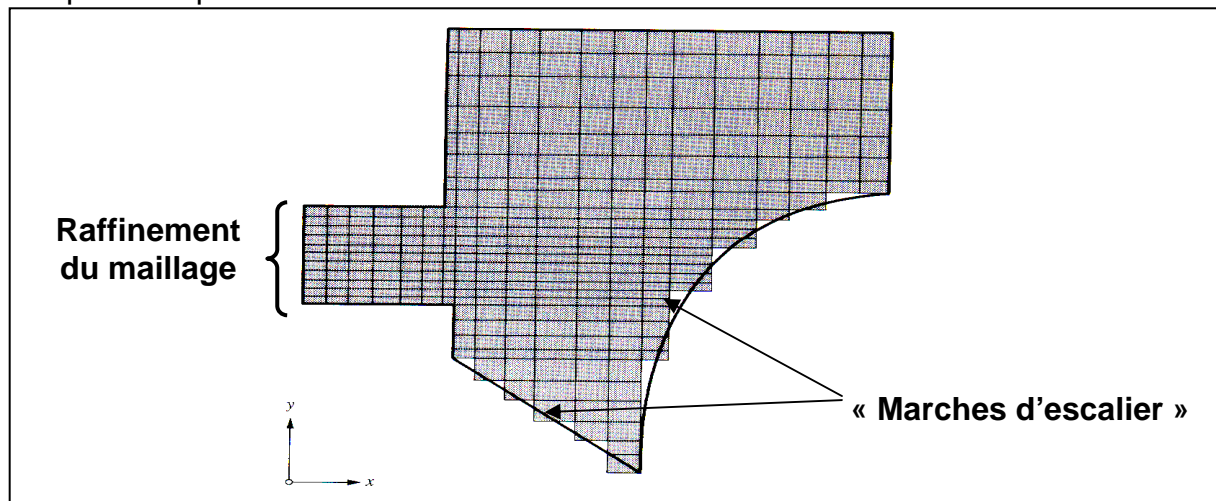


Figure 2.17. Maillage d'une pièce complexe par la méthode des différences finies^[46].

Remarque : il est possible d'utiliser des maillages non structurés à condition d'utiliser la méthode des différences finies directes^[46] mais cela nécessite la mise en place d'outils complexes.

4.2.2 Volumes finis^[47]

La méthode des volumes finis n'est pas, sur le fond, véritablement différente de celle des différences finies. Elle n'est en fait qu'une formulation intégrale, sur le volume de chaque maille, de l'équation de conservation s'appliquant au problème considéré. La seule distinction majeure entre les deux approches réside plutôt dans la manière de définir les nœuds, où sont prises les valeurs du champ considéré, par rapport au maillage (cf. figure 2.18).

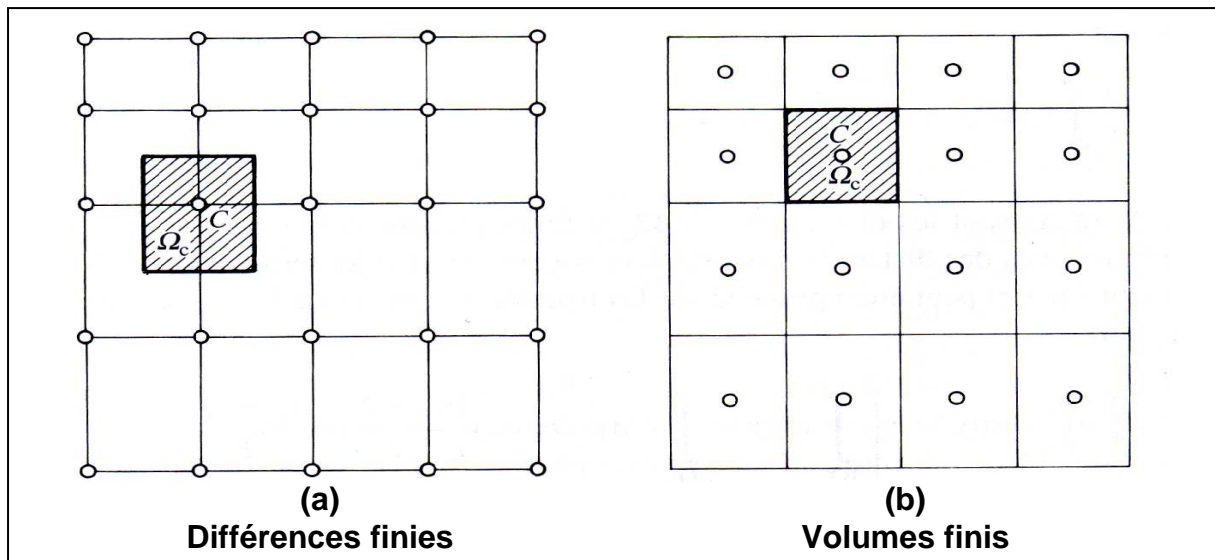


Figure 2.18. Différences de discrétisation entre les méthodes des différences finies et des volumes finis^[46].

En comparaison de la méthode précédente, les volumes finis présentent au moins deux avantages. Ils permettent :

1. d'introduire les conditions aux limites de façon naturelle sans avoir à faire appel à des demi-maillages (cf. figure 2.18) et des éléments de frontière ;
2. d'utiliser des maillages « non structurés » qui suivent mieux la géométrie des pièces complexes.

4.3 Méthode adaptée aux problèmes mécaniques : équations intégrales de frontières^[48]

La principale particularité de cette méthode, utilisée en mécanique des milieux continus, est qu'elle permet d'obtenir les contraintes, les déformations ainsi que les déplacements en tout point du domaine étudié à partir de la résolution du problème sur la frontière (c'est une généralisation du principe de Maxwell-Betti^[48]). Ainsi, seule la limite du domaine doit être discrétisée (cf. figure 2.19). Cela induit une diminution du nombre des inconnues et, par suite, un gain de temps de calcul et d'occupation mémoire lors des simulations numériques.

Cette technique présente toutefois un inconvénient : elle ne permet pas l'étude de matériaux dont les propriétés varient de manière continue dans l'espace.

La résolution globale du problème sur le domaine se fait en 2 étapes :

1. détermination des inconnues (le plus souvent déplacements et tensions) sur la frontière à partir d'un système linéaire de la forme :

$$R \cdot X = S \quad (2.15)$$

avec R : matrice carrée
 X : vecteur contenant les inconnues
 S : vecteur connu

2. détermination des champs de contraintes et de déformations en tout point intérieur au domaine à partir de l'identité de Somigliana^[48] qui lie les déplacements en un point quelconque intérieur au domaine aux déplacements et tensions sur la frontière.

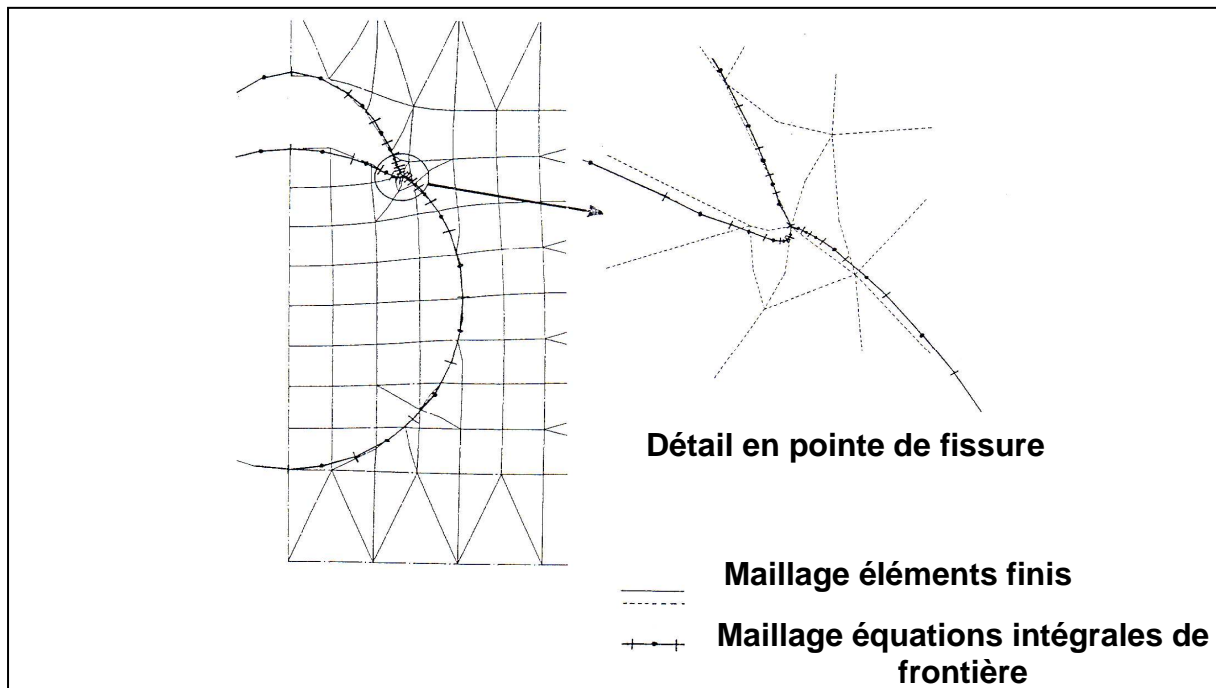


Figure 2.19 Différences entre les maillages utilisés en pointe d'une fissure par les méthodes des équations intégrales de frontière et des éléments finis^[48].

4.4 Méthode utilisée pour les problèmes thermiques et mécaniques : éléments finis^{[40],[46], [49]}

4.4.1 Introduction

La méthode des éléments finis est un puissant outil de résolution des équations sous forme intégrale. Elle résulte d'un long processus historique dans lequel il est difficile de déterminer son origine et le moment précis de son invention (cf. figure 2.20).

Cette technique est utilisée dans deux cas :

1. le problème admet une forme intégrale : par exemple une fonctionnelle dont le minimum correspond à la solution recherchée (c'est le cas en élasticité et viscolélasticité) ;
2. une formulation intégrale doit être obtenue à partir du système initial d'équations aux dérivées partielles (méthode des résidus pondérés).

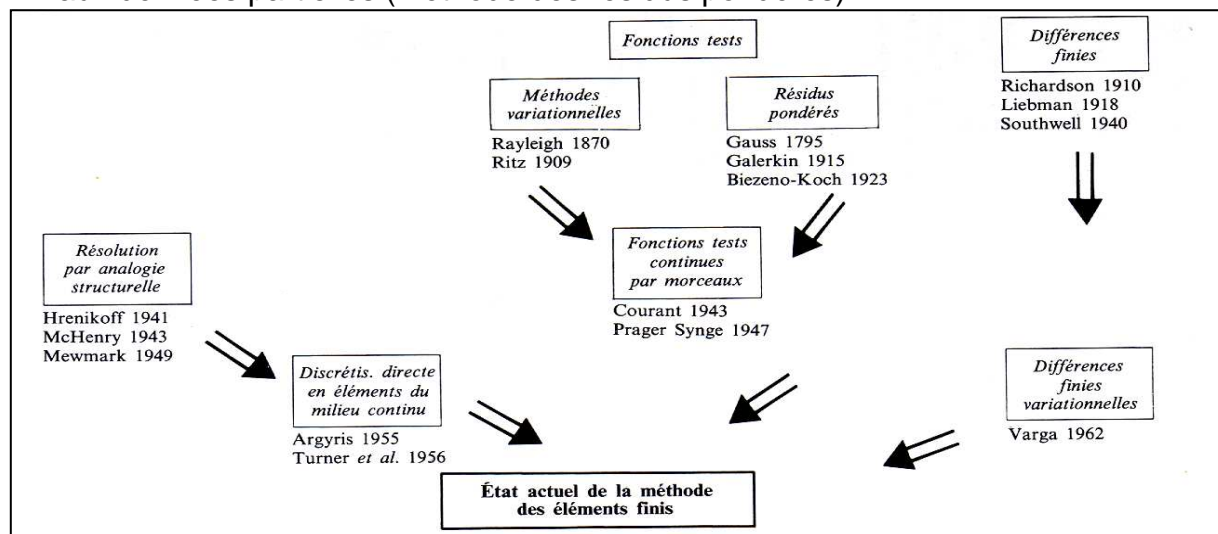


Figure 2.20. Historique de la méthode des éléments finis^[49].

De par de sa formulation générale, cette méthode peut s'appliquer à de nombreux domaines de la physique. De plus, en comparaison d'autres techniques (dont celles présentées en §2C-4.1 et 4.2) elle possède une grande aptitude à décrire les géométries complexes (cf. figure 2.21) et permet d'appliquer directement sur le maillage les conditions aux limites.

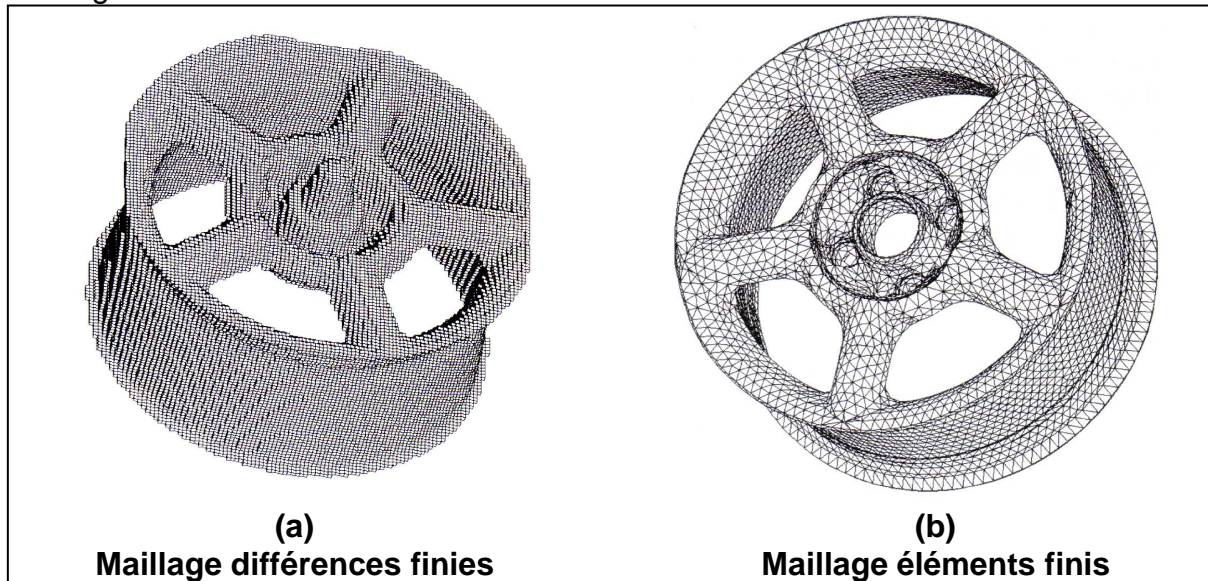


Figure 2.21. Différences de maillage d'une jante en fonction de la méthode utilisée^[46].

L'objectif des paragraphes suivants est de présenter les bases de la méthode des éléments finis^{[48],[49],[60]} ainsi que sa mise en œuvre sur un exemple.

4.4.2 Bases de la méthode – Mise en place des outils nécessaires

Une première étape de la modélisation par éléments finis consiste à décomposer le domaine spatial étudié en un ensemble d'éléments de formes et de tailles différentes (cf. figure 2.20 et 2.22) : le maillage.

Il existe une multitude d'éléments utilisables en fonction des spécificités géométriques (1D, 2D, 3D, axisymétrique) et physiques (thermique, mécanique, électrique....) du problème à traiter. Pour exemple, la figure 2.22 présente une famille géométrique d'éléments : les tétraèdres.

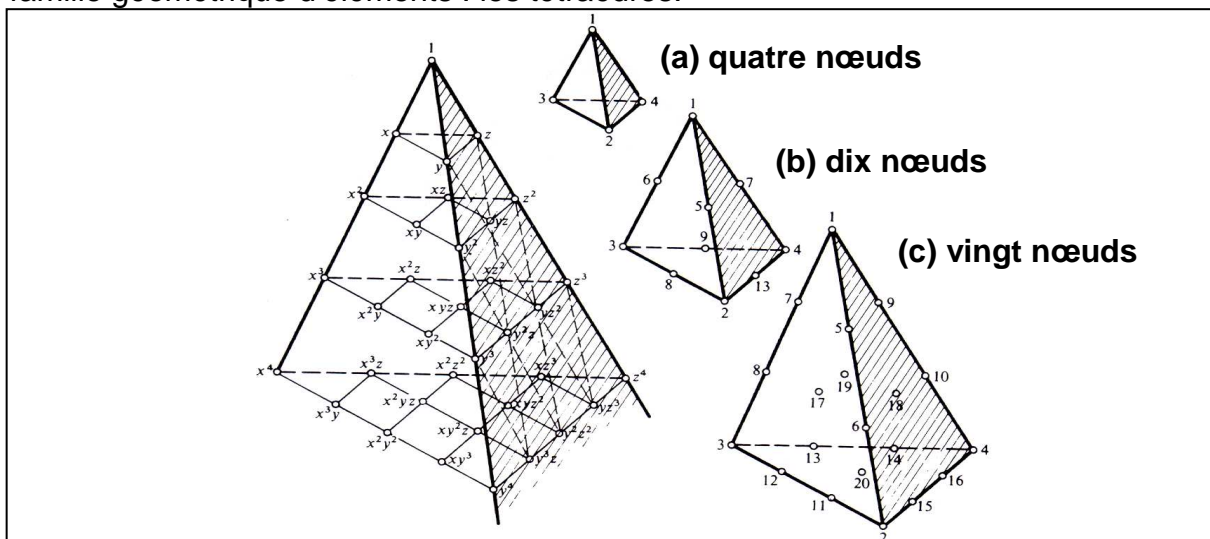


Figure 2.22 . Famille d'éléments tétraédriques : (a) linéaire, (b) quadratique, (c) cubique^[46].

Chaque élément comprend un nombre caractéristique de points, **les nœuds**, sur sa frontière (cf. figure 2.22). A chacun des nœuds du maillage sont associées les inconnues du problème (déplacements, température, ...), appelées **degrés de liberté**.

Pour chaque fonction inconnue $u(x)$, x désignant le vecteur des coordonnées spatiales, on peut alors déterminer une approximation $u_h(x)$ définie comme étant une combinaison linéaire de fonctions connues, **les fonctions d'interpolation**.

Dans la méthode standard des éléments finis, à chacun des nœuds n du maillage est associée une fonction d'interpolation $\psi_n^e(x)$ définie localement.

Pour tout élément e , ces fonctions ont les propriétés suivantes :

1. $\psi_n^e(x) = 0$ si x est extérieur à e . (2.16)

Par suite on obtient pour tout x intérieur (ou sur la frontière) de e :

$$u_h(x) = \sum_{n \in e} u^n \cdot \psi_n^e(x) ; \quad (2.17)$$

2. $\psi_n^e(x^p) = \delta_{np}$, (p étant un nœud appartenant à e autre n) ; (2.18)

3. $\sum_{n \in e} \psi_n^e(x^p) = 1$ (2.19)

afin de pouvoir représenter correctement les fonctions constantes.

La définition analytique des fonctions $\psi_n^e(x)$ dépend en outre de la géométrie des éléments utilisés, de la nature du problème étudié ainsi que de la particularité de la fonction inconnue (par exemple en mécanique des fluides la vitesse et la pression ne sont pas interpolées par les mêmes fonctions).

Les fonctions d'interpolation sont en fait définies sur des éléments de références (et sont notées $\psi_n^r(x)$) afin de pouvoir être utilisées quelles que soient la taille, la position et l'orientation de l'élément réel puis transformées géométriquement^[48] (cf. figure 2.23).

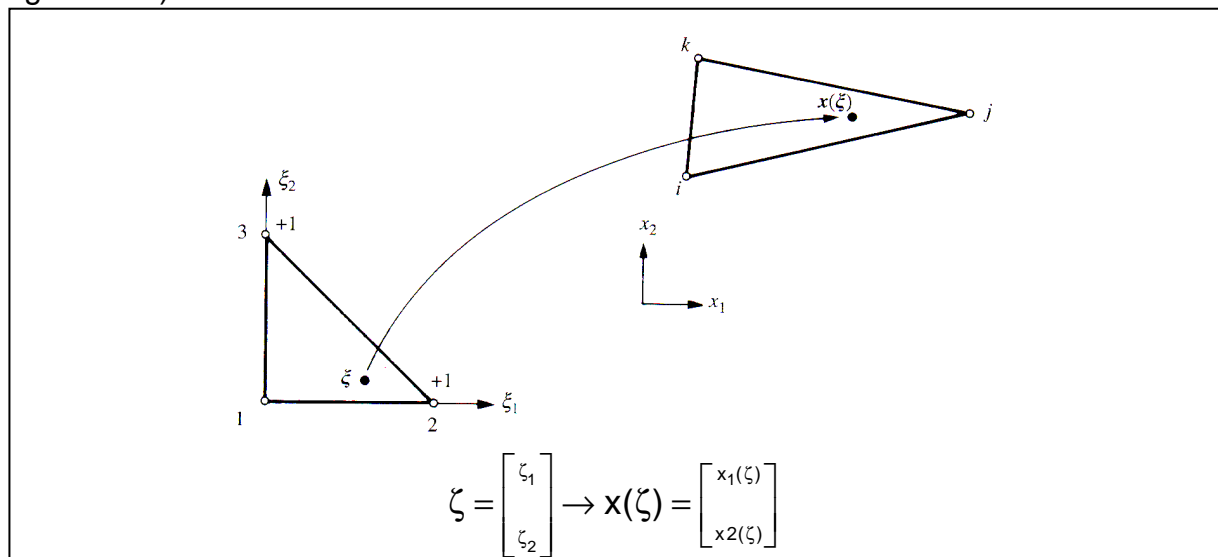


Figure 2.23 Transformation des fonctions d'interpolation^[46].

La technique des éléments finis étant une méthode intégrale, elle nécessite le calcul d'intégrales et de dérivées partielles des fonctions inconnues. Pour cela, les outils précédemment mis en place sont utilisés afin de décomposer les intégrales, ou

dérivées partielles, en sommes d'intégrales, ou de dérivées partielles sur chacun des éléments du maillage. Puis, on effectue le changement de variable : élément de référence → élément réel.

La détermination des intégrales devenant assez rapidement irréaliste pour des formes ou des éléments complexes, il est nécessaire d'employer des techniques numériques telle que la méthode de Gauss^[51] (cette dernière consiste à évaluer les intégrales au moyen des valeurs de la fonction inconnue en des points judicieusement choisis).

On obtient ainsi des expressions du type :

$$\int_{\Omega} u(\mathbf{x}) dV = \sum_{e \in \text{éléments}} \sum_{p \in p \text{ int}} u_h(\mathbf{x}(\zeta^p)) \cdot \det [J^e(\zeta^p)] w^p \quad (2.20)$$

$$\frac{\partial u_h}{\partial x_j} = \frac{\partial \psi_k^r(\mathbf{x})}{\partial \zeta_i} (J^e)^{-1}_{ij} u_k^e \quad (2.21)$$

avec Ω : domaine étudié
 $u(\mathbf{x})$: fonction inconnue
 $u_h(\mathbf{x})$: approximation de $u(\mathbf{x})$
 $p \text{ int}$: points d'intégration de chaque élément
 w^p : poids du point d'intégration
 $[J^e]$: matrice jacobienne de changement de variable

Les fonctions $\psi_k^r(\mathbf{x})$ et leurs dérivées n'étant dépendantes que de l'élément de référence sur lesquelles elles sont définies, leur détermination n'est effectuée qu'une seule fois au début du calcul. Par contre, la matrice jacobienne $[J^e]$, son inverse et son déterminant qui évoluent en fonction des coordonnées de l'élément doit être recalculée chaque fois que nécessaire (notamment en cas de déformation du domaine).

La dernière étape de la résolution du problème consiste alors à remplacer dans la fonctionnelle considérée les fonctions inconnues, leurs dérivées partielles et leur intégrales par leurs approximations. Cela conduit le plus souvent à résoudre un système d'équations linéaire mis sous forme matricielle.

4.4.2 Exemple de l'élasticité linéaire

Nous présentons ci-après la méthode des éléments finis et sa mise en place dans le cadre de l'élasticité linéaire.

L'équation fonctionnelle à résoudre peut être établie de deux façons différentes :

1. en minimisant l'énergie potentielle élastique du système ;
2. en appliquant le théorème des travaux virtuels.

Quelle que soit l'approche choisie, en utilisant le fait qu'en élasticité linéaire le tenseur des contraintes est lié à celui des déformations par l'expression (2.22), on obtient la relation (2.23) s'appliquant au domaine Ω considéré^{[46],[49]}.

$$[\sigma] = [D]^{\text{él}} \cdot [\varepsilon] \quad (\text{Loi de Hooke}) \quad (2.22)$$

$$\int_{\Omega} [D]^{\text{él}} \cdot [\varepsilon] : [\delta \varepsilon] \cdot dV = \int_{\partial \Omega} [T] \cdot [\partial u^*] \cdot dS \quad \text{pour tout } [\partial u^*] \quad (2.23)$$

$[D]^{\text{él}}$ = matrice des coefficients du tenseur d'élasticité

$[T]$ = vecteur contrainte sur la surface

L'utilisation des approximations précédemment établies conduit alors à l'équation matricielle globale (2.24).

$$[K].[U] = [F] \quad (2.24)$$

[K] = matrice de rigidité globale du système

[U] = vecteur des déplacements aux nœuds

[F] = vecteur des forces appliquées aux nœuds

avec : $[B] = [\nabla].[ψ]$ (2.25)

$$[F] = \int_{\Omega} [ψ]^t . T dS \quad (2.26)$$

$$[K] = \int_{\Omega} [B]^t . [D^{el}] [B] dV \quad (2.27)$$

[∇] = matrice de dérivation

[ψ] = matrice des fonctions d'interpolation

En pratique, la construction de la matrice de rigidité globale [K], appelée assemblage, se fait par étapes successives (cf. figure 2.24) :

1. les intégrales globales sont décomposées sur chacun des éléments du maillage afin de calculer leurs contributions, mises sous forme d'une matrice élémentaire notée $[K^e]$, à la matrice globale [K] ;

$$[K^e] = \int_{\Omega_e} [B]^t . [D^{el}] [B] dV \quad (2.29)$$

2. on reformule alors le problème global pour obtenir la solution en termes de champ nodal. Chaque terme (i,j) de la matrice de rigidité globale est la somme de plusieurs termes car un nœud est généralement commun à plusieurs éléments.

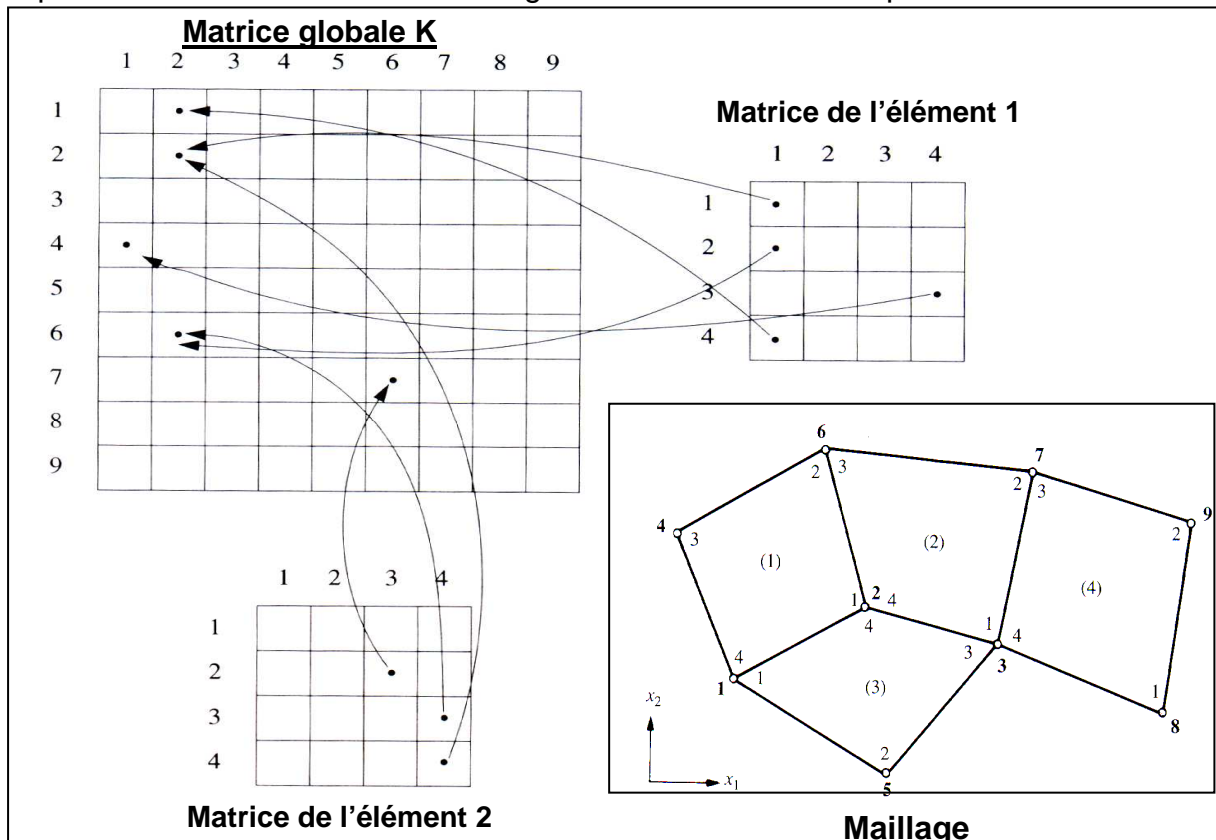


Figure 2.24. Assemblage de la matrice de rigidité globale K à partir des matrices élémentaires^[46].

Remarque : la numérotation des nœuds est locale dans la matrice élémentaire $[K^e]$ et globale dans la matrice de raideur $[K]$ (cf. figure 2.24).

Au cours du traitement numérique des données, la matrice $[K]$ est transformée en une matrice « bande » afin de simplifier les calculs et diminuer l'occupation mémoire. Cette opération nécessite l'utilisation d'une nouvelle numérotation temporaire.

4.4.2 Généralisation

Le théorème des travaux virtuels étant valide quelles que soient les lois de comportement du système, la démarche présentée dans le cadre de l'élasticité linéaire stationnaire peut être généralisée aux autres domaines de la mécanique des solides. Il est ainsi possible de traiter des problèmes d'élasto-plasticité, d'élasto-visco-plasticité,....

De nombreux modèles théoriques ont d'ailleurs été adaptés pour être utilisables numériquement par la méthode des éléments finis. En élasto-plasticité et élasto-visco-plasticité, on peut par exemple citer ceux basés sur les critères de Tresca, Hill, Von Mises, Tsai ou Drucker-Prager, Prandtl-Reuss.... De nombreux laboratoires^[52] développent aussi des modèles spécifiques aux matériaux qu'ils étudient.

Toutefois plus le modèle est complexe, et permet de rendre compte au mieux du comportement du matériau, plus sa formulation et sa mise en place sont complexes et difficiles.

De même, dans le cas de problèmes instationnaires, la même approche conduit à l'équation (2.24) :

$$[M][\dot{U}] + [K].[U] = [F] \quad (2.30)$$

avec $[M]$ = matrice de masse

Le principe de résolution est le même que celui présenté ci-avant mais il nécessite une discrétisation temporelle et l'utilisation de méthodes numériques explicites ou implicites^{[48],[49]}.

5. Modélisation des chocs thermiques sur les pièces réfractaires de sidérurgie

Comme cela a été présenté au chapitre 1, les pièces de coulée continue sont soumises en fonctionnement à de très sévères sollicitations thermomécaniques. Par suite, la modélisation de leur comportement en service est souvent complexe.

En effet, il faut intégrer dans ces études le fait que :

1. les transferts thermiques entre l'acier liquide et le réfractaire sont non seulement variés (convection, radiation, conduction) et couplés, mais qu'en outre ils sont rarement homogènes et constants durant les différentes phases du process ;
2. les matériaux utilisés ont des caractéristiques qui évoluent fortement avec la température. Or les pièces étudiées sont très souvent soumises en utilisation à des distributions de température couvrant une très large plage : de 20°C à 1600°C (en outre, ces variations spatiales de température se produisent sur de très courtes distances induisant ainsi des gradients thermiques très élevés) ;
3. les lois de comportement mécanique de ces réfractaires sont généralement fortement non-linéaires et dissymétriques en traction – compression ;

4. les matériaux subissent, en fonctionnement, des transformations de phases importantes et non homogènes ;
5. les efforts extérieurs et les interactions mécaniques (contact, blocage....) sont difficiles à caractériser. Les zones affectées sont en effet très souvent inaccessibles et, de plus, il est impossible d'instrumenter les pièces de coulées pour des raisons liées au process ou à la sécurité (des opérateurs et des équipements).

D'un point de vue numérique cela se traduit par :

1. l'utilisation de maillages optimisés : type et nombre d'éléments (en particulier pour la modélisation thermique de l'étude car les variations de température sont très rapides et hétérogènes sur l'ensemble des pièces) ;
2. l'emploi de codes de calcul pouvant :
 - intégrer la variation des différentes variables en fonction de la température et des différentes transformations de phases des matériaux ;
 - résoudre des équations non linéaires aussi bien en thermique (présence de radiation) qu'en mécanique : prise en compte des lois de comportement des matériaux et interactions mécaniques,...

Tout ceci a eu pour conséquence de limiter le nombre d'études faites dans le domaine des réfractaires de sidérurgie. Les travaux effectués jusqu'à présent ont principalement porté sur le comportement thermique des pièces. C'est en effet la partie la plus facile à mettre en œuvre car elle requiert peu de données. De plus, des hypothèses simplificatrices (globalisation des échanges, non prise en compte des évolutions des propriétés avec la température, évaluations empiriques des coefficients d'échanges,...) ont souvent été utilisées.

En ce qui concerne l'aspect mécanique, la non prise en compte des comportements non linéaires et fortement dépendants de la température des matériaux n'a conduit qu'à des résultats qualitatifs et/ou des tendances (détermination des zones critiques mais très importante surestimation des contraintes). En outre, comme le met en évidence l'exemple du paragraphe 3, il est risqué de procéder ainsi car les résultats peuvent être totalement erronés.

L'objectif principal des simulations numériques étant de permettre l'amélioration des pièces actuelles, il est impératif que le modèle construit fournisse des résultats quantitatifs et pas seulement qualitatifs. Dans ce cadre, les niveaux de contraintes (de déformations et d'endommagement) calculés doivent être réalistes sinon, il n'est pas envisageable de faire des calculs prédictifs : changements de géométrie et de design, nouvelles conditions opératoires ou phases du process, durée de vie,....

6. Conclusion

L'utilisation des simulations numériques a permis, et permettra de plus en plus, d'explorer de nouvelles voies dans la recherche - développement. Étant donné l'accroissement des performances des matériels, des logiciels et l'amélioration des conditions d'utilisation, quasiment tous les secteurs de l'industrie utilisent cette technique. Dans les domaines où sa présence est encore limitée, cela est dû le plus souvent à des raisons culturelles que technologiques.

Toutefois, si les gains sont évidents, la mise en place de telles simulations numériques ne peut, et ne doit, se faire que si des campagnes de caractérisation des différents phénomènes réels ont été préalablement menées.

En outre, il ne faut pas oublier que la qualité des résultats obtenus dépend fortement des compétences et de la capacité de l'utilisateur à modéliser correctement le problème qui lui est soumis.

De plus, les résultats devront être validés par des essais en situations réelles (en laboratoire ou sur site industriel en fonction du problème considéré).

La sévérité des sollicitations, le comportement et les évolutions en service des matériaux utilisés couplés à la lourdeur et à non-convivialité des moyens de calculs (temps de calcul, non-prise en compte fidèle du comportement réel des matériaux, ou de certains phénomènes physiques) ont freiné le développement de cette technique dans le domaine des réfractaires.

Cette situation tend à s'inverser et de nombreux laboratoires français universitaires et industriels mais aussi étrangers (les japonais font de nombreuses études sur le comportement thermomécanique de leurs pièces) utilisent cette technologie afin de caractériser et d'améliorer le comportement en service de pièces constituées de matériaux hétérogènes.

PARTIE A : SOLLICITATIONS THERMIQUES

1. Introduction

La simulation numérique du choc thermique subi par un tube protecteur de jet lors de sa brutale mise en fonctionnement nécessite, préalablement au calcul des contraintes thermomécaniques, la détermination de l'évolution temporelle du champ thermique.

Comme nous l'avons constaté dans la bibliographie, la nature exacte des échanges thermiques acier liquide - réfractaire est mal connue ou tout au moins mal quantifiée.

Les modélisations habituellement pratiquées^{[6], [19], [53]} (montée en température en rampe, globalisation des échanges internes et externes...) ne sont pas satisfaisantes car elles ne traduisent pas la physique des phénomènes mis en jeu et, par voie de conséquence, la sévérité réelle du choc thermique subi par la pièce réfractaire.

De plus, l'objectif étant de simuler non seulement les sollicitations thermiques lors de la première utilisation des tubes, mais aussi celles subies en cas de réutilisation, il est apparu impératif de mieux caractériser les flux thermiques existants. Des mesures in situ ont donc été effectuées à l'aciérie de Dunkerque.

La partie §4A de ce chapitre présente la mise en œuvre de ces essais ainsi que l'exploitation des résultats obtenus dans la modélisation.

2. Mesure de l'évolution de la température de la face externe d'un tube en fonctionnement

Compte tenu des conditions d'utilisation, et pour des raisons de sécurité, il n'a pas été possible d'instrumenter un tube protecteur de jet afin de mesurer l'évolution temporelle de son champ thermique en fonctionnement. En effet, outre les nuisances que peut engendrer la présence de câbles électriques sur le podium d'une ligne de coulée, l'utilisation d'un thermocouple nécessite la perforation, au moins partielle, de la pièce réfractaire, ce qui en fonctionnement peut provoquer sa ruine par perte d'étanchéité (oxydation du carbone).

De plus, une fois positionné entre le répartiteur et la poche à acier, le tube n'est plus accessible : il a donc aussi fallu éliminer les solutions de type thermo-contact.

Dans ces conditions, seule a été possible l'utilisation d'une caméra infra-rouge permettant de mesurer les températures de la face externe à distance et sans contact direct.

Cette pratique présente toutefois deux inconvénients :

- l'émissivité de la surface extérieure du tube sur la plage de température 20 -1200°C doit être déterminée ;
- seul le profil des températures de la face externe est mesurable.

Cette dernière restriction peut sembler, a priori, fortement limitante, mais comme cela apparaîtra dans la suite, les données obtenues ont été suffisantes pour caractériser macroscopiquement les transferts thermiques au sein d'un tube protecteur de jet en fonctionnement (échanges calorifiques entre l'acier et le réfractaire, loi de disparition de la couche décarburée, sévérité du choc thermique...).

2.1 Mesure de l'émissivité

Du fait de l'absence de données fiables concernant l'émissivité du matériau considéré et en préalable à toute mesure de température en situation réelle, des essais ont été réalisés au CRDM sur des tubes tests en mélange M2 (fournis par VESUVIUS) recouverts de leur vernis protecteur. L'objectif était de déterminer la loi d'évolution de ce paramètre en fonction de la température.

Le schéma du dispositif mis en œuvre est présenté figure 3.1 :

- la caméra (Agema 487) est équipée d'un objectif 20° et d'un filtre "hautes

températures". Elle fonctionne sur la bande de longueur d'onde 3.75 - 4 μm . L'acquisition d'une image thermique est possible toutes les 12 secondes ;

- l'utilisation d'un brûleur à gaz pour chauffer le tube est inévitable parce qu'il est impératif d'éliminer toutes les sources possibles de rayonnements parasites lors de la mesure du flux thermique par la caméra (le brûleur chauffant le tube par l'intérieur, la seule source thermique vue par la caméra est la face externe du réfractaire) ;
- la température de la face externe est obtenue en faisant la moyenne des valeurs mesurées par deux thermocouples, type K, positionnés l'un sur la surface du tube, l'autre "en peau" du matériau (cf. figure 3.2).

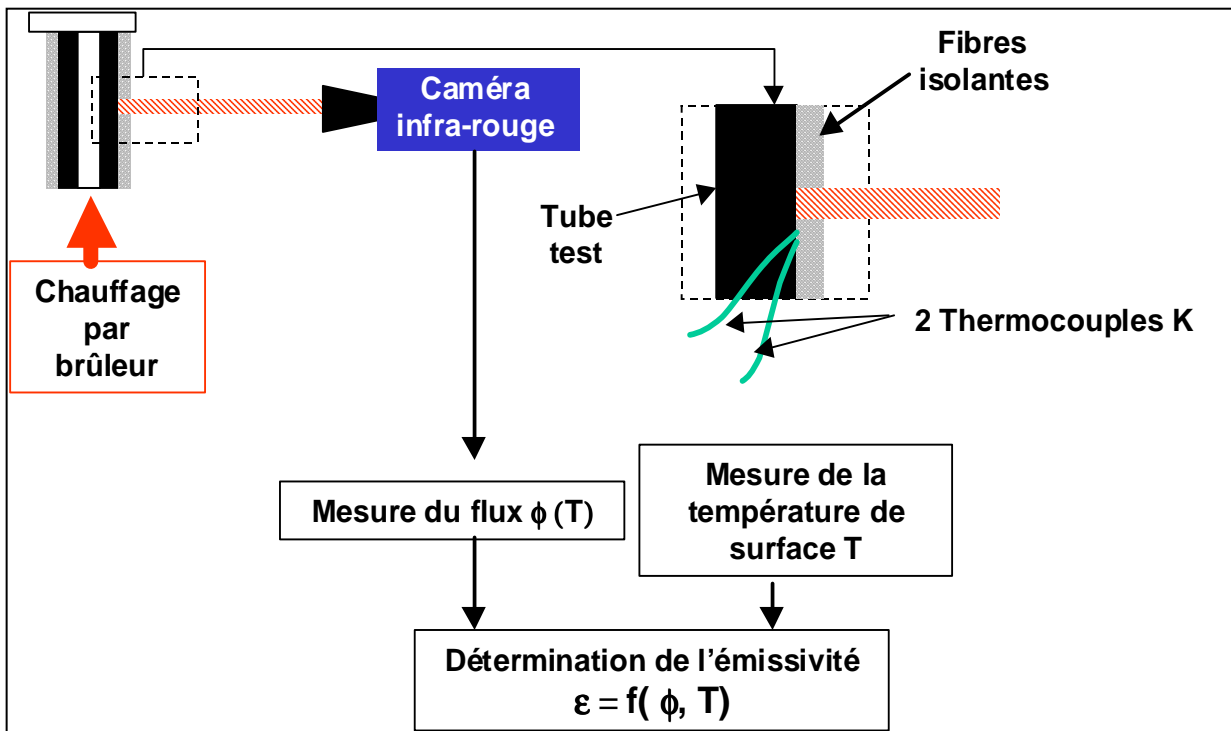


Figure 3.1. Schéma de montage permettant de mesurer l'émissivité de la face externe du tube

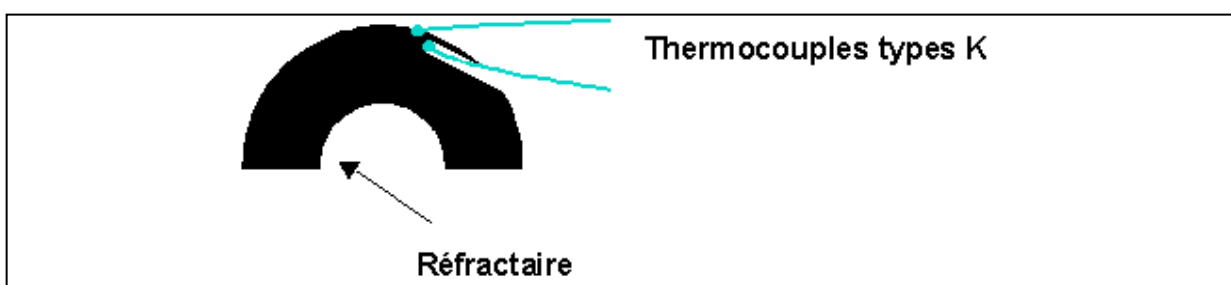


Figure 3.2. Disposition des thermocouples

La principale difficulté a consisté à atteindre la température de 1200°C en face externe des tubes tests. En effet, l'énergie calorifique fournie par le brûleur étant nettement inférieure à celle que transmet le jet d'acier liquide à 1550°C, le niveau de température désiré en face externe n'a été obtenu qu'en isolant les pièces grâce à des fibres céramiques réfractaires de conductivité thermique extrêmement faible (0.1 – 0.4 W/mK, voir tableau de caractéristiques n° 3.2). Une fenêtre de visée amovible a dû être aménagée afin de permettre les mesures (cf. figure 3.3). Cette fenêtre était fermée durant les phases de chauffage et ouverte au cours des brèves prises de mesures du flux thermique.

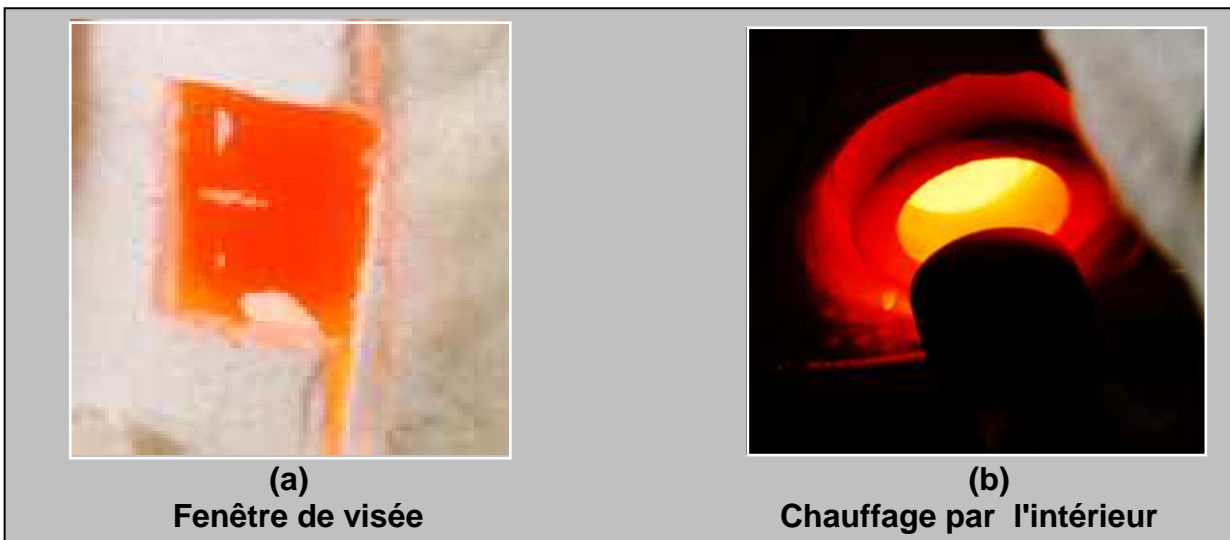


Figure 3.3. Détails du dispositif de mesure de l'émissivité

La seconde difficulté a été de stabiliser la température du tube à des niveaux précis (afin que le flux émis soit constant), car le débit du brûleur n'est pas aisément réglable ; cette stabilisation est indispensable afin d'associer correctement une mesure de flux ϕ à la température de surface correspondante T .

Deux essais ont été réalisés et ont conduit aux courbes d'évolutions représentées en figure 3.4. Ces courbes représentent les valeurs obtenues après ajustement par le logiciel AGEMA Irwin 2 exploitant la relation :

$$\varepsilon(T) = f(T, \phi) \quad (3.1)$$

avec ϕ : flux mesuré par la caméra

T : température de la surface qui émet le flux

In fine, la loi de variation de l'émissivité en fonction de la température sur la plage 20-1200°C et pour la bande de longueur d'onde 3.75-4 μm a été obtenue en pondérant respectivement les essais 1 et 2 par les coefficients 0.4 et 0.6 (les conditions opératoires du second essai ayant permis une meilleure stabilisation de la température du tube test).

On obtient ainsi une décroissance linéaire de ε en fonction de la température (cf. figure 3.4) d'équation :

$$\varepsilon(T) = -2.1 \times 10^{-4} T + 0.93 \quad (3.2)$$

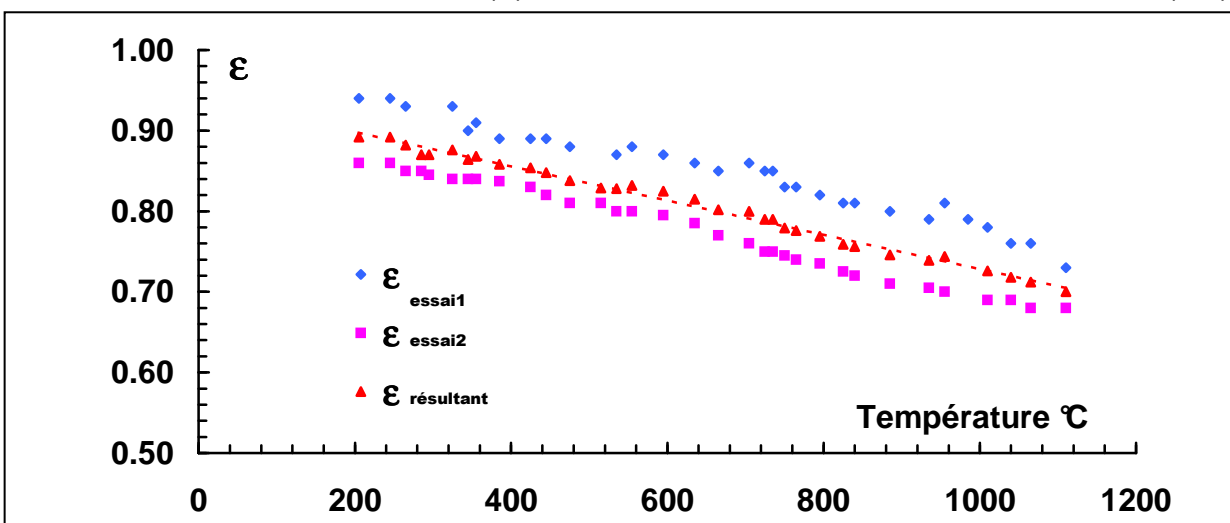


Figure 3.4. Loi de variation de l'émissivité en fonction de la température.

2.2 Mesures in situ

2.2.1 Conditions expérimentales

Les mesures ont été effectuées sur le podium de la ligne de coulée continue n°23 de l'aciérie de Dunkerque. A cause des difficultés de positionnement de la caméra engendrées par les nécessaires dispositions de sécurité, il n'a pas été possible de mesurer le flux émis par la face externe durant les deux premières minutes de fonctionnement du tube. En effet, après son positionnement sur la ligne de coulée et le démarrage de la séquence, la pièce réfractaire est entourée "d'un mur" de flammes (cf. figure n°3.5-a). Durant cette période, bien que le tube soit visible, il n'est pas possible de faire des acquisitions avec la caméra car le rayonnement émis par les flammes s'ajoute à celui du tube et fausse notablement la mesure.

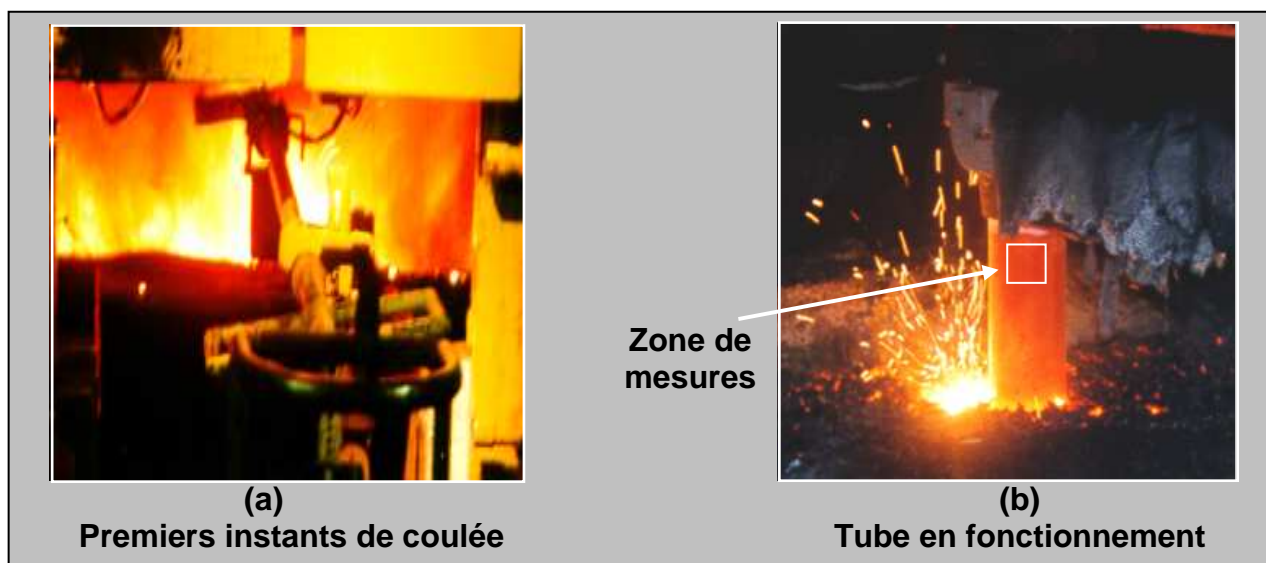


Figure 3.5. Tube protecteur de jet en fonctionnement

Comme précédemment mentionné, les tubes équipant la ligne de coulée n°23 sont manipulés par un robot. Ce dernier masque toute la partie haute de la pièce, et il n'est donc possible de faire des mesures que sur la partie cylindrique émergée (cf. figure n° 3.5-b).

Remarque : si le placement du robot n'avait pas été un obstacle, l'acquisition de données en provenance de la tête du tube se serait heurtée à une autre difficulté : l'impossibilité de déterminer la loi de variation de l'émissivité du casing métallique. En effet durant les essais effectués au CRDM, du fait de l'oxydation progressive de l'acier, les valeurs obtenues n'ont pas été reproductibles et leur évolution est apparue aberrante.

2.2.2 Mesures et résultats

Durant les vingt premières minutes de fonctionnement, des acquisitions ont été faites le plus souvent possible afin d'obtenir le maximum de données exploitables concernant le choc thermique de démarrage. Au delà de ces premiers instants, le délai d'acquisition entre deux points a été allongé à cause des conditions opératoires (rotation de la poche à acier et nettoyage du tube), mais aussi parce que, bien que n'ayant pas atteint son régime permanent, la vitesse de montée en température devient beaucoup plus faible, ne nécessitant plus une discrétisation temporelle très fine. La dernière acquisition a été faite 3h après le démarrage de la séquence et il a été supposé qu'à cet instant le tube avait atteint son régime thermique permanent.

La figure 3.6 montre la montée en température de la zone visée après traitement des mesures de flux par la loi de variation de l'émissivité.

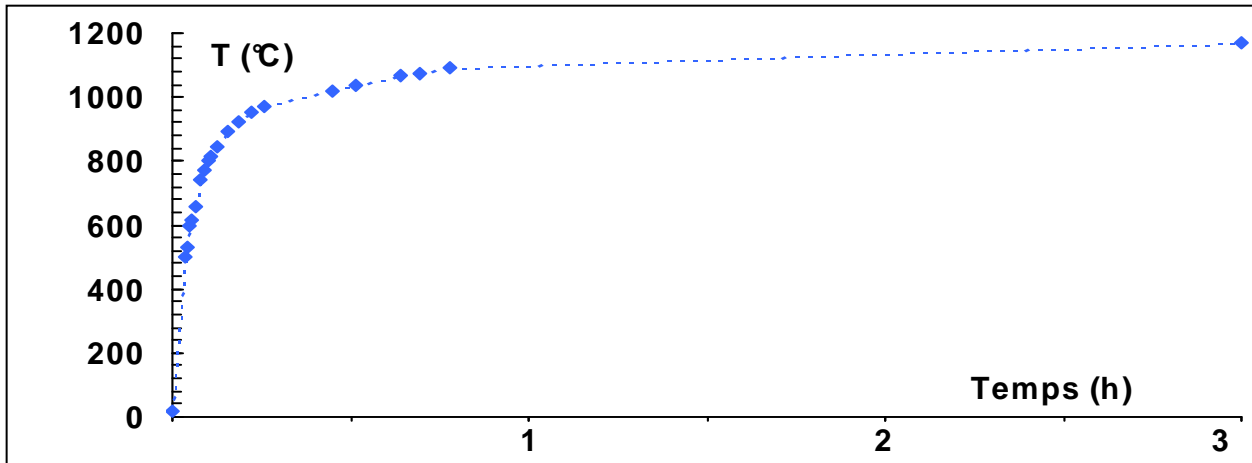


Figure 3.6. Mesures in situ de la montée en température de la face externe

3. Modélisation numérique

3.1 Outils numériques

3.1.1 Justification du choix du code de calcul ABAQUS

L'utilisation du code de calcul ABAQUS a été motivée par la nécessaire compatibilité des ressources logicielles entre les sites de Limoges et de Dunkerque (qui utilise déjà ce code), par la possibilité d'utiliser le même outil pour les simulations thermiques et mécaniques, ainsi que par les hautes performances de ce logiciel en calcul non linéaire.

D'un point de vue thermique, il est acquis que l'utilisation des éléments finis n'est pas la meilleure solution, la méthode des volumes finis ou celle des différences finies donnant des résultats beaucoup plus satisfaisants. De ce fait, il a été nécessaire de porter un soin particulier au maillage, aux éléments utilisés, ainsi qu'aux pas de temps des simulations afin de minimiser l'erreur commise.

En outre, afin de "valider" les résultats obtenus, le résultat de certaines simulations a été comparé à celui d'autres codes de calcul utilisant les différences et les volumes finis.

3.1.2 Choix du maillage et des éléments

Le problème présentant une symétrie de révolution aussi bien du point de la géométrie de la pièce que de celui des chargements thermiques et mécaniques, il a été effectué une modélisation 2D axi-symétrique. Ce choix a permis d'affiner le maillage sans accroître exagérément le temps de calcul.

Les éléments employés sont des quadrilatères à 4 nœuds (éléments axisymétriques : DCAX4). Leur utilisation paraît en effet préférable à celle d'éléments à huit nœuds pour simuler le comportement d'une pièce soumise à de forts gradients thermiques. Il est toutefois nécessaire d'affiner le maillage.

Celui-ci comprend, pour l'ensemble du tube 2474 nœuds et 2370 éléments.

C'est un maillage à densité variable, plus fin du côté de la face interne du tube, car celle-ci est en effet soumise la première à la plus brutale élévation de température : elle est donc le siège de gradients thermiques très importants (cf. figure 3.7)

En fait, ce maillage comprend deux parties, l'une correspond au tube en réfractaire, l'autre au joint et au casing métallique qui protège la tête. Les deux parties distinctes du maillage sont liées thermiquement par une conductance de contact importante (le contact étant supposé parfait).

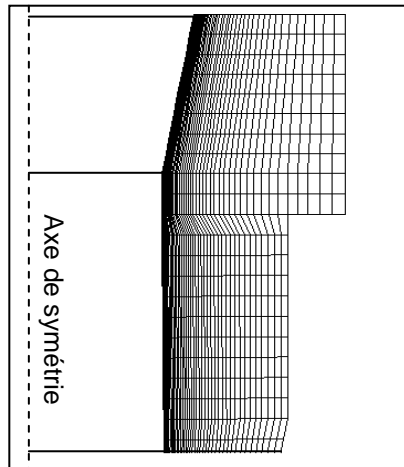


Figure 3.7. Maillage de la tête du tube

Cette première étude utilisant une version du logiciel ABAQUS sans mailleur automatique, il n'a pas été possible, pour des problèmes de temps, d'étudier l'influence du maillage sur les résultats. Toutefois comme indiqué précédemment les résultats des profils thermiques obtenus ont été validés par confrontation avec ceux d'autres codes.

3.2 Caractérisations des différents transferts thermiques

3.2.1 Échanges thermiques du tube avec son environnement

Les échanges thermiques du tube protecteur de jet avec son environnement sont de types convectifs et radiatifs

En ce qui concerne les échanges convectifs, la bibliographie^{[54], [55]} est abondante. La valeur du coefficient d'échange h a été fixée à **8W/m²K** (pour tenir compte de la convection naturelle).

L'émissivité totale hémisphérique du réfractaire recouvert de son vernis protecteur a été fixée, après discussions avec le fabricant, à **0.75**, et celle du casing métallique à **0.5** (ce qui correspond à la moyenne des valeurs données par la bibliographie^[55] pour des aciers neufs et oxidés).

3.2.2 Échanges thermiques acier liquide – réfractaire dans la partie émergée du tube

Dans la partie émergée, les échanges thermiques entre l'acier liquide et la face interne de la pièce réfractaire ont été caractérisés en procédant à une analyse qualitative des mesures faites in situ.

3.2.2.1 Hypothèses de base

Il a été supposé que les échanges acier liquide – réfractaire pouvaient être :

- . purement radiatifs (pas de contact direct entre l'acier et le réfractaire) ;

- ...purement convectifs (contact permanent et continu sur la totalité de la surface interne) ;
- .radiatifs et convectifs (contact intermittent entre le flot d'acier et le réfractaire).

Ces hypothèses peuvent se justifier par :

- la différence des diamètres intérieurs de la busette collectrice et du tube protecteur de jet ;
- le débit de l'acier (environ 6 tonnes par minutes) et sa fluidité à 1550°C ;
- les probables turbulences engendrées par le balayage d'argon.

3.2.2.2 Démarche

La seule donnée expérimentalement fiable dont nous disposons est la loi de montée en température de la face externe, du démarrage de la séquence de coulée jusqu'à sa quasi-stabilisation en régime permanent.

Toutefois, le rôle de la couche décarburée étant d'atténuer la sévérité du choc thermique, on peut affirmer que la courbe des températures mesurées se situe entre les courbes d'évolutions de température d'un tube ne possédant pas initialement cette couche et celle d'un tube la conservant intacte durant toute son utilisation. En outre, l'élévation de température mesurée doit:

1. "tangenter" au démarrage celle du "tube avec couche décarburée" ;
2. avoir la même asymptote que celle relative au "tube sans couche décarburée".

car le tube démarre la séquence avec une couche décarburée et atteint son régime permanent lorsqu'elle a totalement disparu (cf. §4A-2.2.1 et 2.2.2).

Par suite, en simulant les trois cas d'échanges listés précédemment sur les tubes avec et sans couche décarburée, on obtient trois couples d'enveloppes, dans lesquelles la courbe de mesures in situ ne se positionnera correctement que si les échanges internes modélisés donnent une image fiable de la réalité (cf. figure 3.8).

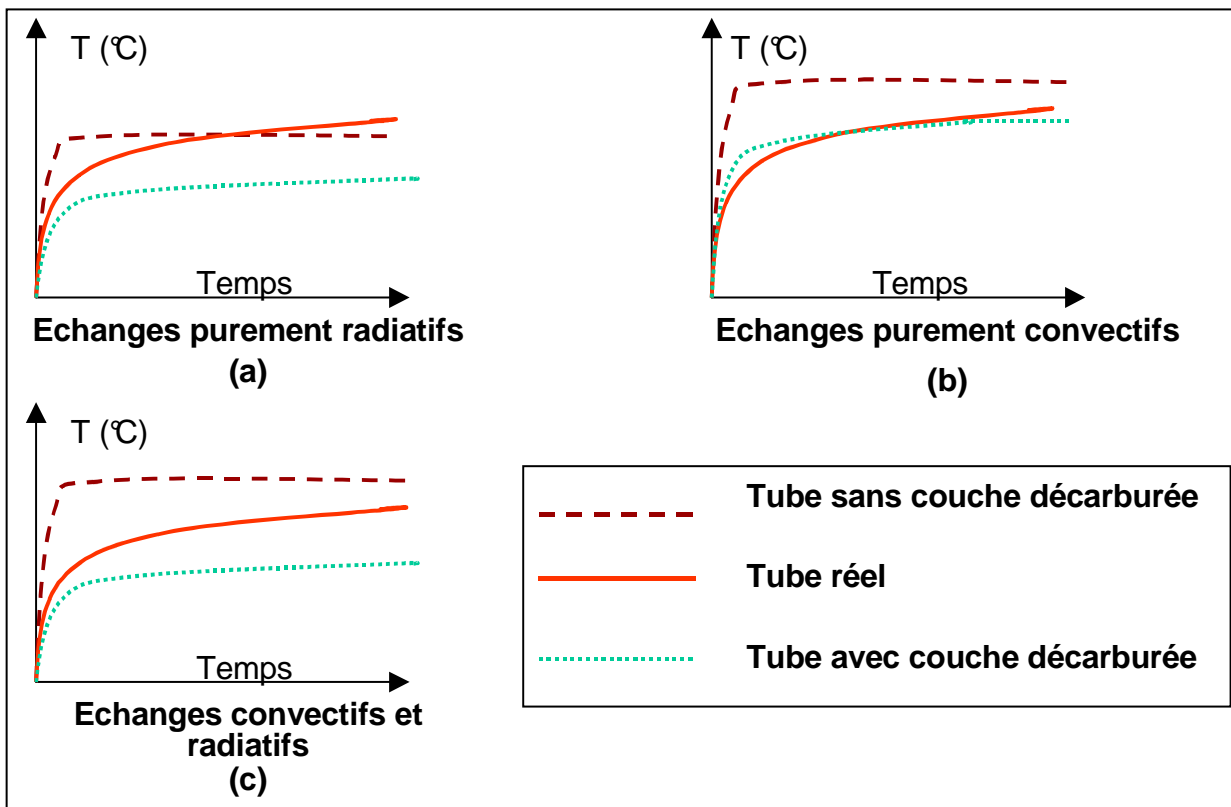


Figure 3.8. Montée en température sur la face externe

3.2.2.3 Résultats

Les résultats des simulations numériques ont montré que les transferts thermiques entre l'acier liquide et le réfractaire sont d'ordre radiatifs et convectifs (cf. figure 3.8-c). En effet :

- des échanges uniquement radiatifs ne permettent pas d'atteindre le niveau du régime permanent mesuré (cf. figure 3.8-a) ;
- des échanges uniquement convectifs permettent d'atteindre le niveau du régime permanent mesuré mais entraînent une montée en température trop rapide (cf. figure 3.8-b).

En fait, à un instant donné les échanges en un point de la surface interne sont soit convectifs, soit radiatifs mais en moyenne temporelle ils sont **radiatifs et convectifs** (cf. figure 3.9).

Les coefficients d'échange convectif h_{conv} et radiatif ϵ_{rad} ont été ajustés afin d'obtenir par simulation le même régime stationnaire que celui mesuré expérimentalement.

$$\Phi_{\text{conv}} = h_{\text{conv}} (T_{\text{acier}} - T_{\text{réf}}) \quad (3.3)$$

$$\text{et } \Phi_{\text{rad}} = \epsilon_{\text{rad}} \cdot \sigma \cdot (T_{\text{acier}}^4 - T_{\text{réf}}^4) \quad (3.4)$$

avec Φ_{conv} = flux convectif entre l'acier liquide et le réfractaire

Φ_{rad} = flux radiatif entre l'acier liquide et le réfractaire

T_{acier} = température de l'acier

$T_{\text{réf}}$ = température de la face interne du réfractaire

σ = constante de Stefan – Boltzmann

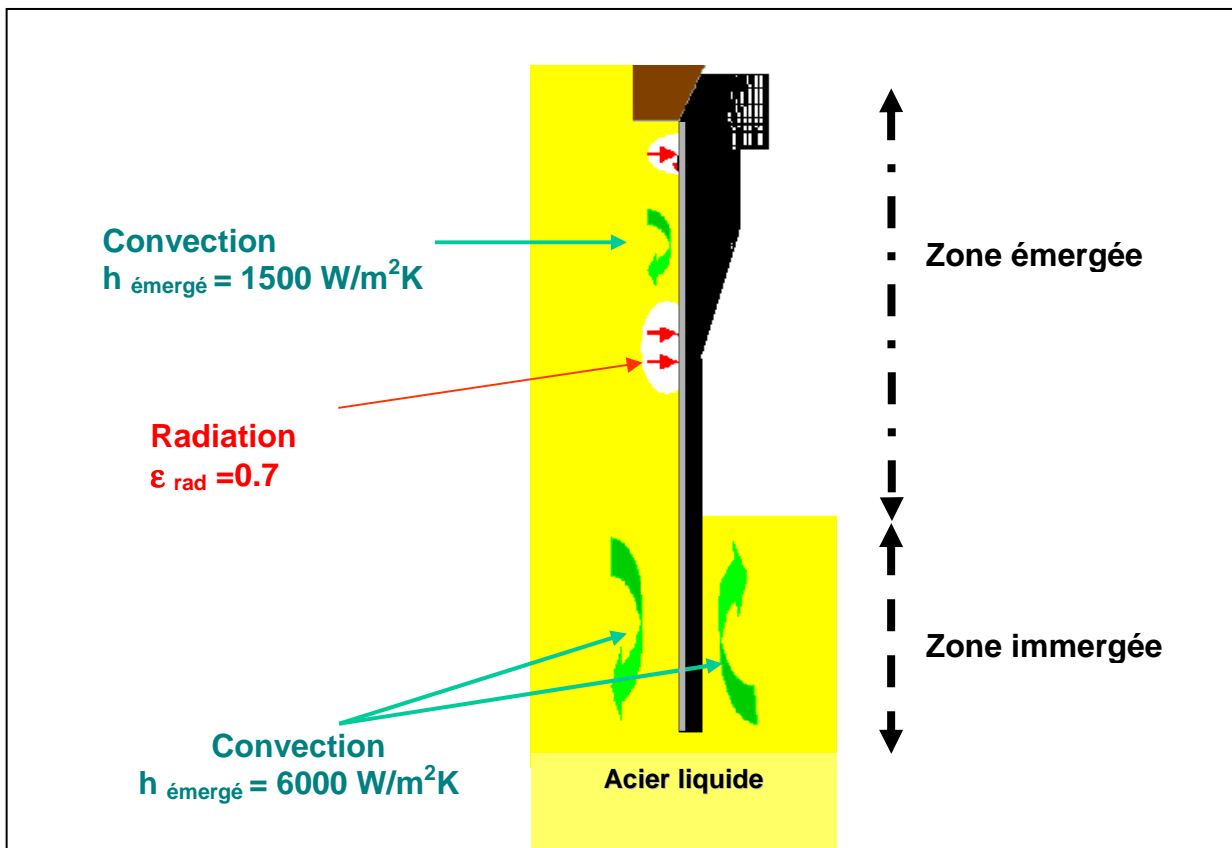


Figure 3.9. Échanges thermiques entre l'acier liquide et le tube réfractaire

3.2.3 Echanges thermiques acier liquide – réfractaire dans la partie immergée du tube

Dans cette zone, le contact acier liquide – réfractaire est permanent, les échanges thermiques sont donc de nature convective. La bibliographie fournit des corrélations applicables aux écoulements turbulents dans un tube qui permettent, en extrapolant certaines caractéristiques de l'acier liquide, de calculer la valeur du coefficient de convection $h_{\text{émergé}}$.

La formule de Colburn^[56] :

$$\text{Nu}_{\text{Dh}} = 0.023 \text{Re}_{\text{Dh}}^{0.8} \text{Pr}^{0.33} \quad (3.5)$$

avec Nu : nombre de Nusselt = $\left(\frac{h \cdot \text{Dh}}{\lambda} \right)$

Re : nombre de Reynolds
 Pr : nombre de Prandtl
 Dh : diamètre hydraulique
 λ : conductivité thermique

permet d'obtenir l'expression littérale de $h_{\text{émergé}}$:

$$h_{\text{émergé}} = 0.023 \lambda \text{Dh}^{-1} \text{Re}_{\text{Dh}}^{0.8} \text{Pr}^{0.33} \quad (3.6)$$

La valeur numérique obtenue à partir de cette expression, $h_{\text{émergé}} = 6000 \text{ W/m}^2\text{K}$, est du même ordre de grandeur que celle trouvée dans la bibliographie^{[19], [57]} pour ce type d'échanges.

3.2.4 Transferts thermiques au sein du tube

Les transferts thermiques au sein du tube protecteur de jet sont purement conductifs. Les caractéristiques thermiques du mélange M2 fournies par le fabricant sont données dans le tableau 3.1

	20°C	400°C	800°C	1500°C
λ (W/mK)	17	16	15.5	14
Cp (J/kg K)	1190	1190	1240	1650

Tableau 3.1. Caractéristiques thermiques du mélange M2

3.3 Modélisation du choc thermique lors de la première utilisation

3.3.1 Problématique de l'érosion progressive de la couche décarburée

Du fait de sa faible résistance mécanique, la couche décarburée est progressivement érodée par l'acier liquide lors de la coulée.

La loi de disparition de cette couche n'a toutefois pas pu être déterminée car industriellement :

- il n'est pas concevable d'arrêter des séquences de coulée afin de récupérer des tubes ayant eu des durées de fonctionnement différentes pour y mesurer l'épaisseur de couche restante ;
- il n'est possible d'instrumenter un tube protecteur de jet durant son fonctionnement.

L'ignorance de cette donnée engendre une difficulté majeure dans la modélisation du choc thermique car la sévérité de ce dernier est directement liée à la vitesse de disparition de la couche interne isolante.

Afin d'y remédier, une solution consisterait à résoudre le problème inverse schématisé sur la figure 3.10.

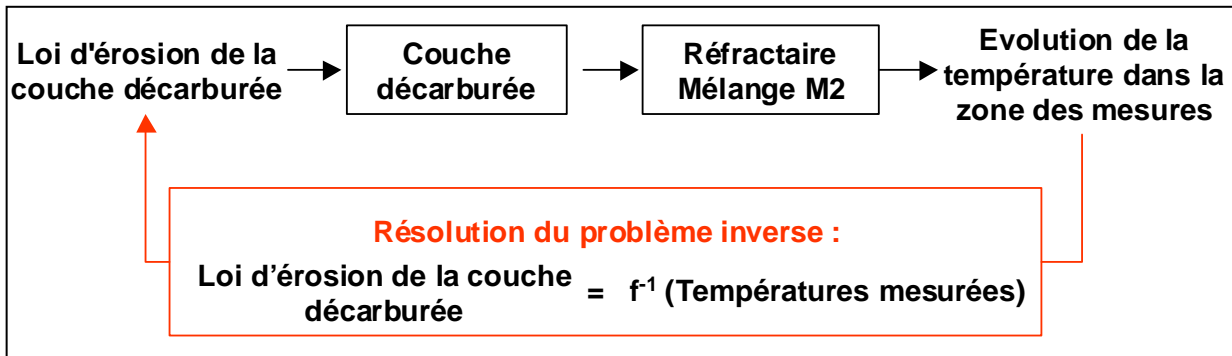


Figure 3.10. Problème inverse

La résolution de ce problème nécessite l'utilisation d'une démarche itérative : la loi de disparition de la couche décarburée est supposée connue afin de calculer l'évolution de la température du tube protecteur de jet. Après plusieurs itérations une loi de variation admissible du champ thermique au sein du tube est calculée (cf. figure 3.11).

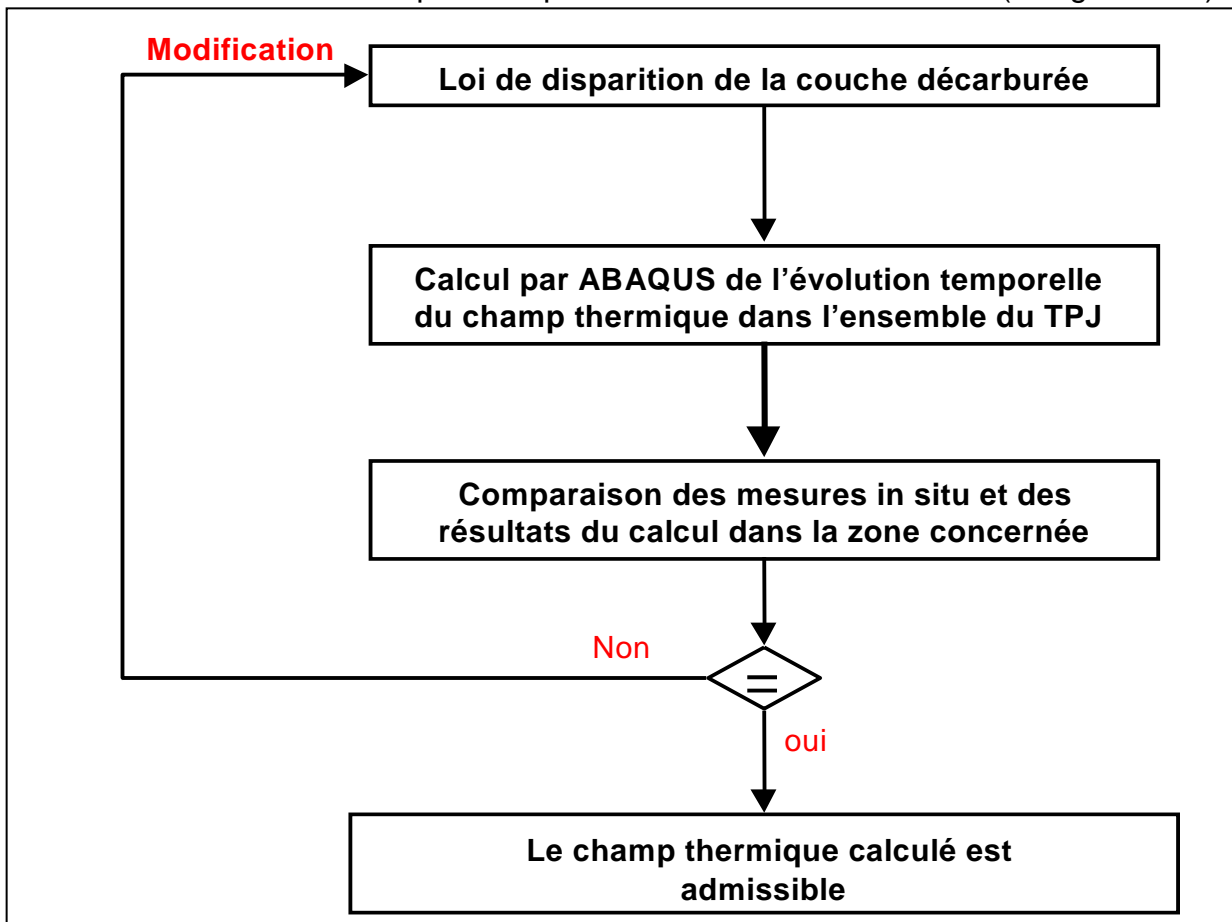


Figure 3.11. Détermination du champ thermique par résolution du problème inverse.

Toutefois, bien que cette approche soit modélisable (ABAQUS autorise la suppression d'éléments en cours de simulation, permettant ainsi de rendre compte de l'érosion de la couche décarburée), elle n'a pas été retenue.

En effet, il aurait été :

1. nécessaire de mailler très finement la couche décarburée afin de pouvoir simuler une érosion progressive ;
2. long et difficile de modifier correctement, entre deux itérations successives, la loi de disparition de la couche isolante en se basant uniquement sur la différence constatée entre les mesures in situ et le calcul numérique.

Par suite, il a été choisi d'utiliser une autre approche du problème.

3.3.2 Chargement thermique équivalent

3.3.2.1 Notion de surface "interface"

La difficulté principale de la modélisation du choc thermique étant engendrée par le comportement inconnu de la couche interne, il a été décidé de ne pas la faire intervenir directement dans les simulations mais de prendre seulement en compte son influence et ses effets sur le reste de la pièce réfractaire.

Dans cette optique, il a été défini une surface "interface" à la jonction de la couche décarburée et du réfractaire. Dans la réalité, la séparation entre les deux zones n'est pas aussi marquée, une zone de transition existant entre les deux matériaux (cf. figure 3.12). Cette "interface" correspond à la face interne du tube lorsque celui-ci a atteint son régime permanent, la couche décarburée ayant alors été totalement érodée.

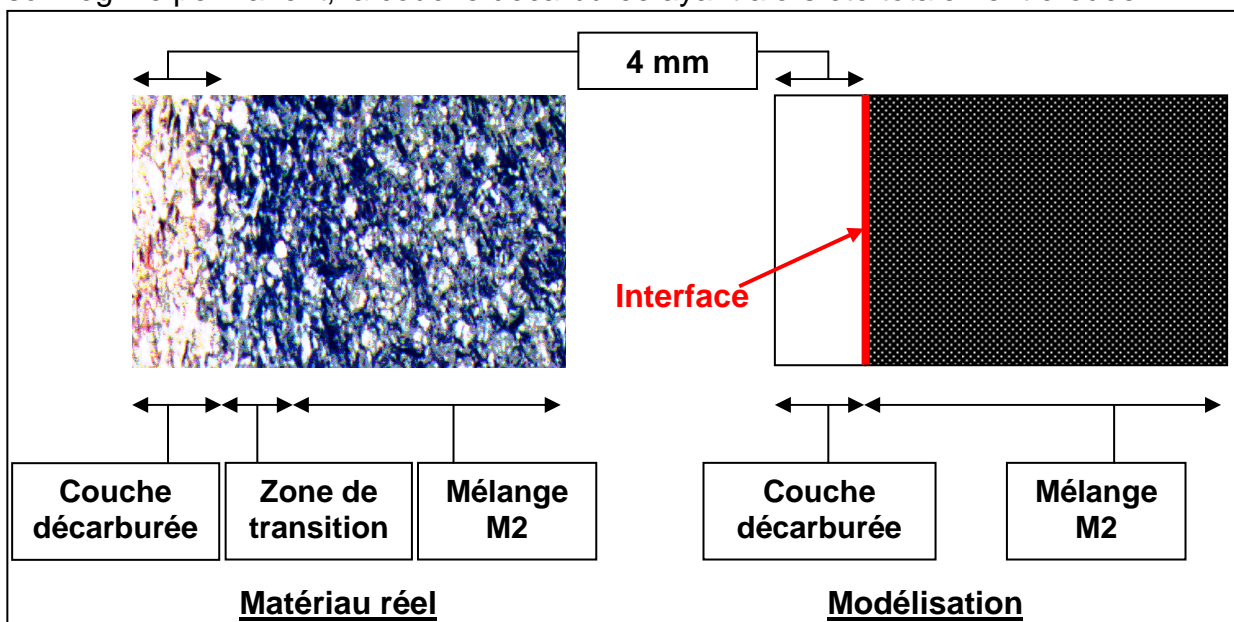


Figure 3.12. Modélisation de l'épaisseur du tube

Cette approche revient à résoudre le problème inverse schématisé en figure 3.13.

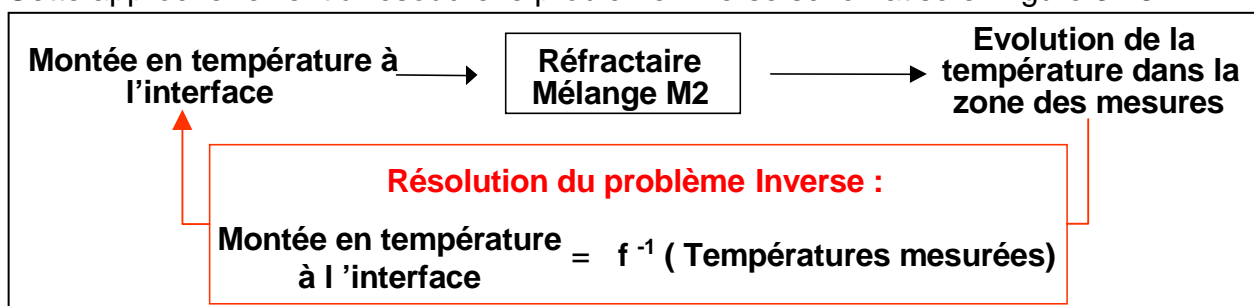


Figure 3.13. Problème inverse

On peut constater que ce problème est beaucoup plus simple que celui présenté au paragraphe 3.3.1 car il s'agit dans ce cas de déterminer des informations inconnues qui n'ont été "filtrées" qu'une seule fois au lieu de deux.

3.3.2.2 Modélisation de l'interface en 4 zones

La prise en compte de l'érosion de la couche décarburée par l'intermédiaire d'une loi équivalente de montée en température à l'interface nécessite toutefois de délimiter des zones sur cette surface interface (cf. figure 3.14).

Ce découpage en zones est en effet nécessaire car l'évolution de la température de la face interne dépend de l'épaisseur de la pièce réfractaire et des échanges de la face externe du tube avec son environnement.

Dans la partie émergée, 3 zones ont été considérées. La partie immergée, zone particulière, constitue une quatrième zone.

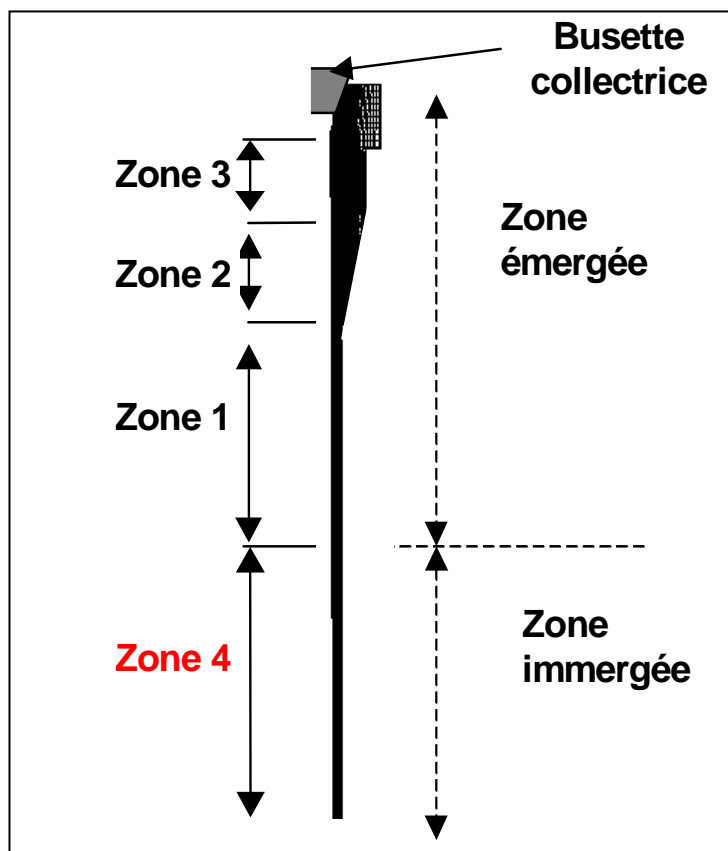


Figure 3.14. Position des zones considérées.

La démarche que nous avons alors suivie afin de déterminer la montée en température sur l'ensemble de l'interface comprend trois étapes :

- 1^{ière} étape** : utilisation d'une procédure itérative afin de déterminer la montée en température sur l'interface dans la zone 1 ;
- 2^{ème} étape** : détermination de la loi d'érosion de la couche décarburée puis de la montée en température dans les autres zones ;
- 3^{ème} étape** : calcul de l'évolution du champ thermique dans l'ensemble du tube.

Elle est schématisée par l'organigramme présenté en figure 3.15 et détaillée dans les paragraphes §4A-3.3.2.3 à §4A-3.3.2.5 et ainsi qu'en §4A-3.3.3.

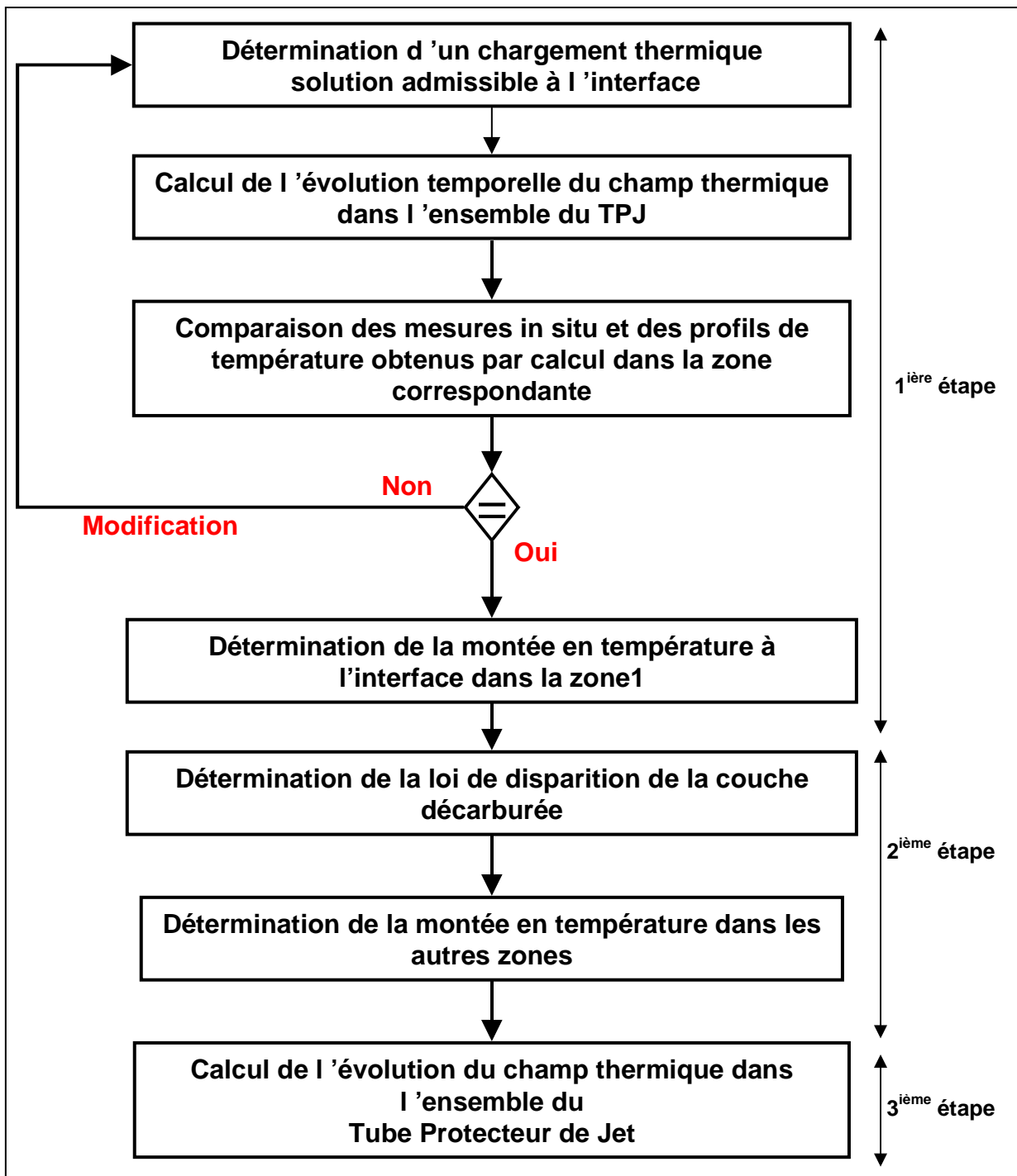


Figure 3.15. Détermination de la loi de disparition de la couche décarburée et de l'évolution du champ thermique.

3.3.2.3 Détermination de la loi de montée en température à l'interface de la zone 1

Nous avons considéré un tube sans couche décarburée (face interne et surface interface sont donc confondues). La procédure a alors consisté à :

- déterminer une montée en température admissible sur la face interne. Dans cette phase de calcul il a été supposé qu'à un instant donné la température est constante sur toute l'interface ;
- calculer le champ thermique dans l'ensemble du tube protecteur de jet ;
- comparer les résultats des mesures in situ et des calculs dans la zone concernée ;

- modifier en conséquence la loi de température à l'interface jusqu'à obtenir une bonne concordance entre les calculs et les mesures in situ.

Lorsque les valeurs calculées et mesurées présentent accord satisfaisant (cf. figure 3.16-b), on considère que la loi déterminée à l'interface s'applique à la zone1 (cf. figure 3.16-a).

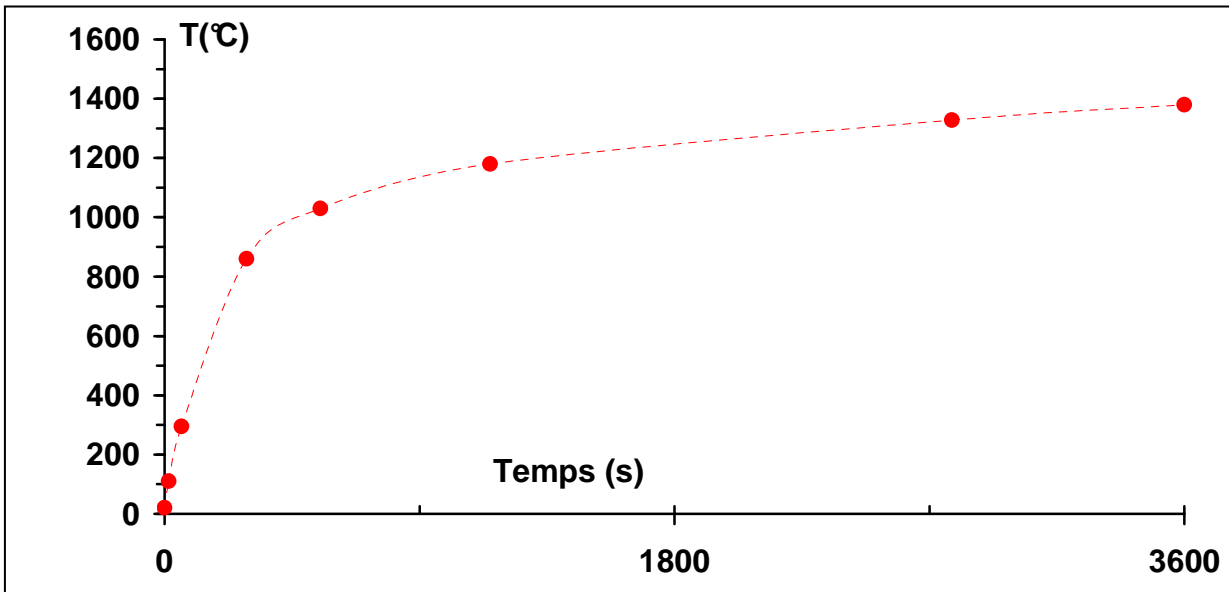


Figure 3.16-a. Montée en température à l'interface dans la zone 1

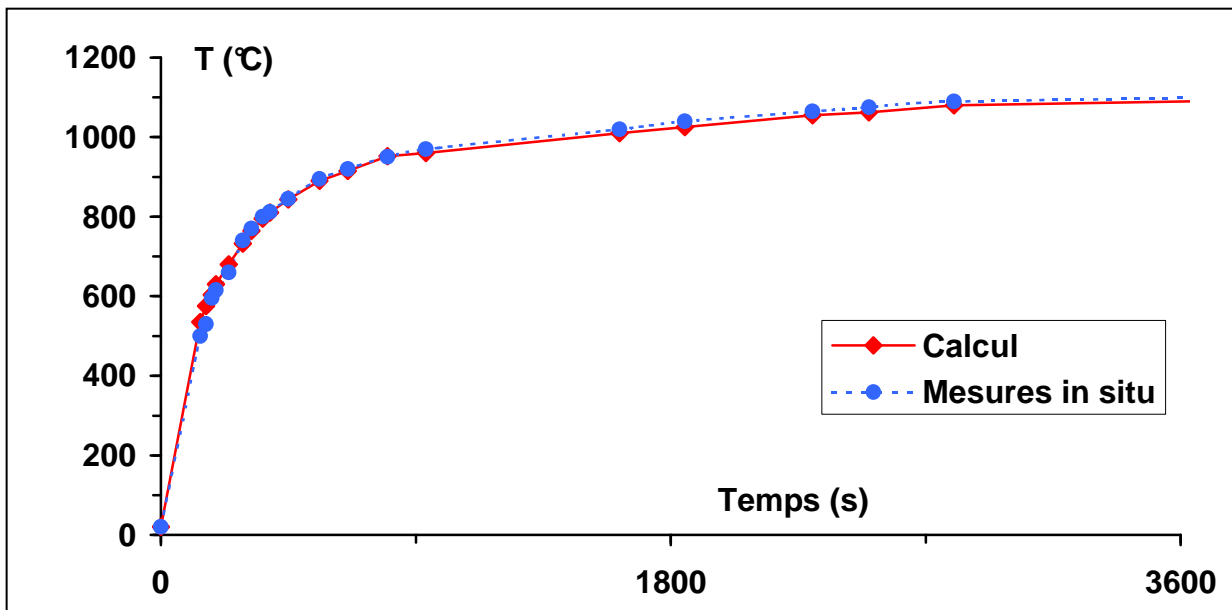


Figure 3.16-b. Montée corrélative en température sur la face externe dans la zone cylindrique émergée

Remarque: l'hypothèse adoptée se justifie par le fait que les transferts thermiques au sein du réfractaire sont principalement radiaux. Par suite, l'erreur commise en supposant la température constante sur l'interface à tout instant est faible.

3.3.2.4 Détermination de la loi de disparition de la couche décarburée

La loi d'érosion a été déterminée à partir de la montée en température à l'interface (cette surface étant aussi la face externe de la couche décarburée).

Pour cela, il a été considéré la montée en température à l'interface de tubes possédant durant leur fonctionnement une épaisseur de couche interne isolante comprise entre 0 et 4mm. La courbe d'élévation de la température calculée sur le tube réel dans la zone 1 de l'interface (cf. paragraphe 3.3.2.3) coupe ce faisceau de courbes à différents instants t_1, t_2, \dots, t_f (cf. figure 3.17-a).

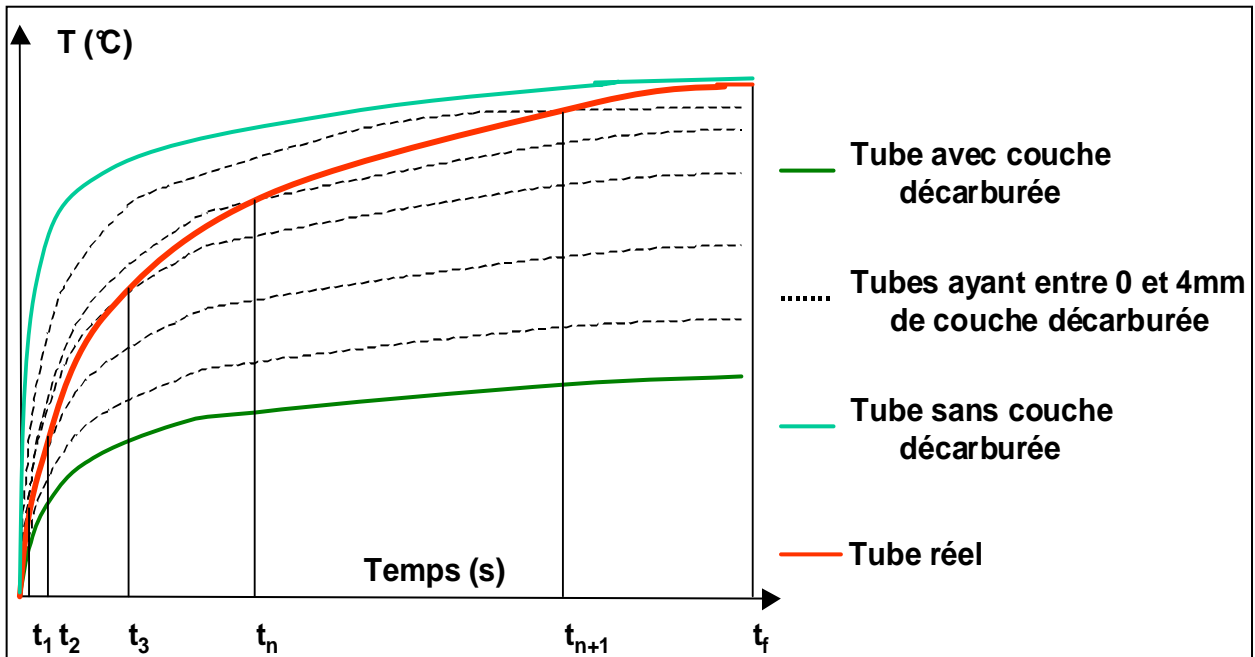


Figure 3.17-a. Montée en température à l'interface dans la zone 1 sur des tubes possédant une couche décarburée comprise entre 0 et 4 mm

L'association de chacun des instants t_i à l'épaisseur correspondante de couche interne fournit la loi de disparition de la couche décarburée.

Remarque : la courbe de température calculée à l'interface du tube réel tangente à l'origine celle du tube possédant 4mm de couche interne isolante et à pour asymptote celle du tube sans couche isolante.

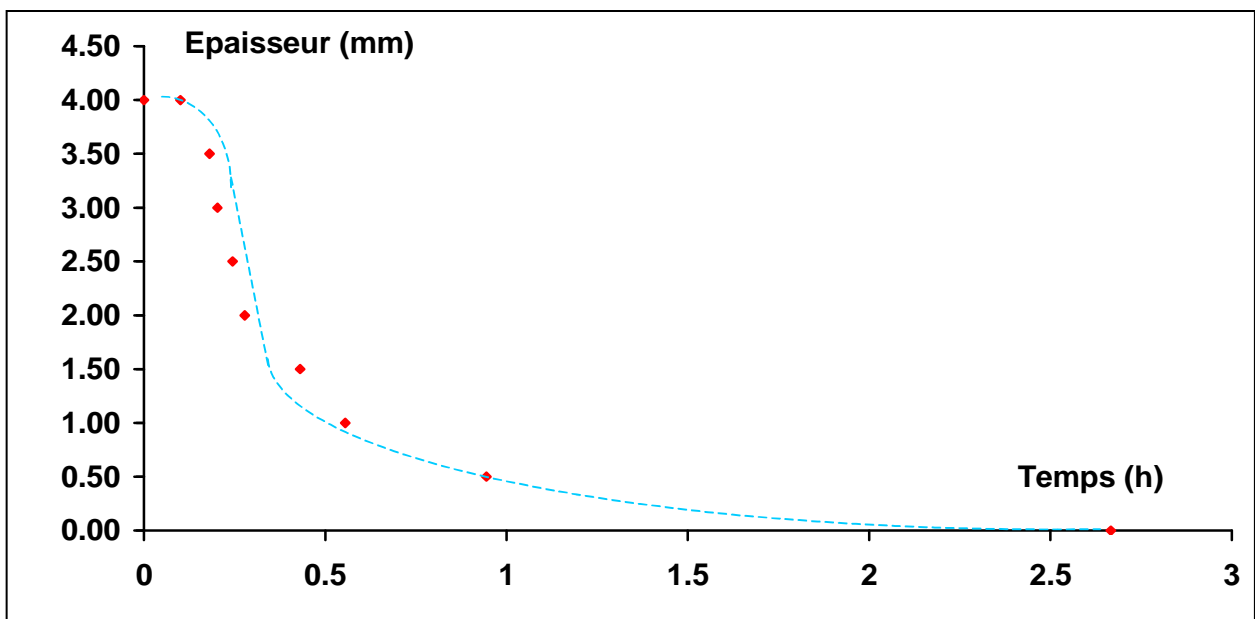


Figure 3.17-b. Loi de disparition de la couche décarburée.

On peut constater en figure 3.17-b que l'épaisseur de la couche interne décroît fortement dans les premiers instants de la coulée (en moins d'une demi heure les $\frac{3}{4}$ de l'épaisseur sont érodés). La vitesse d'érosion diminue alors et il faut quasiment deux heures de plus pour que le dernier millimètre ait totalement disparu.

On peut penser que les résultats concernant la deuxième phase de l'usure (la plus lente) sont inexacts. En effet, en réalité, il existe une zone de transition entre la couche décarburée et le réfractaire dont la conductivité thermique est inférieure à celle du mélange M2 mais supérieure à celle de la couche décarburée. La non prise en compte de cette zone de transition fausse donc les résultats obtenus.

Toutefois, l'erreur commise sur la loi de variation de l'épaisseur obtenue par calcul n'est pas dommageable car cette évolution n'a, en tant que telle, qu'un intérêt qualitatif ; cette loi permet cependant de calculer la montée en température sur les autres zones de l'interface. Cette donnée doit donc être considérée comme une variable intermédiaire de calcul.

Dans la suite de l'étude, il a été considéré que l'érosion de la couche décarburée n'avait qu'une origine mécanique. La loi de variation de l'épaisseur de la couche interne isolante a donc été supposée invariante par changement de chargement thermique.

3.3.2.5 Détermination de la loi de montée en température sur l'interface dans les zones 2, 3 et 4

La "loi de disparition de la couche décarburée" ayant été déterminée, la montée en température sur chacune des autres zones de l'interface a pu être calculée simplement. Cependant pour la zone 4, il a été tenu compte du fait que les deux faces de la partie immergée dans la répartiteur sont chauffées simultanément.

Et, au final, nous avons obtenu les montées en température représentées sur la figure 3.18.

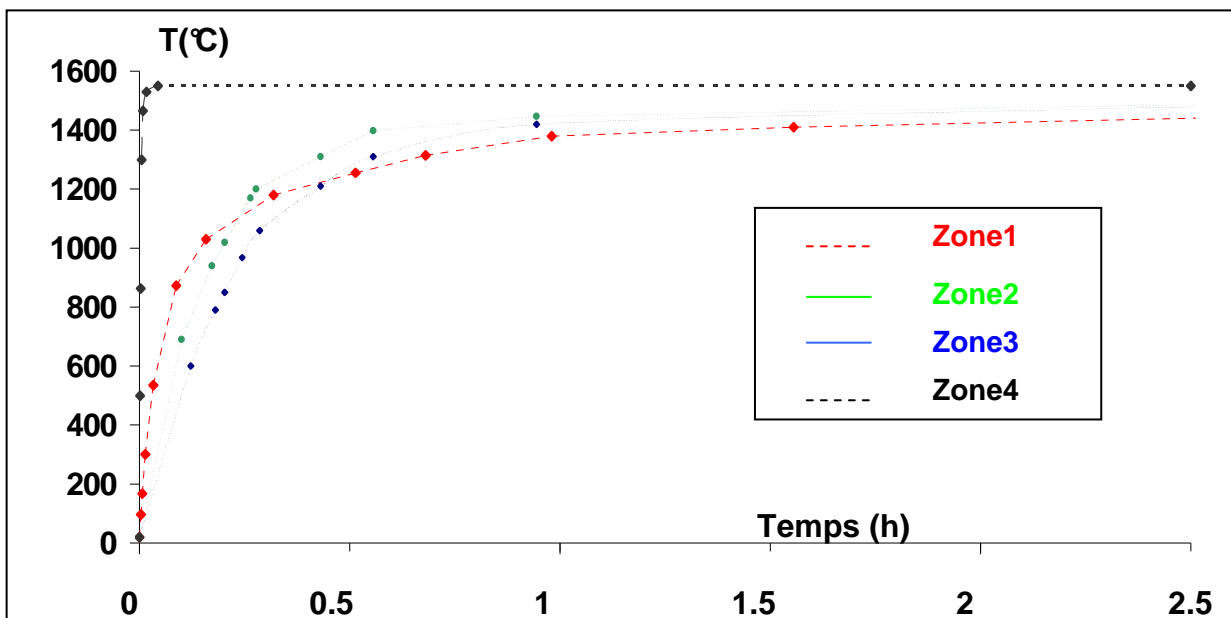


Figure 3.18. Montées en température sur les différentes zones de l'interface

3.3.3 Calcul complet du champ thermique d'un tube en fonctionnement

Une fois connue la montée en température sur l'interface toute entière, l'évolution du champ thermique d'un tube protecteur de jet en fonctionnement a été calculée numériquement en considérant, comme précédemment, un tube n'ayant pas de

couche décarburée, mais sur lequel ont été appliquées les conditions thermiques suivantes :

1. la montée en température de la face interne est celle calculée sur la surface interface ;
2. les échanges thermiques avec l'environnement sont ceux décrits au paragraphe 3.2.1.

Remarque : le choix de modéliser un tube sans couche décarburée n'a pas d'influence sur les résultats car :

1. du point de vue thermique, le chargement équivalent appliqué prend en compte son influence ;
2. du point de vue mécanique, cette couche a une rigidité très faible et n'a donc quasiment pas d'effet sur le reste de la structure.

3.4 Refroidissement durant l'inter-séquence

Les refroidissements modélisés, l'ont été en tant que période d'un cycle utilisation – refroidissement - réutilisation. Par suite, ils n'ont été simulés que sur des tubes ayant atteint leur régime permanent durant la première utilisation.

Les échanges thermiques de toutes les faces du tube avec leur environnement sont ceux définis au paragraphe §4A-3.2.1. Seul, le rayonnement induit par la face interne du tube a été négligé, car il a été supposé qu'il restait confiné dans cette cavité (cf. figure 3.19).

Cette hypothèse est raisonnable sauf pour les extrémités du tube qui peuvent rayonner vers l'extérieur. Toutefois, l'erreur qui en résulte est faible, car les déperditions d'énergie proviennent principalement des faces extérieures, les surfaces d'échanges avec l'environnement y étant beaucoup plus importantes.

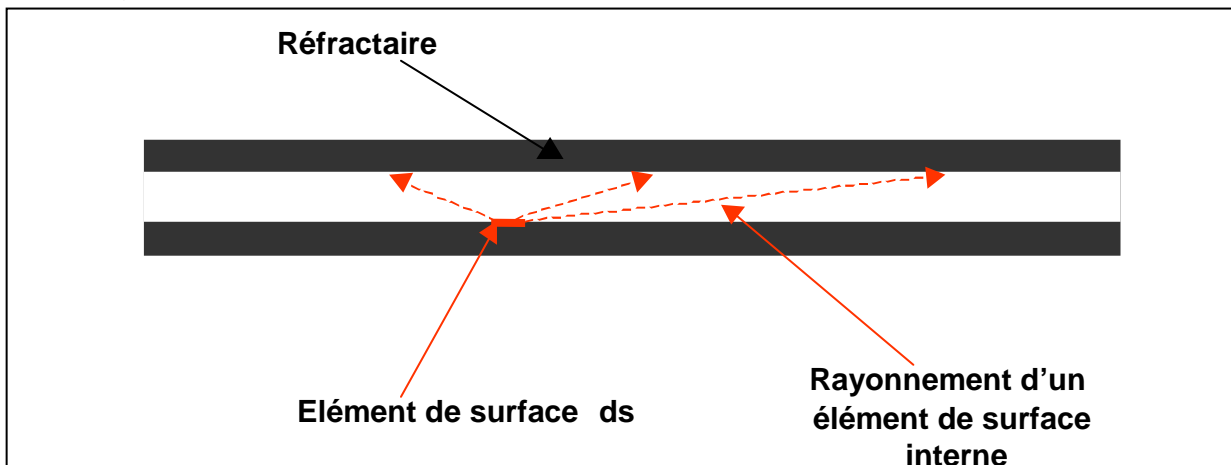


Figure 3.19. Rayonnement à l'intérieur du tube (phase de refroidissement)

Remarque : lors du refroidissement, l'intérieur du tube n'est pas une surface isotherme. Par suite, la prise en compte du rayonnement interne aurait nécessité le calcul, long et difficile, des facteurs de forme entre les surfaces de sortie et chacun des éléments de surface ds internes au tube. La précision des résultats n'en aurait probablement été que peu améliorée.

3.5 Choc thermique lors de la réutilisation

Dans cette phase de calcul, il a été supposé que dans tous les cas de figure la réutilisation se produisait sur un tube sans couche décarburée.

Le choc thermique de redémarrage est donc très simple à modéliser. Il suffit d'appliquer directement sur la face interne du tube (et non plus sur la couche décarburée) les échanges thermiques internes déterminés au paragraphe 3.2.2, les échanges externes demeurant ceux définis au paragraphe 3.2.1.

L'hypothèse faite concernant la couche décarburée n'est que partiellement réaliste dans la mesure où le refroidissement du tube ne se déroulant pas en atmosphère contrôlée, il est fort probable qu'une certaine épaisseur de la face interne du réfractaire se décarbure (l'oxydation du carbone étant importante au dessus de 400°C). Toutefois, l'épaisseur de réfractaire ainsi décarburée n'est pas quantifiable (et est très faible). En outre, la modélisation mise en œuvre permet de se placer dans le cas de figure le plus défavorable pour le tube en lui imposant le choc thermique le plus sévère.

3.6 Spécificité des tubes isolés extérieurement

3.6.1 Objectifs et démarche

L'utilisation d'une isolation fibreuse extérieure (cf. figure 3.20) sur certains tubes a pour but de permettre une montée en température plus rapide et plus homogène dans l'épaisseur de réfractaire protégée. L'objectif est d'y réduire les gradients thermiques, et par voie de conséquence, les contraintes thermomécaniques.

En outre, comme nous le verrons ultérieurement, une telle isolation permet de retarder de façon notable le refroidissement de la zone concernée.

Cependant, seule la partie cylindrique émergée du tube peut être isolée (la partie immergée baigne dans l'acier et la partie haute est surmontée par le casing métallique sur lequel il n'est pas possible de positionner un isolant).

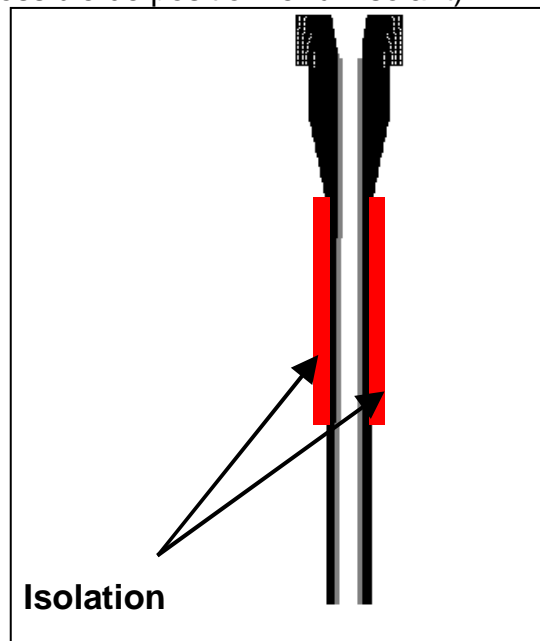


Figure 3.20. Tube protecteur de jet isolé.

L'isolation extérieure modifie les échanges thermiques du réfractaire avec son environnement, et par conséquent la montée en température de la zone considérée, notamment sur la face interne.

La montée en température de l'interface dans la zone 1 doit donc être recalculée pour chaque épaisseur d'isolation extérieure.

Cependant, cette détermination est aisée car la loi de disparition de la couche décarburée est connue et supposée indépendante des échanges thermiques de la pièce avec son environnement.

3.6.2 Caractéristiques de l'isolation

Les fibres utilisées sont des fibres céramiques réfractaires semblables à celles employées lors des essais de mesure de l'émissivité des tubes tests.

Leurs propriétés thermiques sont consignées dans le tableau 3.2.

Température (°C)	20	400	600	800	1000	1200	1400
λ (W/mK)	0.09	0.09	0.11	0.15	0.23	0.3	0.38
Cp (J/kg K)	1100						
ϵ	0.3						

Tableau 3.2. Caractéristiques thermiques de l'isolation extérieure.

La valeur de l'émissivité hémisphérique totale a été obtenue lors de la campagne de mesures in situ sur une busette isolée en fonctionnement. Étant la seule donnée disponible, elle a été supposée constante sur l'ensemble du spectre de longueur d'onde et sur la gamme de température considérée, mais l'erreur possible a été estimée (cf. paragraphe §4A-4.2.3).

3.6.3 Chargement thermique équivalent à l'interface de la zone 1

La figure 3.21 présente les montées en température sur l'interface, pour des épaisseurs d'isolation de 2 et 12 mm.

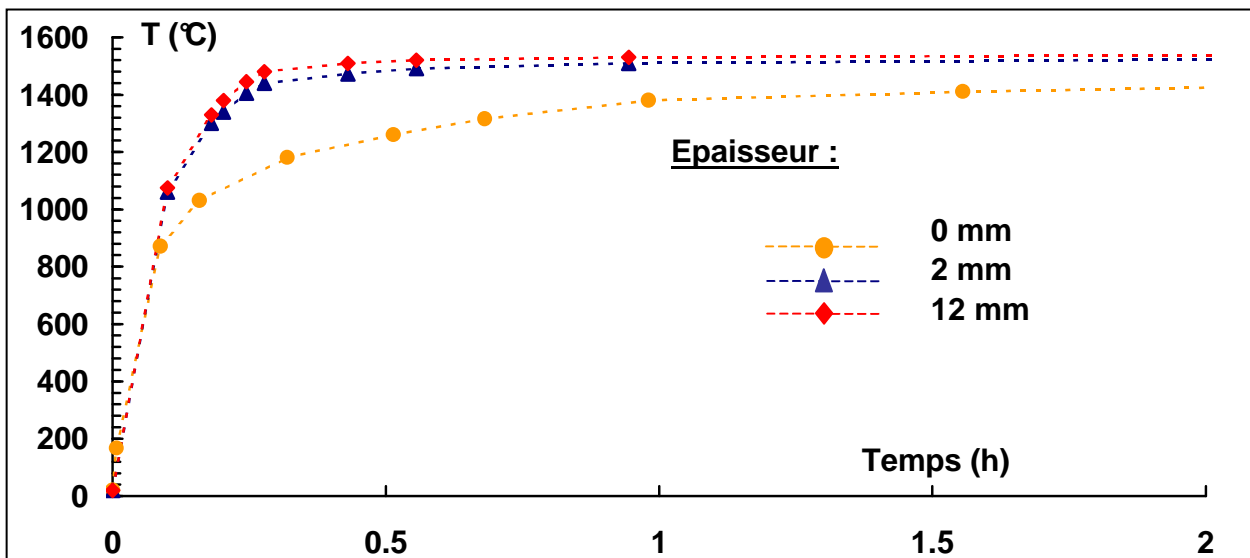


Figure 3.21. Effets de l'isolation extérieure sur la montée en température à l'interface dans la zone 1.

Conformément à ce qui était attendu, on peut constater que la présence de l'isolation extérieure provoque sur la face interne, une montée plus rapide et permet d'atteindre de plus hauts niveaux de température.

Cependant, pour des épaisseurs d'isolation variant entre 2 et 12 mm, la différence d'évolution sur l'interface n'est pas très significative. Ces résultats sont en accord avec ceux de la bibliographie ^{[6], [53], [58]}.

Nous verrons plus loin que l'épaisseur d'isolation a cependant une influence notable, en particulier durant le refroidissement.

4. Résultats

Le calcul ayant été fait en régime instationnaire, le post traitement donne accès aussi bien aux évolutions temporelles de la température de chacun des nœuds du maillage, qu'aux cartographies thermiques à chaque instant de la simulation.

4.1 Tubes standards

Les simulations numériques ont mis en évidence les résultats présentés dans les paragraphes suivants.

4.1.1 Rappels

Les transferts thermiques acier liquide – réfractaire sont convectifs et radiatifs dans la partie émergée du tube et uniquement convectifs dans la partie immergée (cf. paragraphe §4A-3.2.2 et 3.2.3).

La température de la face interne, dans la zone émergée, est d'environ 1460°C et elle varie peu en fonction de l'épaisseur du tube (cf. figure 3.18). Le niveau de température atteint, environ 100°C de moins que la température de l'acier, s'explique par l'absence de contact permanent entre l'acier et le réfractaire (cf. paragraphe 3.2.2).

Dans la partie immergée, la température est de 1550°C.

4.1.2 Première utilisation

La figure 3.6 montre que le régime permanent, qui correspond à la disparition complète de la couche décarburée, n'est atteint que 3 heures après le démarrage de la séquence de coulée.

Toutefois après une heure de fonctionnement, la quasi totalité du tube a atteint un niveau de température égal à environ 90% de sa valeur maximale. Ceci est en accord avec la loi d'érosion de la couche décarburée puisqu'une heure après le début de la séquence la plus grande partie l'épaisseur de cette dernière a disparu.

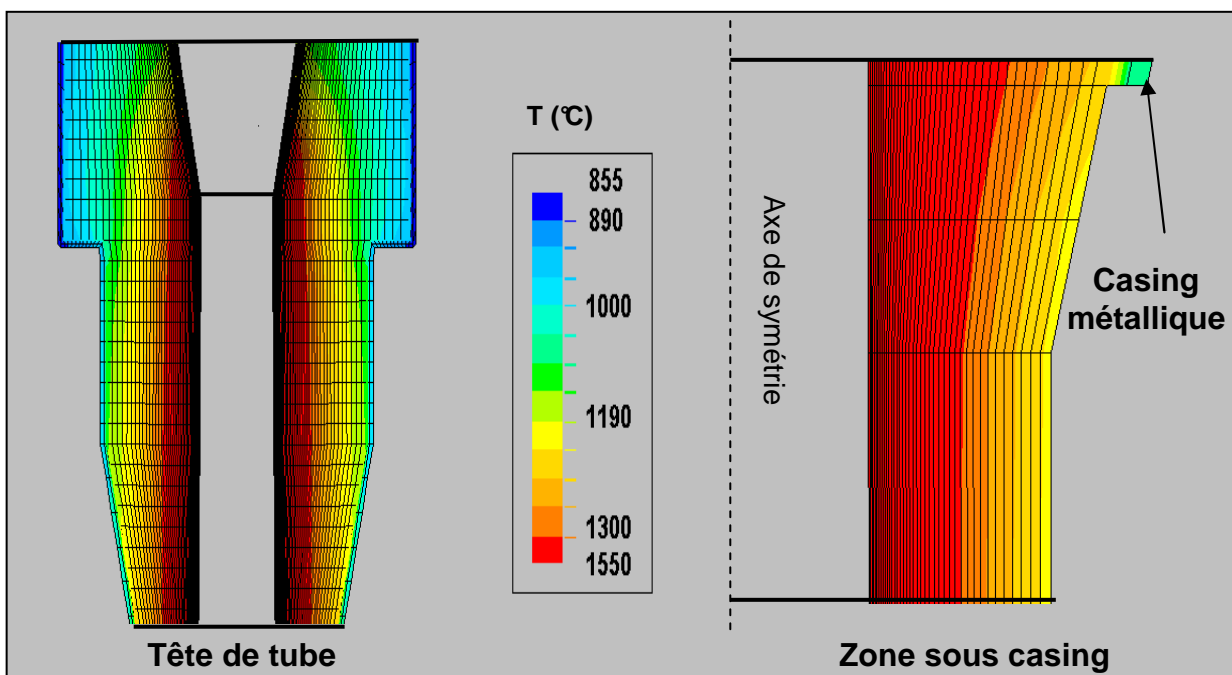


Figure 3.22. Cartographies thermiques en régime permanent.

En face externe de la partie émergée, le niveau de température atteinte en régime établi est d'autant moins importante que l'épaisseur de réfractaire est grande (cf figure 3.22). La température de la face externe varie ainsi entre 900 et 1170°C.

Par suite, les gradients thermiques radiaux sont extrêmement importants dans la partie émergée. En régime permanent, ils varient entre 10000 et 15000°C/m suivant l'épaisseur de réfractaire.

En outre, plus l'épaisseur est importante plus la température de la face externe s'élève tardivement (cf. figure 3.23).

4.1.3 Refroidissement

Le refroidissement est très rapide dans les premiers instants (cf figure 3.23). Ceci est dû au fait que les flux d'échanges radiatifs entre le tube et son environnement, qui est à température ambiante, sont très importants durant cette phase (on a en effet $\Phi_{rad} = f(T_{surface}^4)$ avec $T_{surface} > 1300K$).

De plus, la chute de température est d'autant plus rapide que l'épaisseur du tube est faible.

La partie haute du tube se refroidit en outre plus lentement car elle est protégée thermiquement par le ciment et le casing métallique qui la recouvre.

Toutefois, la zone cylindrique émergée se refroidissant plus rapidement que la tête du tube, il existe durant cette phase de la coulée des gradients thermiques longitudinaux qui provoquent une déperdition d'énergie par conduction longitudinale de la partie haute vers la partie cylindrique émergée.

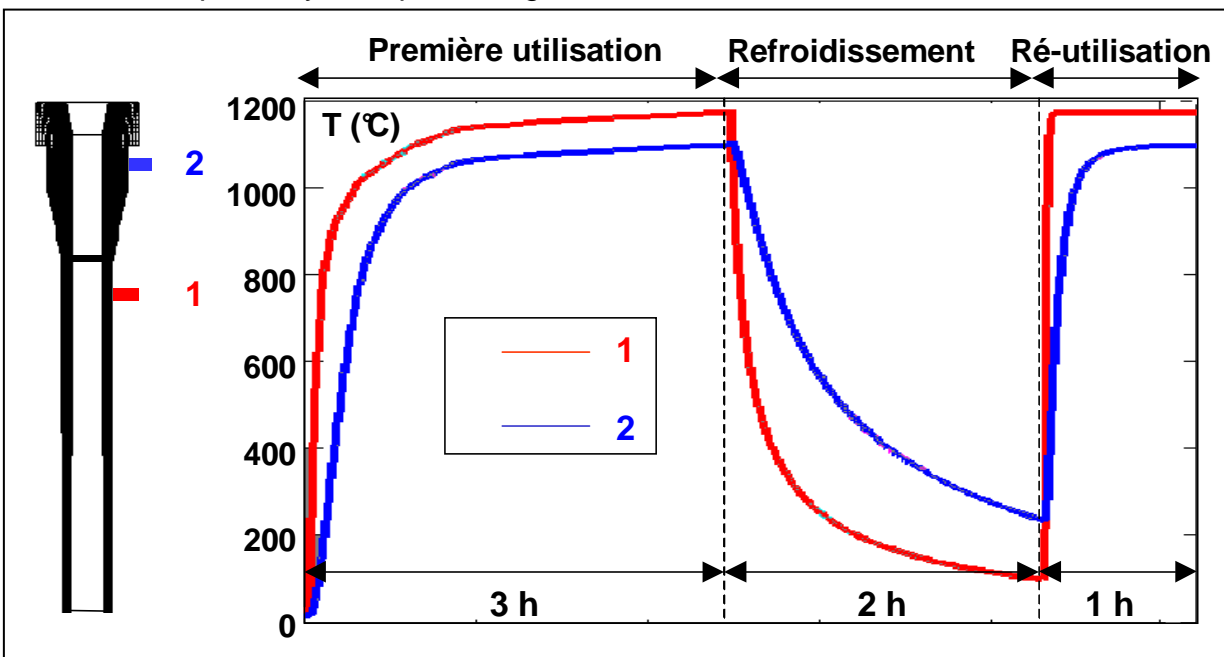


Figure 3.23. Évolution de la température de la face externe au cours d'un cycle thermique.

4.1.4 Réutilisation

Lors de la remise en service, le tube subit un choc thermique très sévère. La montée en température est beaucoup plus rapide que lors de la chauffe initiale. Pour exemple, après un refroidissement de 2 heures, la face interne de la partie émergée cylindrique droite passe de 150°C à 1390°C en 1 minutes 30 secondes ; dans le même temps la température de la face externe augmente de 950°C (cf. figure 3.23).

4.2 Tubes isolés

4.2.1 Montée en température

Conformément à l'objectif fixé, l'ajout d'une isolation extérieure permet d'obtenir, sous la zone protégée, lors de la première utilisation mais aussi en cas de réutilisation, une montée en température plus rapide que sur les tubes standards (cf. figure 3.24).

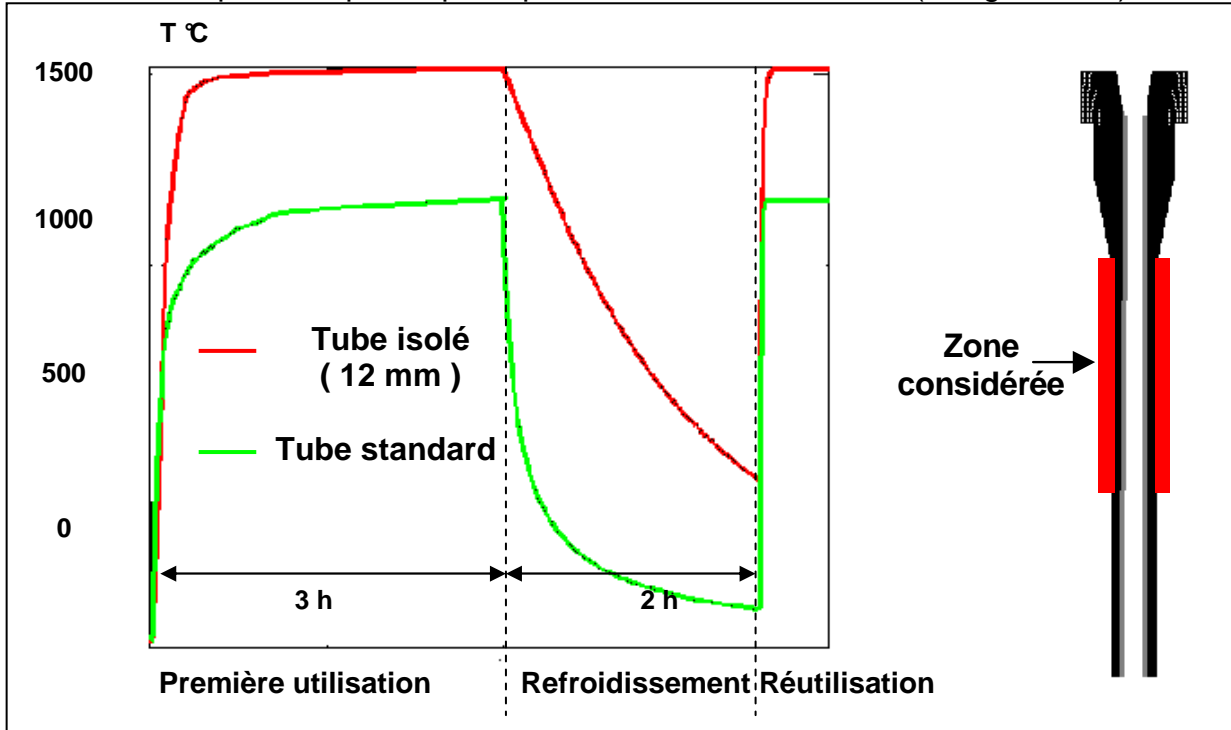


Figure 3.24. Évolution de la température de la face externe sous l'isolation

L'élévation de température est en outre plus homogène dans l'épaisseur, ce qui entraîne une diminution des gradients thermiques radiaux et, par suite, comme cela sera présenté ultérieurement, une forte réduction des contraintes thermomécaniques (cf. paragraphe 2.1 partie D).

Si l'on considère par exemple l'effet d'une isolation extérieure de 12 mm, on obtient lors de la première utilisation les résultats représentés en figure 3.25.

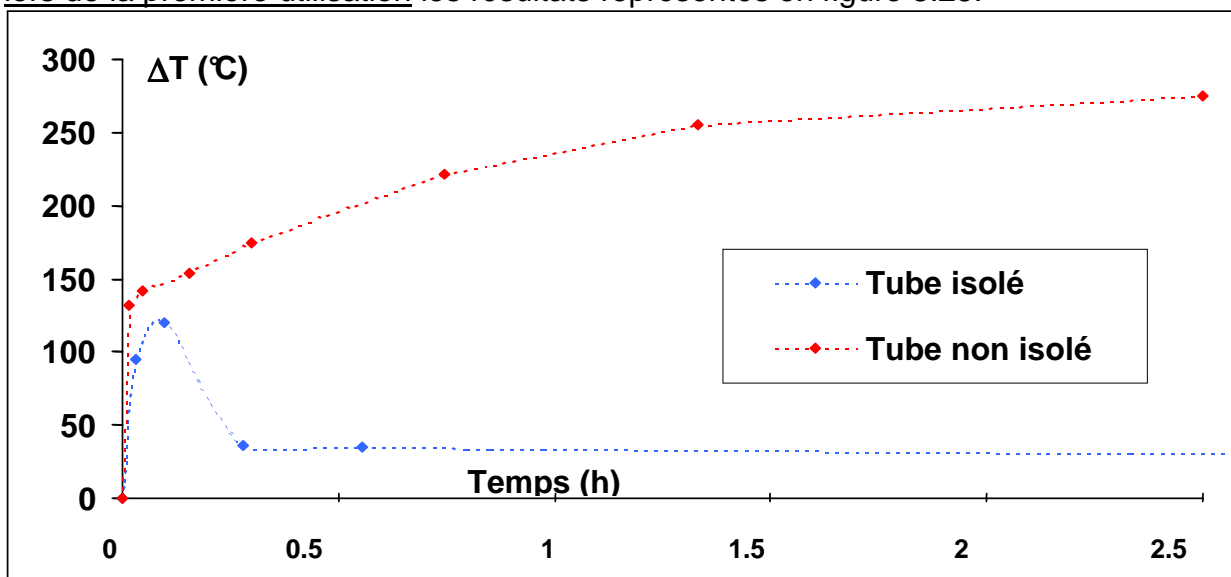


Figure 3.25. Différence de température entre les faces interne et externe dans la zone isolée.

En fait, quelle que soit l'épaisseur d'isolation, on observe que la différence de température entre les faces interne et externe se stabilise rapidement à de bas niveaux.

De plus, les niveaux de température atteints en régime permanent sont globalement beaucoup plus élevés que dans le cas d'un tube standard :

- la face interne est soumise à des températures supérieures à 1500°C ;
- la température de la face externe augmente de plus de 25% dès que l'épaisseur atteint 2mm (cf. Figure 3.26).

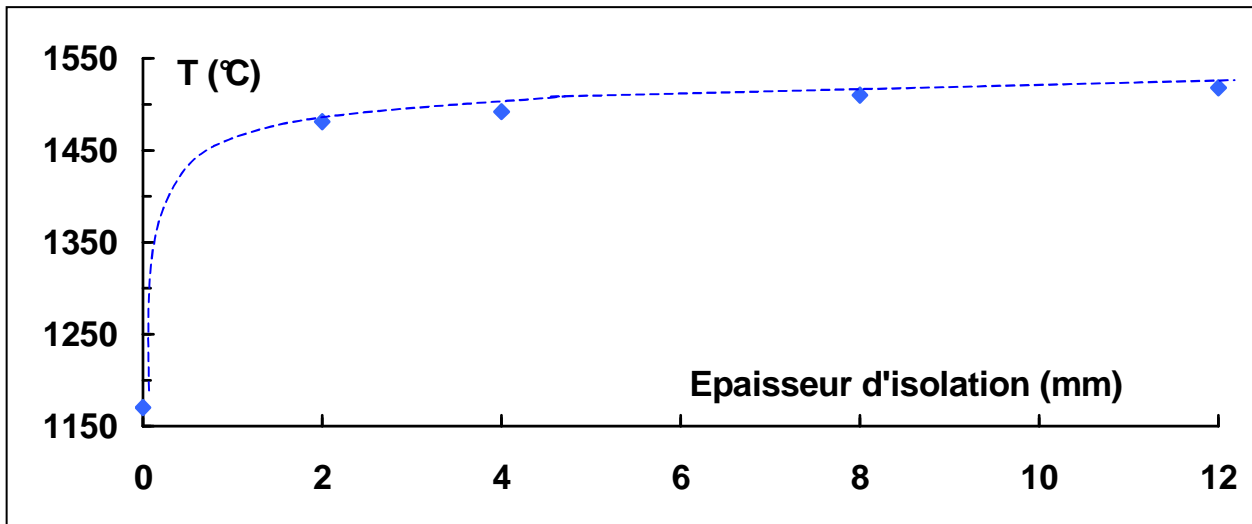


Figure 3.26. Température de la face externe sous isolation en régime permanent.

La figure 3.26 montre toutefois que si la présence d'une isolation a un effet très significatif, l'influence de l'épaisseur l'est beaucoup moins : le niveau de température atteint avec 12mm d'isolation n'est que faiblement supérieur à celui obtenu avec seulement 2mm. Kawamira et al. ont mis en évidence des résultats similaires^[6].

Physiquement, les fibres permettent de confiner l'énergie calorifique au sein du tube en limitant les déperditions au travers de la face externe. Toutefois, la conductance de l'isolation extérieure étant très faible, la déperdition d'énergie est fortement réduite dès les faibles épaisseurs (par suite l'augmentation de l'épaisseur n'a que peu d'effets sur la température du tube qui doit nécessairement être inférieure à celle de l'acier : 1550°C).

4.2.2 Refroidissement

Contrairement à ce que l'on a pu noter pour la montée en température, lors du refroidissement du tube, l'épaisseur de l'isolation a un effet très significatif. Ce point est corroboré par la bibliographie^{[53], [58]}. On peut en effet constater sur la figure 3.27 que la zone protégée se refroidit d'autant plus lentement qu'elle est fortement isolée.

En fait, lors du refroidissement, l'isolation limite les transferts thermiques entre le tube réfractaire et son environnement et plus l'épaisseur d'isolant est importante, plus ce "filtrage" est efficace.

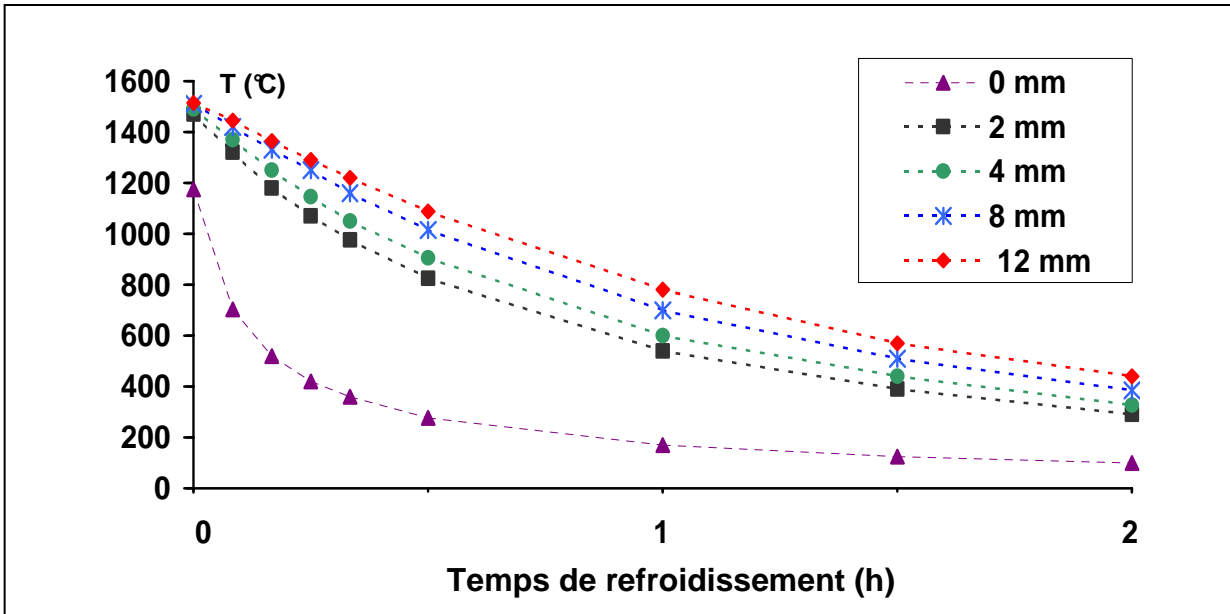
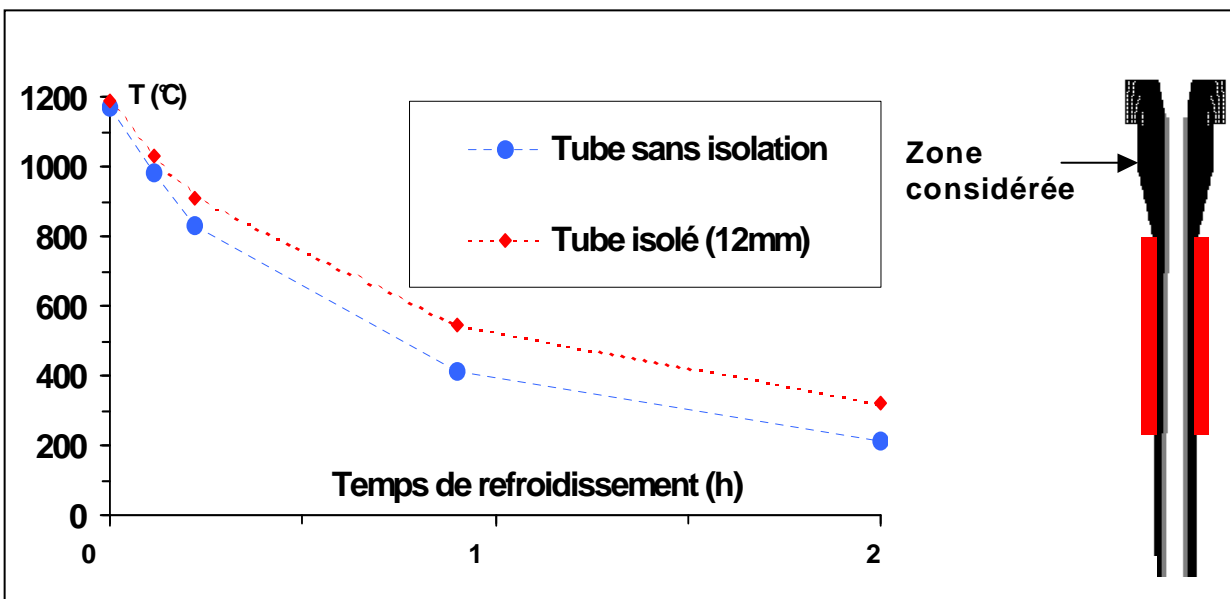


Figure 3.27. Influence de l'épaisseur d'isolation sur la température de la face externe de la zone isolée.

La présence d'une isolation extérieure permet aussi de réduire le refroidissement de la partie haute du tube sous le casing métallique (cf. figure 3.28). Ceci s'explique par le fait que dans le cas d'un tube standard, cette partie du tube est refroidie par les échanges thermiques qu'elle entretient avec son environnement mais aussi, par conduction, avec la partie cylindrique émergée. A contrario, dans le cas d'un tube isolé, la zone cylindrique émergée est beaucoup plus chaude (du fait de l'isolation) et ne joue donc plus le rôle d'une pompe à chaleur pour la partie haute.



4.2.3 Validité des résultats

Afin d'estimer l'erreur maximale induite la méconnaissance de la valeur de l'émissivité des fibres isolantes, les mêmes cycles thermiques ont été simulés $\epsilon_{\text{fibres}}=1$. L'écart maximal de température entre les résultats des simulations est apparu lors des refroidissements et correspond à une différence relative variant de 5 à 20% (respectivement pour des épaisseurs de 12 et 2 mm). Cette différence peut paraître fortement problématique, notamment en vue du calcul des contraintes thermomécaniques. Cependant, elle ne l'est pas vraiment car l'erreur intervient sur de

faibles niveaux de température et n'en modifie pas significativement l'ordre de grandeur.

Par suite, lors d'une éventuelle réutilisation, les contraintes calculées seront peu affectées par l'imprécision sur la valeur de l'émissivité de l'isolation.

4.2.4 Conclusion

L'ajout d'une isolation extérieure a un effet bénéfique sur le comportement thermique de la zone protégée car elle permet de réduire très fortement les gradients thermiques lors de la montée en température de la pièce, même pour de faibles épaisseur de fibres.

De plus, en cas d'inter-séquence, elle retarde d'autant mieux le refroidissement de toute la partie émergée que son épaisseur est importante. Ceci est intéressant dans une optique de réutilisation.

Toutefois, l'isolation ne supprime pas le refroidissement : elle ne fait que le retarder. Quelle que soit l'épaisseur d'isolation, une inter-séquence suffisamment longue provoquera toujours le retour à la température ambiante du tube tout entier.

5. Conclusion

Le modèle numérique permettant de simuler le comportement thermique des tubes protecteurs de jet en fonctionnement a été construit en se basant sur les données obtenues lors de la campagne de mesures in situ effectuées à l'aciérie de Dunkerque. Ce modèle a non seulement permis d'obtenir des résultats concernant l'utilisation actuelle des tubes standards mais aussi de déterminer le comportement :

- de ces mêmes tubes lors des phases de refroidissement et de réutilisation (phases non opérationnelles actuellement) ;
- de tubes ayant subi des modifications de design (changement d'épaisseur, ajout d'une isolation extérieure...) durant la totalité d'un cycle thermique.

L'étude thermomécanique peut donc être abordée sur des tubes classiques mais aussi sur des tubes modifiés.

PARTIE B : COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE

1.Introduction

Cette première partie consacrée aux contraintes thermomécaniques ne concerne que l'utilisation initiale.

La bibliographie concernant les matériaux utilisés n'ayant pas permis de subvenir à l'ensemble des besoins en données thermomécaniques (cf. chapitre 1), des essais de caractérisation ont dû être réalisés. Toutefois, ces derniers étant coûteux, en temps et en moyens, et difficiles à mettre en œuvre sur les matériaux d'alumine-carbone considérés (en particulier à haute température), un plan d'expériences a été mis en œuvre. L'objectif était de pouvoir, au vu de ses résultats, se focaliser uniquement sur les expériences concernant les paramètres les plus influents.

Ce plan a aussi permis d'établir une hiérarchisation globale des facteurs supposés influents sur la thermomécanique des tubes protecteurs de jet. Les paramètres sélectionnés ne concernent donc pas uniquement l'aspect matériau mais l'ensemble des éléments supposés avoir des effets significatifs sur les contraintes d'origine thermique tels que le module d'Young, le coefficient de dilatation, la conductivité thermique....

Bien qu'une dizaine de nuances différentes d'alumine-carbone aient été caractérisées, une seule (le mélange M2) a fait l'objet d'une étude thermomécanique complète.

2. Plan d'expériences

2.1 Caractéristiques du plan d'expériences^[59]

Le plan mis en œuvre est un réseau de DOEHERT à sept facteurs (ou entrées) prenant en compte trois niveaux de valeurs pour chacun d'entre eux. Ce choix a été motivé par le désir de minimiser le nombre d'expériences à mettre en place. De plus il permet, non seulement de déterminer l'influence de chacun des paramètres et de leurs interactions, mais aussi (c'est une de ses particularités) de construire un modèle réduit autorisant l'optimisation de la réponse en fonction de la valeur des différentes entrées.

Les expériences sont des simulations numériques qui caractérisent le comportement thermomécanique de tubes cylindriques, de diamètre intérieur et de hauteur constants, soumis à des chocs thermiques violents (équivalents à des démarrages de séquence sans couche décarburée). Il a en effet été choisi de déterminer les paramètres les plus influents dans le cas des chocs thermiques les plus défavorables pour les tubes réfractaires, ceci notamment dans la perspective de leur réutilisation.

Les valeurs maximales des contraintes longitudinales de traction en face externe des tubes ont été choisies comme réponses significatives du plan d'expériences.

Les caractéristiques des tubes et leur domaine de variation sont référencés dans le tableau 3.2. Ils ont été définis afin de couvrir l'ensemble des valeurs possibles :

- des caractéristiques thermomécaniques des matériaux d'alumine-carbone utilisés ;
- des différentes épaisseurs d'un tube réel et de son éventuelle isolation extérieure.

	Symbole	Domaine de variation
Conductivité thermique (W/mK)	λ	8 - 20
Coefficient de dilatation ($\cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$)	α	2 - 6
Loi de comportement plastique (GPa)	$E_{\text{él+pl}}$	5 - 15
Limite d'élasticité linéaire en traction (MPa)	L_t	0.2 - 0.6
Limite d'élasticité linéaire en compression (MPa)	L_c	2 - 6
Diamètre extérieur (mm)	D	140 - 260
Épaisseur d'isolation extérieure (mm)	e	0.1 - 10

Tableau 3.2. Paramètres du plan d'expériences et domaines de variation

Le paramètre $E_{\text{él+pl}}$ représente en fait la partie plastique des lois $\sigma = f(\epsilon)$. Ces lois de comportement utilisées dans le plan d'expériences ont été générées analytiquement de telle sorte que l'allure de la courbe dans le domaine plastique dépende de la valeur du module d'Young. Elles ont pour formules génériques les expressions (3.7) :

$$E_{\text{él+pl}} \begin{cases} \sigma_{\text{pl-t}}(\epsilon) = a(E) \cdot \epsilon^{b(E)} & \text{en traction} & (3.7\text{-a}) \\ \sigma_{\text{pl-c}}(\epsilon) = a'(E) \cdot \epsilon^{b'(E)} & \text{en compression} & (3.7\text{-b}) \end{cases}$$

avec a , a' , b et b' fonctions de E .

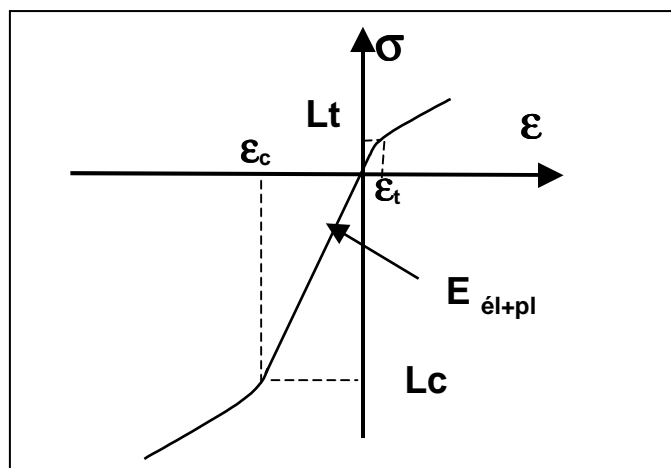


Figure 3.29. Allure des lois de comportement utilisées

Au final on utilise donc des lois de comportement de la forme (expressions 3.8) :

$$\sigma = f(\epsilon) = \begin{cases} E \cdot \epsilon & \text{si } \epsilon_c < \epsilon < \epsilon_t \\ L_t + a(E) \cdot (\epsilon^{b(E)} - \epsilon_t) & \text{si } \epsilon_t < \epsilon \\ L_c + a'(E) \cdot (\epsilon^{b'(E)} - \epsilon_c) & \text{si } \epsilon < \epsilon_c \end{cases} \quad (3.8)$$

2.2 Résultats

Le plan d'expériences a mis en évidence que les lois de comportement mécanique et le coefficient de dilatation linéaire sont les deux paramètres les plus influents sur le niveau des contraintes engendrées par un choc thermique sévère (cf. figure 3.30-a). L'influence de ces deux paramètres dépasse largement celle de tous les autres. En fait, si tous les paramètres évoluent simultanément, les seules variations de E_{el+pl} et α engendrent plus de la moitié de la variation totale de la réponse considérée (cf. Figure 3.30-b).

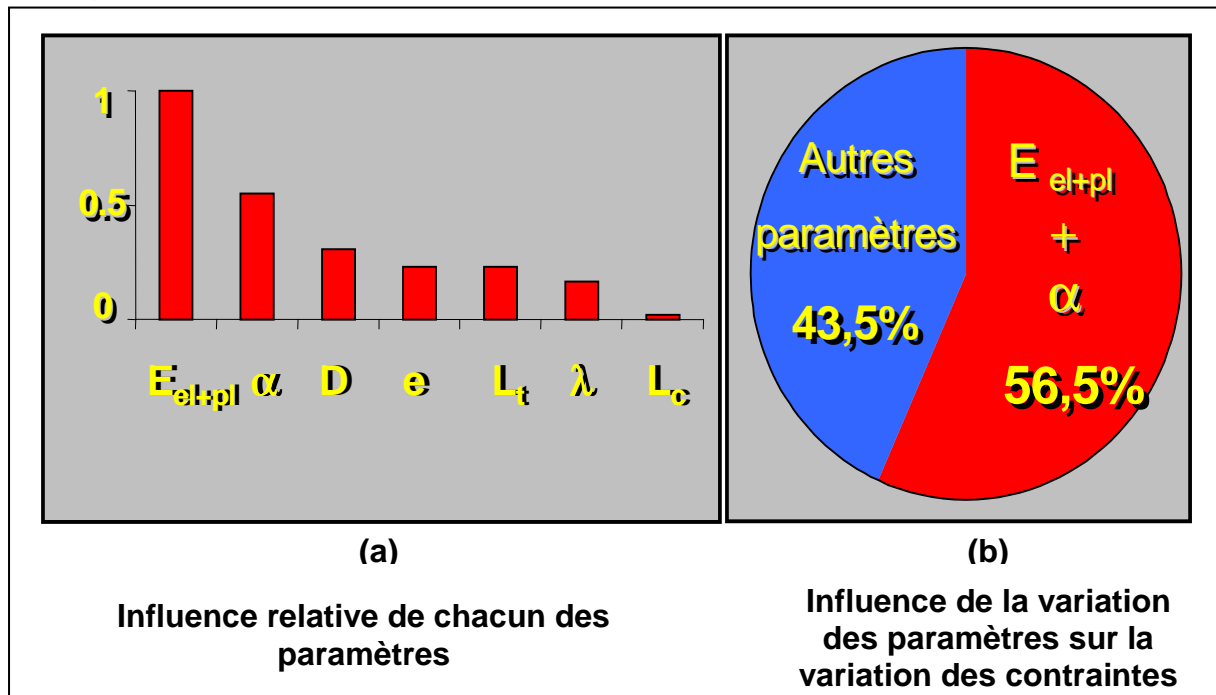


Figure 3.30. Influence des paramètres et de leurs interactions sur le niveau des contraintes de traction en face externe

Ces résultats sont cohérents avec les conclusions de la théorie thermoélastique (cf. chapitre 2), mais ils montrent que sur les domaines de variation considérés, l'influence de E_{el+pl} est supérieure à celle de α alors que la théorie thermoélastique leur attribuerait un poids équivalent.

On peut être surpris par le peu d'influence de la conductivité thermique. Ceci s'explique par le fait que les contraintes de traction, en face externe, sont engendrées par l'apparition quasi instantanée, lors d'un choc thermique, de contraintes de compression en face interne. Sur la plage de valeurs considérée la conductivité thermique n'a pratiquement pas d'effet car la cinétique mécanique est beaucoup plus rapide que la cinétique thermique : les contraintes de traction atteignent leur maximum alors que la face externe est toujours froide.

En conséquence, les caractérisations du matériau ont prioritairement porté sur les lois de comportement mécanique et le coefficient de dilatation linéaire.

3. Caractérisation des matériaux neufs

3.1 Campagne de caractérisation

Une campagne de caractérisation des matériaux d'alumine-carbone constituant les tubes protecteurs de jet a été entreprise. Des essais mécaniques de traction –

compression (à froid et à chaud) et des mesures de dilatométrie ont été effectués au sein des laboratoires impliqués :

1. à l'ENSCI, VAUDEZ^[60] a, au cours de son DRT, caractérisé à température ambiante plusieurs nuances d'alumine-carbone fabriquées par Vesuvius. Trois d'entre elles, plus spécifiquement étudiées, seront référencées dans la suite de l'étude M1, M2 et M3 ;
2. au CRDM de SOLLAC Atlantique, des essais de compression à chaud ont été effectués sur les produits des différents fournisseurs (VESUVIUS, THOR, TYK, DELTEK,..) ;
3. à la SFC des essais de caractérisation du comportement à chaud en traction de la nuance M2 ont été réalisés.

L'ensemble des mesures dilatométriques a été mené à l'ENSCI sur un dilatomètre ADAMEL DI 24.

Les nuances de matériaux étudiées se différencient principalement par la proportion massique des éléments ajoutés à l'alumine et au carbone.

3.2 Lois de comportement mécanique

Les essais mécaniques ont mis en évidence que l'ensemble de ces matériaux présentent :

1. une forte non linéarité ainsi qu'une très importante dissymétrie du comportement traction – compression (cf. figure 3.31) sur toute la gamme de température considérée ;
2. des déformations rémanentes significatives après chaque déchargement (cf. figure 3.31 et 3.32) à froid et à chaud ;

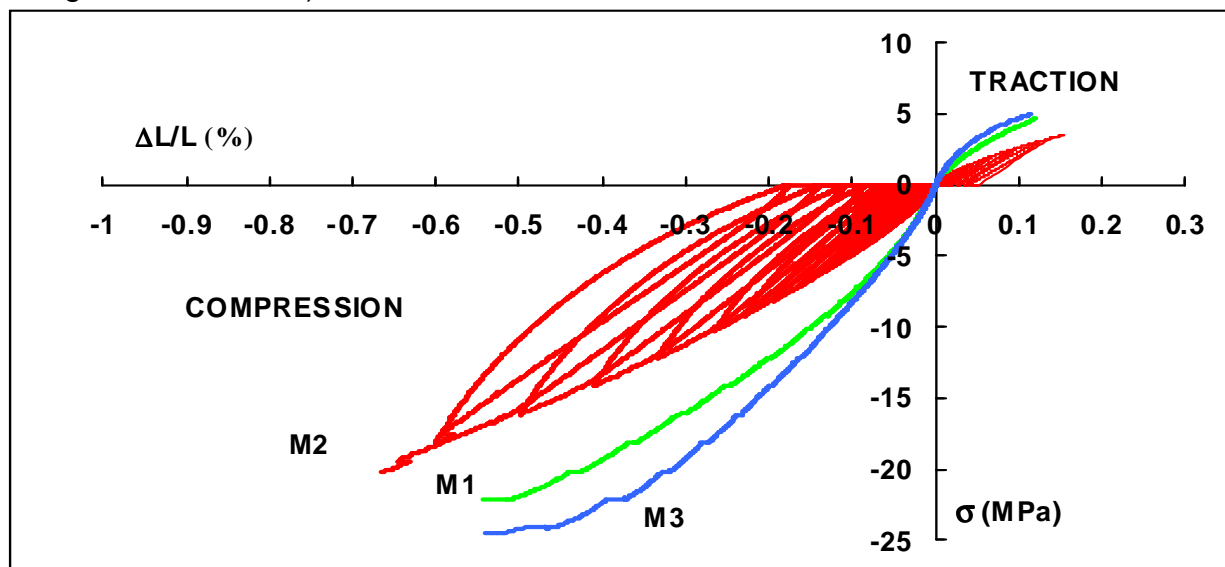


Figure 3.31. Comportement en compression et en traction des matériaux M1, M2 et M3 à 20°C.

3. une forte diminution de la rigidité en traction et en compression au delà de 800°C sur la plupart des nuances caractérisées, notamment sur la nuance M2 (cf. figure 3.32) ;

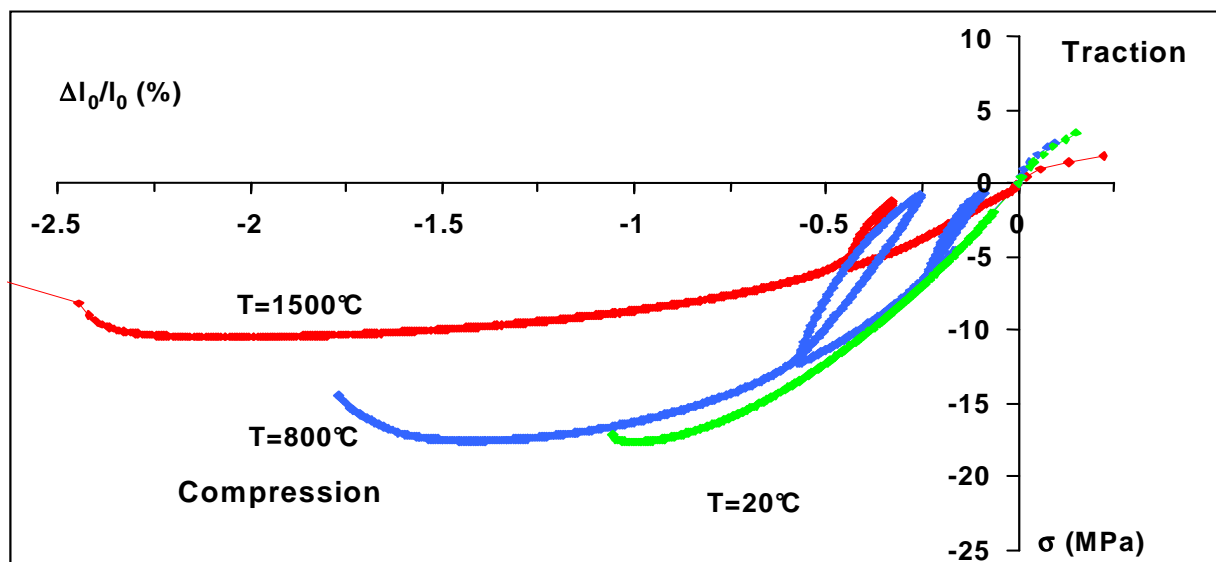


Figure 3.32. Lois de comportement du matériau M2 en fonction de la température

4. une bonne correspondance (dans le cas des mesures effectuées à froid à l'ENSCI) entre la valeur du module d'Young déterminée à partir des courbes de traction (E_{0T}) et de compression (E_{0C}) et celle mesurée par technique ultra-sonore (E_{US}) (cf. tableau 3.4).

Matériau	$(E_0)_T$	$(E_0)_C$	$(E_0)_{US}$
M1	9	13	10
M2	6	8	7.5
M3	13	14	12.5

Tableau 3.4. Module d'Young des nuances M1, M2 et M3

5. une rigidité sécante, définie comme le rapport de la contrainte à la rupture par la déformation à la rupture, d'autant plus importante, à froid (cf. figure 3.33) et à chaud, que leur teneur en alumine est importante.

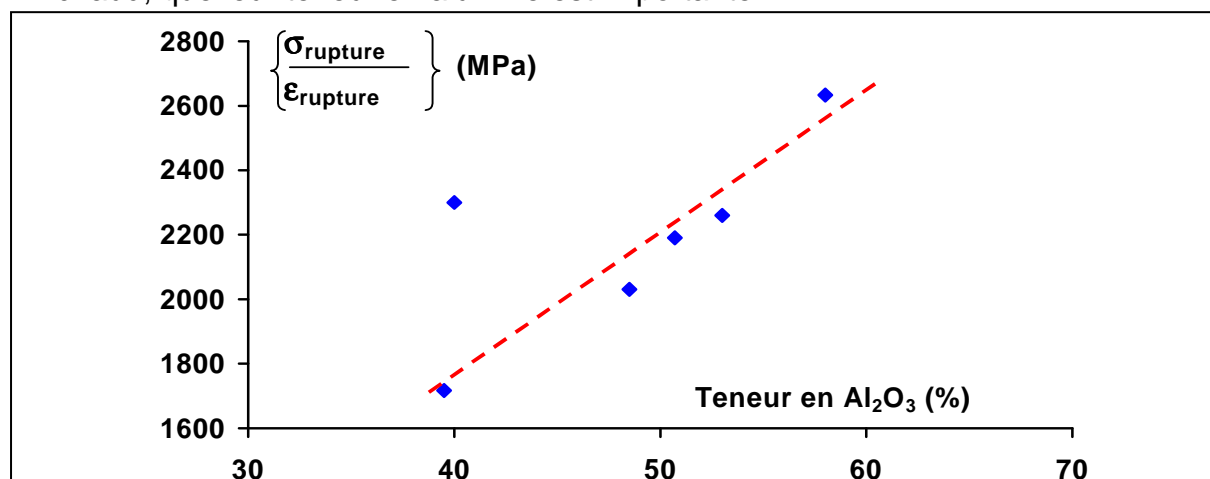


Figure 3.33. Module sécant à la rupture, en compression, des matériaux en fonction de leur teneur en Al_2O_3 .

Remarque : la loi de comportement $\sigma = f(\epsilon)$ à 20°C présentée en figure 3.32 (mesures effectuées au CRDM), diffère sensiblement de celle déterminée par S. VAUDEZ^[60] (figure 3.31), car les dispositifs expérimentaux utilisés pour les compressions à température ambiante et à haute température ne sont pas les mêmes au CRDM et à l'ENSCI. En fait, seules les meures effectuées par jauges de déformations (S. VAUDEZ) permettent une bonne appréciation « du pied des

courbes » de traction et de compression et, par suite, une mesure correcte du module d'Young. Cela provient du fait que dans un premier temps, la montée en charge permet de supprimer les jeux mécaniques du montage ; or la plupart des dispositifs expérimentaux (hors jauges) mesurent la déformation totale du système et intègrent donc la suppression de ces jeux. Ceci fausse donc la mesure de la déformation réelle de l'éprouvette au début de l'essai.

3.2 Coefficient de dilatation thermique

La dilatation thermique est à l'origine des contraintes thermomécaniques. C'est en effet la dilatation différentielle dans l'épaisseur des tubes qui provoque l'apparition de contraintes. Par suite, comme le plan d'expériences l'a mis en évidence, le coefficient de dilatation linéaire a une influence très importante sur la sévérité du choc thermique subi par le réfractaire.

Les coefficients de dilatation des différents mélanges neufs varient de 2.10^{-6} à $6.10^{-6} K^{-1}$.

Pour exemple, la figure 3.34 présente l'évolution du coefficient α pour la nuance M2 sur la gamme de température 20 - 850°C.

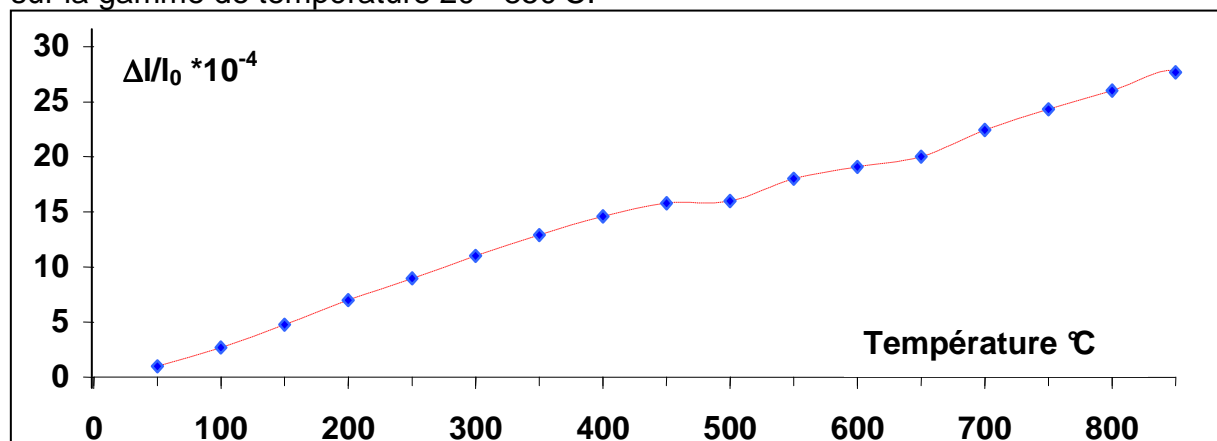


Figure 3.34. Courbe dilatométrique du matériau M2.

La figure 3.35 présente, pour différents produits, l'évolution du coefficient α (20->800°C) en fonction de la teneur en SiO_2 (présente sous forme vitreuse).

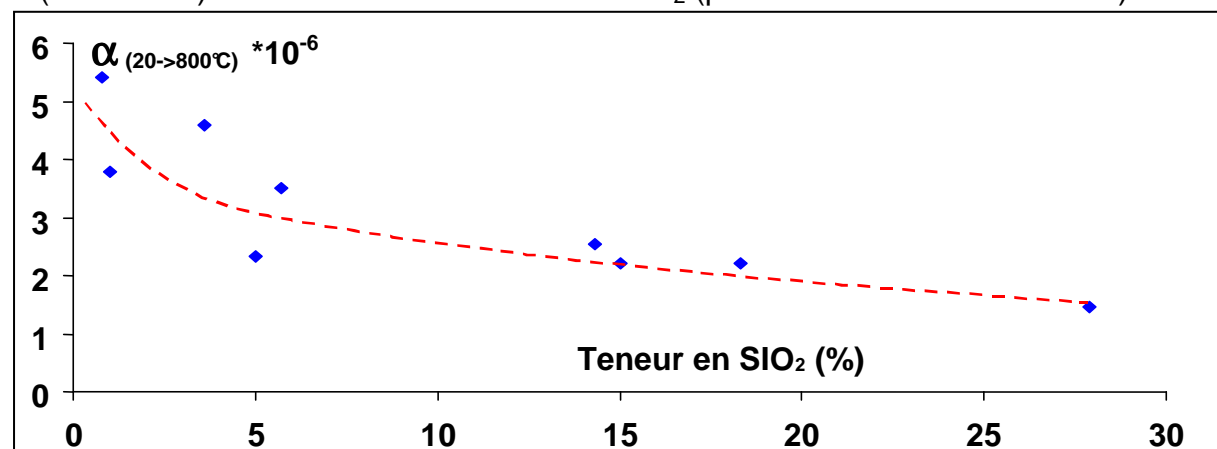


Figure 3.35. Dilatation, entre 20 et 800°C, des différents matériaux en fonction de leur teneur en silice vitreuse.

On peut constater que, plus la teneur en silice vitreuse est importante, plus le coefficient α est faible, ce qui est un atout pour la résistance aux chocs thermiques de démarrage de la pièce considérée.

Toutefois, il sera vu dans la partie §3C que la silice vitreuse n'a pas que des avantages puisqu'elle subit, en service, d'importantes transformations de phases.

De plus, les travaux de S. VAUDEZ ont mis en évidence un phénomène commun aux produits VESUVIUS : l'évolution schématisée du coefficient α (en fonction de la température cf. figure 3.36) de trois de ces produits fait apparaître en effet trois étapes distinctes :

- jusqu'à environ 400°C : dilatation importante ;
- de 400°C à 600°C : dilatation modérée ;
- au delà de 600°C : dilatation importante.

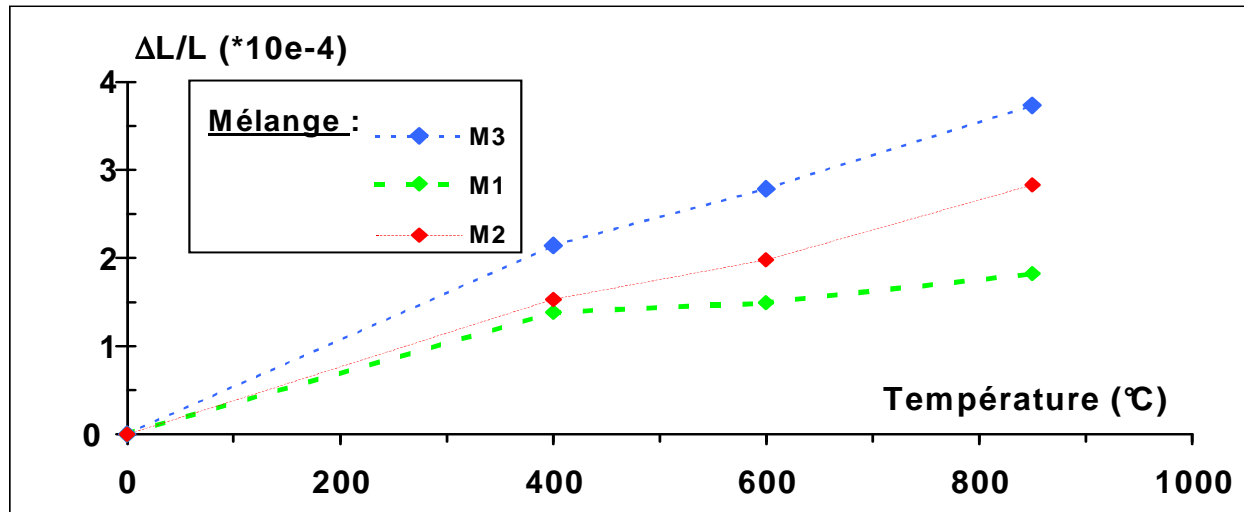


Figure 3.36. Courbes dilatométriques schématisées de trois nuances d'alumine-carbone VESUVIUS.

Ces évolutions semblent être induites par des phénomènes d'ouverture – fermeture de microfissures pré-existantes dans le produit neuf. Elles permettent au matériau de ne pas avoir des coefficients de dilatation ($\alpha(20 \rightarrow 800^\circ\text{C})$) trop élevés et favorisent donc indirectement sa résistance aux chocs thermiques.

4. Modélisation numérique

4.1 Maillage

Le maillage utilisé pour le calcul du champ thermomécanique est le même que celui utilisé pour l'étude du champ thermique au sein du tube protecteur de jet (cf. paragraphe 3.1.2 partie A). Les éléments sont donc toujours des quadrilatères à 4 nœuds.

Le choix de ne pas modifier la nature des éléments utilisés a été motivé par le désir de se placer dans le cas le plus défavorable quant au niveau des contraintes estimées. L'utilisation de ces éléments plus rigides que les éléments à 8 nœuds, qui comprennent 4 nœuds de "souplesse", conduit à surestimer la valeur des contraintes calculées.

4.2 Choix du modèle élasto-plastique

Les mécanismes régissant le comportement des matériaux réfractaires d'alumine-carbone considérés ne font pas intervenir de phénomènes de création ou de mouvements de dislocations. Il ne s'agit donc pas de plasticité trouvant son origine dans des mécanismes de réseau (comme pour les métaux par exemple). On peut donc penser être en présence de mécanismes induit par le comportement plastique de la matrice carbonée.

Toutefois, macroscopiquement, ces comportements mécaniques peuvent être traduits par des lois élasto-plastiques.

Pour ces raisons, le comportement mécanique des matériaux utilisés a été simulé à l'aide d'un modèle élasto-plastique intégré à la bibliothèque d'ABAQUS.

Le modèle intitulé "Cast Iron Plasticity"^[61] a été écrit afin de traduire le comportement des fontes grises, matériaux constitués d'une matrice d'acier dans laquelle se trouvent des lamelles de carbone.

Le choix de ce modèle peut paraître, a priori, surprenant dans la mesure où les matériaux que nous avons étudiés ne sont pas métalliques.

Cependant, il permet de décrire le comportement de matériaux isotropes qui présentent une dissymétrie importante du comportement traction – compression due aux effets, ou à l'absence d'effet, des éléments se trouvant dans la matrice :

- les limites d'élasticité en traction et en compression sont dans un rapport de 3 à 4 ;
- les modes d'érouissage sont différents en traction et en compression ;
- le matériau est plutôt fragile en traction et ductile en compression.

Bien que deux des trois phénomènes précédents soient en désaccord avec l'origine physique du comportement des réfractaires, leurs conséquences phénoménologiques sont macroscopiquement semblables à celles observées sur les matériaux étudiés.

Pour cette raison, mais aussi pour ne pas avoir à utiliser, ou à créer, un modèle plus réaliste^[52] mais très lourd à mettre en place et à utiliser (et ne fournissant pas nécessairement des résultats plus intéressants pour notre étude), nous avons décidé d'utiliser ce modèle.

4.3 Caractéristiques du modèle

Le modèle permet de décrire le comportement d'un matériau élasto-plastique isotrope dont le module d'Young est le même en compression et en traction.

Dans l'espace des contraintes principales, les comportements élasto-plastiques en traction et en compression du matériau considéré sont respectivement décrits par le cube de Rankine et le cylindre de Von Mises^[61] (cf. figure 3.37). La surface limite est définie au moyen de trois invariants du tenseur des contraintes :

1. la pression hydrostatique $p = -\frac{1}{3} \sigma : I$

2. la contrainte équivalente de Mises $q = \sqrt{\frac{3}{2} S : S}$

3. le troisième invariant du déviateur des contraintes : $r = \sqrt[3]{\frac{9}{2} (S \cdot S : S)}$

avec $S = pI + \sigma$

Le modèle prend en compte non seulement les évolutions en température des lois de comportement mécaniques, mais aussi celles induites par la variation de n autres paramètres : pour exemple, on peut ainsi modéliser l'influence de transformations de phases au sein du matériau (à conditions qu'elles influent sur le comportement mécanique). Le modèle donne en fait la possibilité de décrire le comportement mécanique du matériau par une hyper-surface de dimension n+1.

Les variables de sorties sont :

- les contraintes σ ;
- les déformations ϵ ;

- les déformations plastiques ϵ^{pl} ;
- la déformation plastique uniaxiale équivalente en traction $\bar{\epsilon}_t^{pl}$ (cette variable égale à $\bar{\epsilon}_t^{pl} = \int_0^t \dot{\epsilon}_t^{pl} dt$ peut permettre d'estimer le niveau d'endommagement du matériau).

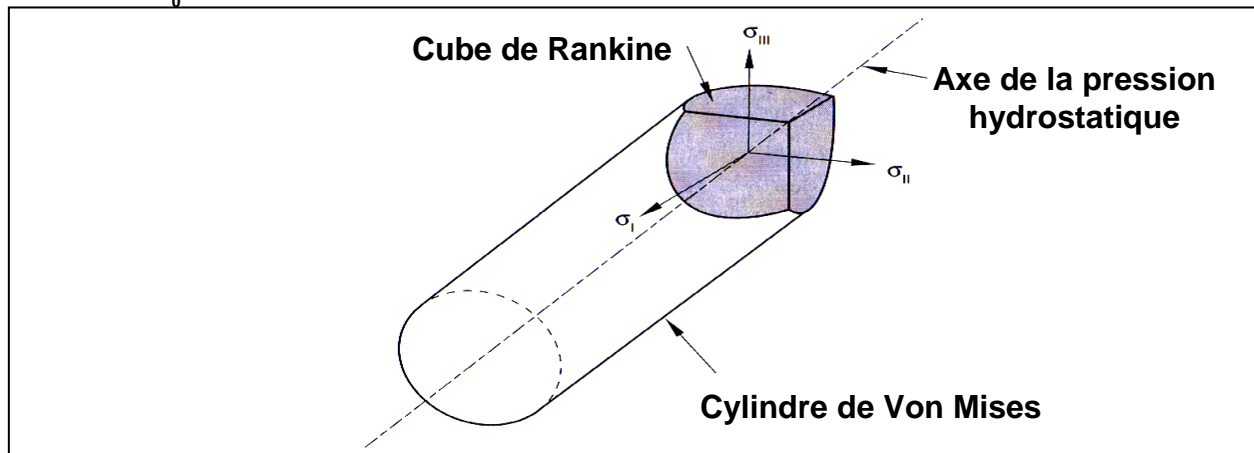


Figure 3.37. Représentation schématique du cube de Rankine et du cylindre de Von Mises dans l'espace des contraintes principales.

5. Résultats

5.1 Résultats globaux

Les résultats présentés ci-après concernent le fonctionnement et le comportement thermomécanique de tubes possédant initialement une couche décarburée (cf. partie § 3A).

5.1.1 Contraintes dans la partie émergée

Conformément aux conclusions de la théorie des chocs thermiques^{[23],[62]} et comme le laissaient présager les gradients thermiques radiaux au sein du tube, les faces interne et externe sont respectivement soumises à des contraintes de compression et de traction (cf. figure 3.38).

Les simulations ont également montré que :

- en face interne, les contraintes de compression atteignent rapidement leur niveau maximal puis elles se relaxent et se stabilisent à de faibles valeurs (souvent inférieures à 30% de leur maximum (cf. figure 3.39)) ;
- en face externe, par contre, la montée en contrainte est un peu plus progressive et une fois les maxima atteints, il y a stabilisation proche de ces niveaux (cf. figure 3.39) ;
- en traction comme en compression, plus l'épaisseur de réfractaire est importante plus les maxima des contraintes sont élevés (cf. figure 3.39) et plus le temps mis pour les atteindre est important ;
- les contraintes radiales sont quasiment nulles, les contraintes circonférentielles et longitudinales sont de même niveau. Cependant, il existe sur la face externe du tube une zone de concentration de contraintes longitudinales (cf. figure 3.38). Ces résultats sont conformes à ceux obtenus par Tsukamoto et al^[63]. Les contraintes sous l'épaulement peuvent être suffisamment élevées pour entraîner la ruine de la pièce (cf. paragraphe 5.2.2). En fait, le niveau des sollicitations dans la tête du tube dépend fortement de la nature du contact

busette collectrice – tube protecteur de jet, c'est à dire du positionnement relatif des deux pièces et des efforts appliqués par le robot manipulateur pour les maintenir en contact.

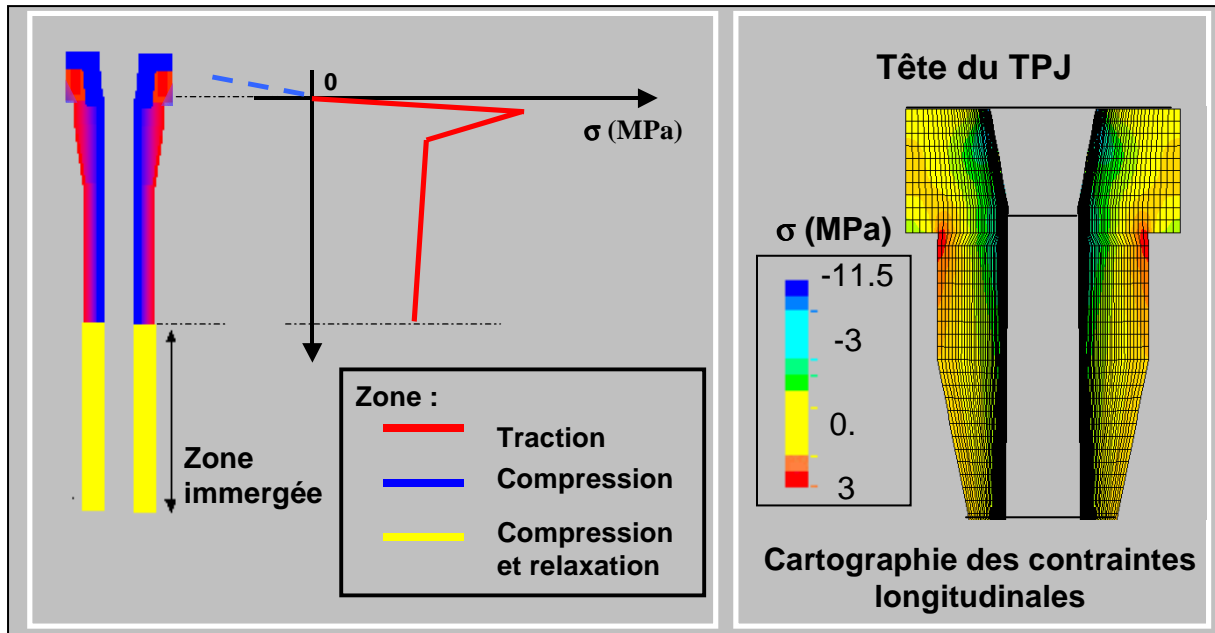


Figure 3.38. Répartitions des contraintes longitudinales au sein du tube en régime permanent.

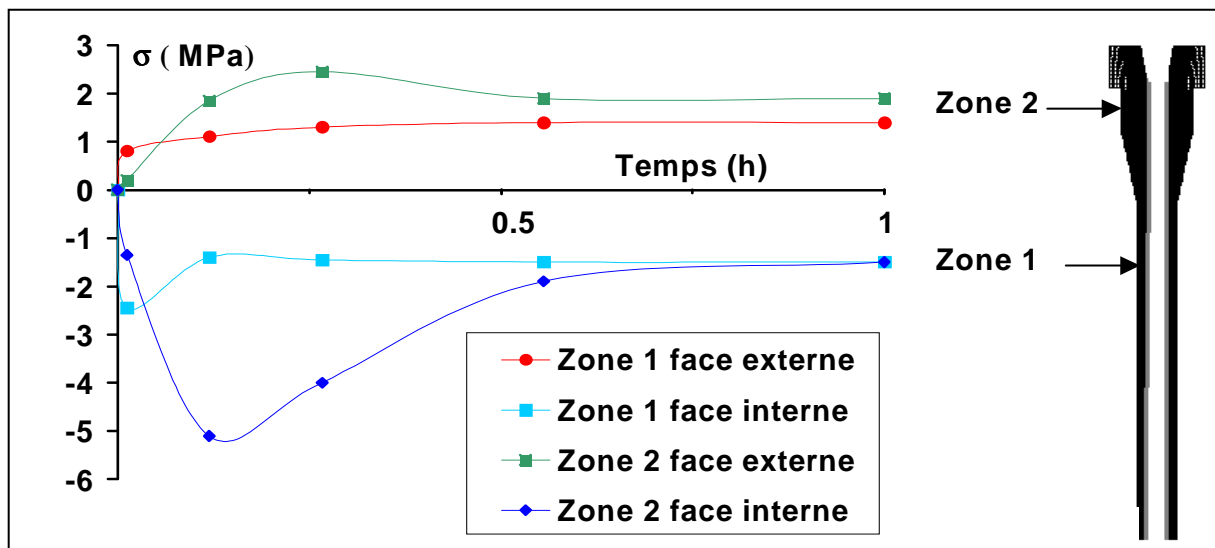


Figure 3.39. Contraintes longitudinales en fonctionnement

5.1.2 Contraintes dans la partie immergée

Dans cette zone, le tube est soumis à un choc thermique différent de celui se développant dans la partie émergée. Les deux faces du tube subissent une très brutale montée en température due à l'immersion dans le répartiteur. Cela entraîne une très rapide montée en contraintes (la contrainte maximale est atteinte en 10 secondes) suivie d'une relaxation (la température s'homogénéise dans l'épaisseur). Les faces interne et externe sont en compression, le cœur du réfractaire est en traction.

La figure 3.40 présente des évolutions de contraintes typiques de cette partie du tube.

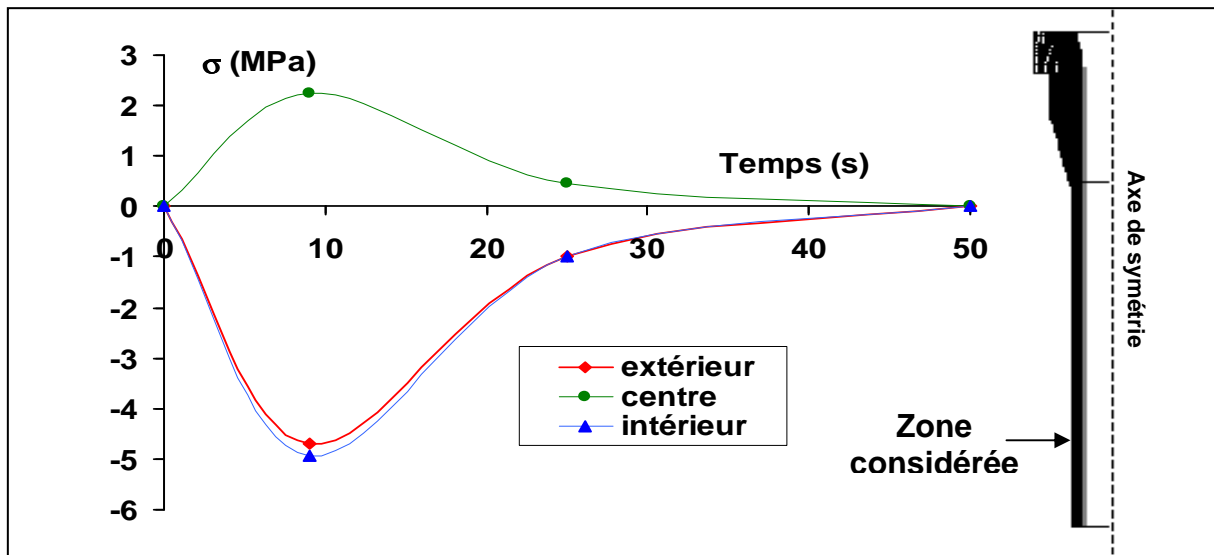


Figure 3.40. Évolution des contraintes circonférentielles dans la partie immergée.

5.1.3 Discussion sur le choix des variables de sortie

Expérimentalement seules les déformations sont mesurables. Toutefois, la connaissance de cette grandeur couplée à celle des lois de comportement du matériau considéré permet de calculer les contraintes. Dans certains cas, on peut même :

- estimer directement la valeur d'une contrainte sans avoir recours aux déformations : par exemple en divisant la valeur d'effort par la surface sur laquelle il s'applique ;
- déduire de la valeur de la contrainte à la rupture pour un type de sollicitation la valeur correspondante pour un autre type de sollicitation (obtention de la limite à la rupture en traction à partir de la valeur en flexion). Une telle démarche n'est pas transposable aux tenseurs des déformations.

L'ingénieur raisonne, le plus souvent par habitude, en terme de contraintes. Toutefois, il n'est pas sûr que l'utilisation de cette variable permette d'estimer au mieux l'état de « dégradation » du matériau.

Le code ABAQUS permet, comme l'ensemble des codes de calcul, d'accéder à l'évolution des déformations, des déformations plastiques, mais il calcule aussi la valeur de la déformation uniaxiale plastique équivalente (homogène au cumul des déformations plastiques). Cette variable de sortie a le grand intérêt de permettre d'estimer le niveau de sollicitation globale, et donc « d'endommagement », du matériau en un point donné du domaine étudié.

Pour exemple, la figure 3.41 montre les évolutions des déformations plastiques longitudinales et équivalentes en traction lors de la première utilisation du tube.

Les courbes des figures 3.35 et 3.41 montrent qu'en face externe de la zone émergée on a les rapports suivants :

$$\frac{\sigma_{\text{zone1}}}{\sigma_{\text{zone2}}} \approx 1.3 \quad \frac{\epsilon_{\text{plastique zone1}}}{\epsilon_{\text{plastique zone2}}} \approx 3 \quad \frac{\epsilon_{\text{pl-éq zone1}}}{\epsilon_{\text{pl-éq zone2}}} \approx 2.5$$

avec : σ : contrainte longitudinale de traction en face externe ;
 $\epsilon_{\text{plastique}}$: déformation plastique longitudinale ;
 $\epsilon_{\text{pl-éq}}$: déformation plastique équivalente en traction.

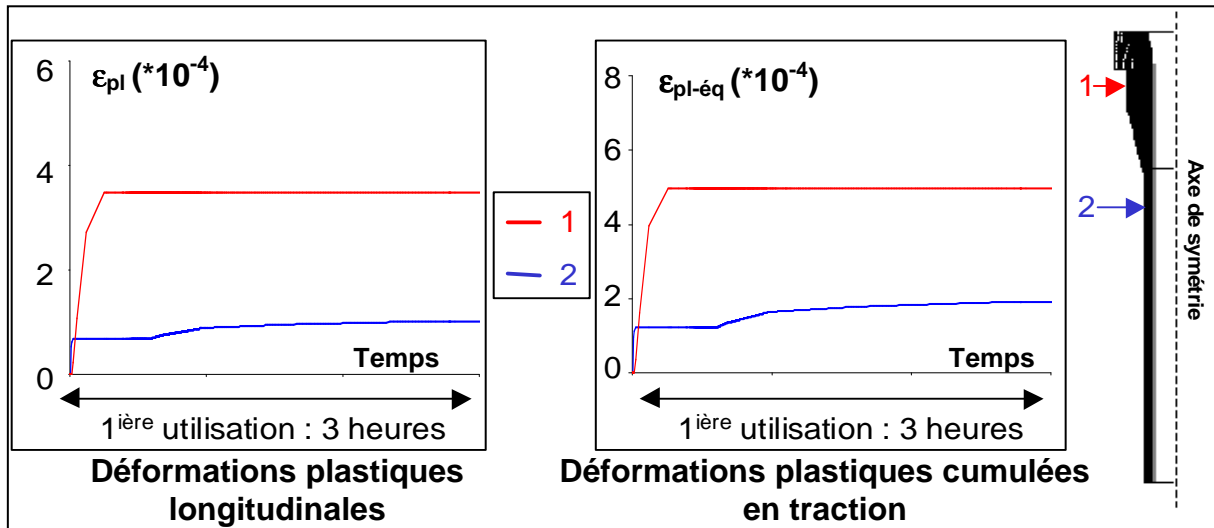


Figure 3.41. Déformations plastiques sur la face externe dans la partie émergée.

On peut donc déduire des simulations numériques que la zone 1 est presque 3 fois plus sollicitée et "dégradée" (puisque les déformations plastiques y sont beaucoup plus importantes) que la zone 2, et non pas seulement 1.3 comme pourrait le suggérer le rapport des contraintes. Cette différence de niveau entre les rapports s'explique par l'allure des lois de comportement mécanique des alumines-carbone (cf. figure 3.31 et 3.32) : la valeur du rapport $\frac{d\sigma}{d\varepsilon}$ diminue fortement (surtout à haute

température) lorsque ε croît. Les déformations, et les déformations plastiques, augmentent donc plus rapidement que les contraintes. Par suite, il est normal que pour un rapport de contraintes égal à 1.3, le rapport des déformations, ou des déformations plastiques, correspondant soit nettement plus élevé.

Cet exemple montre que l'on ne peut pas se baser uniquement sur la valeur des contraintes pour caractériser l'état de sollicitation d'une zone ou d'une pièce entière. L'utilisation, notamment dans une démarche prospective, des autres variables, et en particulier de la déformation uniaxiale équivalente, apparaît nécessaire et doit permettre une meilleure analyse des gains, ou de l'absence de gain, engendrés par des évolutions du système.

Toutefois, la valeur de ces variables est difficile, voire impossible, à déterminer en essai ou en conditions industrielles. Car, outre la difficulté que peut induire la caractérisation d'un endommagement, il faut bien considérer que les matériaux considérés sont soumis à des gradients thermiques très élevés. Par suite une approche expérimentale, en termes de température uniforme serait, bien que difficile à mettre en œuvre, très insuffisante.

Par conséquent, dès lors que l'on désire comparer les résultats d'un calcul numérique à la réalité, il est nécessaire d'utiliser des variables que l'on puisse estimer (directement ou indirectement), d'où l'utilisation des contraintes et en particulier des contraintes à la rupture.

Cette situation soulève une nouvelle difficulté dans l'étude de la thermomécanique des pièces de coulée. A terme, si l'on désire pouvoir estimer correctement et globalement le comportement de ces pièces, des travaux devront être menés afin de tenter de relier l'endommagement du matériau à des variables physiquement mesurables. Sinon la validation complète des modèles numériques construits sera impossible.

5.2 Corrélations avec les observations en service

Il n'est pas possible de mesurer les sollicitations existant au sein d'un tube protecteur de jet en fonctionnement. Aussi, les quelques incidents ou casses survenus en utilisation ont-ils été étudiés afin d'essayer de valider la fiabilité du modèle numérique proposé.

Le critère de fissuration considéré est la comparaison des contraintes calculées avec la limite à la rupture au point correspondant ($\sigma_{\text{rupture}} f(T)$). Ce critère est simple mais ne permet pas de prendre en compte certains phénomènes probables (effet de géométrie, répartition locale des différentes contraintes, effets de courbe R...) Toutefois, il permet d'estimer le niveau de dégradation macroscopique du matériau. En outre, c'est le seul dont nous disposons.

Remarque : les casses sont extrêmement rares sur les tubes actuels qui ont une fiabilité quasi-totale. Cependant, celles qui sont répertoriées sont en accord avec les données de la bibliographie^[64].

5.2.1 Casses sous le casing

Certaines casses de pièces se sont produites sous le casing métallique en tout début de séquence. Les simulations montrent que si le tube démarre la coulée sans couche décarburée, il apparaît très rapidement sous le casing une zone de concentration de contraintes longitudinales dont le niveau est supérieur à la limite à la rupture en traction du matériau (cf. figure 3.42). Cette zone de sur-contraintes n'existe pas dans le cas d'un démarrage de séquence avec couche décarburée. On peut donc penser que les fissurations considérées sont engendrées par une disparition trop rapide de cette couche isolante (due à sa trop grande friabilité ou à un impact direct du jet de métal liquide). Cette brutale érosion induit alors un choc thermique trop sévère et provoque la ruine instantanée de la pièce.

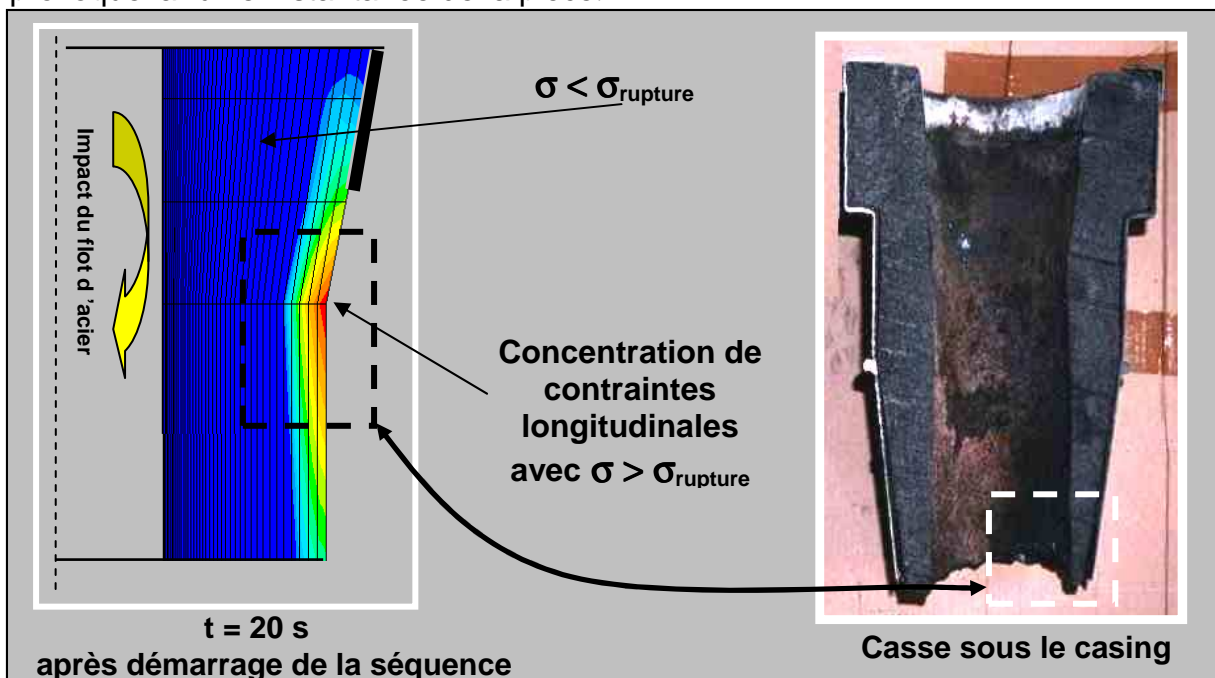


Figure 3.42. Concentration de contraintes longitudinales de traction engendrant la ruine de la pièce lors du démarrage

Ce type d'incident pourrait toutefois être provoqué par des sollicitations purement mécaniques. Le déplacement du bas tube peut en effet induire des contraintes de

traction longitudinales importantes en face externe dans la zone étudiée. Une étude menée par Yoshikawa et al^[65] a mis en évidence des résultats similaires.

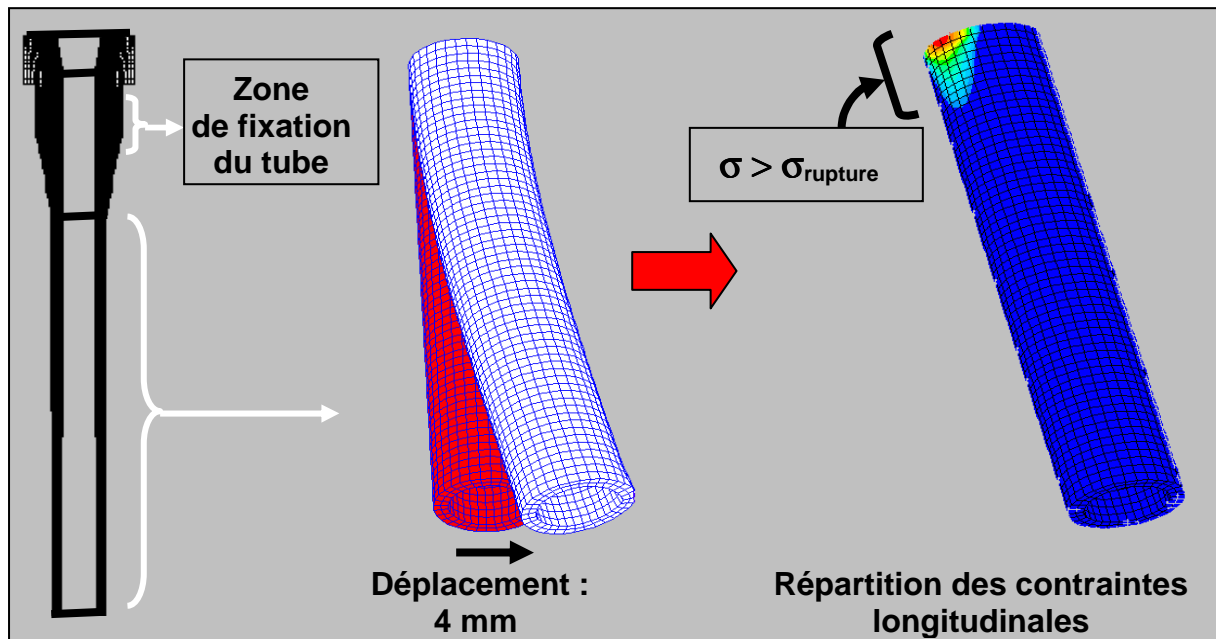


Figure 3.43. Contraintes engendrées par le déplacement du bas du tube.

Cette solution ne nous semble cependant pas réaliste car les simulations numériques ont montré qu'un déplacement d'au moins 4 mm était nécessaire pour entraîner des contraintes suffisamment élevées pour fissurer le tube (cf. figure 3.43). En outre, le déplacement réel susceptible d'entraîner une telle dégradation du réfractaire est certainement beaucoup plus important car les conditions de blocage simulées sur le tube étaient les plus contraignantes possibles (encastrement de la tête du tube).

Cependant, les effets de telles sollicitations mécaniques ne doivent pas être négligés car s'ils ne sont pas suffisants pour provoquer, seuls, la fissuration des pièces, ils s'ajoutent aux sollicitations thermomécaniques.

Ce propos trouve d'ailleurs sa confirmation dans le fait que des casses aient aussi été observées dans cette partie du tube en cours de séquence. Dans ce cas, l'origine probable de ces incidents est la superposition des dégradations provoquées par le choc thermique initial et de celles causées par des phénomènes de fatigue mécanique (déplacements du bas du tube^[65], vibrations^{[17], [63]}, chocs lors de manipulations...)

5.2.2 Casses dans le casing

En cours de séquence, quelques fissurations circonférentielles ont aussi été constatées dans la tête du tube recouverte de son casing métallique. De telles observations ont été rapportées par Nomura et al^[64]; les fissures étaient localisées sous l'épaule (cf. figure 3.45).

Comme cela a déjà été évoqué au paragraphe 5.1.1, les contraintes dans cette zone sont fortement influencées par les sollicitations mécaniques extérieures. La figure 3.44 montre l'influence de la nature du contact busette collectrice – tube protecteur sur les contraintes longitudinales ainsi que celle de la pression exercée par le robot pour maintenir ce contact.

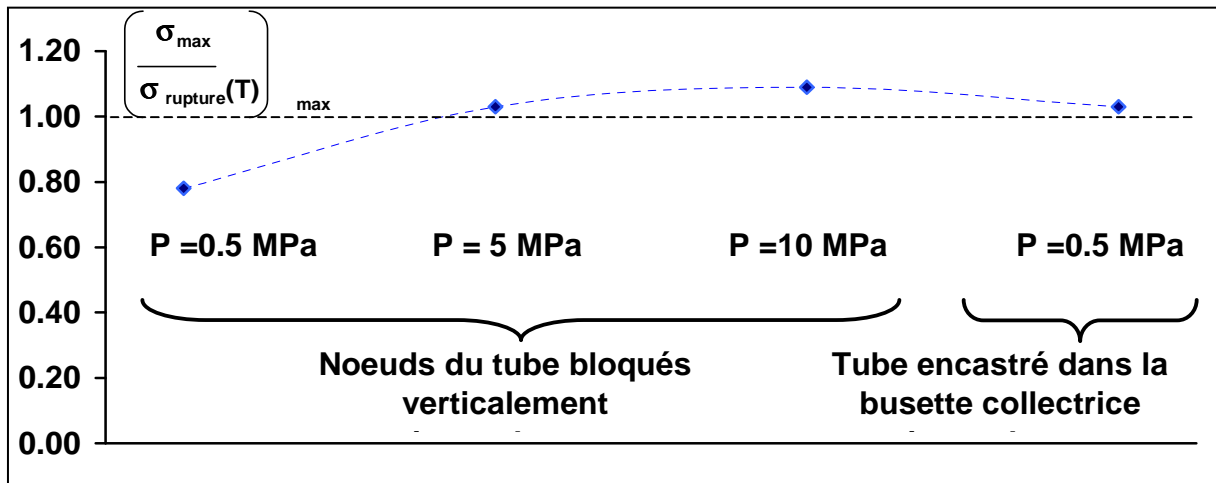


Figure 3.44. Contraintes longitudinales sous l'épaulement en fonction de la nature du contact busette collectrice – tête du tube

Au vu de ces résultats, on peut estimer que les fissurations qui se sont produites dans cette zone ont été provoquées :

- soit par un très mauvais positionnement relatif du tube par rapport à la busette collectrice qui a entraîné des contraintes trop élevées et la ruine de la pièce ;
- soit par un phénomène de fatigue thermomécanique : le niveau de contraintes est resté inférieur à la limite à la rupture mais lors des changements successifs de poches à acier, certains re-positionnements sur la ligne de coulée ont induit des contraintes importantes entraînant une dégradation progressive du réfractaire.

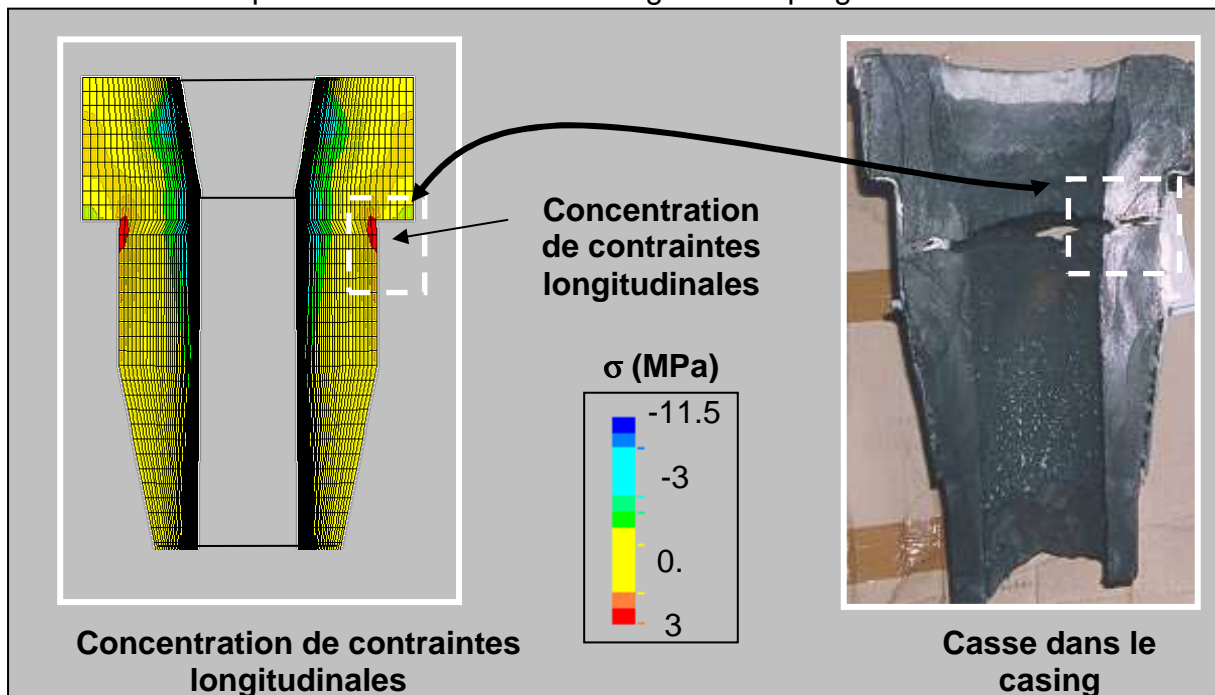


Figure 3.45. Concentration de contraintes longitudinales de traction engendrant la ruine de la pièce.

5.2.3 Casses en pied de tube

Quelques fissurations longitudinales en bas de tube ont été observées. Ce type de dégradation a aussi été répertorié par Nomura et al^[64]. Les calculs numériques montrent que lors de chaque ré-immersion de cette zone, le choc thermique induit

très rapidement des contraintes de traction dans l'épaisseur du tube (cf. paragraphe 5.1.2).

Dans cette zone, comme dans le reste du tube, le niveau des contraintes circonférentielles est comparable à celui des contraintes longitudinales, sauf à l'extrémité du tube où il est très localement supérieur. Ceci rend compte du développement de fissures longitudinales.

Le niveau de ces contraintes reste toutefois inférieur à la limite à la rupture au point considéré, même lorsque l'épaisseur du tube est à sa tolérance maximale (cf. figure 3.46).

Cependant, les simulations n'ont pas pris en compte un phénomène important : en fonctionnement, du fait du traitement thermique (cette zone a une température de 1550°C), il se développe des transformations de phases qui **rigidifient le matériau** et font **croître la valeur de son coefficient de dilatation** (cf. paragraphe 2 partie C). Le matériau devient de moins en moins apte à subir un choc thermique.

On peut donc émettre deux hypothèses pour expliquer les dégradations du tube :

- lors d'un changement de poches, le refroidissement a été trop important (dans les premiers instants le refroidissement est très rapide) et le matériau "rigidifié" n'a pu supporter le choc thermique lors de la remise en service ;
- les immersions successives ont provoqué un phénomène de fatigue thermomécanique (propagation de fissures sous critiques).

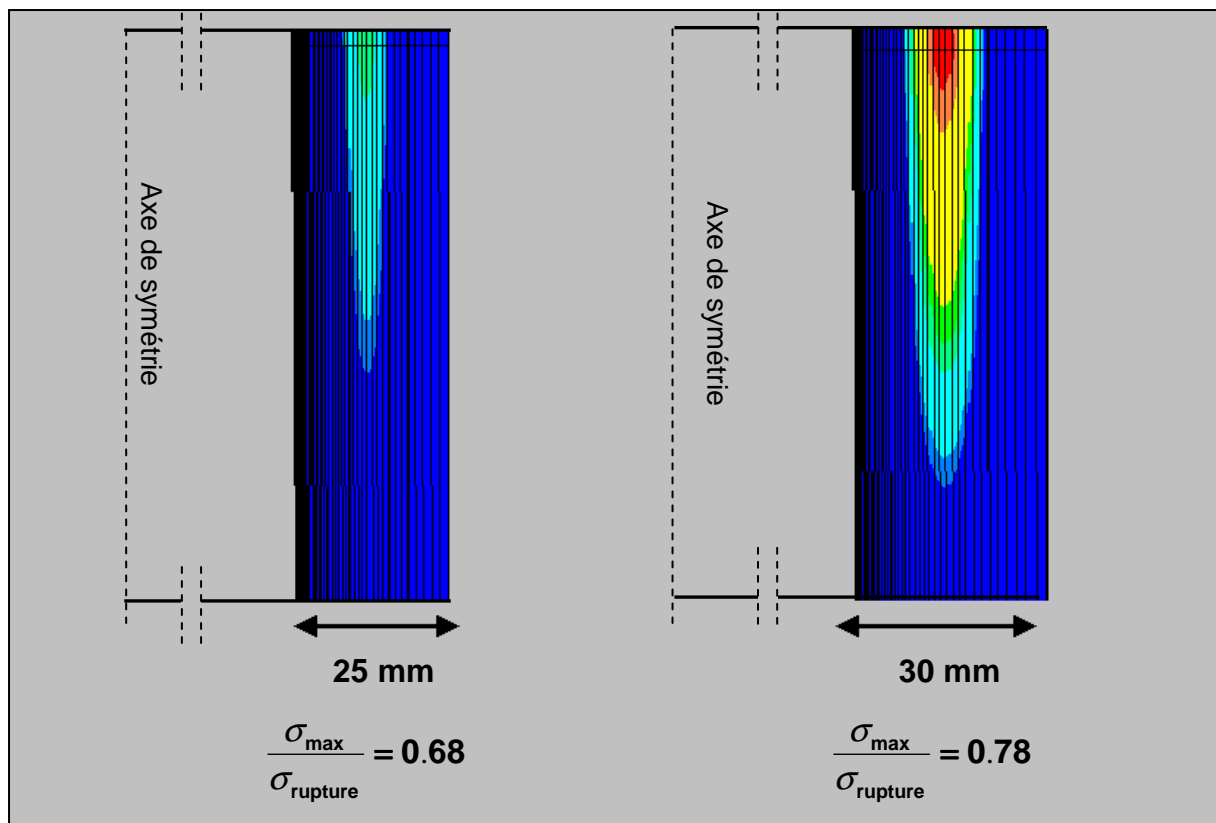


Figure 3.46. Influence de l'épaisseur sur le niveau des contraintes circonférentielles dans la partie immergée

Remarque: les incidents réellement observés sont le plus souvent des détachements de réfractaire. Ils résultent de la convergence de deux fissures longitudinales.

6. Conclusion

Bien que le modèle élasto-plastique utilisé ne traduise qu'imparfaitement le comportement plastique des matériaux réels, il a permis d'obtenir des résultats corroborés par l'utilisation industrielle des tubes protecteurs de jet (détermination des paramètres les plus influents, localisation des zones et des instants critiques pour le réfractaire, explication de fissurations en service....).

Le choix de toujours se positionner dans le cas le plus défavorable permet en outre de compenser l'influence de phénomènes qui n'ont pas pu être modélisés, notamment la rigidification du matériau en fonctionnement.

Toutefois, afin d'affiner les résultats obtenus, il serait bon de pouvoir estimer l'influence de la vitesse de sollicitation sur les lois de comportement mécaniques déterminées lors des essais. En effet, pour l'instant, ces lois n'ont été mesurées que pour des vitesses de montée en charge de l'ordre de 0.5 MPa par minute. Or, lors des chocs thermiques les sollicitations thermomécaniques ont une cinétique beaucoup plus rapide ^[66] (en particulier sur la face interne, cf. figures 3.35 et 3.36).

Cette partie soulève aussi la question du choix des variables de sortie. L'utilisation des contraintes n'est en effet pas la meilleure solution en comparaison de l'exploitation de variables fournissant des renseignements plus significatifs sur l'état de dégradation du matériau. Cependant, elle présente l'avantage de pouvoir procurer des données comparables avec celles mesurées (directement ou indirectement) dans la réalité. Tant que des démarches de caractérisation de l'endommagement n'auront pas été mises en œuvre, l'étude du système ne pourra pas se faire sans faire référence aux contraintes thermomécaniques.

Par contre, dans le cadre de l'étude des matériaux d'alumine-carbone utilisés pour les tubes protecteurs de jet, il ne semble pas impératif de développer une approche en terme de mécanique de la rupture. Celle-ci, bien qu'utile, serait en fait extrêmement difficile, coûteuse et longue à mettre en œuvre (non seulement à cause du comportement mécanique des matériaux mais aussi à cause de la difficulté à reproduire la distribution thermique qui couvre une large plage de valeurs et induit des gradients localement très élevés). Dans ces conditions, il n'est pas sûr que le coût (notamment expérimental) de la mise en œuvre de cette approche se justifie au regard du complément d'informations qu'elle pourrait apporter (aux données déjà obtenues par la méthode simple, mais apparemment efficace, de comparaison du niveau des contraintes calculées à la contrainte à la rupture).

PARTIE C : RÉUTILISATION

1.Introduction

La problématique du choc thermique, lors d'une réutilisation du tube, après un refroidissement partiel ou total, est très différente de celle concernant la première utilisation. En effet, l'absence de couche décarburée lors de la remise en service sur la ligne de coulée, aggrave la sévérité du choc thermique. De plus, le traitement thermique imposé aux pièces lors du chauffage et de l'utilisation initiale entraîne des transformations de phases au sein des mélanges considérés. C'est pourquoi il a été nécessaire de caractériser des échantillons postmortem ou recuits des différents matériaux utilisés afin d'estimer leurs évolutions et leurs comportements thermomécaniques lors d'une éventuelle réutilisation.

2. Caractéristiques des matériaux postmortem ou recuits

2.1 Lois de comportement mécanique

En fonctionnement, la température du tube n'est pas uniforme, les transformations de phases au sein du matériau ne le sont donc pas non plus. Dans ces conditions, il a été fait le choix de caractériser des échantillons :

- issus de la zone où la température en fonctionnement est la plus élevée c'est à dire dans la partie immergée ;
- recuits à 1550°C sous coke (afin de supprimer toute éventuelle décarburation des produits) pendant 5 heures, subissant ainsi un traitement thermique équivalent à celui imposé à la partie immergée des tubes en service.

Dans les deux cas les évolutions du matériau sont les plus prononcées possibles. L'objectif est d'estimer les variations de caractéristiques les plus défavorables en ce qui concerne la tenue du matériau aux chocs thermiques.

A partir d'une éprouvette usinée dans la partie basse d'un tube ayant fonctionné 5 heures sur la ligne de coulée CC23 de SOLLAC Dunkerque, VAUDEZ^[64] a obtenu la loi de comportement du matériau M2 présentée en figure 3.47.

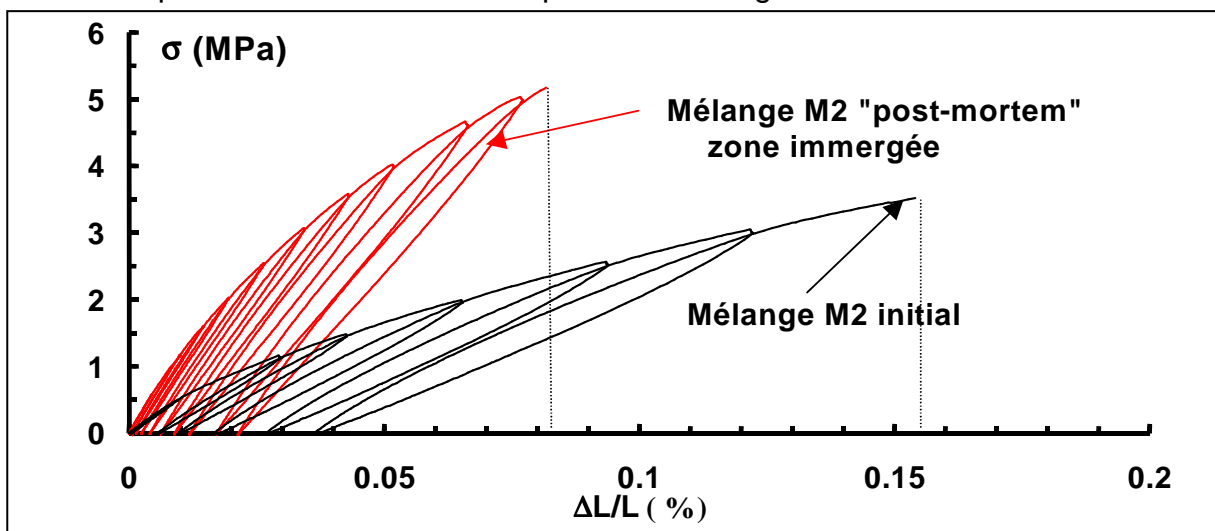


Figure 3.47. Augmentation de la rigidité du matériau M2 postmortem mesurée en traction à 20°C.

On peut noter un fort accroissement de la rigidité du matériau postmortem par rapport au matériau neuf : la déformation à la rupture a été divisée par deux par rapport à celle du mélange initial et la contrainte correspondante a augmenté de quasiment 50%.

Le module d'Young estimé sur ces courbes et par technique ultra-sonore a lui aussi augmenté, passant de 7.5 GPa à 15 GPa.

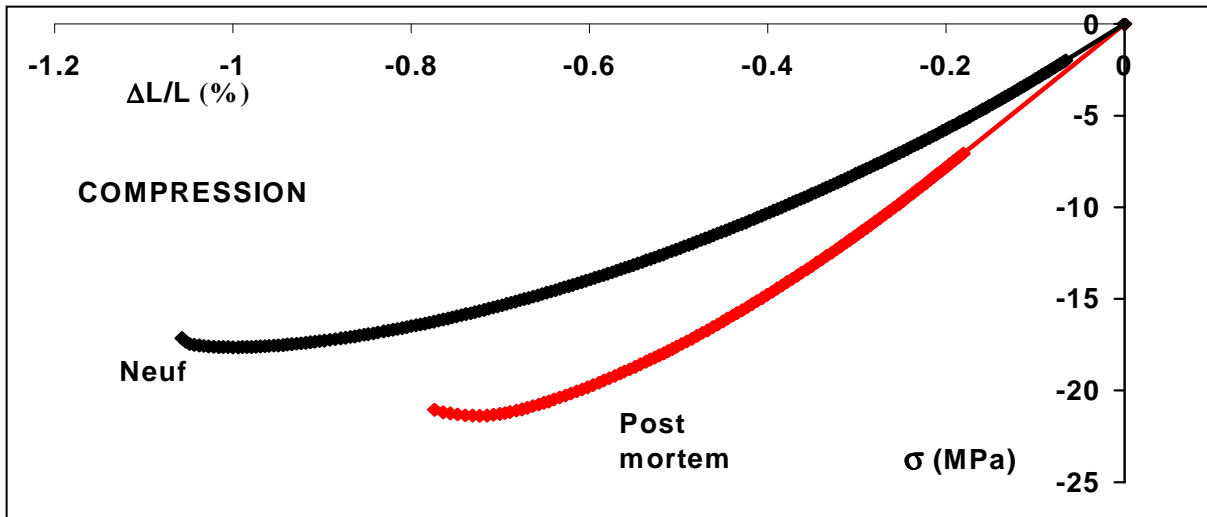


Figure 3.48. Augmentation de la rigidité du matériau M2 postmortem mesurée en compression à 20°C.

Des essais de compression réalisés sur des éprouvettes, elles aussi en matériau M2, taillées dans un tube ayant subi le même cycle thermique, ont mis en évidence un phénomène similaire (cf. figure 3.48).

En fait, ce phénomène d'augmentation de la rigidité du matériau en compression après traitement thermique a été observé à froid sur la plupart des matériaux testés (cf. figure 3.49-a et b). A chaud (essais à 1550°C) la différence de comportement est faible voire inexistante entre les états neuf et recuit.

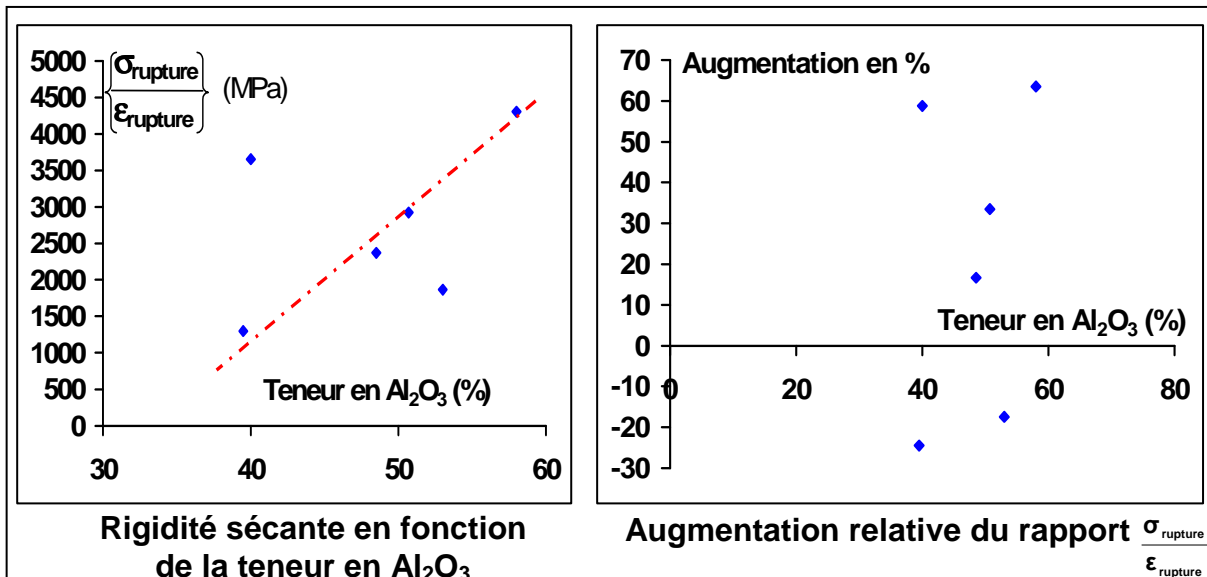


Figure 3.49. Évolution de la rigidité sécante en compression à froid des matériaux postmortem ou recuits en fonction de leur teneur en Al₂O₃.

N'ayant pu faire de caractérisation en traction sur l'ensemble des nuances, nous postulons pour la suite de l'étude que le même phénomène de rigidification existe pour ce type de sollicitation.

On peut penser que ces importantes évolutions des matériaux sont dues à la formation de composés à base de silicium ou à des phases vitreuses.

Pour exemple, le mélange M2 contient initialement entre 4 et 10% de Si (sous diverses formes (4.3 % de Si, 5.7 % de SiO₂...)) : il est donc probable que le

traitement thermique imposé par la première utilisation ait favorisé l'apparition de phases telles que SiC ou des composés à base de bore et de silicium. Ceci a d'ailleurs été confirmé par des mesures de diffraction X qui ont mis en évidence la présence de carbure de silicium en quantité non négligeable et supérieure à celle existant initialement ($\approx 0\%$).

Remarque : il semble que l'augmentation de la rigidité des matériaux ne se produise que lorsque la température de fonctionnement est supérieure à un certain niveau. Un essai de traction réalisé sur une éprouvette en matériau M2 postmortem provenant de la partie cylindrique émergée, où la température moyenne est très inférieure à 1550°C (environ 1300°C), n'a en effet pas montré de variation notable par rapport à la loi obtenue sur le produit neuf. Ceci renforce la thèse de la responsabilité du SiC dans l'augmentation de la rigidité (ce carbure ne se formant qu'au delà de 1400°C).

Seules deux nuances de matériaux (H1 et T1), fabriquées par deux fournisseurs différents (THOR et TYK), ont présenté des évolutions inverses : une diminution de la rigidité (cf. figure 3.50). Ceci est un avantage pour la résistance aux chocs thermiques de ces matériaux qui selon leurs fabricants respectifs seraient d'ailleurs réutilisables dans certaines conditions et après refroidissement partiel.

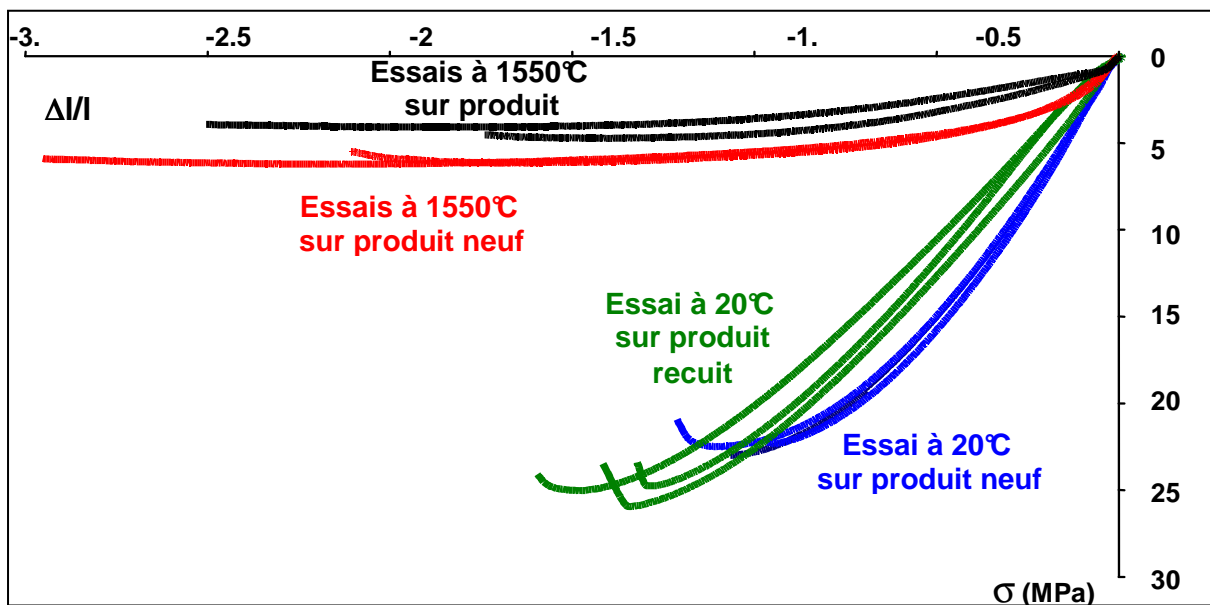


Figure 3.50. Evolution de la rigidité, à froid et à chaud, en compression pour le matériau H1 après traitement thermique.

In fine, à ce jour nous n'avons pu faire que le constat de ces phénomènes d'accroissement ou de diminution de la rigidité sans pouvoir les expliquer par références aux transformations de phases qu'ils subissent. Des travaux sont en cours sur ce sujet.

2.2 Coefficient de dilatation thermique

Le traitement thermique induit lors de la première utilisation provoque aussi une forte évolution du coefficient de dilatation thermique α . Cette évolution est plus ou moins prononcée suivant les matériaux et leurs constituants. Ainsi pour le matériau M2, la valeur moyenne de α passe de $3.5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ à $6 - 8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, soit plus qu'un doublement (cf. figure 3.51).

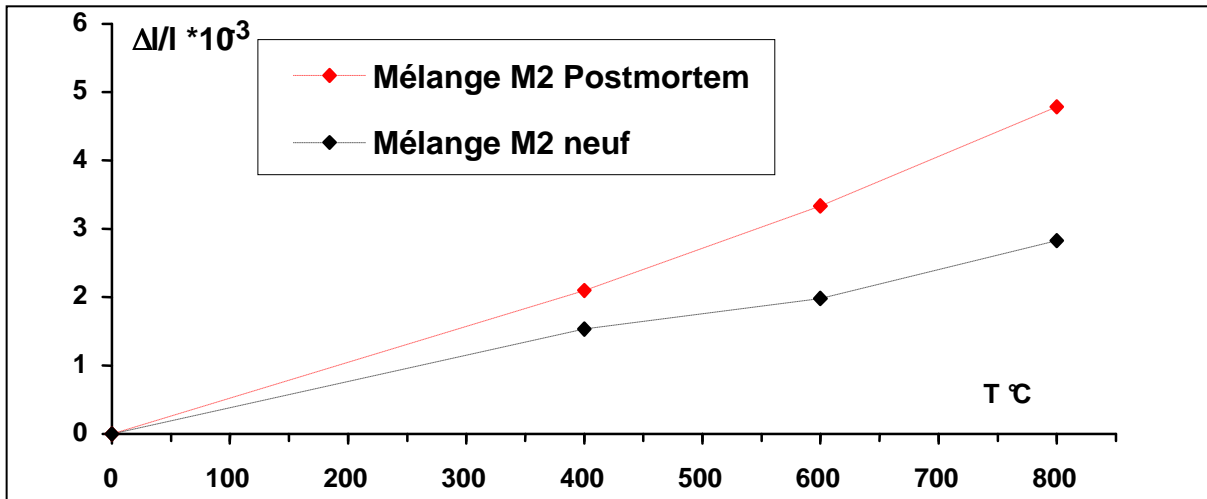


Figure 3.51. Évolution « schématique » de la courbe dilatométrique pour le matériau M2 neuf et postmortem

En fait, comme le montre la figure 3.52, l'une des raisons de l'accroissement de α est la transformation de la silice vitreuse en cristobalite lors de la première utilisation.

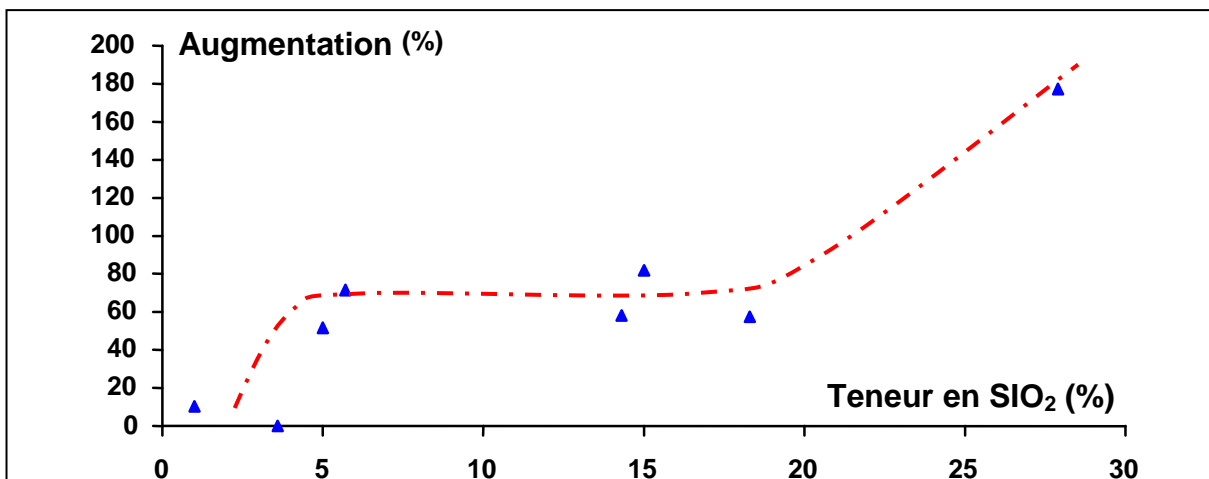


Figure 3.52. Augmentation relative du coefficient $\alpha(20 \rightarrow 800^\circ\text{C})$ en fonction de la teneur en silice vitreuse pour des matériaux neuf \rightarrow postmortem

Or, la cristobalite présente un important changement de phase et de volume aux environs de 200 - 250°C (cf. figure 3.53). Par suite, lors d'une remontée en température, la dilatation du matériau postmortem (ou recuit) s'en trouve fortement affectée. Pour exemple, la figure 3.53 présente la courbe dilatométrique du matériau M1 après un recuit de 5 heures à 1550°C.

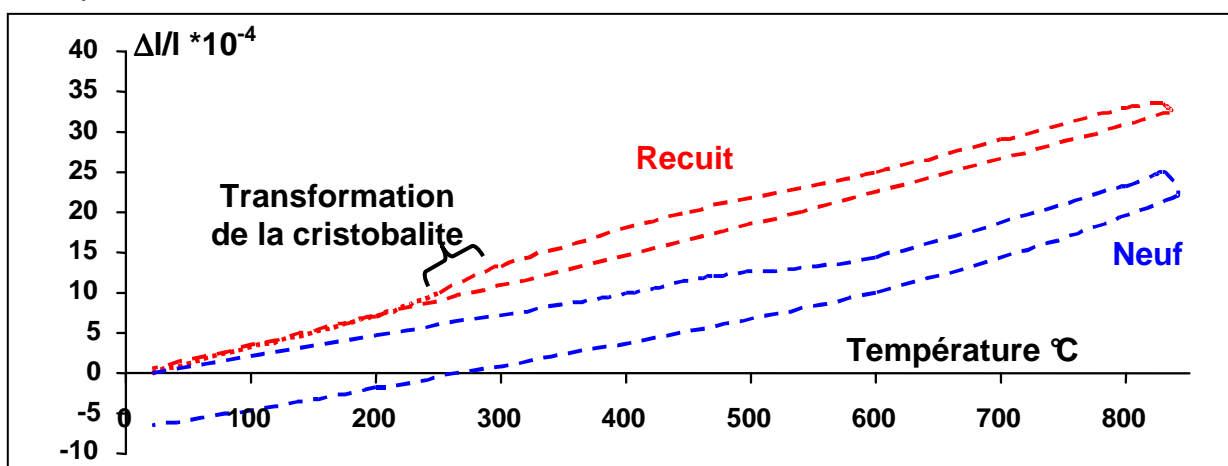


Figure 3.53. Courbe dilatométrique du matériau M1 neuf et recuit.

Ainsi, on peut constater que si la présence de silice vitreuse en quantité "importante" a un effet bénéfique lors de la première utilisation, il n'en est pas de même en cas de réutilisation. La figure 3.52 montre d'ailleurs qu'il semble qu'au delà d'une certaine teneur en silice (environ 20%), la valeur du coefficient α d'un matériau postmortem devient très importante.

3. Modélisation du choc thermique de réutilisation

Du point de vue thermique, la procédure mise œuvre pour déterminer la sévérité du choc thermique lors d'une réutilisation après un refroidissement partiel ou total a été présentée dans la partie A.

La modélisation thermomécanique n'a porté que sur le comportement du matériau M2 et a pris en compte l'évolution du coefficient de dilatation thermique α (la plus défavorable mesurée) mais pas celle des lois de comportement mécanique. Ceci est dû au manque de données concernant les lois de comportement du matériau M2 postmortem sur l'ensemble de la gamme 20-1500°C et **tout particulièrement en traction**. En effet, il n'eut pas été cohérent d'utiliser au cours d'une même simulation des lois fonctions de la température pour la phase de première utilisation et de ne considérer que deux lois en compression aux températures de 20°C et 1500°C pour la réutilisation.

Par suite, le niveau calculé des contraintes, des déformations et de l'endommagement est peut-être légèrement sous estimé par rapport à la réalité (ce n'est toutefois pas une certitude car tous les autres paramètres ont été choisis de façon à surévaluer les contraintes calculées).

4. Conséquences sur la réutilisation d'un tube protecteur

4.1 Augmentation du niveau des contraintes

Les évolutions des deux principaux paramètres matériau contribuent fortement à la diminution de la résistance aux chocs thermiques : le coefficient de dilatation thermique augmente nettement alors que dans le même temps la capacité du matériau à se déformer diminue (importante augmentation de la rigidité).

La superposition de ces évolutions défavorables et de l'absence de couche décarburée entraîne donc une montée en contraintes plus rapide et à des niveaux beaucoup plus élevés que lors de la première mise en service.

La figure 3.54 présente un exemple de l'accroissement du niveau des contraintes thermomécaniques dû à l'évolution de la dilatation.

On constate que :

- l'évolution des contraintes est typique d'un choc thermique sévère : forte et rapide élévation suivie d'une relaxation ;
- le niveau des contraintes est très élevé par rapport à la limite à la rupture ;
- ce niveau serait excessif même si le matériau n'avait pas évolué (cf. figure 3.54, courbe de contraintes pour α_{neuf}).

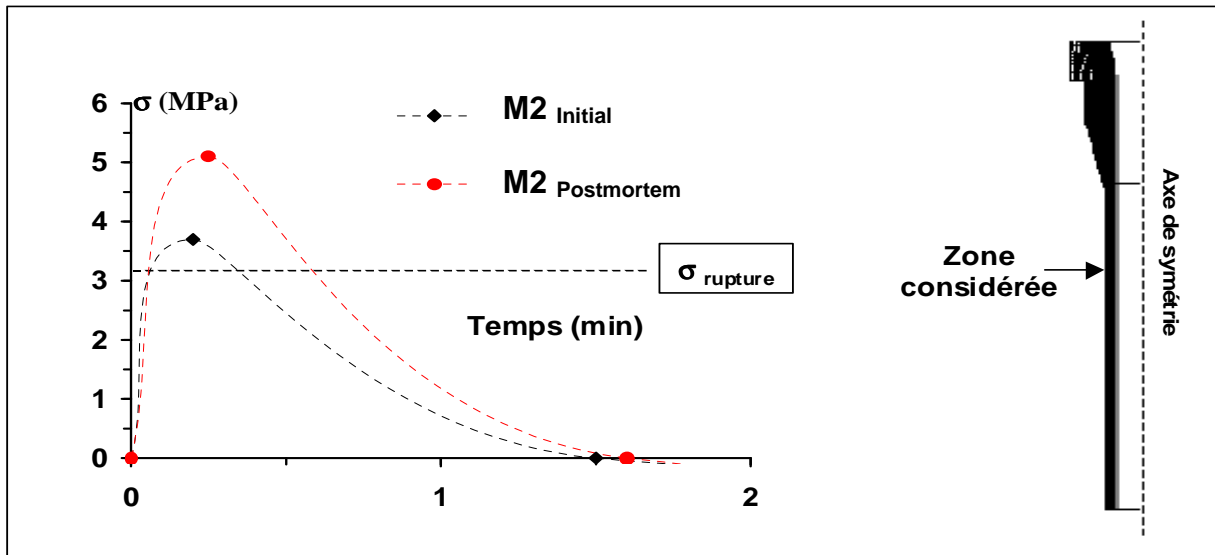


Figure 3.54. Contraintes de traction en face externe lors de la remise en service du tube après un refroidissement de 2 heures.

4.2 Durée maximale de l'inter-séquence

Afin d'estimer la durée maximale admissible pour une inter-séquence, il a été simulé des refroidissements de différentes durées. Ces simulations numériques ont conduit aux résultats présentés en figure 3.55.

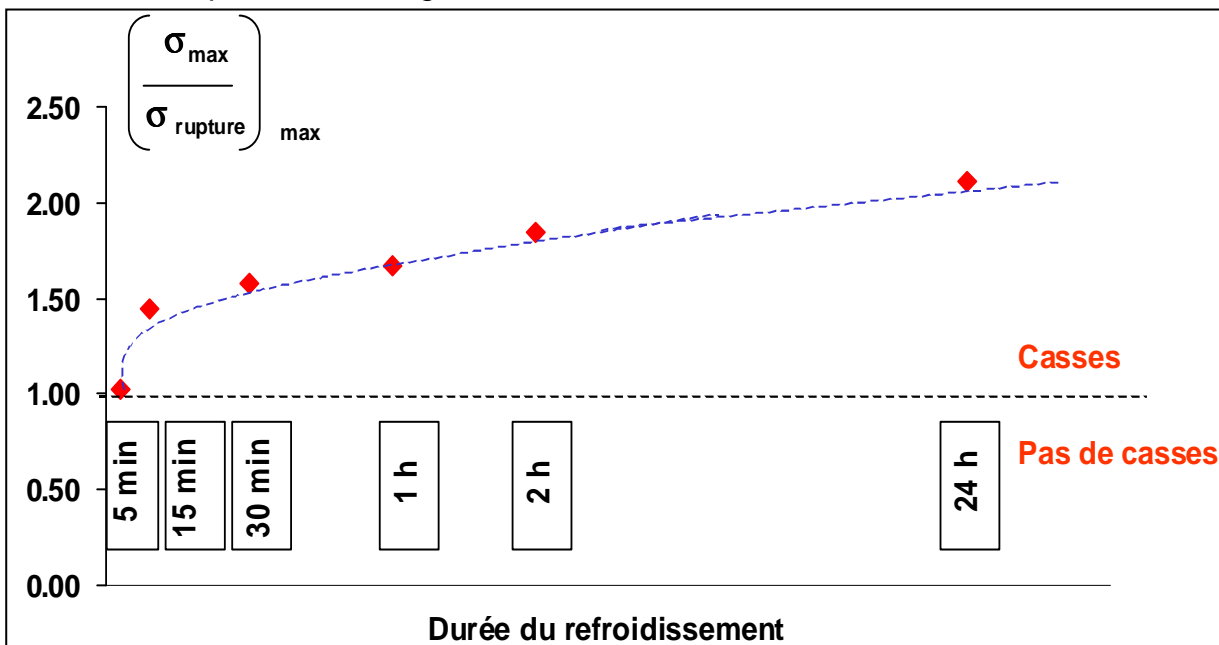


Figure 3.55. Durée maximale de refroidissement durant l'inter-séquence.

Ils montrent qu'il n'est pas envisageable de réutiliser un tube en mélange M2 ayant subi un refroidissement supérieur à 5 minutes. Ces résultats sont en accord avec les quelques tentatives industrielles de réutilisation qui ont été réalisées.

Une telle limitation de la durée de refroidissement est imputable, non seulement aux transformations du matériau et à l'absence de couche décarburée, mais aussi à la brutale chute de la température du tube durant les premiers instants qui suivent l'arrêt du fonctionnement (pour exemple, la température de la face externe dans la partie cylindrique émergée est d'environ 800°C, au bout de 5 minutes soit une chute de 400°C).

Concrètement, si la température du tube dans la zone sous casing (cf. paragraphe 4.3) chute fortement sous 800°C le choc thermique de redémarrage sera fatal. Sous ce niveau limite, la température atteinte en fin d'inter-séquence n'a en outre plus d'importance. Ceci est dû à l'invariance de la loi de comportement mécanique du mélange M2 entre 20 et 800°C (cf. figure 3.32 partie B) : les contraintes qui en résultent lors d'un redémarrage sont donc quasiment identiques quel que soit le niveau de température (on peut d'ailleurs constater qu'au delà de 15 minutes, le rapport $\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{rupture}}(T)}\right)_{\max}$ ne varie que très peu).

Remarque : les résultats obtenus par simulation numérique corroborent bien la réalité industrielle et cela malgré la non prise en compte des évolutions des lois de comportement mécaniques du matériau. Ceci s'explique par les raisons suivantes :

- dans la partie émergée, seule une faible épaisseur de la face interne a probablement vu sa rigidité fortement évoluer à cause de son niveau de température en fonctionnement (cf. figures 3.22 partie §3A et 3.42 partie §3C). L'erreur commise par le modèle est donc faible ;
- le coefficient α a été surestimé afin de compenser l'erreur précédente ;
- les éléments du maillage sont très rigides.

4.3 Localisation des fissures

Tous les essais industriels de réutilisation qui ont suivi des inter-séquences supérieures à 5 minutes ont conduit inévitablement à la ruine de la pièce. Les fissurations se sont toutes produites sous le casing métallique à la jonction de la partie conique et de la partie cylindrique.

Les calculs ont confirmé que dans tous les cas de réutilisation, la valeur maximale du rapport $\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{rupture}}(T)}\right)_{\max}$ est bien obtenue en premier dans cette zone du tube.

L'absence de couche décarburée entraîne en effet une montée en température très brutale sur la face interne du tube lors de la remise en fonctionnement (cf. chapitre 3 partie A). L'apparition de contraintes thermomécaniques est alors très rapide (cf. figure 3.56). De plus, les simulations numériques mettent en évidence des zones de concentrations de contraintes au niveau de tous les changements du profil (et non plus seulement sur les discontinuités géométriques comme cela est le cas lors de l'utilisation initiale d'un tube avec couche décarburée).

En outre, plus l'épaisseur de réfractaire est faible, plus la vitesse de montée en contraintes est importante (cf. figure 3.56). La zone se trouvant sous le casing est donc la première à se fissurer entraînant la ruine de la pièce.

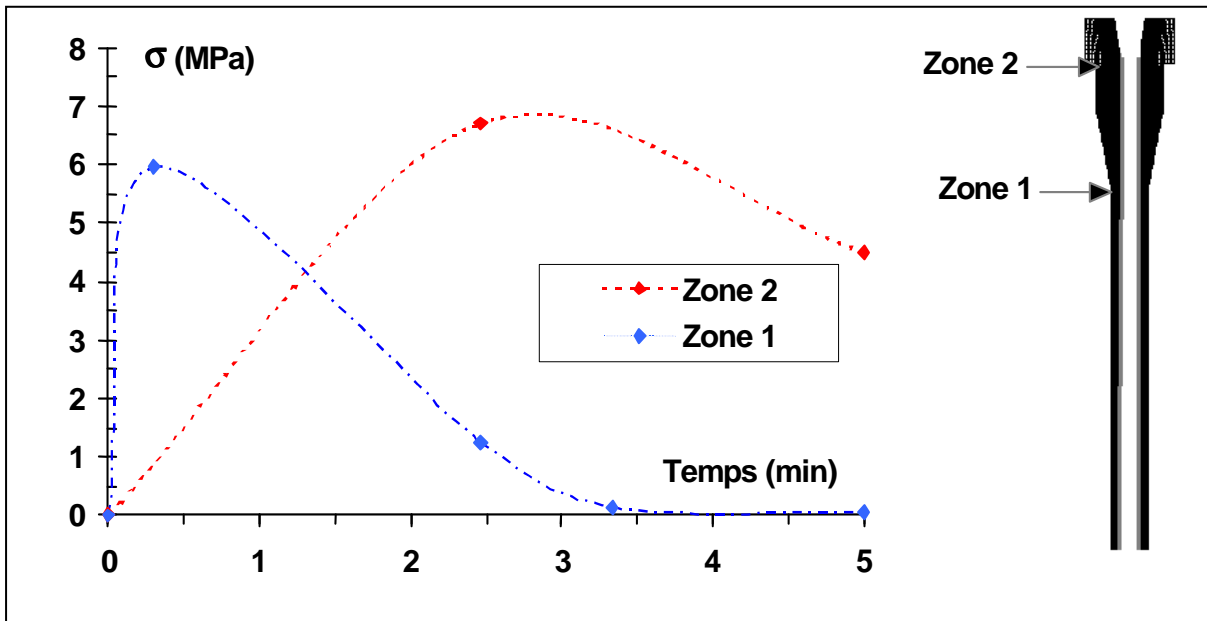


Figure 3.56. Evolutions des contraintes longitudinales de traction en face externe lors d'un redémarrage de séquence après 2 heures de refroidissement

Remarque : un phénomène similaire a d'ailleurs permis d'expliquer certains incidents ayant eu lieu sur des tubes avec couche décarburée en tout début de séquence (cf. paragraphe §3B-5.2.1).

5. Conclusion

Les résultats présentés dans cette partie montrent qu'il n'est pas possible de réutiliser un tube protecteur de jet standard en mélange M2 ou en tout autre mélange ayant un comportement similaire.

L'évolution des caractéristiques du matériau et l'absence de couche décarburée n'autorisent donc que des refroidissements de très courte durée (inférieurs à 5 minutes alors que 15 minutes sont au moins nécessaires pour ne changer que le répartiteur). Industriellement cela n'a donc aucun intérêt, d'autant que lors de telles inter-séquences la marge de manœuvre est quasiment nulle : durant les premiers instants du refroidissement la chute de température est très brutale et un faible dépassement de la durée maximale permise entraîne irrémédiablement la ruine de la pièce.

Il s'ensuit que la réutilisation ne peut être envisagée qu'au prix de certaines évolutions.

Cette partie montre aussi que les caractérisations mécaniques et thermiques des différentes nuances permettent de faire une présélection des matériaux qui seront totalement inaptes à la réutilisation : en effet, dès lors qu'un matériau subit simultanément un fort accroissement de sa rigidité et de son coefficient de dilatation, il ne sera pas réutilisable à froid ou à basse température.

PARTIE D : EVOLUTIONS

1.Introduction

Les contraintes thermomécaniques dues au choc thermique induit par la réutilisation d'un tube standard en mélange M2 étant trop importantes, il est nécessaire de les réduire s'il l'on souhaite que les tubes puissent servir de nouveau après un refroidissement. Pour cela plusieurs voies sont à explorer, elles concernent :

- le matériau ;
- les conditions opératoires ;
- la géométrie et le design du tube.

Toutefois, au travers de résultats déjà obtenus, on peut penser que l'utilisation d'une seule voie d'amélioration ne sera pas suffisante et que la solution thermomécanique découlera de la combinaison de plusieurs modifications.

De plus, les éventuelles évolutions du matériau risquent d'entraîner des changements de comportement face aux autres types de sollicitation (en particulier l'érosion et la corrosion).

In fine, la solution la mieux adaptée résultera d'un compromis technico-industriel entre la nécessaire résistance à l'érosion - corrosion et la tenue au choc thermique de redémarrage après un refroidissement partiel ou total.

Dans cette partie, sauf mention contraire, le mélange considéré est toujours le mélange M2.

2. Matériau

L'étude préalable a montré que la réutilisation de tubes protecteurs de jet constitués de matériau à hautes performances, du type du mélange M2, n'est possible que pour des durées de refroidissement très faibles. Or, dans la pratique, la majorité des inter-séquences sont supérieures à 1 heure^[67].

Dans ces conditions, il est nécessaire d'envisager des évolutions au niveau des caractéristiques du matériau.

2.1 Mélanges à haute teneur en silice

Des essais industriels ont montré que certains mélanges contenant une proportion importante de silice vitreuse, tel que le mélange M1, permettent la réutilisation des tubes standards pour des inter-séquences pouvant durer jusqu'à 2 heures (cf. figure 3.57).

Toutefois, les conditions dans lesquelles ces tubes peuvent être réutilisés sont très contraignantes^[67] : temps de fonctionnement et durée de refroidissement limités.

En fait, la silice vitreuse initialement contenue dans le matériau se transforme au cours de la première utilisation en cristobalite. Or, la cristobalite connaît un brusque changement de volume sur la plage de température 200-250°C^[67] (cf. figure 3.53). Par suite si le tube protecteur de jet a vu sa température redescendre sous 200°C au cours du refroidissement, les contraintes thermomécaniques induites lors de la remontée en température seront très importantes.

Pour être réutilisables, ces tubes ne doivent donc pas fonctionner durablement à des niveaux de température élevés afin de limiter la formation de la cristobalite et ne pas être refroidis trop longtemps pour que leur température ne devienne pas inférieure à 200°C.

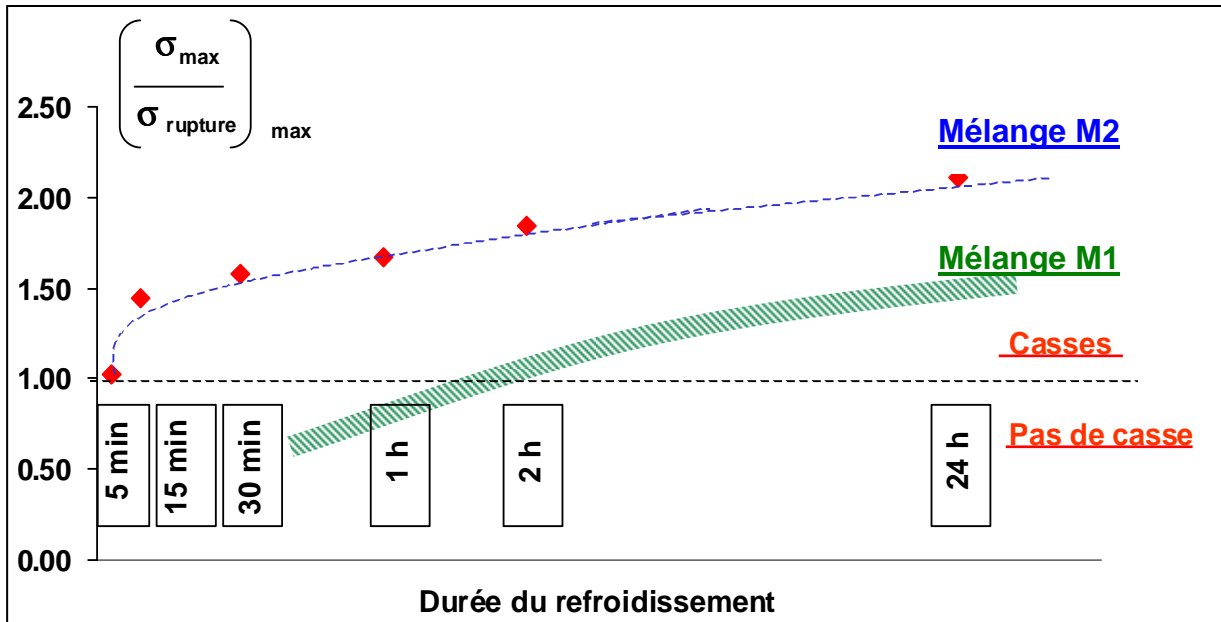


Figure 3.57. Estimations de la durée maximale de refroidissement (expérimentale pour le mélange M1, calculée pour le mélange M2)

Les mélanges riches en silice vitreuse apportent donc une solution partielle au problème de la réutilisation des tubes protecteurs de jet. Ils ne permettent cependant en aucun cas de redémarrer une séquence de coulée après un refroidissement complet.

2.2 Matériau en développement chez le fournisseur

Afin d'apporter une solution globale à la réutilisation des tubes standards (refroidissement partiel ou total), une étude menée en collaboration avec VESUVIUS a été mise en œuvre. L'idée de base consiste à déterminer, dans un premier temps, les caractéristiques que doit impérativement posséder un mélange afin de pouvoir redémarrer une séquence de coulée après un refroidissement complet. Dans une seconde étape, le fabricant concevra un tel matériau.

2.2.1 Caractéristiques requises

Quitte à modifier les caractéristiques du matériau, l'objectif est d'obtenir un mélange permettant de démarrer une séquence de coulée sans couche décarburée (et cela même pour l'utilisation initiale, le tube restant ainsi dans la même configuration tout au long de son fonctionnement).

Mais il est alors impératif que le matériau ait une rigidité relativement faible et un coefficient de dilatation thermique α très peu élevé ($\approx 2.5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$), au moins jusqu'à la température de 800°C , afin de minimiser au maximum la dilatation différentielle au sein du matériau.

En effet, sur un tube de géométrie standard mais n'ayant pas de couche décarburée, lors du choc thermique de démarrage la température de la face interne de la zone la plus critique (cf. paragraphe 5.2.1 partie B et 4.3 partie C) est aux environs de 800°C alors que celle de la face externe commence juste à s'élever (cf. figure 3.58). Durant cette phase de montée en température, il est donc nécessaire que la dilatation du matériau soit la plus faible possible.

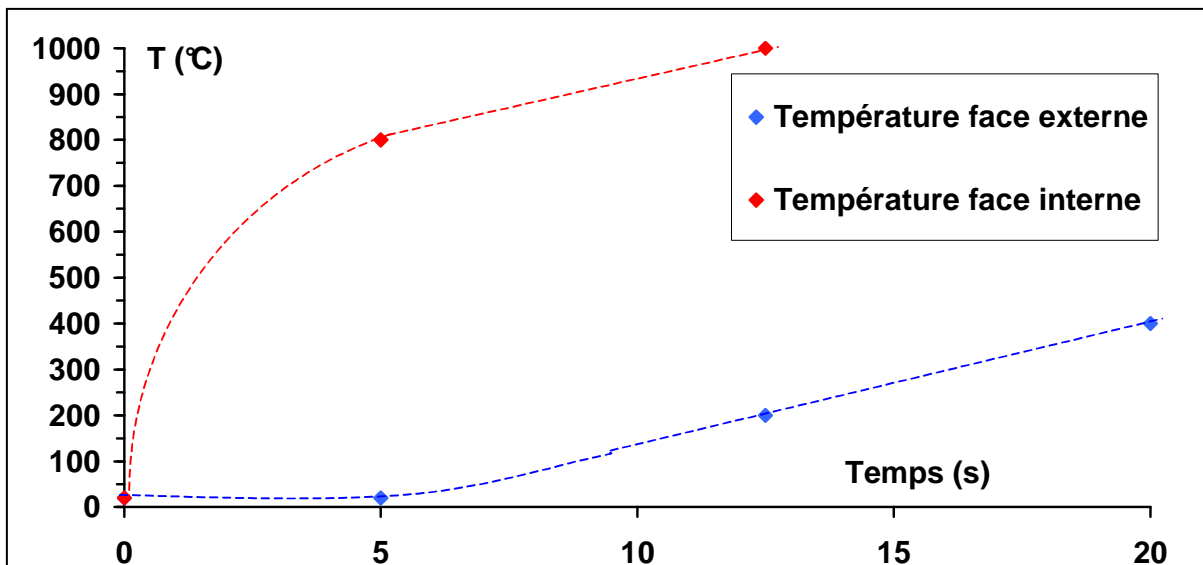


Figure 3.58. Evolutions des températures des faces interne et externe d'un tube dans la zone cylindrique émergée lors d'un démarrage sans couche décarburée.

Au delà de ce niveau de température, on peut accepter une augmentation modérée de la valeur de ces deux paramètres.

La deuxième particularité d'un matériau réutilisable est de ne pas évoluer par traitement thermique durant l'utilisation initiale.

2.2.2 Propriétés et comportement

A partir des constats précédents, VESUVIUS nous a proposé un matériau (mélange M4) en développement.

Les propriétés de ce matériau sont récapitulées dans le tableau 3.5.

	20°C	600°C	1000°C	1500°C
E (GPa)	8	11.6	14	
$\alpha_{(20-T)} \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	2.2	2.2	2.68	3.38
$\sigma_{\text{rupture en flexion}} \text{ (MPa)}$	8.1			9.1

Tableau 3.5. Caractéristiques thermomécaniques du mélange M4

Afin de déterminer le comportement de ce nouveau produit, les données manquantes ont été extrapolées à partir des résultats obtenus sur les autres nuances d'alumine-carbone (mélanges M1, M2 et M3) : dissymétrie du comportement traction-compression, estimation des déformations et contraintes à la rupture...

Les résultats présentés en figure 3.59 comparent l'aptitude des mélanges M2 et M4 aux chocs thermiques.

On peut noter que la tenue aux chocs thermiques sévères du mélange M4 est très nettement supérieure à celle du mélange M2.

Par contre, en cas de démarrage de coulée avec couche décarburée, la différence de comportement de ces deux matériaux est moins importante. En effet, dans ce cas, la cinétique des sollicitations thermomécaniques est plus lente. De plus, les propriétés du mélange M2, moins favorables à la résistance aux chocs thermiques que celle du M4, sont peu pénalisantes.

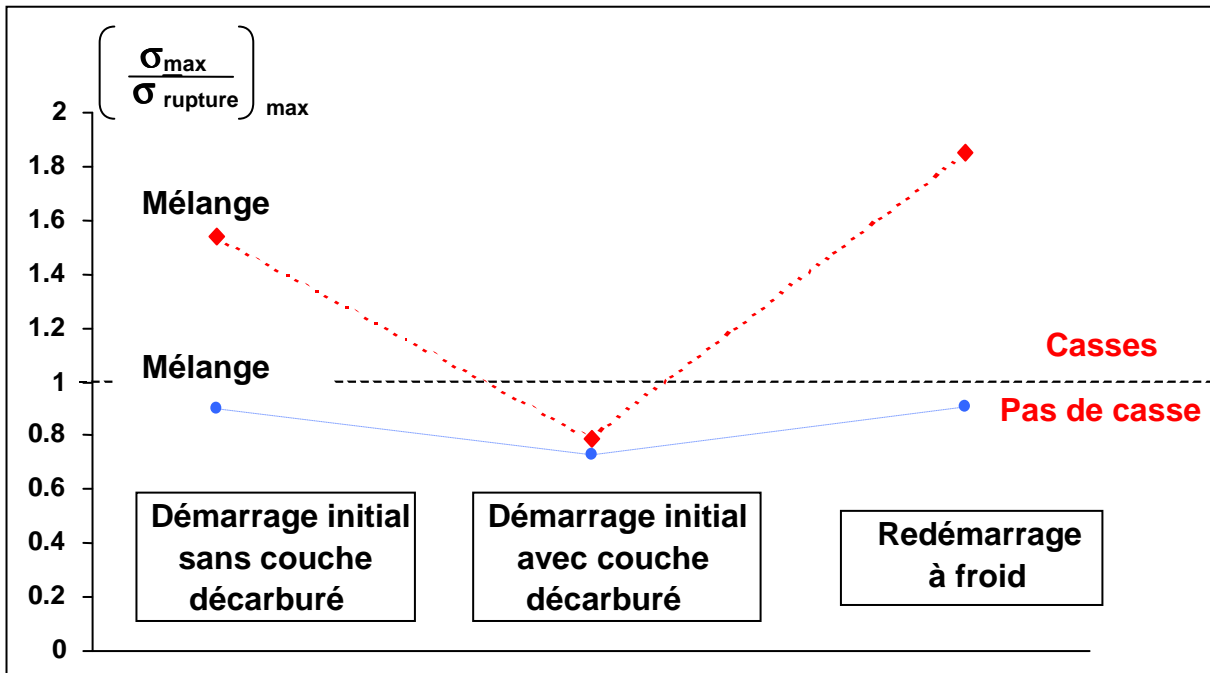


Figure 3.59. Aptitude aux chocs thermiques de tubes standards en mélanges M2 et M4.

2.2.3 Conclusion

Les simulations montrent que le mélange M4 aura probablement une très bonne tenue aux chocs thermiques sévères. Cela permettra aux tubes standards de démarrer, et de redémarrer, des séquences de coulée sans couche décarburée. En outre, ses caractéristiques thermomécaniques et sa non-évolution par traitement thermique autorise, d'après les calculs effectués, sa réutilisation à froid.

Ce type de matériau apparaît donc être une solution acceptable à la réutilisation des tubes protecteurs de jet.

Il reste toutefois à confirmer par des expérimentations que l'ensemble des caractéristiques de ce matériau en développement seront bien conformes aux performances annoncées.

En outre, sa résistance aux autres sollicitations, en particulier à l'érosion - corrosion, doit elle aussi être confirmée.

Dans cette optique une campagne d'essais industriels est prévue afin de valider le comportement du mélange M4.

3. Conditions opératoires

Comme cela a été évoqué au paragraphe §3C-4.2, la brutale chute de température lors des premiers instants du refroidissement est fortement préjudiciable à la réutilisation des tubes. D'une manière générale la température du tube lors de son re-positionnement sur la ligne de coulée est un paramètre très important.

Des simulations de maintien en température durant la période d'inter-séquence ont donc été réalisées sur des tubes standards.

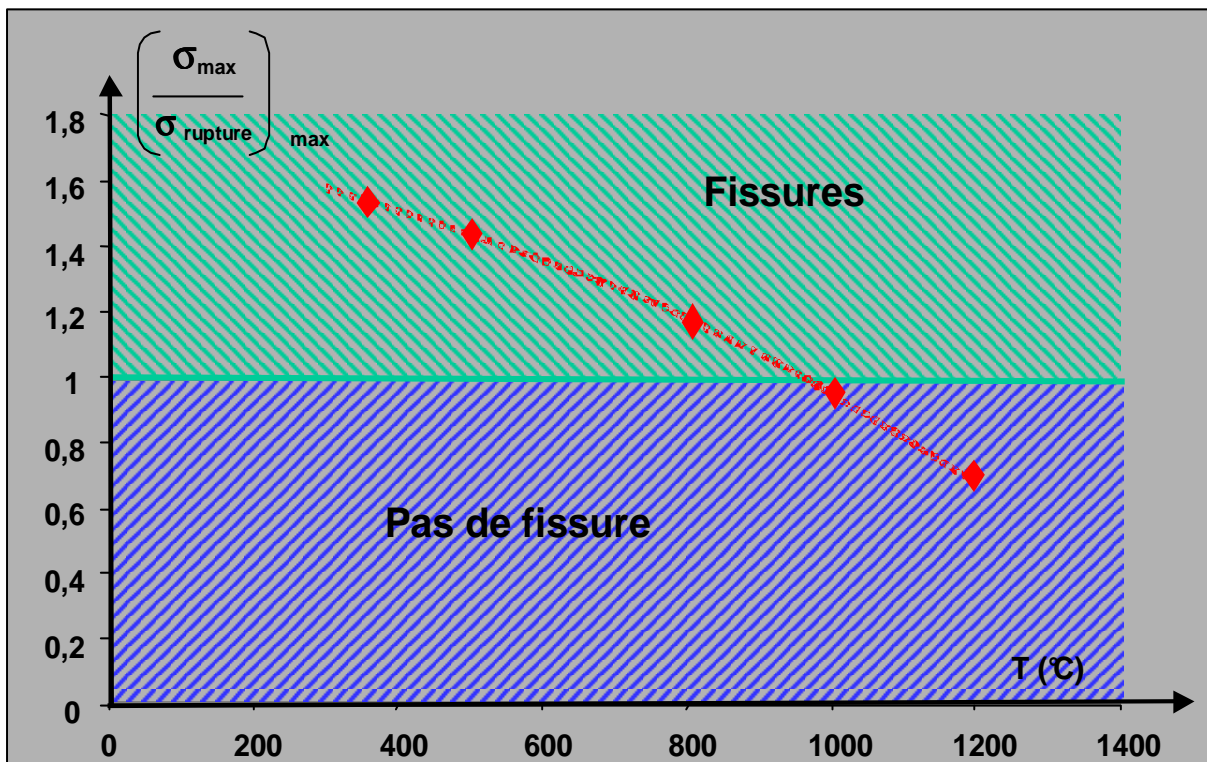


Figure 3.60. Influence de la température de maintien sur la fissuration lors d'une réutilisation.

Les résultats présentés en figure 3.60 montrent que la température de maintien doit être élevée ($\approx 950-1000^{\circ}\text{C}$) pour éviter la fissuration lors du redémarrage.

Cette solution est donc envisageable mais elle requiert l'utilisation d'un nouvel équipement : enceinte chauffée sous atmosphère contrôlée pour que les mélanges d'alumine graphite utilisés ne se décarburent pas durant cette phase du process.

De plus, le passage du tube de l'enceinte à la ligne de coulée devra s'effectuer dans le délai le plus bref afin de ne pas refroidir le tube et perdre tout le bénéfice du maintien en température.

4. Géométrie et design

Cette partie a pour objet de présenter des développements originaux permettant une réutilisation partielle ou totale des tubes protecteurs de jet.

Le matériau utilisé est le mélange M2 car, bien qu'il présente en cas de réutilisation, des caractéristiques très défavorables à la résistance aux chocs thermiques, des évolutions au niveau de la géométrie et du design doivent permettre une amélioration de ses performances.

4.1 Diminution locale des contraintes thermomécaniques

4.1.1 Ajout d'une isolation extérieure partielle

4.1.1.1 Objectifs et résultats

Comme cela a été présenté dans le paragraphe §3A-4.2, l'ajout d'une isolation extérieure permet, en limitant les échanges du tube avec son environnement, de réduire fortement les gradients thermiques radiaux au sein de la zone protégée.

De plus, en fin de refroidissement, la température d'un tube isolé est beaucoup plus élevée que celle d'un tube standard.

Ces deux points permettent de réduire les contraintes d'origine thermique.

La figure 3.61 présente les résultats obtenus sur un tube isolé (12 mm de fibres céramiques réfractaires extérieures) soumis à deux types de chocs thermiques.

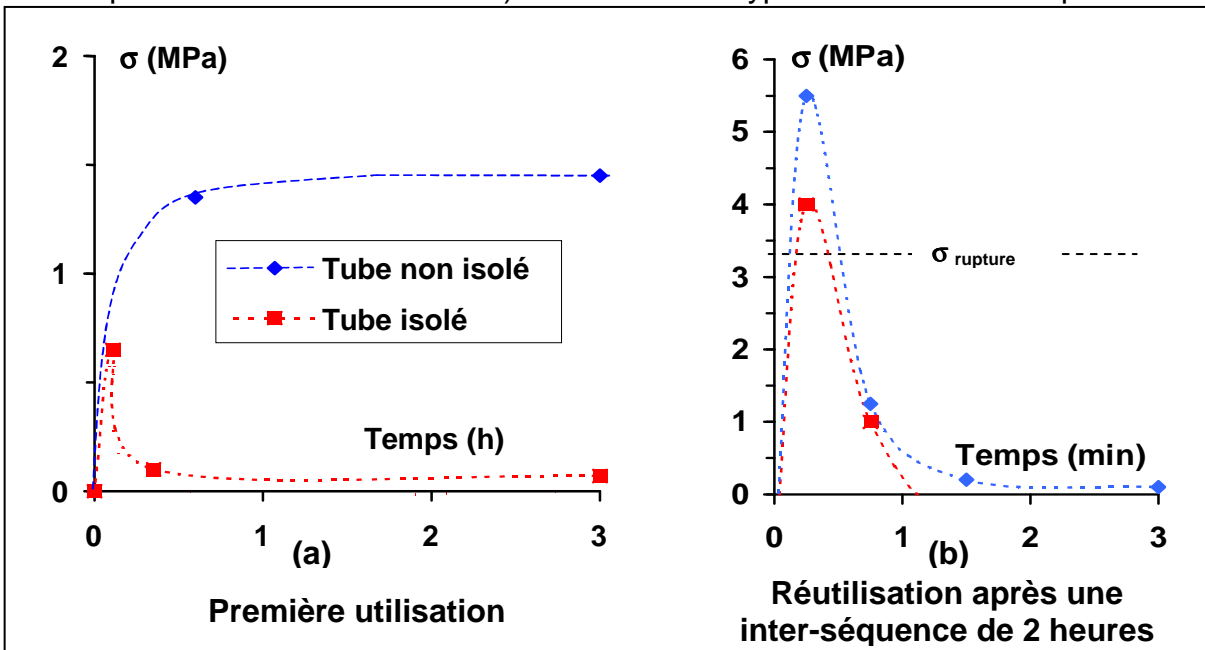


Figure 3.61. Influence de l'isolation extérieure sur les contraintes longitudinales de la face externe dans la partie cylindrique isolée (12 mm de fibres).

Lors de la première mise en service, l'isolation a un effet très important sur les contraintes thermomécaniques de la zone protégée : la contrainte longitudinale maximale calculée sur un tube classique est plus de deux fois supérieure à celle obtenue sur un tube équipé de fibres (cf. figure 3.61-a). De même, la déformation plastique cumulée en traction est dix fois plus faible dans le cas d'un tube isolé, ce qui montre que le matériau est beaucoup moins endommagé, que dans le cas d'un tube standard (cf. figure 3.62-a).

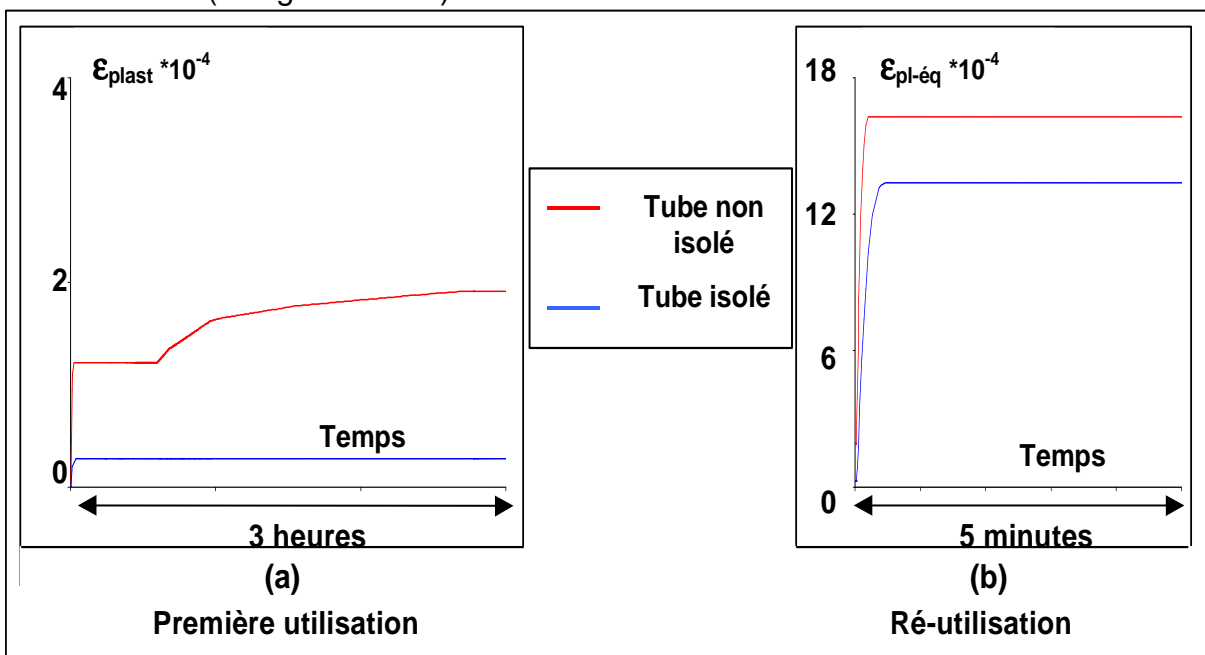


Figure 3.62. Influence de l'isolation extérieure (12mm) sur le niveau des déformations plastiques cumulées en face externe dans la partie émergée droite.

Lors d'une réutilisation après une inter-séquence assez longue (2 heures), le gain apporté par les fibres extérieures est moins significatif (la diminution du niveau des contraintes est tout de même d'environ 25%) et n'est pas suffisant pour éviter un dépassement de la limite à la rupture du matériau (cf. figure 3.61-b). De même le niveau atteint par le cumul des déformations plastiques est proche dans les deux cas (cf. figure 3.62-b).

La variation d'efficacité de l'isolation extérieure lors des différentes phases du fonctionnement est directement liée à la prédominance des cinétiques mécanique ou thermique :

- lors de la chauffe initiale, la couche décarburée permet une montée progressive de la température au sein du tube protecteur de jet et les contraintes qui en résultent connaissent une évolution similaire. L'isolation peut donc jouer pleinement son rôle ;
- lors a contrario d'un redémarrage, les contraintes thermomécaniques se développent très rapidement. La cinétique de conduction thermique est beaucoup plus lente que la cinétique mécanique, l'effet des fibres isolantes est donc limité. Toutefois, en comparaison d'un tube classique, l'isolation accélère un peu la montée en température de la face externe ce qui induit une réduction des contraintes thermomécaniques (cf. figure 3.61-b).

4.1.1.2 Conclusion

L'utilisation d'une isolation extérieure permet de réduire les contraintes thermomécaniques induites par un choc thermique. L'effet est très important lors de démarrages avec couche décarburée, il l'est moins pour les chocs très sévères de réutilisation.

En outre, les tubes standards ne pouvant être isolés que dans la zone émergée non recouverte du casing métallique, les fibres ne sont pas utilisées de façon optimale.

4.1.2 Suppression des singularités géométriques du profil

Les singularité du profil et les discontinuités géométriques, telles que l'épaule situé dans la tête du tube, induisent des zones de concentrations de contraintes (principalement longitudinales). Leur suppression permet de réduire non seulement le niveau atteint par les contraintes mais aussi l'étendue de ces zones fortement sollicitées (cf. figure 3.63).

Dans le cas de la modification de l'épaule, le raccordement entre la zone verticale cylindrique et la partie horizontale doit être le plus progressif possible (cf. figure 3.63) afin d'optimiser la réduction du niveau des sollicitations thermomécaniques

De même, la suppression de la partie conique recouverte du casing métallique, et son remplacement par une zone cylindrique droite élimine les risques de fissuration lors des démarrages ou des redémarrages (cf. §3B-5.2.1).

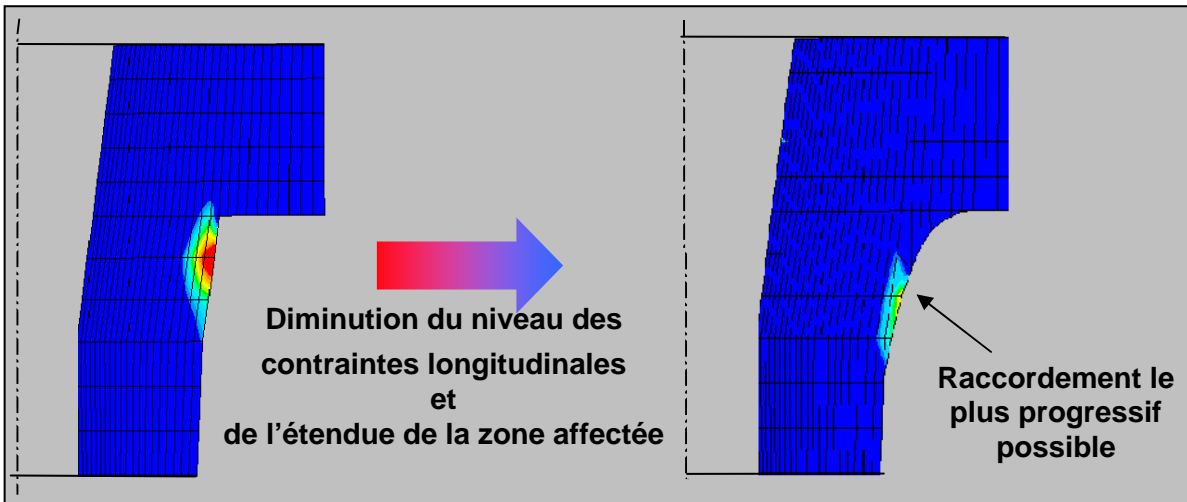


Figure 3.63. Diminution des contraintes longitudinales par suppression d'une discontinuité géométrique

4.1.3 Rainurage de la face interne

4.1.3.1 Objectifs et démarche adoptée

La dilatation différentielle au sein du matériau lors d'un choc thermique est la cause de l'apparition de contraintes thermomécaniques au sein du réfractaire. Le niveau des contraintes de traction en face externe est directement lié à celui des contraintes de compression en face interne.

L'idée développée ici est donc de remplacer la couche décarburée par des rainures régulières sur la face interne afin d'y réduire le niveau des contraintes de compression (cf. figure 3.64). Le rôle de ces rainures est d'autoriser l'intérieur du tube à se dilater plus "librement" lors des phases de montée en température.

De plus, l'avantage de cette technique est de permettre au tube de rester dans son état initial (sans prendre en compte les évolutions du matériau) durant toutes les phases de fonctionnement (contrairement au tube standard où la couche décarburée disparaît en service).

Le comportement de tubes rainurés circonférentiellement a donc été simulé.

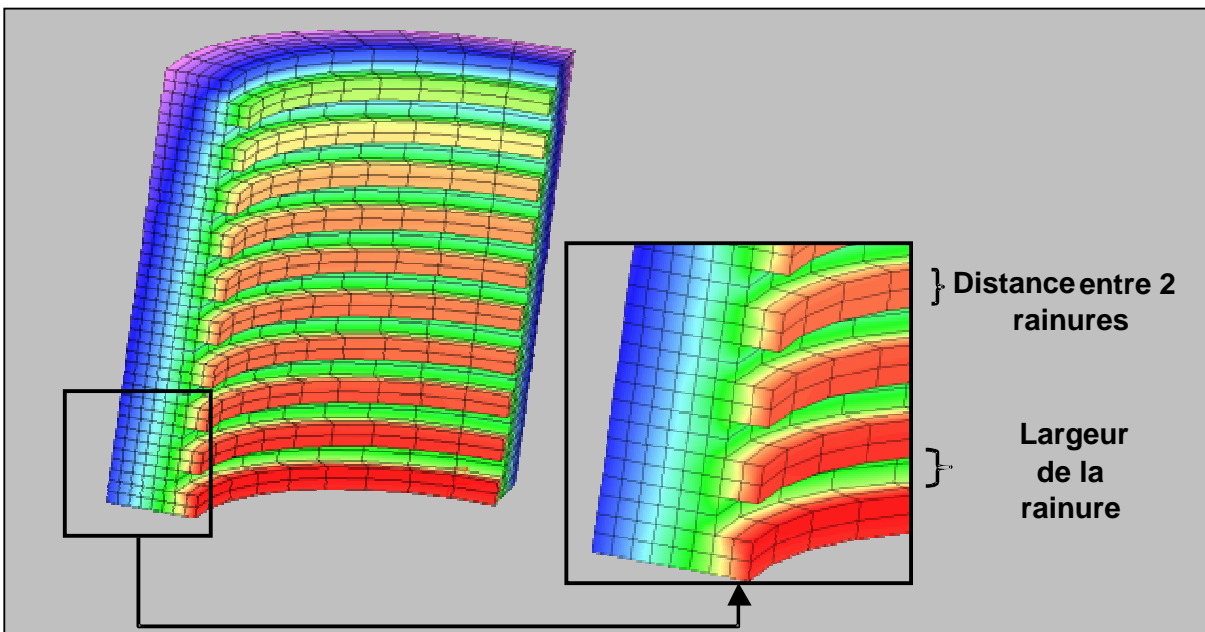


Figure 3.64. Schéma d'un tube rainuré intérieurement.

Le rainurage étant caractérisé par deux paramètres (cf. figure 3.64) :

- la distance entre deux rainures ;
- la largeur de chaque rainures ;

un mini-plan d'expériences a été mis en œuvre afin de déterminer l'influence relative de chacun d'entre eux.

Les simulations ont été effectuées sur des tubes cylindriques ayant un rayon intérieur de 55 mm et une épaisseur de 25 mm. Les rainures ont une profondeur de 5 mm (du même ordre de grandeur que l'épaisseur de la couche décarburée).

Les deux paramètres du plan ont évolué sur la plage de valeurs allant de 1 à 5 mm.

Remarque : étant donnée la taille des grains des matériaux considérés, on ne peut pas espérer atteindre techniquement des dimensions de 1 mm. Cependant l'objectif, en choisissant une telle valeur, était d'estimer le gain théorique maximal.

La réponse choisie est la valeur maximale de la contrainte longitudinale sur la face externe à mi-hauteur du tube.

4.1.3.2 Résultats

Les résultats présentés en figure 3.65-a montrent que la distance entre deux rainures n'a quasiment pas d'effet. Cela est dû au fait que dans tous les cas la matière se trouvant entre deux rainures peut se dilater beaucoup plus librement que sur un tube classique.

Par contre, plus la largeur des rainures est importante plus le niveau des contraintes est élevé. En fait, l'augmentation de cette dimension entraîne un accroissement du flux thermique reçu par le fond de la rainure : si la largeur est très faible le fond de la rainure ne reçoit que le flux rayonné par le flot d'acier liquide, mais si elle augmente le contact acier – réfractaire devient possible et des échanges convectifs vont apparaître.

In fine, le gain optimal obtenu est une diminution de 30% de la valeur maximale de la contrainte longitudinale de traction par rapport à celle calculée sur un tube non rainuré intérieurement. Ce gain est obtenu avec des rainures distantes de 1 mm et ayant une hauteur de 1 mm.

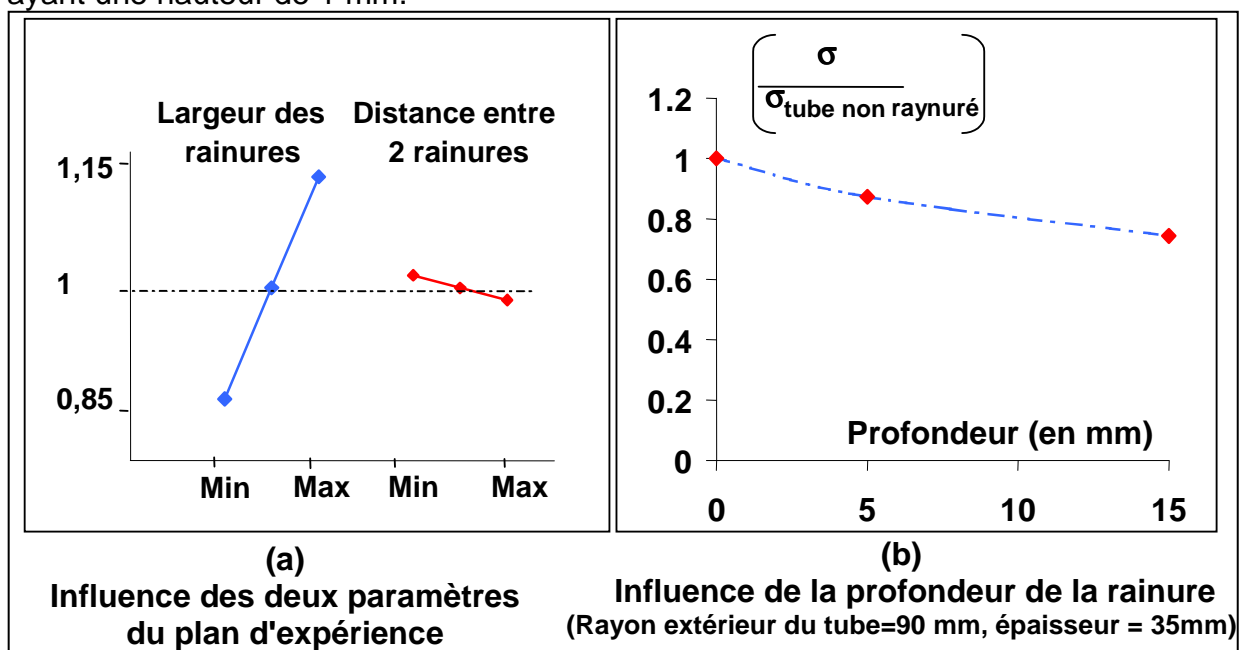


Figure 3.65. Influence des rainures sur le niveau des contraintes.

Cependant si on augmente l'épaisseur du réfractaire, pour obtenir un gain du même ordre de grandeur il faut accroître la profondeur de la rainure. La figure 3.65-b montre par exemple, que pour un rayon extérieur de 90 mm, la profondeur doit être au moins de 15 mm, soit plus de 40% de l'épaisseur totale .

4.1.3.3 Conclusion

Cette solution n'est donc pas envisageable au plan industriel car :

- les résultats optimaux sont obtenus pour des rainures ayant des dimensions trop faibles pour être techniquement réalisées sur ce type de matériau. De plus, si cette mise en forme était possible, ces rainures seraient érodées (faible résistance mécanique) en cours de fonctionnement, perdant ainsi tout intérêt ;
- les épaisseurs importantes de réfractaire nécessitent des profondeurs de rainure élevées ce qui risque de fragiliser le tube face aux sollicitations mécaniques (vibrations, pression du robot, chocs,...) ;
- le gain apporté par cette technique n'est pas suffisant pour contrebalancer, lors d'une réutilisation, les évolutions microstructurales du matériau.

4.2 Nouveaux designs pour les tubes protecteurs de jet

4.2.1 Évolutions à partir d'un tube standard

4.2.1.1 Objectifs

L'objectif de cette partie de l'étude est d'estimer la durée maximale d'une inter-séquence sur un tube constitué du mélange M2 totalement modifié au niveau de sa géométrie, de son design et qui fonctionnerait dans des conditions opératoires différentes.

4.2.1.2 Caractéristiques des tubes et conditions opératoires

Les tubes protecteurs de jet proposés seraient constitués de trois éléments (cf. figure 3.66) :

- le tube d'alumine graphite en mélange M2 ;
- une isolation couvrant l'ensemble de la partie émergée ;
- une couche de béton recouvrant la tête du tube et son isolation ;
- le casing métallique.

Ce tube multi-matériaux a un diamètre intérieur et une hauteur identiques à ceux des tubes standards. C'est un cylindre droit de diamètre extérieur 170 mm surmonté par une tête dont les dimensions ont été réduites. L'épaisseur du tube dans la partie droite est légèrement supérieure à celle des tubes standards afin d'augmenter la durée de vie des pièces face aux sollicitations d'érosion - corrosion.

La jonction des deux parties cylindriques se fait par l'intermédiaire d'un raccord très progressif (cf. figure 3.66).

Les dimensions extérieures de la tête ont été conservées pour n'avoir à modifier ni la busette collectrice, ni le système de manipulation du robot.

L'ensemble de la partie émergée est recouverte d'une isolation afin réduire les gradients thermiques et la vitesse de refroidissement de l'ensemble du tube durant les phases d'inter-séquences. De plus, pour limiter au maximum les déperditions d'énergie au travers des faces non protégées, la partie immergée et le sommet du tube sont recouverts par un manchon isolant lorsque le tube n'est pas en fonction.

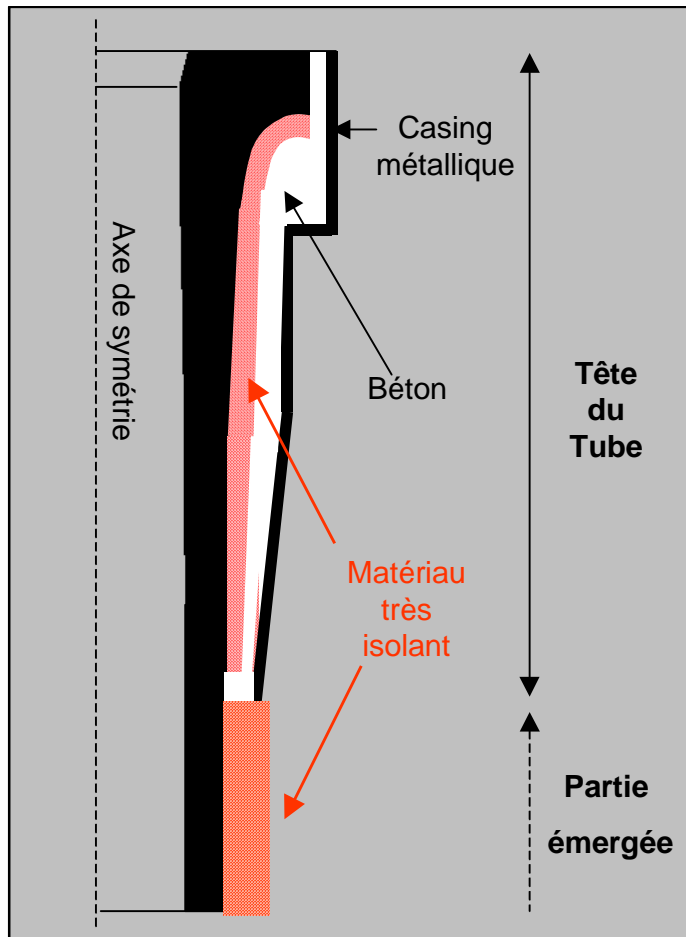


Figure 3.66. Tête du tube totalement isolé.

Le sarcophage de béton, au niveau de la tête, permet de donner à la partie haute du tube une rigidité capable de supporter les sollicitations mécaniques extérieures et en particulier celles exercées par le robot manipulateur.

4.2.1.3 Résultats

Le comportement thermomécanique de tels tubes a été simulé pour les cycles thermiques déjà présentés. Pour cela, le chargement thermique équivalent appliqué sur la face interne de la partie émergée et traduisant l'érosion de la couche décarburée a été déterminé en procédant de la manière décrite au paragraphe 3.3.2 de la partie A. Cependant pour la partie haute du tube, il a été pris en compte les influences simultanées des épaisseurs d'isolation et de béton sur cette montée en température.

Le tube étant totalement isolé, les évolutions de contraintes calculées numériquement sur l'ensemble de la partie émergée sont similaires à celles obtenues au paragraphe §3D-2.1 (figure 3.61-a et b).

Des simulations de refroidissement de durées variables ont aussi été mises en œuvre. La figure 3.67 montre que la durée maximale d'inter-séquence est d'environ 1 heure. Cette valeur est très supérieure à celle obtenue sur un tube standard (≈ 5 minutes cf. paragraphe 4.2 partie C). Toutefois, d'un point de vue industriel, elle reste relativement faible.

De plus, la température de fonctionnement de ces tubes est beaucoup plus élevée que celle d'un tube classique (environ 1480°C en face externe et 1540°C en face interne, cf. figure 3.26 partie A). Cela favorise donc les transformations de phases et induit une forte augmentation de la rigidité et du coefficient de dilatation α : sur

l'ensemble du tube, les caractéristiques du matériau évoluent de façon similaire à celles de la partie immergée des tubes standards (cf. paragraphe 2 partie C).

Or, les simulations de réutilisation ont bien pris en compte l'évolution défavorable du coefficient α mais pour les raisons évoquées au paragraphe 3 de la partie C, les lois de comportement mécanique n'ont pas été modifiées par rapport à leur valeur initiale.

Par suite, la durée maximale réelle autorisée pour une inter-séquence est nécessairement inférieure à celle calculée. Toutefois, on peut penser qu'en divisant par deux la durée maximale trouvée par simulation on obtient une bonne estimation de la durée réelle de refroidissement n'entraînant pas de fissuration (cf. figure 3.67). En effet, 30 minutes après la fin de la première utilisation, la température du tube est encore supérieure à 1100°C (contre 900°C 1 heure après) ce qui limite le choc thermique de redémarrage.

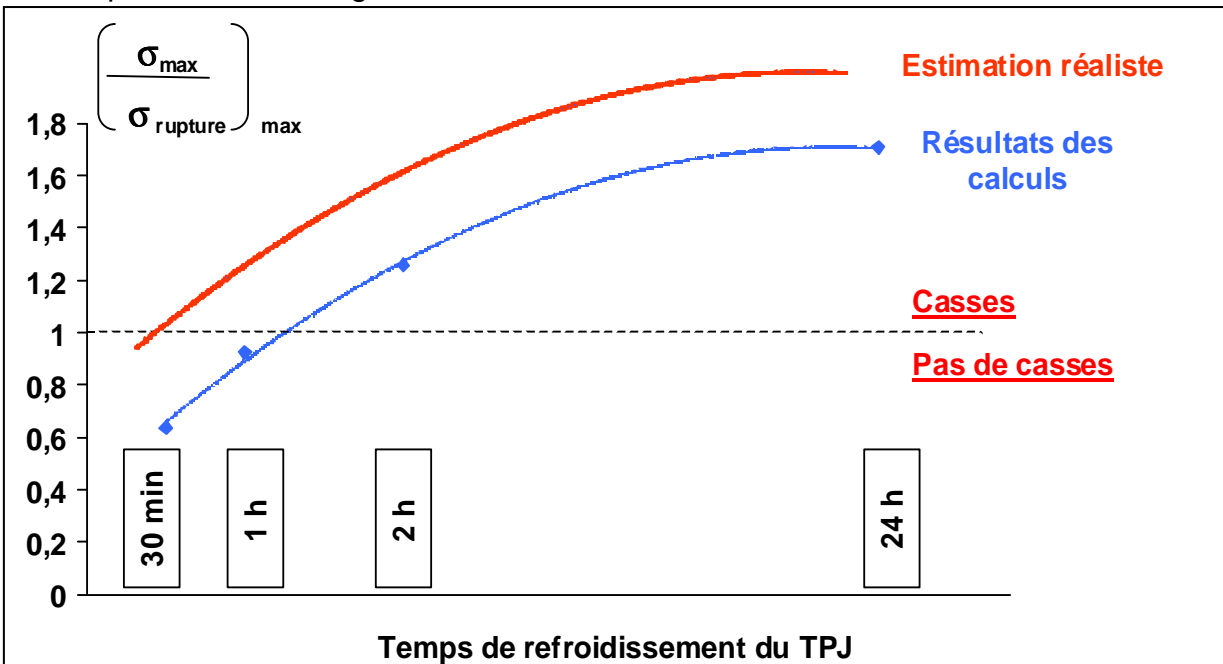


Figure 3.67. Durée maximale de refroidissement autorisant la réutilisation pour des tubes modifiés.

4.2.1.4 Conclusion

La modification du design, de la géométrie et des conditions opératoires permet d'améliorer les possibilités de réutilisation d'un tube protecteur de jet. Cependant, le gain apporté par ces évolutions est en grande partie perdu à cause des effets néfastes des transformations de phases induites par le haut niveau de température lors du fonctionnement initial. D'un point de vue industriel, la durée maximale autorisée pour les inter-séquences n'est donc que faiblement augmentée et ne permet pas de satisfaire l'ensemble des besoins de réutilisation^[67].

4.3.2 Tubes chauffés uniquement par rayonnement

4.3.2.1 Objectifs

Afin de diminuer la sévérité du choc thermique de démarrage, dans la partie émergée, une solution consiste à réduire le niveau des échanges thermiques entre le flot d'acier liquide et la face interne du tube réfractaire.

Durant les premiers instants de la coulée (les plus critiques pour le tube), le flux convectif est 100 fois plus élevé que le flux radiatif :

$$\Phi_{\text{convectif}} \approx 10^6 \text{ W / m}^2$$

$$\Phi_{\text{radiatif}} \approx 10^4 \text{ W / m}^2$$

c'est donc lui qu'il est nécessaire de réduire, voire de supprimer.

Par suite, l'élimination du contact acier liquide – réfractaire entraînera une très forte diminution de la vitesse de montée en température de la face interne (cf. figure 3.69) et par voie de conséquence une réduction importante des sollicitations thermomécaniques (cf. figure 3.70)

In fine, l'objectif est que de tels tubes puissent être utilisés sans couche décarburée. Cependant pour n'obtenir que des échanges radiatifs, il faut modifier la forme des tubes en augmentant leur rayon intérieur (cf. figure 3.68).

4.3.2.2 Géométrie des tubes

L'élimination des échanges convectifs nécessite l'élargissement du diamètre intérieur du tube protecteur de jet (cf. figure 3.68).

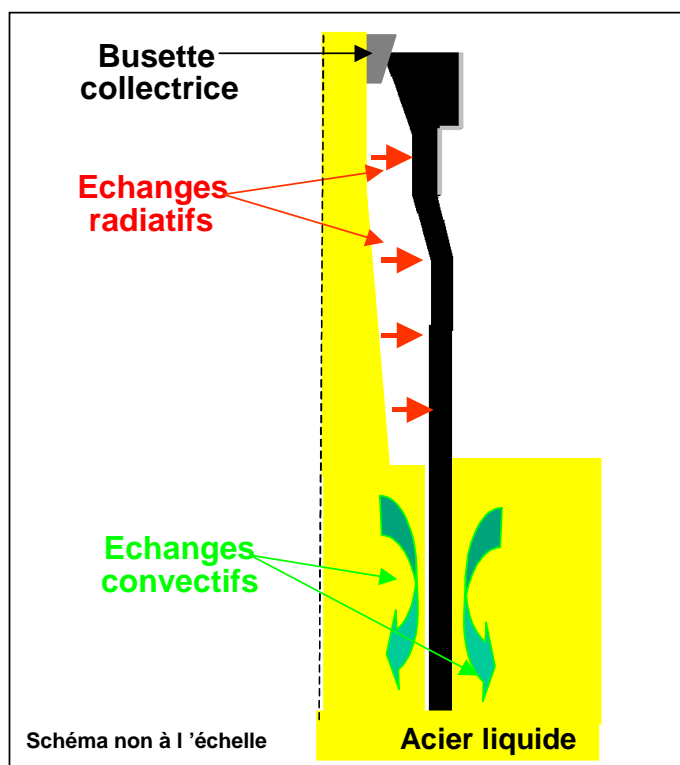


Figure 3.68. Transferts thermiques acier liquide - réfractaire

Les tubes modélisés sont des cylindres droits ayant les dimensions suivantes :

- hauteur : 900 mm
- diamètre intérieur : 110 mm;
- épaisseur : 20 mm

Ils sont surmontés d'une tête ayant les mêmes dimensions que celles des tubes standards afin de pouvoir être manipulés par le robot et positionnés au contact des busettes collectrices classiques. L'épaisseur de la tête est toutefois moins importante que celle des tubes standards et varie entre 20 mm et 65 mm.

La jonction de la partie cylindrique droite et de la tête se fait par l'intermédiaire d'un cône de hauteur 100 mm.

4.3.2.3 Échanges thermiques acier liquide – réfractaire

Les échanges thermiques entre l'acier liquide et le réfractaire sont uniquement radiatifs dans la partie émergée du tube. Ils ont été déterminés à l'aide des relations 3.7 et 3.8.

$$\phi_{\text{réfractaire}} = \varepsilon_{\text{rad}} \sigma (T_{\text{acier}}^4 - T_{\text{réfractaire}}^4) \quad (3.7)$$

$$\varepsilon_{\text{rad}} = \frac{1}{\frac{S_{\text{réfractaire}}}{S_{\text{acier}}} \frac{1}{\varepsilon_{\text{acier}}} + \frac{1}{\varepsilon_{\text{réfractaire}}} - 1} \quad (3.8)$$

avec $\phi_{\text{réfractaire}}$ = flux net entre l'acier et le réfractaire

$S_{\text{réfractaire}}$ = surface interne du tube

S_{acier} = surface du jet d'acier

$\varepsilon_{\text{acier}}$ = émissivité de l'acier

$\varepsilon_{\text{réfractaire}}$ = émissivité du réfractaire = 0.75 (cf. paragraphe §3A-3.2.1)

Afin de se placer dans le cas le plus défavorable (élévation de température la plus rapide), le rapport $S_{\text{réfractaire}}/S_{\text{acier}}$ a été pris égal à 2 (si on ne tient pas compte du possible élargissement du jet, ce rapport est égal à 2.75 = rapport des diamètres interne du tube et externe de la busette collectrice), et il a été supposé que $\varepsilon_{\text{acier}} = 1$.

Dans la partie immergée les transferts thermiques acier - réfractaire restent purement convectifs. Ce sont ceux déterminés au paragraphe §3A-3.2.3 sur les tubes standards.

4.3.2.4 Résultats

Conformément à ce qui était attendu, le choc thermique est beaucoup moins violent sur ce type de tube que sur les tubes standards sans couche décarburée : l'élévation de la température au sein des tubes "à jupe" est beaucoup plus lente (en particulier sur la face interne). En outre, les niveaux de température atteints sont nettement moins élevés (cf. figure 3.59).

Cette moindre sévérité des sollicitations thermiques induit une réduction importante des contraintes thermomécaniques.

La figure 3.60 montre que les contraintes de traction calculées restent inférieures à la limite à la rupture du matériau (car on a toujours $\sigma_{\text{traction}} < \sigma_{\text{rupture}}(1500^{\circ}\text{C}) = 2.4 \text{ MPa}$, cf. paragraphe 3.2 partie B) durant l'ensemble du cycle de fonctionnement et cela bien que le tube :

- démarre et redémarre les séquences de coulées sans couche décarburée ;
- subisse lors de l'utilisation initiale des transformations de phases défavorables à la tenue aux chocs thermiques.

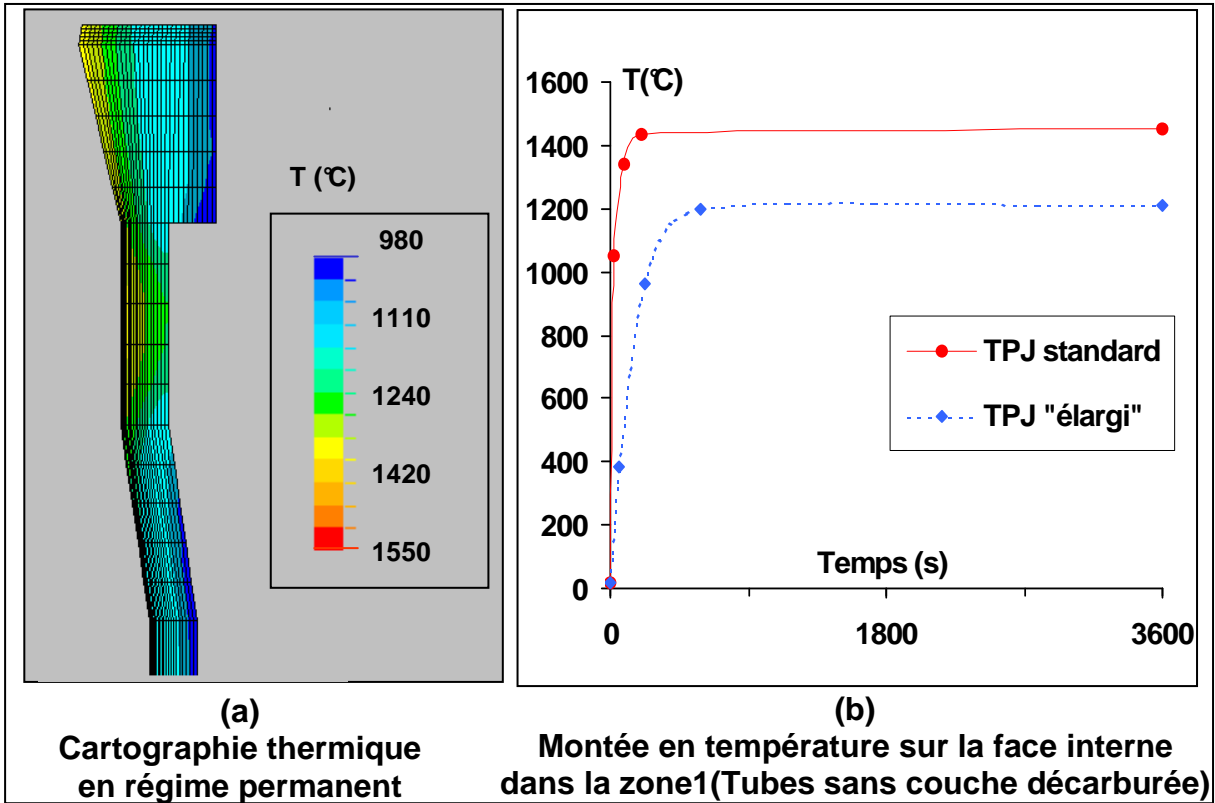


Figure 3.69. Evolutions des températures au sein du tube

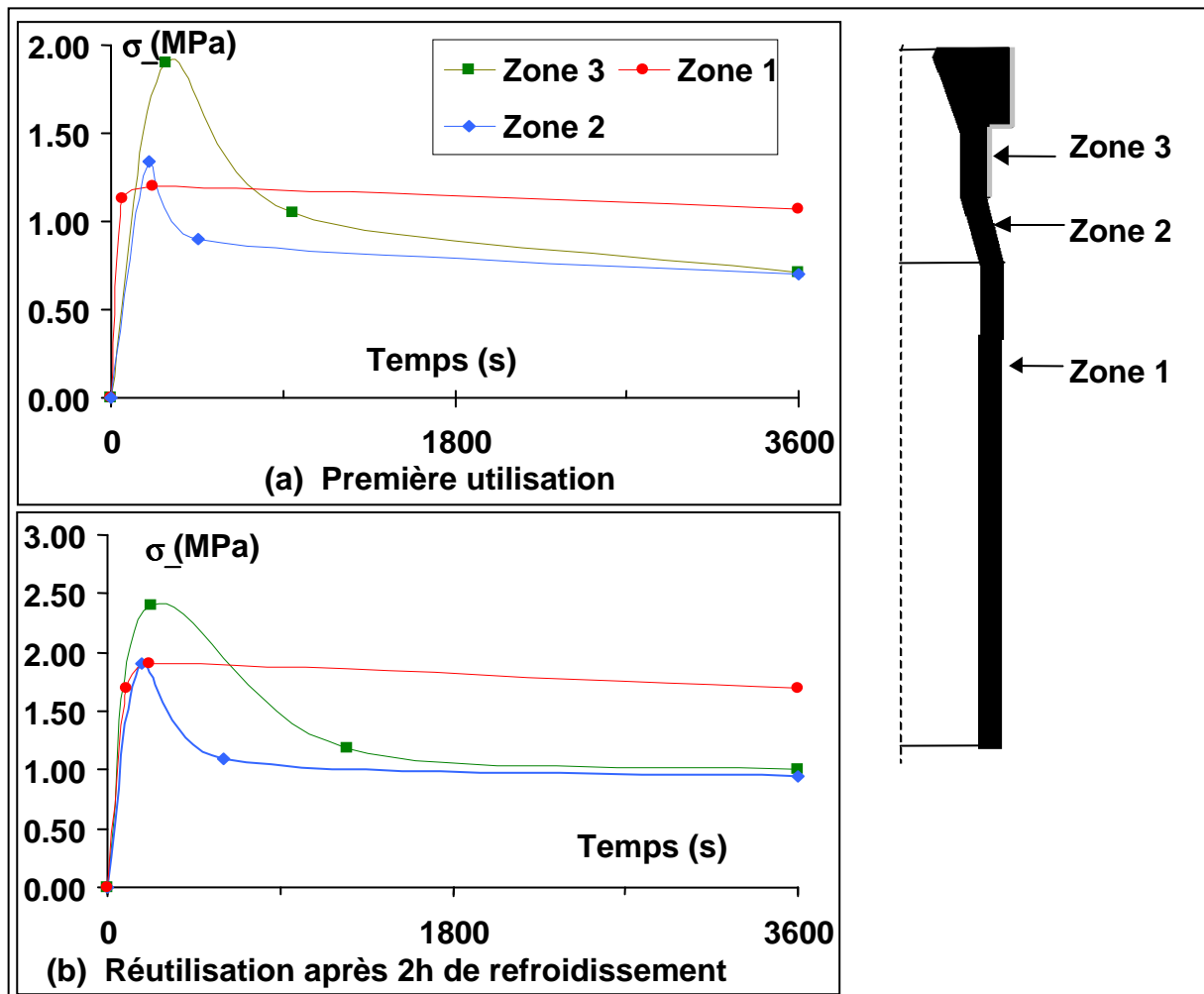


Figure 3.70. Contraintes longitudinales de traction en face externe lors de l'utilisation initiale et de la réutilisation.

4.3.2.5 Conclusion

Ce type de géométrie permet donc aux tubes de démarrer une séquence de coulée sans couche décarburée. De plus, la faible sévérité des chocs thermiques imposés autorise même, d'après les simulations numériques, leur réutilisation malgré les transformations microstructurales du matériau induites par traitement thermique.

D'un point de vue thermomécanique, l'innovation proposée constitue une solution acceptable.

Toutefois, au plan technologique, la forme de la pièce la rend difficilement démoulable.

De plus, le tube étant en grande partie vide, des problèmes importants de stabilité mécanique peuvent être générés par l'écoulement rapide du flot de métal liquide à l'intérieur de la pièce (turbulence interne, formation de vortex...).

En outre, du fait de la quantité importante de matière requise pour constituer ces tubes, leur coût de fabrication est élevé.

Pour ces raisons cette solution n'est pas totalement satisfaisante.

5. Conclusion

Cette partie de l'étude a montré que la possible réutilisation des tubes protecteurs de jet nécessite, soit des modifications importantes des conditions opératoires (maintien des tubes à des niveaux élevés de température durant les inter-séquences), soit une évolution des caractéristiques des matériaux constituant ces pièces. Les modifications de la géométrie et du design des tubes sont en effet insuffisantes pour autoriser des inter-séquences satisfaisantes industriellement. En effet, le gain que peuvent apporter ces innovations est en grande partie contrarié par les conditions de fonctionnement contraignantes que ces innovations imposent au matériau.

Les évolutions requises en ce qui concerne les caractéristiques thermomécaniques du matériau (dilatation thermique et rigidité faibles à basse température, ainsi qu'invariance de ces propriétés après traitement thermique) ne doivent toutefois pas se faire au détriment de la résistance aux autres sollicitations de service. Un compromis devra donc être trouvé entre résistance à l'érosion et à la corrosion - fiabilité – réutilisation afin de fournir une réponse optimale aux besoins du process.

Les essais industriels qui seront effectués prochainement sur des tubes constitués du matériau M4 permettront d'apporter des réponses à ces interrogations (et si cela est nécessaire des modifications seront apportées à la composition du mélange).

CONCLUSION

L'étude thermomécanique des tubes protecteurs de jet a permis de développer un modèle numérique fiable. Ce dernier est capable de simuler le comportement de ces pièces durant les phases actuelles de leur fonctionnement mais aussi lors de phases, pour l'instant virtuelles, telles que la réutilisation ou le maintien en température.

Les résultats obtenus numériquement sont bien corroborés par le comportement industriel des pièces considérées, malgré les imperfections du modèle informatique et l'absence de données quant au comportement des matériaux utilisés dans certaines conditions. En effet :

- le modèle élasto-plastique ne traduit pas parfaitement le comportement des matériaux considérés ;
- les évolutions du matériau en fonctionnement n'ont pas toutes été prises en compte ;
- les lois de comportement mécanique utilisées ont été mesurées pour des vitesses de sollicitation très inférieures à celles existant lors des chocs thermiques ;
- les mécanismes d'ouverture et de propagation des fissures mis en jeu sont mal connus, il est donc difficile d'établir un critère de fissuration satisfaisant.

Ainsi, la durée de vie des tubes actuels lors d'éventuelles réutilisations, ainsi que les effets de possibles évolutions de la géométrie, du design, et des conditions opératoires ont été calculés. Ceci a permis de dégager des solutions acceptables pour garantir la réutilisation, dans des conditions satisfaisantes, des tubes protecteurs de jet à hautes performances.

PARTIE A : SOLLICITATIONS THERMIQUES

1. Introduction

Bien que les plaques de tiroir de poche aient une géométrie, un matériau constitutif et une fonction différents de ceux des tubes protecteurs de jet, la même démarche a été mise en œuvre afin de caractériser le comportement thermomécanique de ces deux types de pièces. Ainsi, la première étape de l'étude a consisté à déterminer l'évolution du champ thermique en fonctionnement.

Afin de modéliser la physique réelle des phénomènes existants et pour ne pas avoir à utiliser des artifices mathématiques (telle qu'une montée en température en rampe) pour simuler le choc thermique subi par ces plaques de tiroir, des mesures in situ ont été à nouveau effectuées. Cela nous a permis de construire et de valider un modèle numérique afin d'obtenir l'évolution du champ thermique durant toutes les phases de fonctionnement.

Trois différents matériaux de plaques ont été étudiés : alumine-carbone, spinelle-carbone et magnésie-carbone. Ces matériaux présentent des résistances plus ou moins élevées aux agressions thermochimiques et thermomécaniques et sont donc utilisés en fonction des besoins requis pour le process.

2. Mesure des températures atteintes en fonctionnement

Pour des raisons de sécurité liées aux conditions d'utilisation, mais aussi à cause de l'inaccessibilité des plaques lorsqu'elles sont en fonctionnement, il n'a pas été possible de les instrumenter afin d'obtenir l'évolution de la température en différents points.

Par suite, la seule possibilité d'acquérir des données relatives aux sollicitations thermiques des plaques en service a été l'utilisation de peintures thermiques. Ces dernières, fabriquées par THERMAX^[68] changent de couleur en fonction de la température maximale atteinte et du temps de maintien à ce niveau. Cette technique n'autorise pas l'obtention de la valeur précise de la température recherchée, mais l'utilisation judicieuse de plusieurs peintures sur une même zone conduit à des résultats satisfaisants.

Les plaques constituées du matériau d'alumine-carbone référencées ALR8TBT ont donc été enduites de plusieurs peintures changeant de couleur pour des valeurs de températures différentes (cf. figure 4.1). L'objectif était d'obtenir une **estimation** de la température maximale de fonctionnement en un certain nombre de points de la plaque et du bandeau afin de caler le modèle numérique thermique.

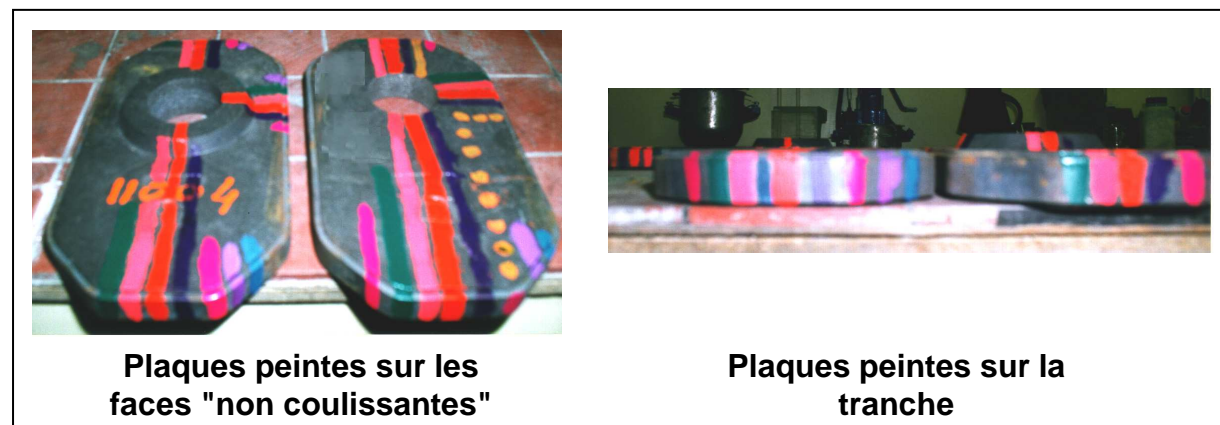


Figure 4.1. Plaques peintes avec différentes peintures thermiques

Les pièces ainsi recouvertes de peintures thermiques ont alors suivi l'ensemble du cycle de fonctionnement :

- positionnement dans le tiroir au chantier-poches ;
- préparation et remplissage de la poche puis traitement de l'acier ;
- coulée ;
- retour au chantier-poches.

Au retour au chantier-poches, juste après la fin de la coulée, les plaques ont été récupérées pour analyse au CRDM (en conditions de fonctionnement classique les plaques subissent entre 3 et 4 fois le cycle décrit précédemment).

Des observations ont aussi été effectuées sur le tiroir (cf. figure 1.10 et 4.4) lors du retour au chantier afin d'estimer sa température.

Après dépouillement à l'aide des abaques de changements de couleur des peintures, les températures maximales ont pu être estimées dans les différentes zones de la plaque (cf. figure 4.2).

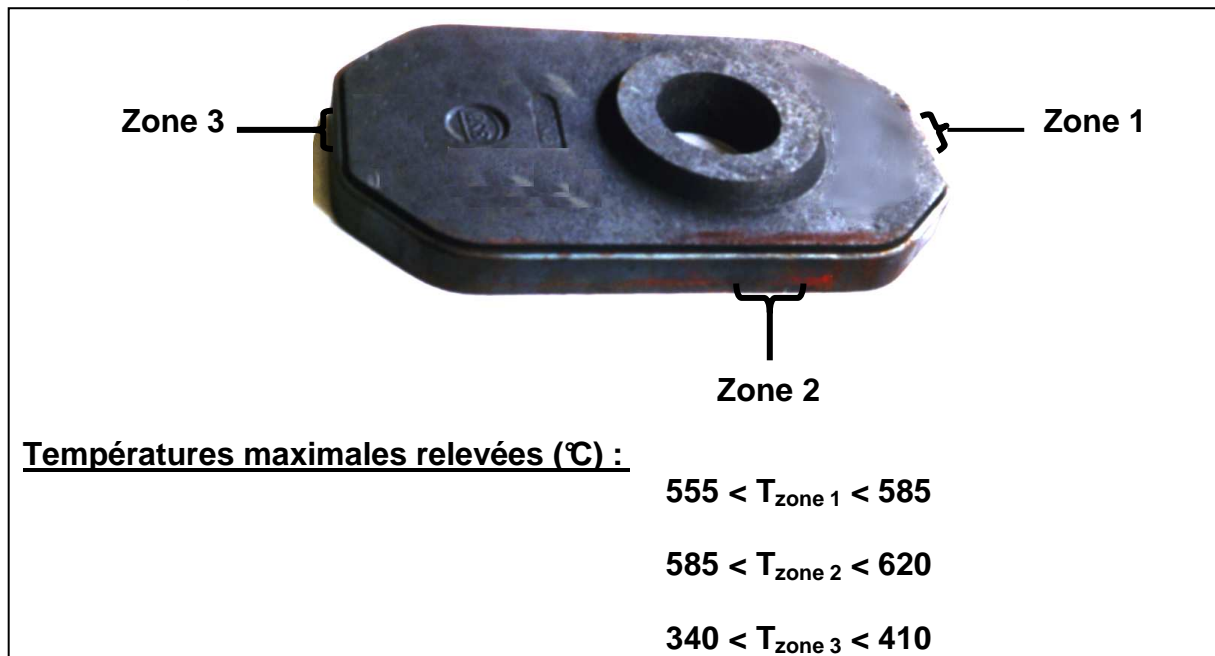


Figure 4.2. Niveaux de température maximaux atteints en fonctionnement.

Les mesures n'étant pas suffisamment précises, il n'a pas été possible de caractériser l'évolution de la température dans l'épaisseur. Une différence de température existe certainement entre les deux faces de la plaque dans les zones considérées mais elle est probablement inférieure à la résolution de la méthode utilisée (environ 50°C).

La température du tiroir a été estimée (après mesures in situ à l'aide de peintures et d'un thermocontact) à 350°C. Dans la suite de l'étude, le tiroir est supposé garder une température constante durant l'ensemble des phases du process.

3. Caractéristiques thermiques des matériaux

Le fabricant des plaques nous a fourni les valeurs des caractéristiques physiques nécessaires à la modélisation thermique. Elles sont respectivement répertoriées, pour chacune des trois nuances, dans les tableaux 4.1, 4.2 et 4.3.

Température	200°C	800°C	1000°C
Conductivité (W/mK)	4.7	4.5	4.1
Capacité calorifique (J/kg K)	1000	1000	1000
Densité (kg/m ³)	3230	3230	3230

Tableau 4.1. Propriétés de l'alumine-carbone ALR8TBT

Température	200°C	800°C	1000°C
Conductivité (W/mK)	6.8	6.5	6.0
Capacité calorifique (J/kg K)	1000	1000	1000
Densité (kg/m ³)	2990	2990	2990

Tableau 4.2. Propriétés du spinelle-carbone 354/58TBT

Température	200°C	800°C	1000°C
Conductivité(W/mK)	9.5	8	6
Capacité calorifique (J/kg K)	1000	1000	1000
Densité (kg/m ³)	3000	3000	3000

Tableau 4.3. Propriétés de la magnésie-carbone 354/63TBT

4. Modélisation

4.1 Nature des échanges thermiques acier liquide - réfractaire

L'acier s'écoule de la poche à acier vers le tube protecteur au travers des plaques de tiroir qui régulent son flot. Compte tenu de la configuration de l'ensemble du système, le contact entre l'acier et le réfractaire est nécessairement permanent. Par suite, les transferts thermiques entre le flot d'acier liquide et les surfaces des trous de coulée des deux plaques sont de type convectif (cf. figure 4.3).

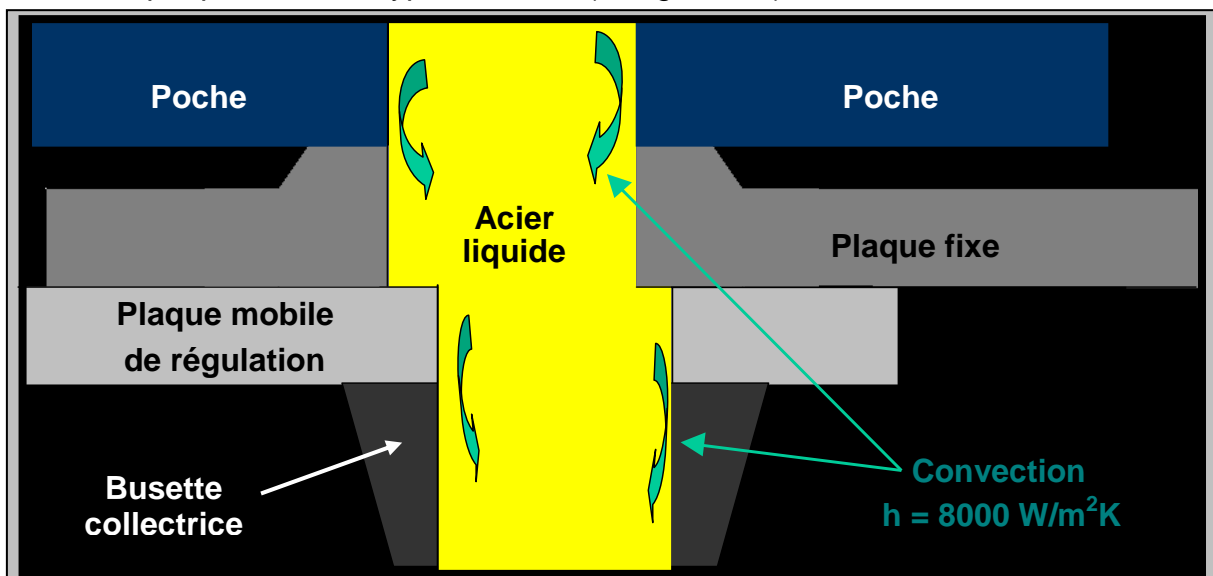


Figure 4.3. Échanges thermiques acier liquide – réfractaire.

4.2 Nature des échanges entre plaques

Étant donné que les deux plaques, fixe et mobile, ont des géométrie similaires, qu'elles ont des échanges thermiques identiques avec l'acier liquide et qu'elles se

trouvent confinées dans le même environnement, il a été fait l'hypothèse qu'il n'y a pas de transfert thermique entre elles.

Cette hypothèse n'est que partiellement fondée dans la mesure où à cause de la position respective des plaques et de leurs mouvements en service (cf. figure 4.3), une partie des surfaces supposées en contact échangent en réalité de l'énergie avec le tiroir.

Cependant, la prise en compte des échanges avec le tiroir aurait nécessité une approche « dynamique » du système car la position relative des deux plaques évolue au cours du temps en fonction de la régulation du flot d'acier. De plus, il ne nous semble pas que l'hypothèse adoptée modifie fortement la réalité de la distribution thermique au sein des plaques (cette remarque sera justifiée plus amplement au paragraphe 5 de ce chapitre).

4.3 Nature des échanges thermiques plaques - tiroir de poche

Comme dans les cas des tubes protecteurs de jet, il a été décidé de modéliser les phénomènes physiques réels entre les plaques et leur environnement.

En effet, la plupart des études bibliographiques ^{[69],[70]} font référence à un coefficient qui intègre la convection et le rayonnement et permet de globaliser les échanges entre les plaques et le tiroir dans lequel elles se trouvent (cf. figure 4.4).

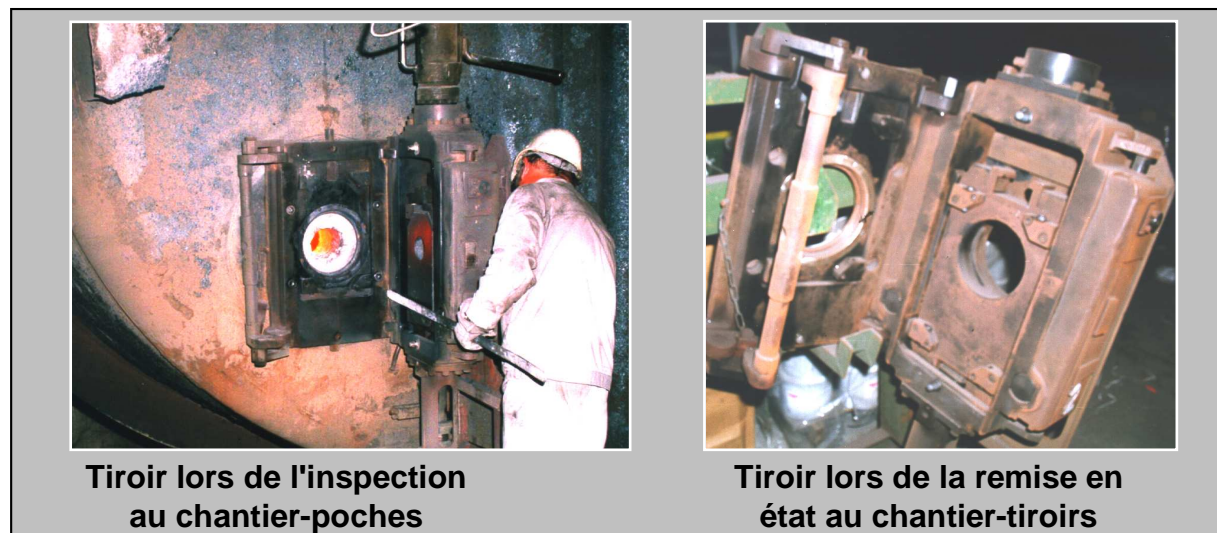


Figure 4.4 Les tiroirs de poche

Cette solution ne nous paraît pas satisfaisante car elle ne permet pas de tenir compte de la "dynamique" de chaque phénomène (radiation, convection,...) et ne traduit pas correctement la sévérité des chocs thermiques subis par les pièces considérées.

En service, le tiroir dans lequel sont positionnées les plaques se recouvre peu à peu de résidu de brai libéré par les plaques. Ce dépôt, relativement important puisqu'il peut atteindre 5 mm, n'est pas régulier (cf. figure 4.5). Le contact entre les plaques et le tiroir est donc loin d'être parfait.

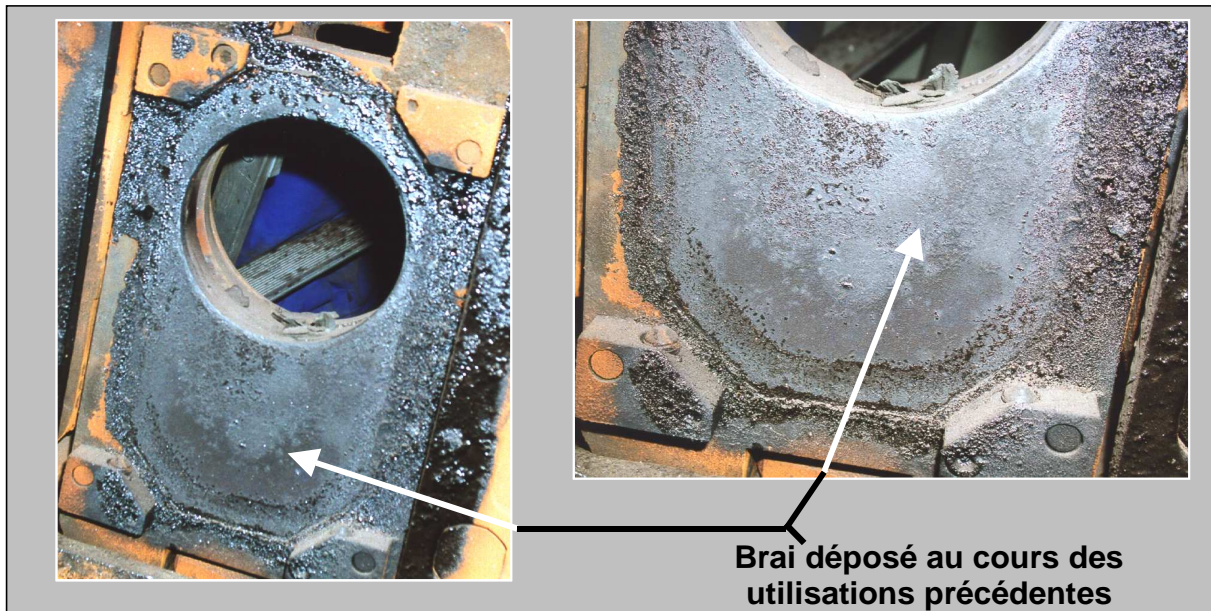


Figure 4.5 Tiroir recouvert d'un dépôt de brai

Dans ces conditions, on peut considérer qu'il existe une pellicule d'air entre chacune des surfaces des plaques (hors surfaces coulissantes entre les deux plaques) et le tiroir (cf. figure 4.6).

En conséquence nous avons considéré que les échanges thermiques des plaques sont de type (cf. figure 4.6) :

- convectif avec l'air, situé entre les plaques et le tiroir à la température de 350°C ;
- radiatif entre la paroi du tiroir et la surface libre des plaques.

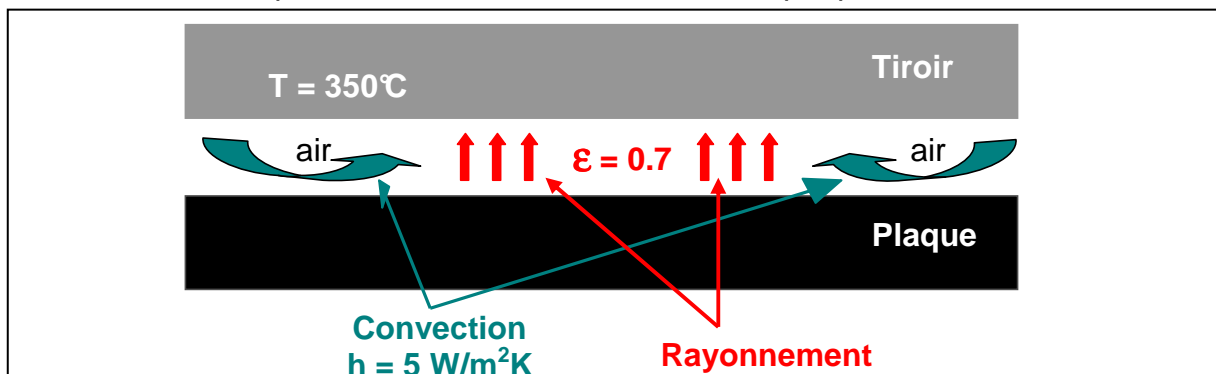


Figure 4.6. Échanges thermiques plaques – tiroir de poche

La valeur de l'émissivité des produits d'alumine-carbone utilisés pour les plaques a été supposée égale à celle des produits pour tubes protecteurs de jet (soit $\epsilon=0.7$). Le coefficient de convection a été pris égal à 5 W/m²K (valeur typique pour la convection naturelle).

4.4 Maillage

La plaque et le bandeau métallique ont été considérés comme deux éléments distincts. Ils ont donc été maillés séparément. Un contact a ensuite été modélisé pour rendre compte de leur interaction thermique.

Etant donné que l'axe longitudinal des plaques est axe de symétrie géométrique et thermique, seule une moitié de chaque pièce a été modélisée (cf. figure 4.7).

Les éléments utilisés sont des tétraèdres à 4 nœuds. Le maillage a été affiné autour du trou de coulée qui est le siège des variations de température les plus brutales et des gradients thermiques les plus élevés.

Le maillage du bandeau comprend 205 éléments et celui de la plaque 4824, soit 5029 éléments au total.

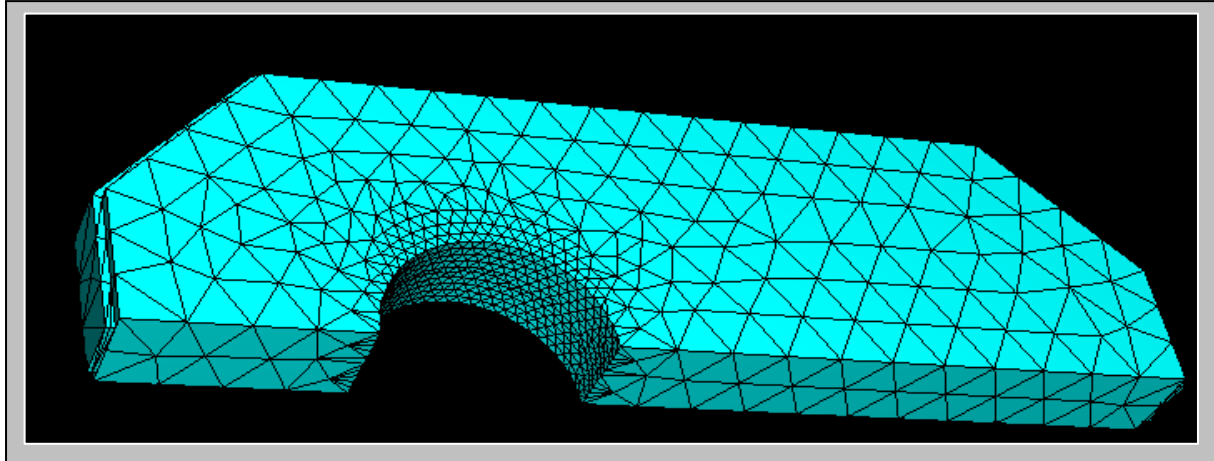


Figure 4.7. Maillage de la plaque et de son bandeau.

4.5 Modélisation du "contact thermique" entre le bandeau métallique et la plaque réfractaire

Le contact thermique entre le bandeau métallique et la plaque a été supposé constant et parfait sur toute la longueur du bandeau, bien que ce ne soit pas le cas en situation réelle.

Pour rendre compte de ce contact thermique parfait, les deux éléments ont été reliés par une conductance de contact égale à $500 \text{ W/m}^2\text{K}$. En fait, la valeur de cette conductance a peu d'importance sur le champ thermique dès lors qu'elle est élevée. Le choix de $500 \text{ W/m}^2\text{K}$ a donc été arbitraire.

5. Résultats

Les cycles thermiques simulés sont ceux décrits au §4A-2 de cette partie.

5.1 Valeur du coefficient de convection entre le métal liquide et le canal central des plaques

A partir des mesures in situ effectuées à l'aciérie, le coefficient d'échange entre le flot d'acier liquide et les surfaces du canal central des plaques a été déterminé en procédant par itérations. La valeur de ce coefficient a été ajustée jusqu'à obtenir, par calcul, les niveaux de température mesurés expérimentalement.

In fine, $h_{\text{acier-réfractaire}}$ a été estimé à $8000 \text{ W/m}^2\text{K}$. Cette valeur est cohérente avec celle trouvée au §3A-3.2.3 pour les tubes protecteurs de jet. La différence s'explique par le fait que l'acier liquide a une vitesse de passage plus importante dans le canal central des plaques (section plus faible) que dans le bas des tubes.

5.2 Comportement thermique des plaques en alumine-carbone ALR8TBT

Les résultats obtenus montrent que :

1. durant la phase précédant la coulée :

- la pièce monte en température de façon quasi-uniforme (cf. figure 4.8) ;
- le niveau de température atteint est d'environ 350°C , soit la température estimée du tiroir ;

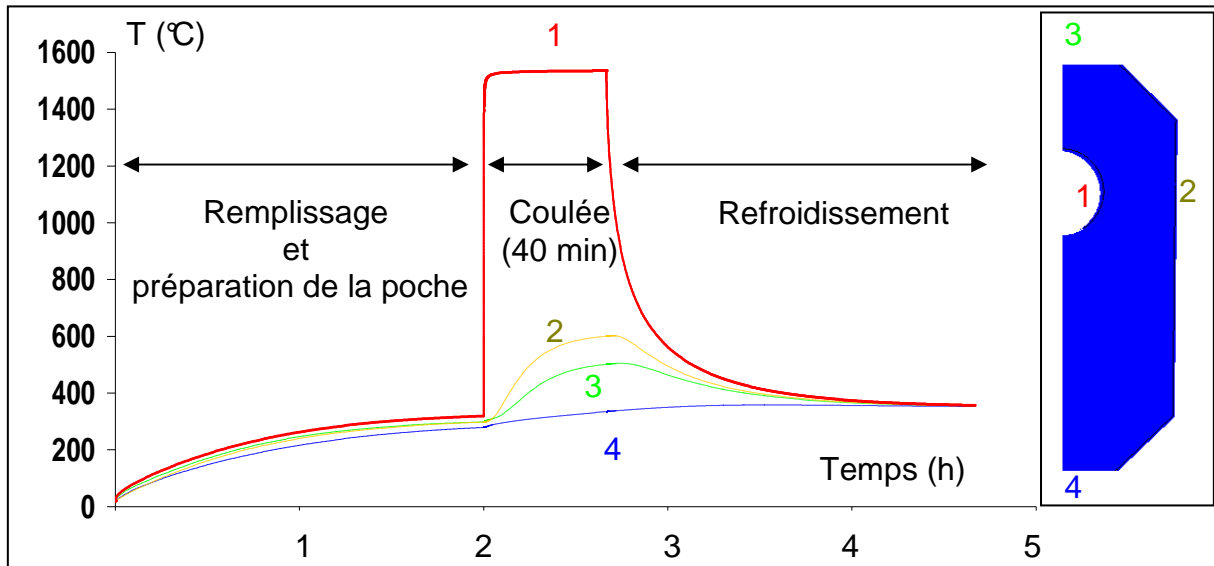


Figure 4.8. Evolution des températures au sein des plaques de tiroir.

2. durant la coulée :

- le canal de coulée atteint très vite son régime permanent de 1530°C, soit quasiment la température de l'acier liquide (cf. figure 4.8) ;
- la faible conductivité thermique du matériau engendre une distribution de température couvrant une plage étendue : 350°C à 1 550°C ; La température au sein de la pièce décroît très rapidement en fonction de la distance au trou de coulée. Seule la zone se trouvant à moins de 20 mm du trou possède une température supérieure à 1000°C (cf. figure 4.9).
- les gradients thermiques sont très élevés, en particulier dans la périphérie du trou de coulée où ils peuvent atteindre 30000°C/m ;
- la conductivité thermique ayant été supposée isotrope, plus la distance d'un point de la plaque au trou de coulée est grande plus la vitesse de montée et la température atteinte sont faibles (cf. figure 4.8) ;
- la zone la plus éloignée du trou de coulée voit sa température faiblement augmenter durant la coulée de l'acier (cf. figure 4.8).

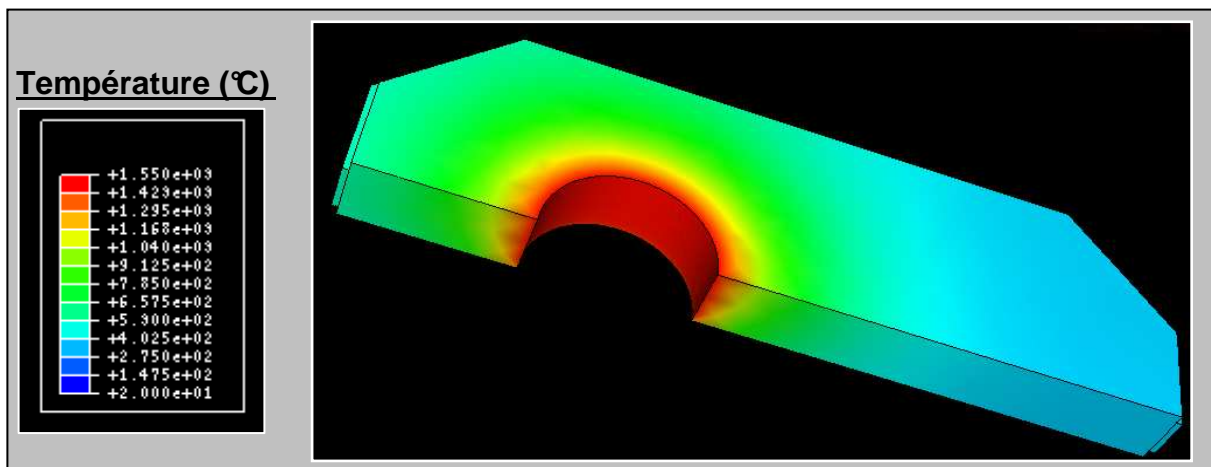


Figure 4.9. Cartographie thermique de la plaque et de son bandeau (en régime permanent en coulée)

3. durant la phase de refroidissement :

- le canal de coulée se refroidit très rapidement ;
- l'ensemble de la plaque tend vers un équilibre thermique avec le tiroir (cf. figure 4.8).

5.3 Comportement thermique des plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone

Qualitativement, les résultats obtenus sur les plaques de type spinelle-carbone et magnésie-carbone diffèrent peu de ceux relatifs aux plaques en alumine-carbone. Quantitativement, la conductivité thermique de ces deux matériaux étant plus élevée que celle de l'alumine-carbone, les montées en température et les niveaux atteints sont plus élevés (cf. figure 4.10). Cela est d'autant plus vrai que la distance au trou de coulée est faible. La température en bout de plaque est ainsi moins sensible à une augmentation de la conductivité (cf. figure 4.10).

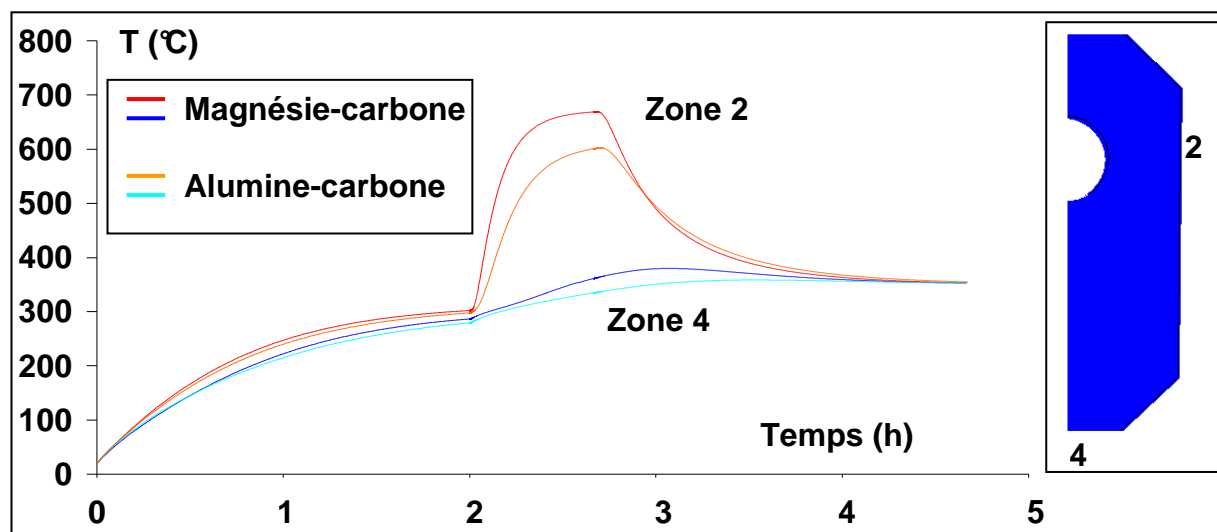


Figure 4.10. Influence du matériau sur les évolutions des températures au sein des plaques.

6. Conclusion

L'utilisation de peintures thermiques a permis de faire des relevés de température in-situ et, ainsi, de valider un modèle décrivant l'évolution du champ thermique au sein de trois plaques de tiroir constituées de matériaux différents.

La distribution des températures des plaques couvre une large plage de valeurs (de 350°C à 1550°C), très supérieure à celle observée au sein des tubes protecteurs de jet. Les gradients thermiques sont très élevés, en particulier dans la zone périphérique du trou de coulée.

L'obtention de l'évolution du champ de températures va permettre, par intégration des propriétés mécaniques des matériaux, de calculer des champs de contraintes et de déformations induits.

PARTIE B : COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE

1. Introduction

L'évolution du champ thermique ayant été déterminée au sein de chacun des trois différents types de plaques, cette partie est consacrée au calcul des sollicitations thermomécaniques induites par les différentes phases du process. Dans une première étape, l'étude traite des plaques en alumine-carbone sur lesquelles ont été effectuées les mesures et les prélèvements à l'aciérie. Puis, les tendances générales du comportement de ces pièces étant caractérisées, la tenue des plaques en spinelle-carbone et en magnésie-carbone a été étudiée.

2. Caractérisation des produits neufs

2.1 Lois de comportement mécanique

Les matériaux constituant les plaques de tiroir présentent un comportement en traction-compression quasi linéaire. Cependant, en température, leur module d'Young évolue assez fortement et de façon non monotone (cf. figure 4.11).

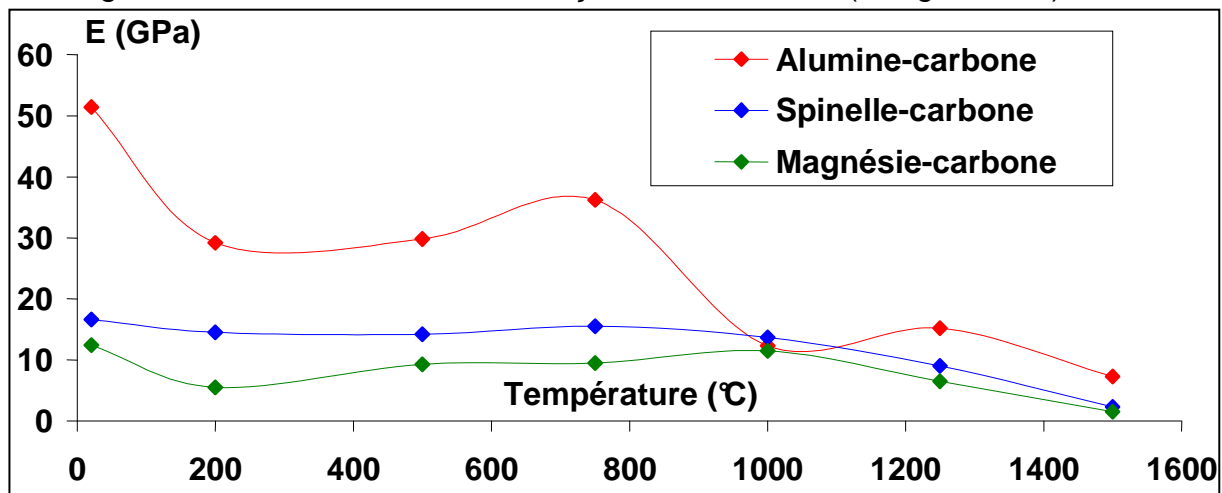


Figure 4.11. Evolution du module d'Young (mesuré en compression) des trois nuances de matériaux en fonction de la température.

De même, leur résistance à la rupture en flexion présente une dépendance importante vis à vis de la température (cf. figure 4.12).

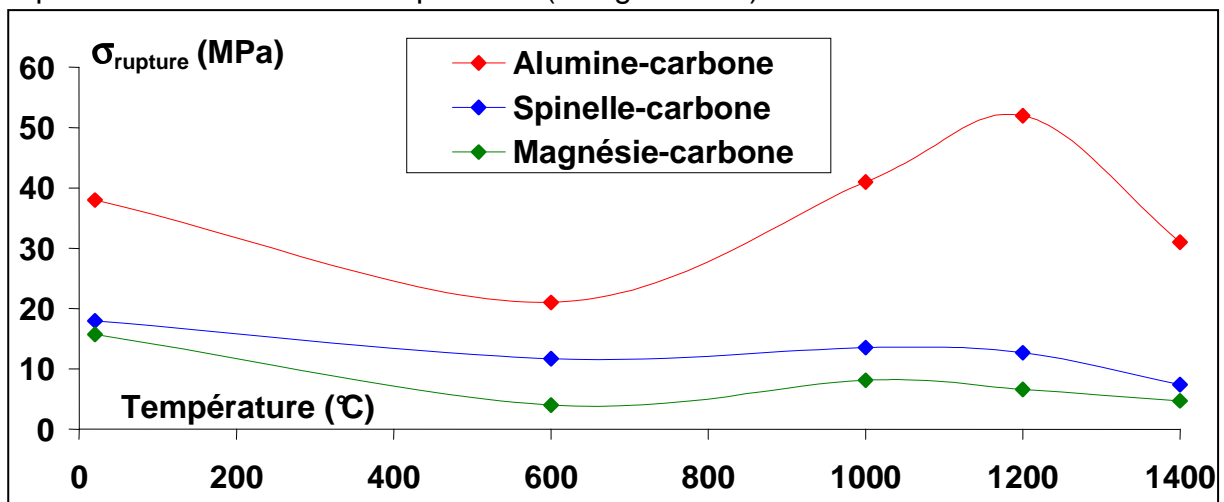


Figure 4.12. Evolution de la contrainte à la rupture en flexion en fonction de la température des trois nuances de matériaux.

2.2 Coefficient de dilatation thermique

Des mesures dilatométriques effectuées sur l'alumine-carbone ont mis en évidence une différence de comportement suivant les directions de mesure. La dilatation du matériau est plus importante (environ 10% de plus) dans la direction perpendiculaire à l'axe de pressage.

Les essais ont aussi montré que la dilatation était une fonction quasiment linéaire de la température (quelle que soit la direction de mesure). Le coefficient de dilatation thermique est donc constant en température.

Pour l'alumine-carbone, ce coefficient mesuré perpendiculairement à la direction de pressage est égal à $8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$.

Pour les produits de spinelle-carbone et de magnésie-carbone, nous n'avons pas effectué d'essai. Toutefois, les données du fabricant pour les trois nuances de matériaux montrent que celle concernant l'alumine-carbone est en accord avec nos propres résultats.

Les coefficients de dilatation thermique (supposés constants pour les trois matériaux) dans la direction perpendiculaire à l'axe de pressage sont présentés dans le tableau 4.4. Ce sont ces valeurs qui ont été utilisées pour les simulations numériques (afin de se placer dans le cas le plus défavorable).

Matériaux	$\alpha (*10^{-6} \text{ K}^{-1})$
Alumine-carbone	8
Spinelle-carbone	8.5
Magnésie-carbone	14.4

Tableau 4.4 Coefficients de dilatation linéaire perpendiculaires à l'axe de pressage.

3. Modélisation numérique

3.1 Maillage

Le maillage utilisé est le même que celui employé lors des simulations thermiques. Ceci permet d'appliquer directement le champ thermique déjà calculé sur les nœuds du maillage.

L'ensemble comprend donc toujours 5025 tétraèdres à 4 nœuds. Ces éléments plus rigides que leurs homologues à 6 nœuds ont été choisis (comme cela a été fait dans le cas des tubes protecteurs de jet) car ils engendrent une surestimation du niveau des contraintes et permettent de se positionner dans le cas le plus défavorable pour la pièce.

3.2 Choix du modèle matériau

Le modèle choisi est le modèle élastique classique disponible dans la bibliothèque d'ABAQUS. Ce modèle permet de prendre en compte les variations des caractéristiques thermomécaniques des matériaux en fonction de la température.

3.3 Contact bandeau-réfractaire

Comme le montre la figure 4.13, il n'y a pas, avant mise en service, contact continu sur tout le pourtour de la plaque. En fait, ce sont principalement les parties anguleuses des deux pièces qui sont en contact.

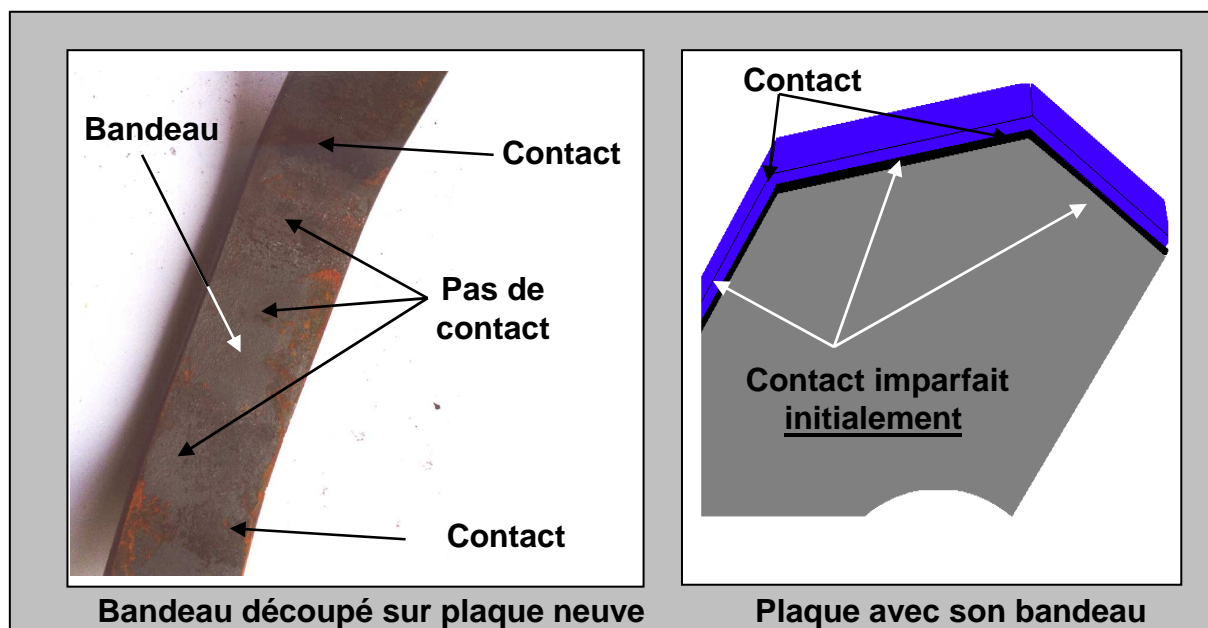


Figure 4.13. Contact bandeau-réfractaire

Le fabricant appelle température de frettage la température à laquelle le bandeau est porté pour pouvoir être positionné facilement sur la périphérie de la plaque. Cette température proche de 1000°C, entraîne en effet une dilatation d'un peu plus de 1% des dimensions de l'élément métallique autorisant ainsi son positionnement sur le réfractaire (dont les tolérances sur les cotes sont très inférieures à 1%).

En se refroidissant le métal vient au contact de la plaque, mais de façon imparfaite (cf. figure 4.15).

Ce **contact partiel** est induit par l'imperfection :

- de la géométrie du bandeau ;
- du positionnement relatif des deux pièces lors du montage ;
- des cotes des deux pièces (hors tolérances).

En fonctionnement, la plaque et le bandeau ne se dilatent pas de façon identique (les matériaux constitutifs n'ont pas les mêmes caractéristiques et, de plus, les champs thermiques appliqués sont très différents) la nature du contact initial évolue spatialement et temporellement.

En outre, si les jeux initiaux sont trop importants il se peut que certaines zones des deux pièces ne se trouvent jamais en contact (cf. figure 4.15).

Afin d'effectuer une modélisation satisfaisante, et dans la mesure où le positionnement relatif des deux pièces n'est pas toujours parfaitement caractérisable, il a été supposé (et modélisé) qu'après frettage, un contact parfait est établi entre les pièces. La température de frettage considérée correspond alors à la température pour laquelle les dimensions intérieures du bandeau correspondent aux dimensions extérieures de la plaque.

Après refroidissement du bandeau, la plaque est donc mise en compression.

3.4 Conditions aux limites

En fonctionnement, chaque plaque est maintenue en place grâce à quatre points d'appui (cf. figure 4.14). Trois de ces points sont fixes, le dernier réglable permet de bloquer complètement la plaque dans le tiroir.

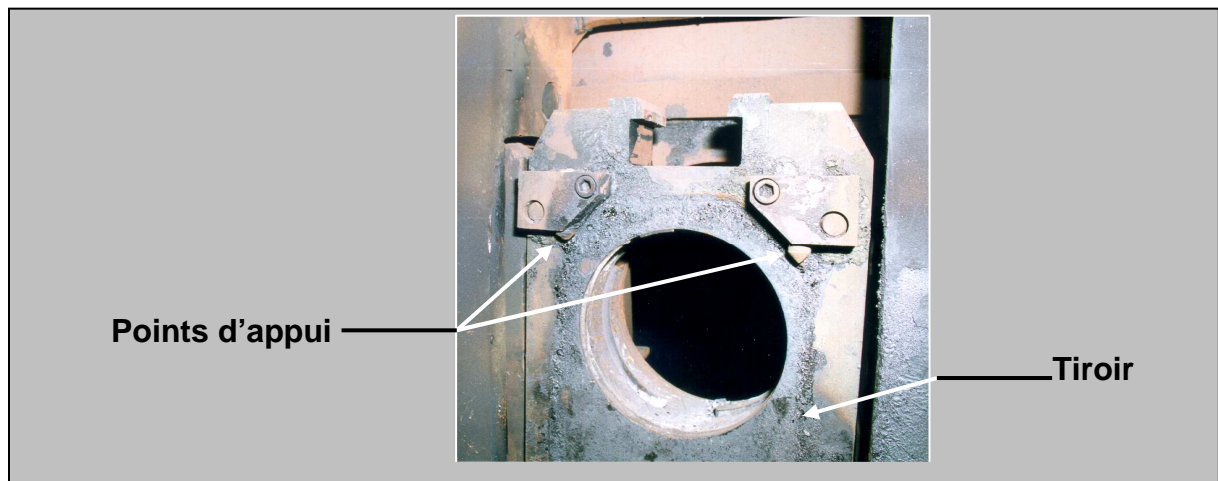


Figure 4.14. Points d'appui permettant le blocage des plaques dans le tiroir

Ces appuis exercent après serrage un effort sur le bandeau. Mais, sous l'effet de la chaleur, le bandeau se dilate : le blocage influence donc la déformation de cette pièce métallique ainsi que la nature de son contact avec la plaque. Par suite, si le jeu initial est trop important les efforts appliqués par le blocage peuvent ne pas être transmis à la plaque exactement en regard des appuis (cf. figure 4.15).

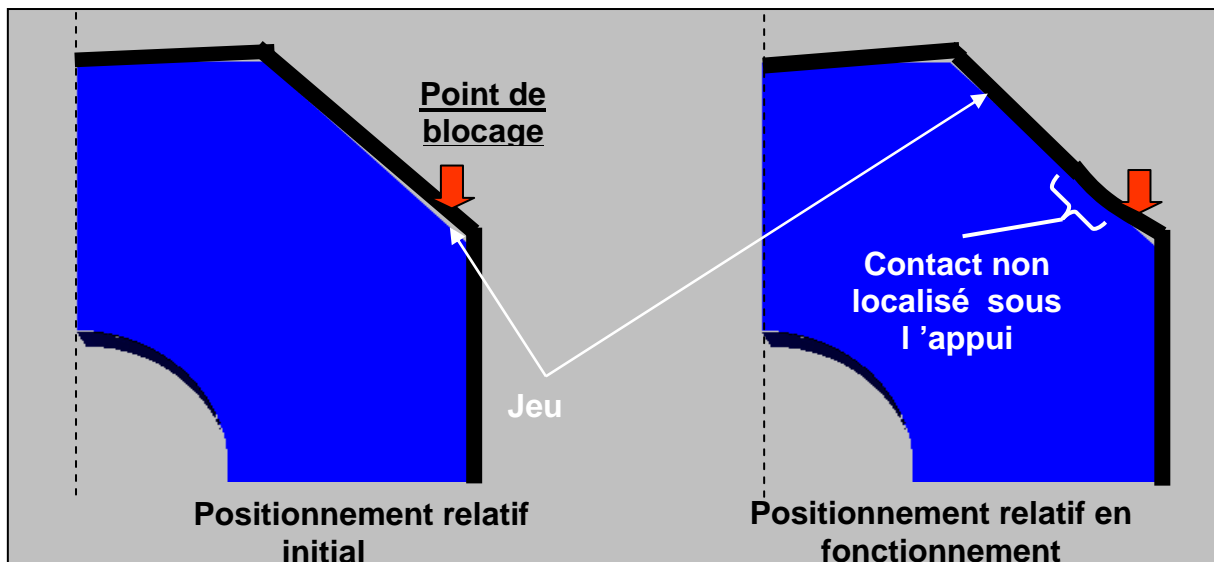


Figure 4.15. Contact du bandeau et de la plaque en cas de jeu initial trop important.

3.5 Objectif de la modélisation numérique

L'objectif de cette étude est de caractériser le comportement thermomécanique des plaques de tiroir et d'améliorer leur fiabilité afin de limiter au maximum leur fissuration et supprimer tout risque d'incidents graves, en particulier les infiltrations d'acier dans le tiroir (cf. figure 4.16).

Dans cette optique, le champ de sollicitations thermomécaniques au sein des plaques a été déterminé dans plusieurs cas de figure, afin de caractériser l'influence des paramètres suivants sur le niveau des contraintes :

- position des points d'appui ;
- température de frettage ;
- épaisseur du bandeau métallique.

Les contraintes de traction étant les plus dangereuses pour les matériaux fragiles, celles se développant au sein du réfractaire ont fait l'objet de la plus grande attention.

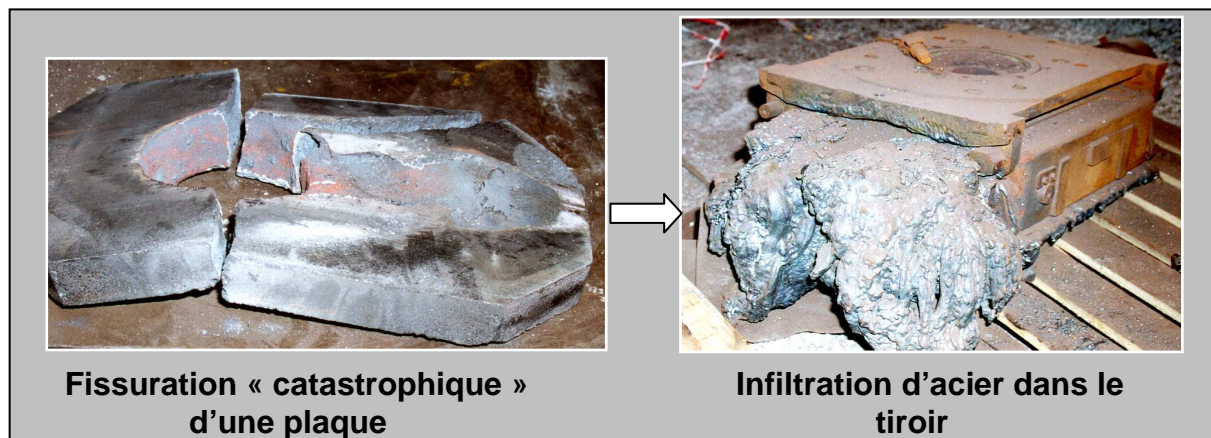


Figure 4.16. Incident « catastrophique » dû à une infiltration d'acier dans le tiroir.

Comme lors de l'étude thermique, dans un premier temps nous avons travaillé sur les plaques en alumine-carbone car les mesures et la plupart des relevés ont été effectués sur ces pièces. Puis, à partir des résultats obtenus, le comportement des plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone a été déterminé.

4. Résultats

4.1 Fissures et dégradations en service

Préalablement à la simulation du comportement thermomécanique des plaques de tiroir de poches, une campagne de prélèvements a été menée à l'aciérie afin de référencer les principales zones de fissuration.

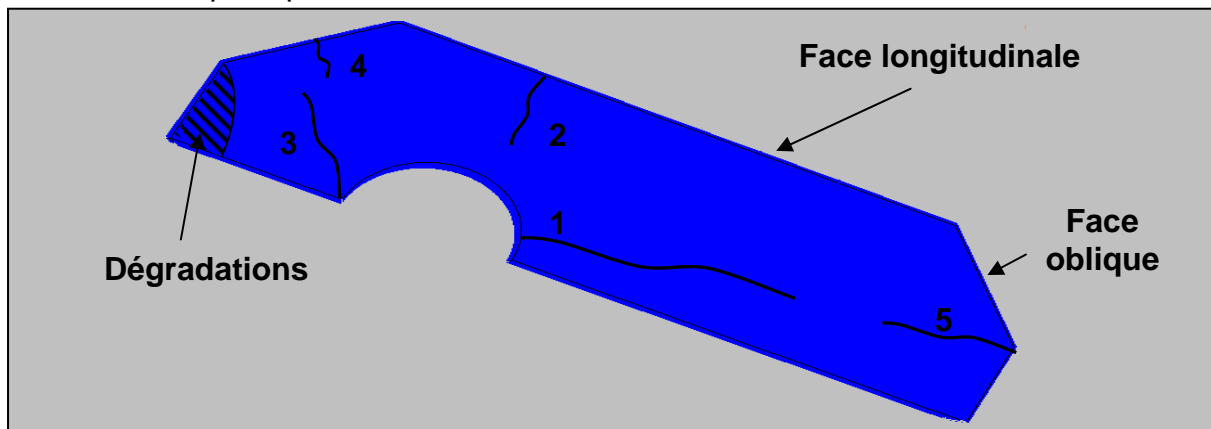


Figure 4.17. Principales fissures et dégradations observées en service

Dans la plupart des cas, les plaques se fissurent dans deux zones (cf. figure 4.17) :

1. à l'arrière du trou de coulée (zone 1 – fissures n°1) ;
2. sur les faces longitudinales en regard du canal central (zone 2 - fissures n°2).

Trois autres types de fissures apparaissent en service : elles sont numérotées sur la figure 4.17 de 3 à 5 par ordre d'apparition prédominante. Il est à noter que certaines plaques présentent une fissure partant de l'avant du trou de coulée et rejoignant la face oblique (ceci est probablement dû à la jonction de fissures de type 3 et 4).

4.2 Démarche adoptée en termes de fissuration

Alors que dans le cas des tubes protecteurs de jet, le comportement élasto-plastique des matériaux permet de traiter la fissuration en termes de résistance à la rupture, le problème est beaucoup plus délicat dans le cas des plaques de tiroir de poches. En

effet, les matériaux de plaques présentent un comportement foncièrement élastique fragile. Les problèmes auxquels nous avons été confrontés ont donc été les suivants :

- l'impossibilité de mettre en œuvre des essais de traction. De ce fait la détermination des différentes limites à la rupture ne pouvaient s'effectuer qu'à partir des données en flexion et des résultats de la théorie de Weibull^[71]. Or, une telle démarche nécessite non seulement la détermination du module de Weibull^[71] mais aussi une estimation des volumes sollicités en tension. De plus, la distribution des directions principales au sein des pièces (cf. figure 4.18) est beaucoup plus « hétérogène » que dans le cas des tubes protecteurs (où elle était quasiment uniforme sur l'ensemble des pièces). Le volume des zones sollicitées est donc difficilement estimable.
- la largeur de la plage de température de la pièce en fonctionnement (350 - 1550°C). L'établissement d'un critère de rupture nécessite donc une connaissance assez fine du comportement du réfractaire en fonction de la température, ce qui implique la mise en œuvre d'un nombre important de caractérisations.

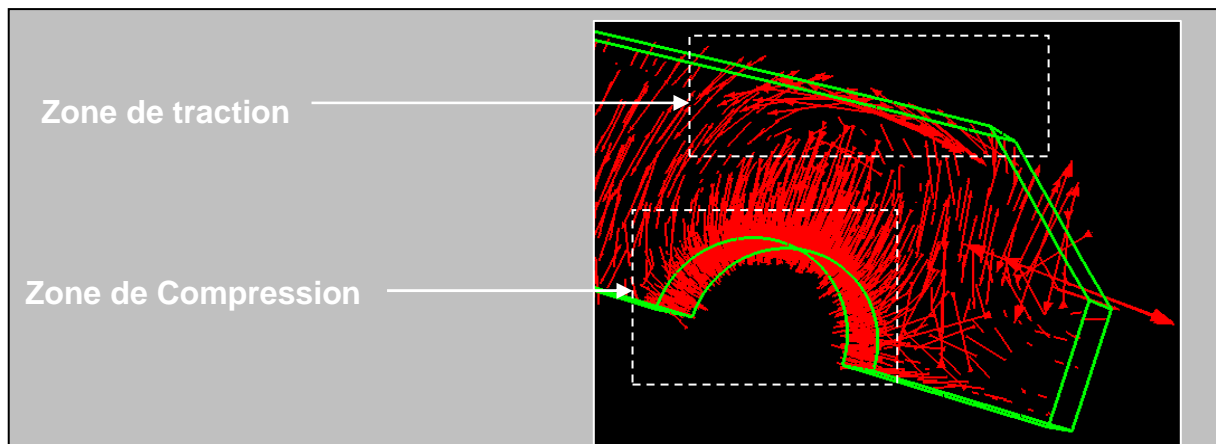


Figure 4.18. Directions des contraintes principales maximales en coulée.

Dans ces conditions nous avons fait le choix d'aborder l'étude en termes qualitatifs (détermination des zones les plus fortement sollicitées, influence en tendance de différents paramètres,...) tout en essayant d'estimer, au mieux, le niveau des agressions thermomécaniques.

Un critère de résistance a toutefois été retenu : toute zone soumise à des contraintes de traction supérieures à une valeur seuil dans toute l'épaisseur de la plaque se fissure systématiquement.

En absence de données fiables relatives au module de Weibull du matériau et au volume sous contraintes de traction, le terme correctif $\frac{\sigma_{flexion}}{\sigma_{traction}}$ a dû être estimé. D'une

part, une campagne de mesures exploratoires permet de fixer la valeur du module de Weibull aux alentours de 8 à 10 ; d'autre part, en supposant au vu des résultats numériques que le volume sous tension dans la pièce n'excède pas 27 fois (3^3) celui soumis à la même sollicitation dans les éprouvettes d'essai, un calcul simple^[22] conduit à une valeur de l'ordre de 2 pour le rapport $\frac{\sigma_{flexion}}{\sigma_{traction}}$. La résistance à la rupture

moyenne en flexion 4 points étant de 38 MPa, le seuil de fissuration précédent a ainsi été fixé à 19 MPa.

En réalité, l'amorçage des fissures se produit certainement en deçà de la valeur choisie mais la limite réelle dépend de trop de paramètres pour qu'à ce stade nous puissions la calculer précisément.

L'approche choisie est toutefois pénalisante lorsque l'on désire, non plus caractériser et expliquer l'existant (où l'on peut comparer les résultats des calculs avec l'observation in situ), mais prédire le comportement de pièces virtuelles. Dans ce cas, des niveaux de sollicitations moyennement élevés ne permettent pas de garantir l'absence de fissuration en fonctionnement. On devra alors se contenter de dégager des tendances positives ou négatives pour la pièce.

4.3 Champ de contraintes thermomécaniques au sein des plaques en alumine-carbone ALR8TBT

4.3.1 Résultats généraux

La plupart des simulations numériques ont mis en évidence les points suivants :

1. apparition d'une zone de contraintes très élevées à l'arrière du canal de coulée lors de la phase de préparation de la poche et de traitement de l'acier (cf. figure 4.19). Lors du refroidissement cette zone connaît de nouveau une montée en contraintes. Les niveaux atteints sont alors, d'après la modélisation, très supérieurs aux précédents (environ 2 fois plus). Ces valeurs sont cependant à considérer avec précaution dans la mesure où la modélisation suppose que le matériau est toujours cohérent alors qu'en réalité la pièce est fissurée.

Il apparaît toutefois clairement que les plaques sont dégradées à l'arrière du canal de coulée durant la chauffe et le refroidissement. Etant données les conditions opératoires cycliques, on peut penser qu'aux contraintes précédentes vient se superposer une composante de fatigue thermomécanique.

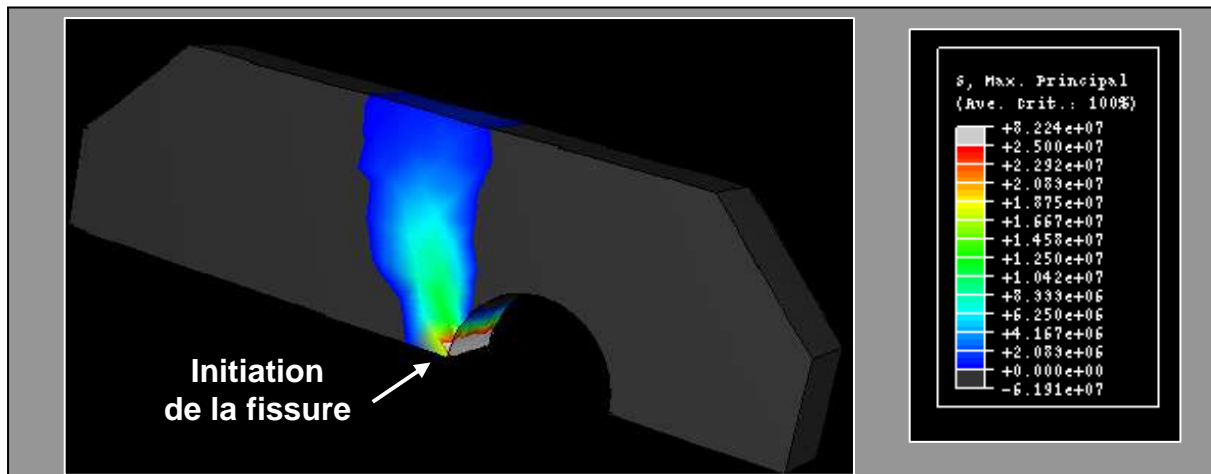


Figure 4.19. Contraintes principales maximales lors de la phase de préparation de la poche de coulée.

2. propagation, lors de la coulée, de la zone de sur-contraintes initialement à l'arrière du trou de coulée (cf. figure 4.20-a et b) ;
3. formation d'une zone de concentration de contraintes sur les faces longitudinales de la plaque en face du trou de coulée (cf. figure 4.20-b et c) ;

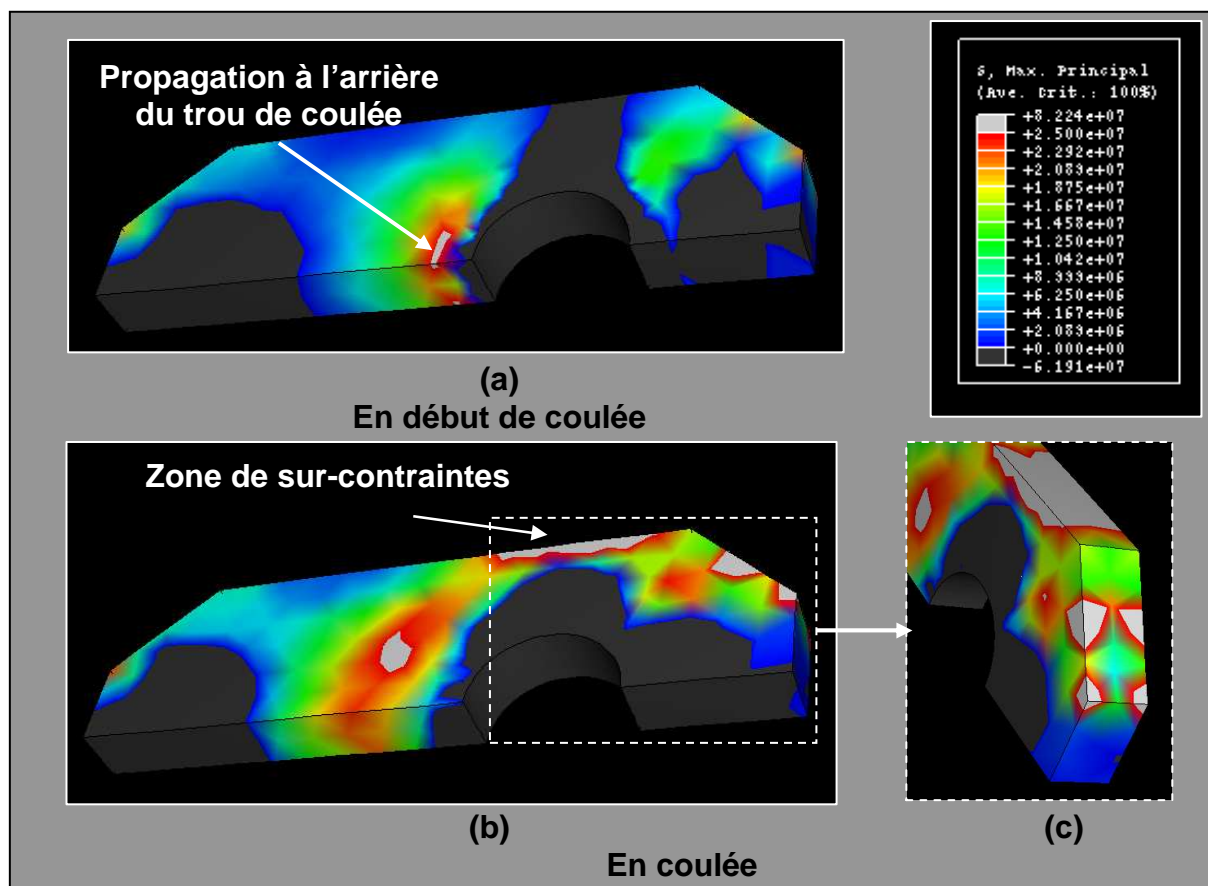


Figure 4.20. Contraintes principales maximales durant les différentes phases du process.

4. formation de petites zones de concentration de contraintes très localisées sur les faces obliques les plus près du trou de coulée (cf. figure 4.20-b et c) ;
5. présence d'autres zones soumises à des niveaux élevés de contraintes mais ne présentant pas de fissure en service (ceci met clairement en évidence les difficultés précédemment évoquées à propos de la fissuration des pièces).

Les résultats 1 et 2 sont en bon accord avec la formation en service de fissures longitudinales (fissures n°1) à l'arrière du trou de coulée.

Il apparaît que ces fissures sont initiées lors de la phase de préparation de la poche, puisqu'elles se propagent lors de la coulée. Les niveaux atteints en traction sont en effet très élevés (durant les deux phases du fonctionnement) et très supérieurs à la limite à la rupture estimée (dépendant de la température) du matériau considéré.

Le constat n°3 corrobore l'ouverture de fissures sur les faces longitudinales des plaques (fissures n°2). En fait, ces zones souffrent de la superposition de deux phénomènes :

- présence d'une zone de concentration de contraintes ;
- température avoisinant 600°C. Or, à ce niveau de température, le matériau présente une résistance à la rupture relativement faible (cf. figure 4.12).

Le couplage de ces deux événements nuit gravement à la tenue du matériau dans la zone considérée et induit la fissuration systématique des plaques.

Sur les faces obliques, les zones de contraintes élevées (obtenues en simulation) mais ne sollicitant qu'un faible volume sont engendrées par le contact bandeau-réfractaire. Elles sont toujours localisées autour des points de blocage.

Ces contraintes sont certainement à l'origine des fissures n°4. Toutefois, en service, ce type de dégradation est rare.

En fait, la modélisation numérique est effectuée dans le cas le plus défavorable pour le système : **contact « dur » et permanent** entre les deux pièces. Par suite, les contraintes calculées sont plus élevées que celles qui se développent réellement car les efforts de blocage transmis au réfractaire sont plus importants que dans la réalité.

4.3.2 Influence des conditions aux limites

Quatre types de blocages ont été simulés. Ils sont appliqués sur **la face externe du bandeau métallique**.

Trois de ces blocages correspondent à des appuis ponctuels. Ils se distinguent par la position de ces appuis qui sont positionnés de façon symétrique au quart, à la moitié ou au trois quarts des faces obliques (cf. figure 4.21) .

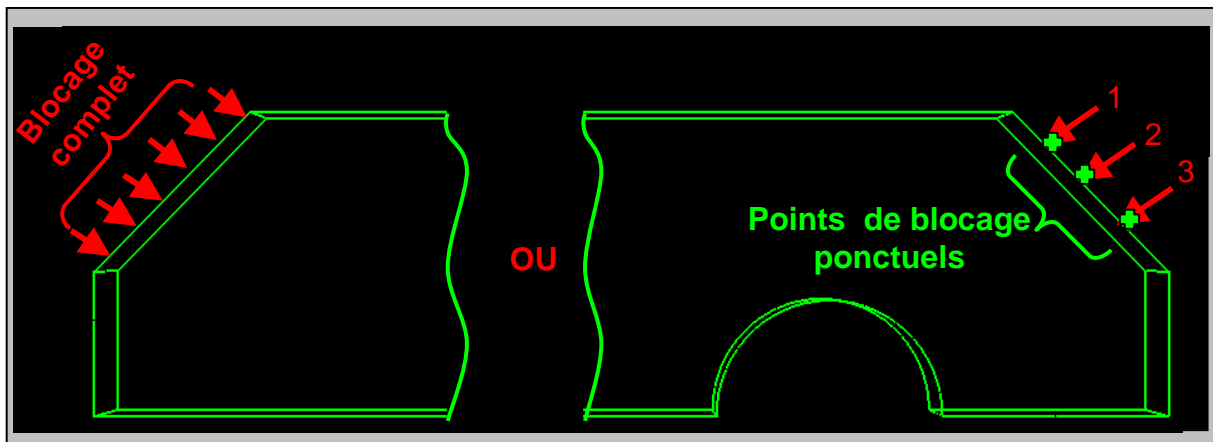


Figure 4.21. Points de blocage des plaques sur chacune des quatre faces obliques.

Le dernier type de conditions aux limites consiste en un blocage complet de chaque face oblique de la plaque.

La campagne de prélèvement effectuée à l'aciérie a montré que les points de blocage ponctuels réels correspondent en général à la situation de blocage n°2.

4.3.2.1 Fissures principales

Les simulations numériques ont montré que le niveau des contraintes à l'arrière du trou de coulée (ci-après notées contraintes **d'initiation** et de **propagation** suivant que l'on est en phase préparatoire ou en coulée) et sur les faces longitudinales de la plaque (contraintes **ortho-radiales**) sont très fortement dépendantes de la position et de la nature du blocage (cf. figure 4.22).

On peut aussi constater sur la figure 4.22 que plus les points de blocage ponctuels sont près de l'axe de symétrie de la plaque, plus les contraintes maximales sont importantes. Le point n°3 est ainsi le plus défavorable, pour exemple, le niveau atteint par les contraintes ortho-radiales est multiplié par 4 lorsque l'on passe respectivement du point n°1 et au point n°3. En outre, les simulations montrent que le point n°3 peut induire des fissures à l'avant du trou de coulée (concentration de contraintes importantes).

Ce dernier point confirme donc que le contact bandeau-réfractaire n'est pas toujours localisé en face du point de blocage car certaines plaques se fissurent à l'avant du trou sans que l'appui extérieur soit du type n°3.

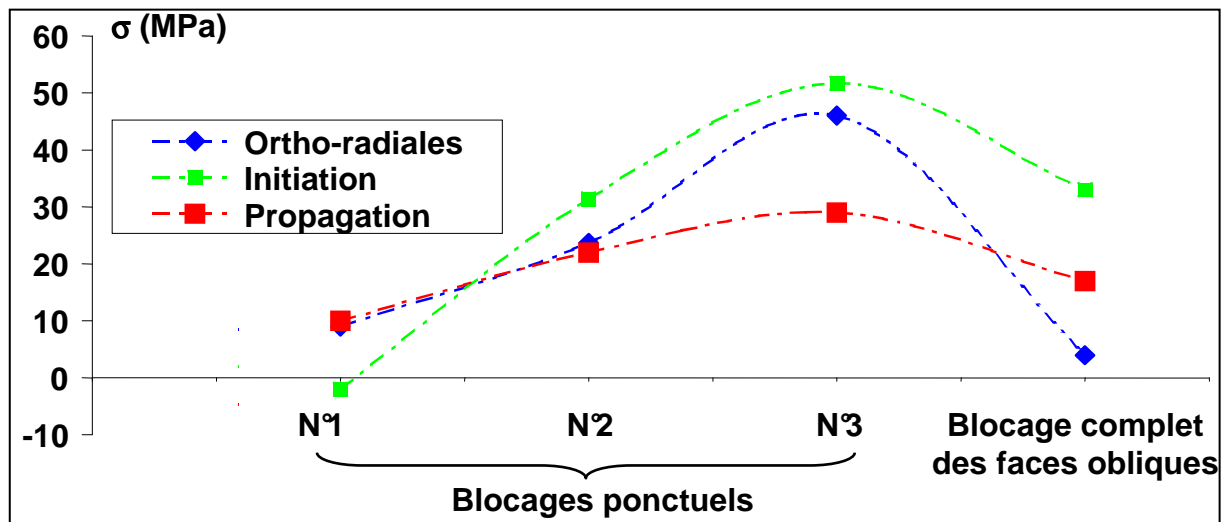


Figure 4.22. Influence de la nature et la position du blocage des plaques sur les niveaux atteints par les contraintes (Température initiale du bandeau =200°C)

Une telle différence de niveau résulte d'une hyper-sensibilité de la déformée de la plaque aux types et aux positions des points de maintien qui lui sont imposés. La figure 4.23 représente l'allure générale de la déformée en utilisation. Suivant les blocages, les zones à l'arrière du trou de coulée et sur les faces longitudinales sont le siège de dilatations différentielles différentes, induisant des contraintes thermomécaniques de traction plus ou moins importantes.

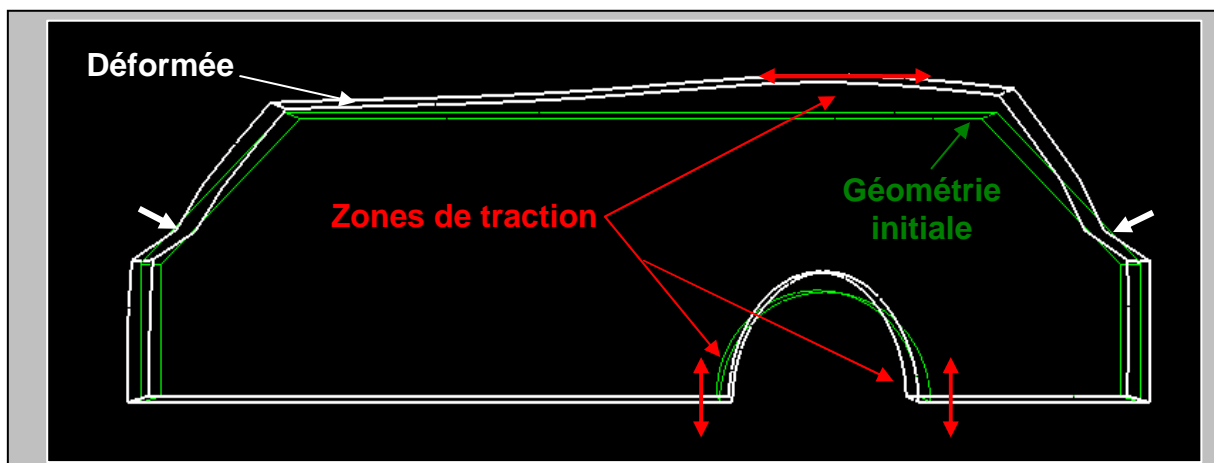


Figure 4.23. Allure générale de la déformée de la plaque en fonctionnement

Le blocage complet des faces obliques permet de modérer l'extension des faces longitudinales (en particulier en face du trou), mais en contre partie il autorise et favorise celle de la zone à l'arrière du canal central. Ceci conduit à des contraintes ortho-radiales faibles en zone 2 mais d'initiation et de propagation très élevées en zone 1 (cf. figure 4.22).

Seul le point de blocage n°1 entraînerait une limitation simultanée de la sévérité des sollicitations dans les deux zones considérées (cf. figure 4.22) : les niveaux des contraintes sont en effet les plus faibles parmi les cas étudiés.

Cependant, dans ce cas de figure, durant la coulée il apparaît au sein de la plaque des zones de traction importantes tant en termes de niveau que de volume sollicité (cf. figure 4.24) :

- dans les zones anguleuses de contact avec le bandeau ;
- à l'avant de la plaque.

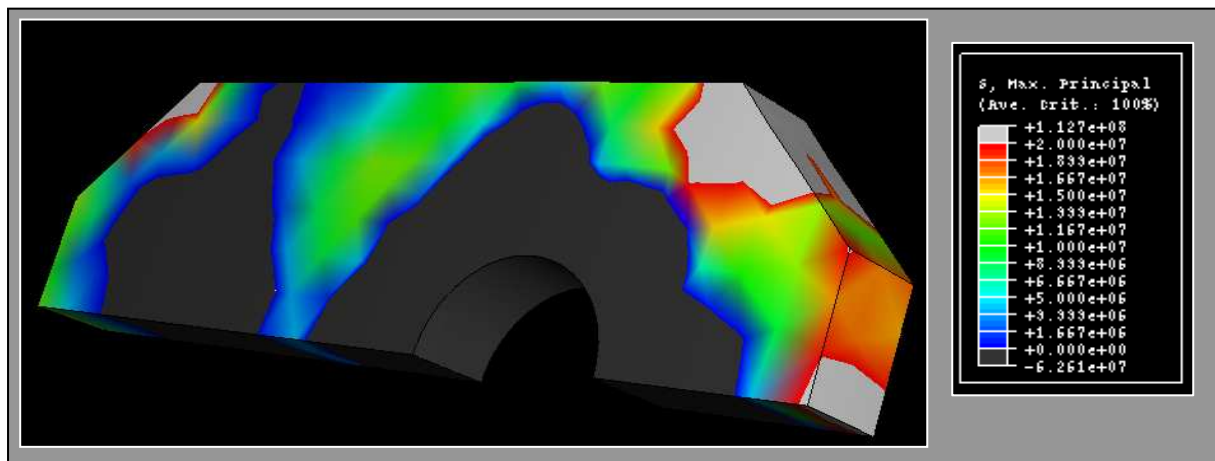


Figure 4.24. Répartition des contraintes principales maximales en fonctionnement (blocage des appuis n°1).

En conséquence, si l'on immobilise la pièce grâce à des appuis positionnés entre les points n°1 et les angles de la plaque, il est fortement probable que des fissures s'amorcent et se propagent aussi bien dans les coins qu'à l'avant de la pièce. Le risque de fissuration diminue donc dans les zones 1 et 2 et augmente fortement dans les deux autres parties de la pièce.

4.3.2.2 Dégradations à l'avant des plaques

Sur un certain nombre de pièces post-mortem, une forte détérioration du matériau a été constatée dans la partie avant (cf. figure 4.25) sur la face « frottante » (face en contact avec l'autre plaque). Bien que l'on ait noté sur les pièces ayant subi ce phénomène que les points de maintien étaient majoritairement du type 1, le blocage ne peut être considéré comme seul responsable.

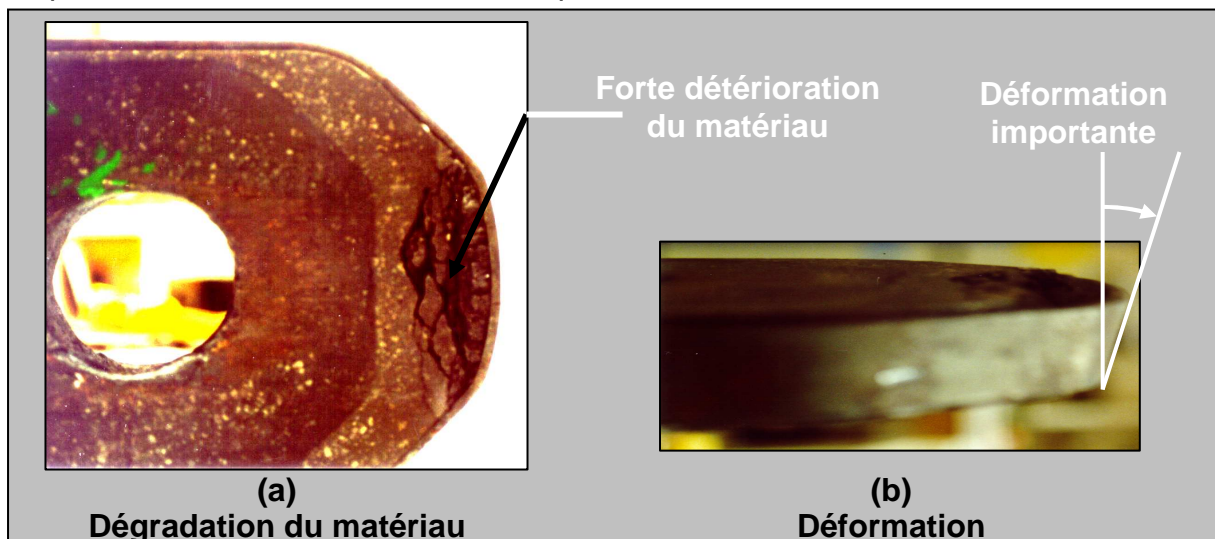


Figure 4.25. Plaque ayant subi une forte dégradation en partie avant.

Comme le montre la figure 4.25-b, dans le cas des endommagements les plus sévères, la face extérieure de la zone affectée ne reste pas verticale mais devient oblique, ce qui tend à montrer que des efforts tangentiels très importants ont été appliqués sur la face de frottement de la pièce. Ces composantes tangentielles se superposent aux contraintes thermomécaniques (cf. figure 4.26), modifient la déformée de la plaque et induisent les dégradations illustrées en figure 4.25-b.

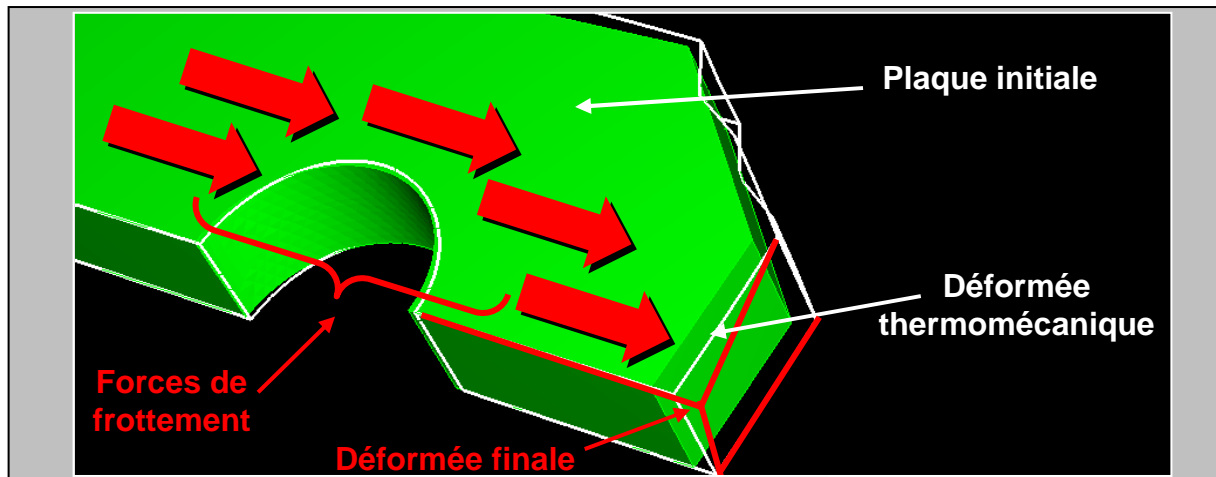


Figure 4.26. Effets de la superposition des efforts thermomécaniques et de frottement sur la déformée de la plaque (blocage des appuis n°1).

Les forces de frottement s'exerçant sur la surface de contact des deux plaques résultent du déplacement relatif des pièces qui sont plaquées l'une contre l'autre. Toutefois, pour induire des déformations aussi prononcées que celles rapportées ci-dessus, les simulations ont mis en évidence que la force tangentielle globale appliquée sur la surface de chaque plaque devait être très élevée (de l'ordre de 10^5 N pour l'ensemble de la zone repérée sur la figure 4.26, ce qui n'est pas irréaliste étant donné de la puissance maximale du vérin manipulateur). Un tel niveau ne peut être atteint que si le système tiroir-plaques présente une anomalie de fonctionnement ayant pour origine :

- un dépôt de brai trop important dans le tiroir (cf. figure 4.5). Des mesures in situ ont montré que l'épaisseur de cette couche pouvait atteindre 5 mm ;
- des cotes aux tolérances maximales (ceci a d'ailleurs été observé sur une bonne part des plaques dégradées) ;
- une mauvaise lubrification de la surface de contact entre les plaques.

Les deux premières situations, qui peuvent se superposer, engendrent une plus grande sévérité du contact entre les deux pièces car ces dernières sont plus fortement plaquées l'une contre l'autre du fait de la réduction, ou de la suppression complète, des jeux mécaniques initiaux. En outre, un dépôt trop important et non uniforme (cf. figure 4.5) sur le tiroir peut provoquer une mise en flexion de l'une des plaques, aggravant ainsi la sévérité des sollicitations auxquelles elle est soumise.

Le dernier point suppose que le brai ne joue plus son rôle de lubrifiant, ce qui peut être dû à une mauvaise imprégnation de la pièce.

In fine, ce type de dégradations doit pouvoir être limité, voire éliminé, par un meilleur contrôle de l'état du tiroir et des plaques utilisées (cotes, état du matériau initial,...).

4.3.2.3 Conclusion

Ce paragraphe a mis en évidence la très grande sensibilité du champ des contraintes thermomécaniques aux points de blocage des plaques. Ceci est d'ailleurs confirmé par plusieurs études japonaises ^{[69],[70],[72]}.

A partir de la géométrie et des matériaux actuellement utilisés, il apparaît que l'on ne peut supprimer complètement la fissuration des plaques : limiter le niveau des sollicitations dans une zone accroît le niveau de celles localisées dans une autre région de la pièce. Ainsi, on ne peut éliminer les dégradations radiales (zone 2) qu'en augmentant celles positionnées à l'arrière du canal de coulée. De même, la préservation simultanée des deux zones actuellement le plus souvent détériorées entraînera de forts dommages dans les parties anguleuses et à l'avant des pièces.

Toutefois, il apparaît que le blocage complet des faces obliques permet d'obtenir les résultats optimaux dans la configuration actuelle (forte limitation des contraintes ortho-radiales sans augmentation du niveau des sollicitations dans les autres zones de la pièce).

4.3.3 Influence du bandeau métallique

4.3.3.1 Influence de la température de frettage

Rappel : la température de frettage considérée dans ce paragraphe correspond à la température qui permet au bandeau métallique d'être positionné sans jeu autour de la plaque.

Le bandeau est constitué par un acier de qualité E24-2ST37 (norme européenne) dont la résistance maximale en traction à température ambiante est de 410 MPa^[73].

Après frettage, la plaque et le bandeau sont initialement mis respectivement en compression (plus ou moins selon la température du bandeau cf. figure 4.27) et en traction (les contraintes maximales pouvant atteindre 380 MPa pour une frette à 1000°C).

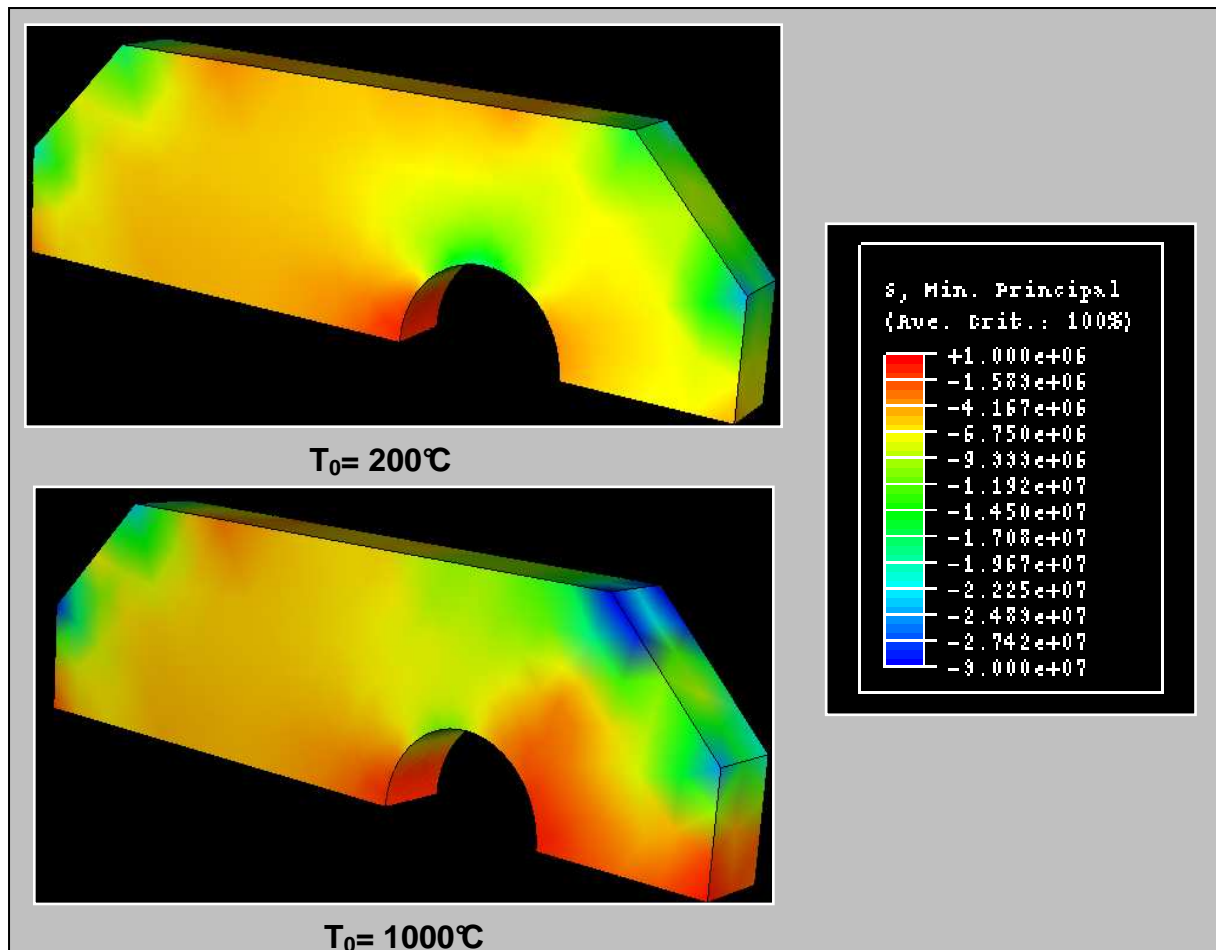


Figure 4.27. Précontrainte de la plaque à température ambiante après refroidissement du bandeau (T_0 = température initiale du bandeau).

Afin de déterminer l'influence de la température initiale du bandeau sur le comportement de la plaque en service, différents niveaux de température (de 20 à 1000°C) ont été envisagés.

Toutefois, on ne peut réellement parler de frettage que pour des températures initiales du bandeau supérieures à 350°C. En deçà de cette valeur, à la fin de la phase de préparation de la poche, le bandeau et le réfractaire ne sont plus en contact continu (les deux pièces sont à la même température mais $\alpha_{\text{bandeau}} > \alpha_{\text{réfractaire}}$), la plaque reste toutefois bloquée par les points d'appui.

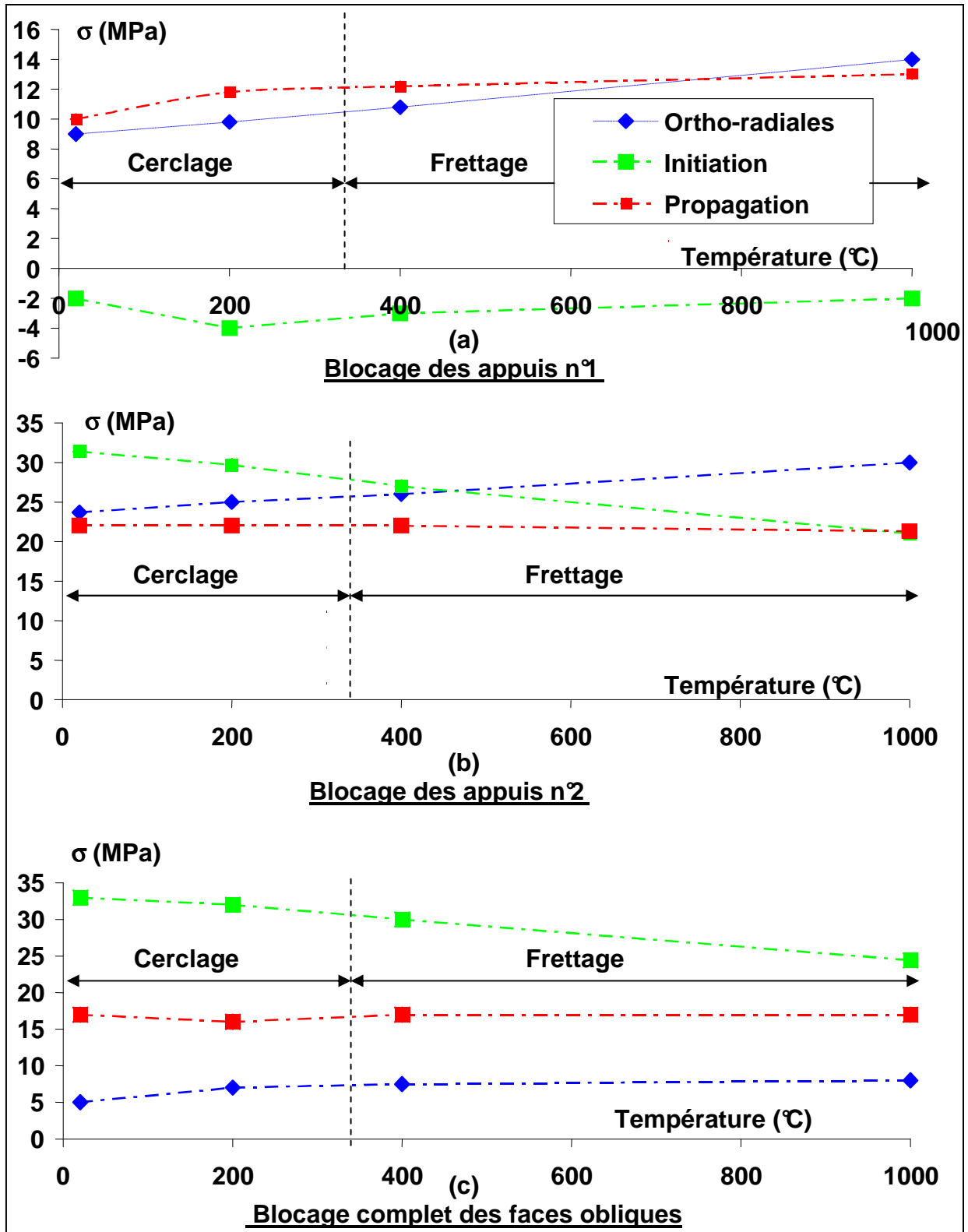


Figure 4.28. Influence de la température de frettage sur les contraintes thermomécaniques.

Les calculs ont montré que l'état initial n'a que très peu d'influence sur le niveau des contraintes atteintes en fonctionnement, quelle que soit la manière dont est bloquée la plaque.

Comme le montre la figure 4.28, l'élévation de la température de frettage n'induit au mieux qu'une baisse de quelques MPa des contraintes thermomécaniques. Même une température de frettage de 1000°C ne provoque généralement qu'une faible diminution des sollicitations.

Cette absence d'effet résulte de ce que :

1. dans la plus grande partie de la pièce, la compression initiale est faible au regard des contraintes de traction apparaissant en fonctionnement ;
2. les directions principales de précontrainte, dans les différentes zones, ne correspondent pas nécessairement aux directions principales apparaissant en service (par suite le frettage n'induit pas de précontrainte efficace) ;
3. le bandeau se dilate lui aussi durant la coulée, relâchant ainsi sa compression.

4.3.3.2 Influence de l'épaisseur

Comme le montre la figure 4.29, l'épaisseur du bandeau n'a qu'une influence relative sur le niveau des contraintes dans les plaques. La zone à l'arrière du canal de coulée n'est pas affectée par la variation de l'épaisseur du cerclage. En fait, on peut penser que cette non influence est due à la superposition de deux phénomènes antagonistes car le bandeau en comprimant la pièce :

- induit latéralement de la compression à l'arrière du canal ;
- provoque dans le même temps des efforts longitudinaux qui tendent à ovaliser le trou, engendrant ainsi de la tension (phénomène similaire à celui observé en service cf. figure 4.23).

Le niveau des sollicitations sur les faces longitudinales diminue d'environ 30% lorsque l'on augmente l'épaisseur du bandeau de 3 à 5 mm ; au delà, l'accroissement de cette dimension n'a plus d'effet (cf. figure 4.29) : le bandeau limite la dilatation des faces longitudinales, il ne la supprime pas (quelle que soit son épaisseur).

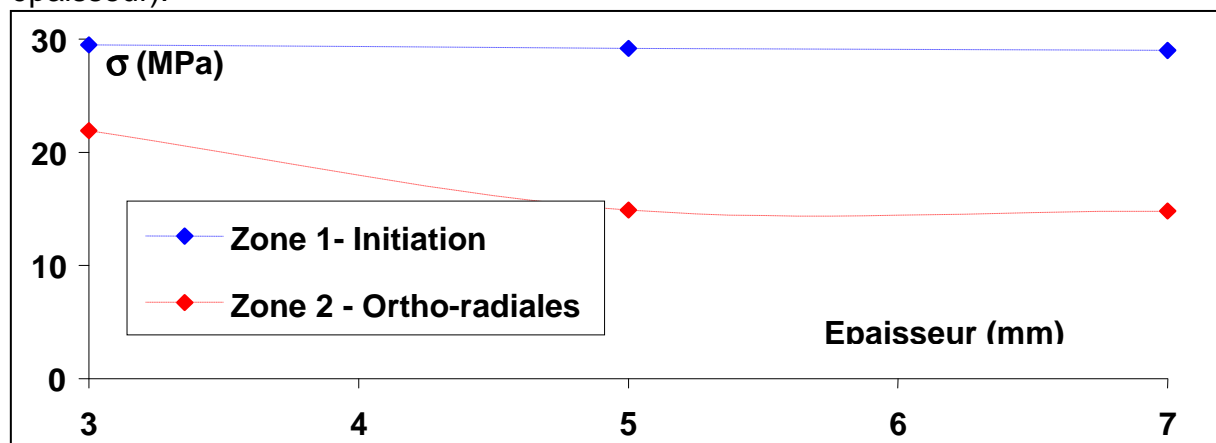


Figure 4.29. Influence de l'épaisseur du bandeau sur le niveau des sollicitations en service (blocage n°2, température du bandeau =200°C).

4.3.3.3 Conclusion

La fonction principale du bandeau est de maintenir la cohérence globale de la plaque en fonctionnement. Ainsi, même en cas de fissuration prononcée, l'ensemble morcelé continue à former un seul bloc. Le risque de ruine complète de la pièce et

ses conséquences (notamment l'infiltration d'acier entre les plaques puis dans le tiroir) sont donc, sauf cas extrêmes, éliminés.

Etant donnée l'importance des sollicitations thermomécaniques induites par la dilatation différentielle apparaissant en fonctionnement, la précontrainte initiale mettant la plaque en compression, n'a qu'une faible influence sur le comportement de la pièce.

4.4 Champ de contraintes thermomécaniques pour les plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone

Afin de déterminer la résistance des plaques en spinelle-carbone et magnésie-carbone, nous avons simulé le comportement de ces pièces soumises aux mêmes cycles que ceux appliqués aux plaques alumine-carbone.

Les simulations numériques ont montré que, qualitativement, toutes les plaques ont le même comportement (cf. figures 4.30 et 4.31) : mêmes zones de fortes sollicitations, mêmes instants critiques,....

Toutefois, les niveaux de sollicitations varient en fonction du matériau considéré.

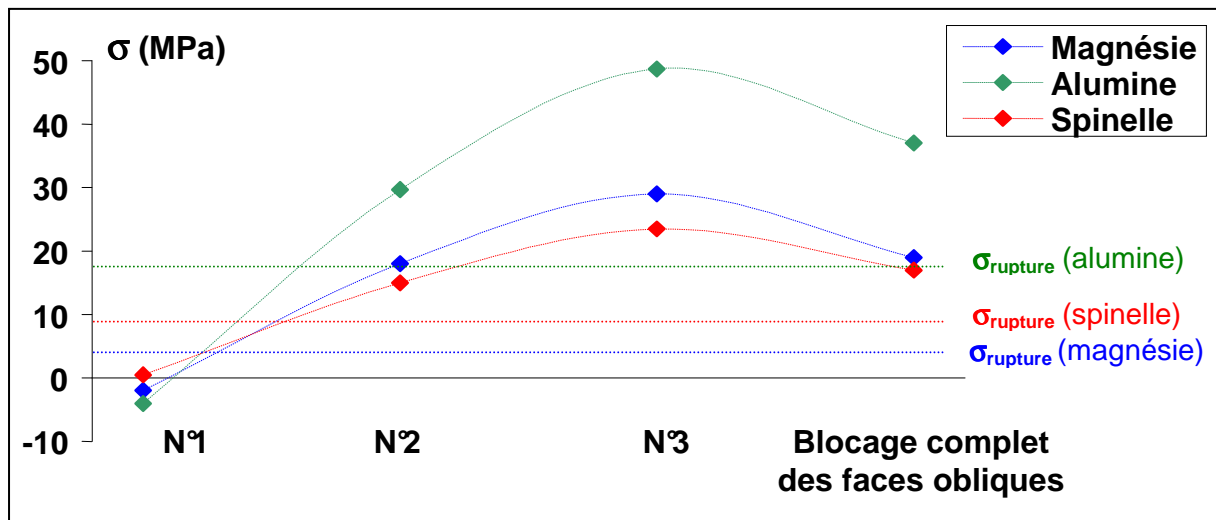


Figure 4.30. Evolutions des contraintes d'initiation en fonction du type de blocage.

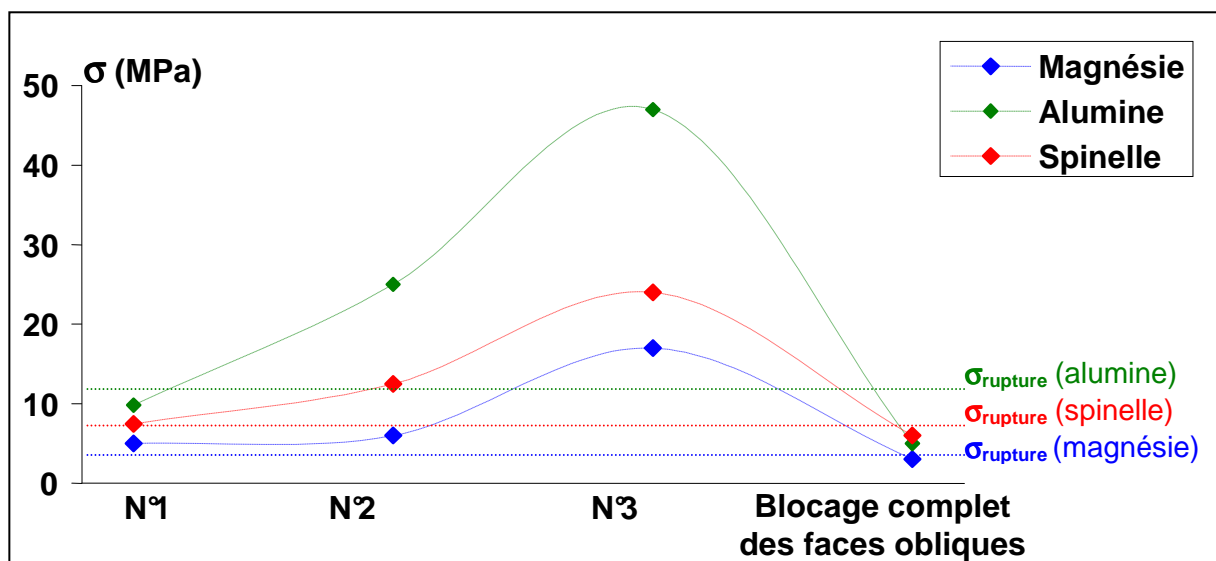


Figure 4.31. Evolutions des contraintes ortho-radiales en fonction du type de blocage.

Dans le but de comparer le comportement des trois différentes nuances de matériaux, nous avons étudié l'évolution du paramètre $\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{rupture}}}\right)$ (T, points de blocage)

à l'arrière du canal de coulée et sur les faces longitudinales. La limite à la rupture de chaque nuance a été estimée en divisant par 2 (même correction que précédemment) la contrainte à la rupture en flexion à la température de la zone considérée : 300°C pour les contraintes d'initiation, 600°C pour les ortho-radiales.

Les pièces en magnésie-carbone sont, au vu des résultats obtenus, les moins aptes à supporter les contraintes thermomécaniques auxquelles elles sont exposées. Comme le montrent les figures 4.32 et 4.33, leurs niveaux de sollicitations sont très nettement supérieurs à leurs résistances à la rupture :

- entre 4 et 6 fois pour les contraintes longitudinales (point de blocage réel situé entre les points 2 et 3) ;
- entre 3 et 9 fois pour les contraintes ortho-radiales.

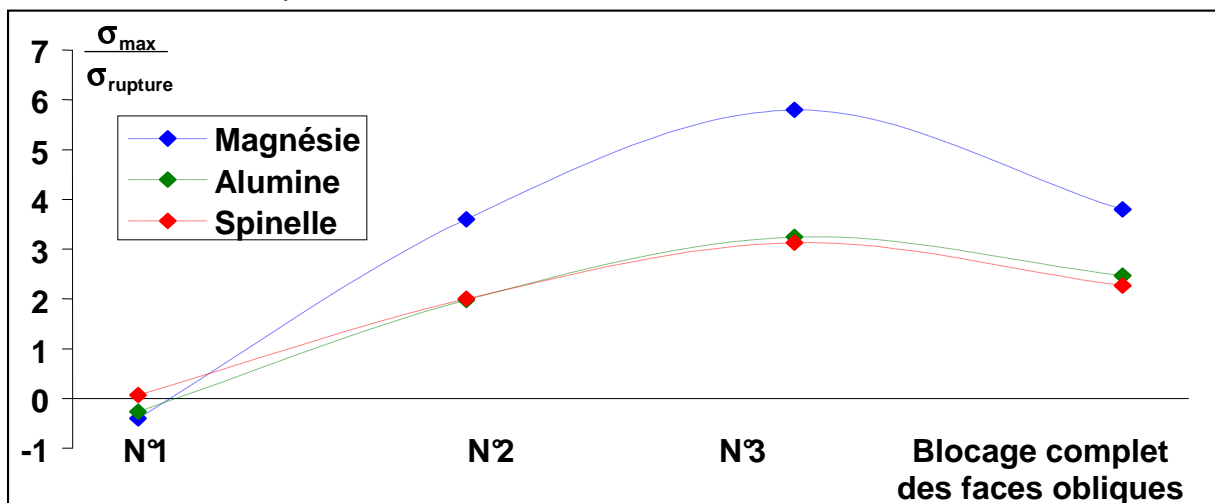


Figure 4.32. Niveaux des contraintes d'initiation par rapport à la résistance à la rupture de chaque nuance de matériau.

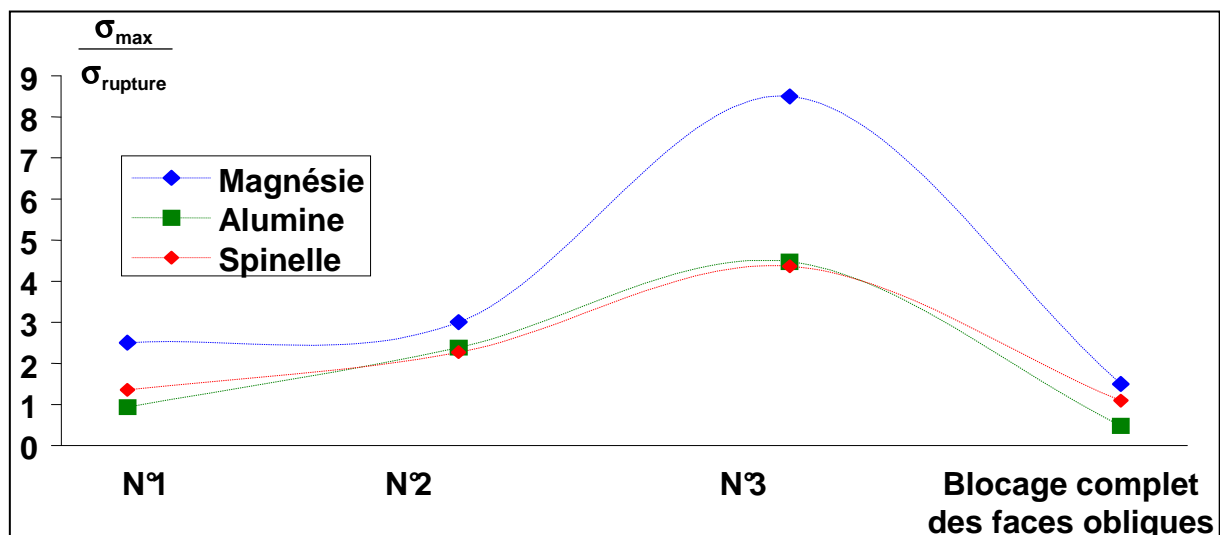


Figure 4.33. Niveaux des contraintes ortho-radiales par rapport à la résistance à la rupture de chaque nuance de matériau.

Ces résultats sont en accord avec les observations industrielles faites sur pièces réelles. La faible résistance à la rupture de ce type de matériau est fortement préjudiciable à la tenue des plaques.

Concernant les éléments en spinelle – carbone, les modèles numériques montrent que leur aptitude aux chocs thermiques est du même ordre que celle des plaques en alumine-carbone. Toutefois, leur utilisation industrielle a mis en évidence qu'elles se dégradent de façon plus importante.

Ce phénomène s'explique probablement par le fait que lors du refroidissement, la zone située à l'arrière du trou de coulée est de nouveau soumise à des contraintes de traction très élevées d'environ 60 MPa (plus importantes que celles induites lors de la phase de préparation de la poche). Ces sollicitations ne peuvent être correctement estimées pour les raisons évoquées au §4B-4.3.1 : elles n'ont donc pas été prises en compte pour cette étude comparative. Cependant, elles sont apparemment d'un niveau comparable pour les deux types de matériaux. Or, la nuance spinelle-carbone est mécaniquement moins résistante que l'alumine-carbone (cf. figure 4.12), ce qui justifie qu'en service sa tenue soit moins bonne.

5. Conclusion

Cette première partie de l'étude consacrée à la caractérisation du comportement thermomécanique des plaques actuellement en service a mis en évidence :

1. la fissuration systématique de ces pièces du fait de leur géométrie ;
2. leur très grande sensibilité aux conditions aux limites qui leur sont imposées ;
3. la nécessité d'utiliser des matériaux ayant des résistances à la rupture relativement élevées. Dans le cas contraire les zones sensibles seront dégradées de façon très importante ;
4. la nécessité de maintenir propre le tiroir dans lequel sont positionnées les plaques ;
5. la fonction principale du bandeau métallique : maintenir la cohérence globale des pièces durant leur fonctionnement.

Dans ce cadre, il n'apparaît pas possible de supprimer, ni même de limiter significativement, la fissuration de ces pièces sans faire évoluer leur géométrie et les interactions mécaniques qu'elles peuvent avoir avec leur environnement (conditions aux limites, efforts de frottement, ...). Toutefois le blocage complet des faces obliques permet de réduire fortement le niveau des contraintes ortho-radiales sur les faces longitudinales, sans engendrer pour autant une augmentation des sollicitations dans les autres zones de la plaque. Ces résultats sont d'ailleurs corroborés par des travaux japonais^{[69],[70],[73]}.

Cette solution nous apparaît donc être la plus favorable à la tenue des pièces actuelles.

Concernant l'estimation du risque de fissuration, nous avons pu constater que contrairement aux tubes protecteurs de jet, on ne peut avoir qu'une approche qualitative car le choix d'un critère de rupture qui soit corroboré par la réalité est loin d'être aisé. La forte hétérogénéité de la distribution des directions principales, couplée à la plage étendue des températures imposées à la pièce, ne permet pas en effet d'estimer la résistance du matériau en service (notamment à partir de la résistance mesurée en essai sur des éprouvettes à température uniforme et pour des sollicitations uniaxiales).

Par conséquent, il nous apparaît qu'à terme, une étude devrait être menée sur cet aspect du problème. Sans quoi, l'un des intérêts majeurs de la simulation numérique, à savoir la prédiction du comportement de pièces évoluées mais virtuelles, ne sera que partiellement atteint et seuls des résultats en tendance pourront être obtenus.

PARTIE C : EVOLUTIONS

1. Introduction

L'étude du comportement thermomécanique des plaques de tiroir actuellement utilisées par SOLLAC a mis en évidence la fissuration systématique de ces pièces ainsi que leur grande sensibilité aux conditions aux limites qui leur sont imposées.

L'amélioration de la fiabilité de ces éléments réfractaires passe donc nécessairement par des évolutions au niveau de leurs conditions d'utilisation, de leur géométrie, ainsi que de leurs matériaux constituants.

Concernant ce dernier aspect, bien que le niveau des sollicitations thermomécaniques dépende directement de la distribution thermique et de la forme de la pièce, la fissuration des plaques peut être principalement causée par une trop faible résistance mécanique. L'étude du comportement des pièces constituées de magnésie-carbone et spinelle-carbone a d'ailleurs mis en lumière ce phénomène. Une condition nécessaire pour que l'endommagement des plaques ne soit pas catastrophique (et n'engendre pas une détérioration complète du système tiroir-plaques, cf. figure 4.17), consiste donc à utiliser des matériaux ayant une résistance mécanique « importante » en traction (un minimum de 20 MPa sur la plage 20-600°C est souhaitable) et un faible coefficient de dilatation thermique ($\alpha \approx 7.10^{-6} \text{ K}^{-1}$).

Cette dernière phase de l'étude a pour principal objectif de présenter de possibles voies d'évolution afin de minimiser les dégradations (thermochimiques et thermomécaniques) subies en service par les plaques et ainsi augmenter leur fiabilité. Parmi ces développements figurent des solutions déjà mises en place, complètement ou partiellement, par les fabricants (en particulier l'utilisation d'un insert dans la zone du canal central).

Dans toute cette partie, le corps des plaques est en alumine-carbone car d'après les résultats obtenus en §4B, c'est le matériau le plus résistant, parmi les trois étudiés, aux sollicitations thermomécaniques.

2. Modifications des conditions aux limites

2.1 Objectifs

Comme cela a été mis en évidence dans la partie §4B, deux types de fissures apparaissent invariablement : les longitudinales et les radiales (respectivement référencées 1 et 2 sur la figure 4.17). Toutefois, le blocage complet des faces obliques limite fortement le niveau des contraintes ortho-radiales dans la zone 2 (cf. §4B-4.3.2.1). En partant de ce constat, on peut donc envisager de modifier les conditions aux limites (blocages et efforts) appliquées sur les autres faces latérales de la plaque afin de réduire aussi le niveau des contraintes dans la zone 1.

L'idée consiste à bloquer les faces obliques à l'avant du bandeau métallique et à appliquer des efforts mécaniques sur les autres faces latérales (cf. figure 4.34) dans le but de mettre la plaque en compression et de réduire d'autant le niveau des contraintes de traction thermomécaniques apparaissant en service (cf. figure 4.35).

La pression P_1 a été prise égale à au moins 30 MPa (ce qui correspond à la différence entre le niveau maximal des contraintes calculées numériquement et la limite à la rupture maximale estimée en traction pour le matériau d'alumine-carbone (cf. §4B-4.3)).

Nous avons fait varier les efforts F_2 (forces réparties sur toute la surface du bandeau) et la pression P_3 afin de déterminer leurs valeurs optimales.

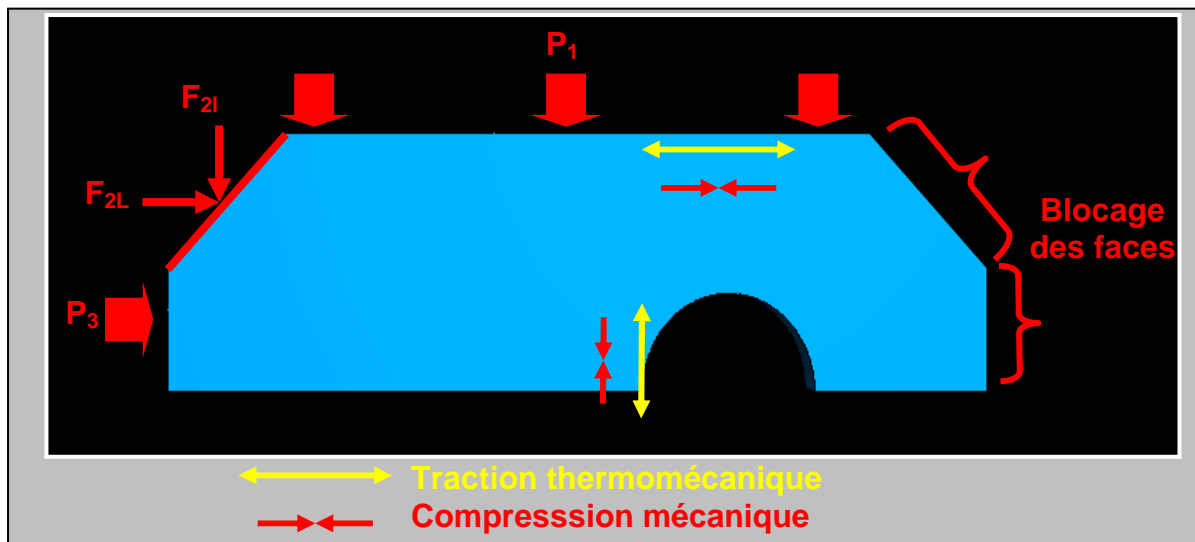


Figure 4.34 Blocage et efforts appliqués sur la plaque.

2.2 Résultats

La pression P_1 , exercée sur la face longitudinale, combinée aux efforts latéraux appliqués sur la face oblique et induits par les forces F_{2l} permettent de faire disparaître la zone de concentration de contraintes à l'arrière du trou de coulée (initiation et propagation cf. §4B-4.3) durant les différentes phases d'utilisation.

En ce qui concerne les contraintes ortho-radiales, engendrant les fissures radiales dans la zone 2 (cf. figure 4.17), elles sont elles aussi fortement réduites (tant en niveau qu'en volume affecté) sans toutefois disparaître totalement. Il est cependant nécessaire d'appliquer des pressions élevées (cf. figure 4.35).

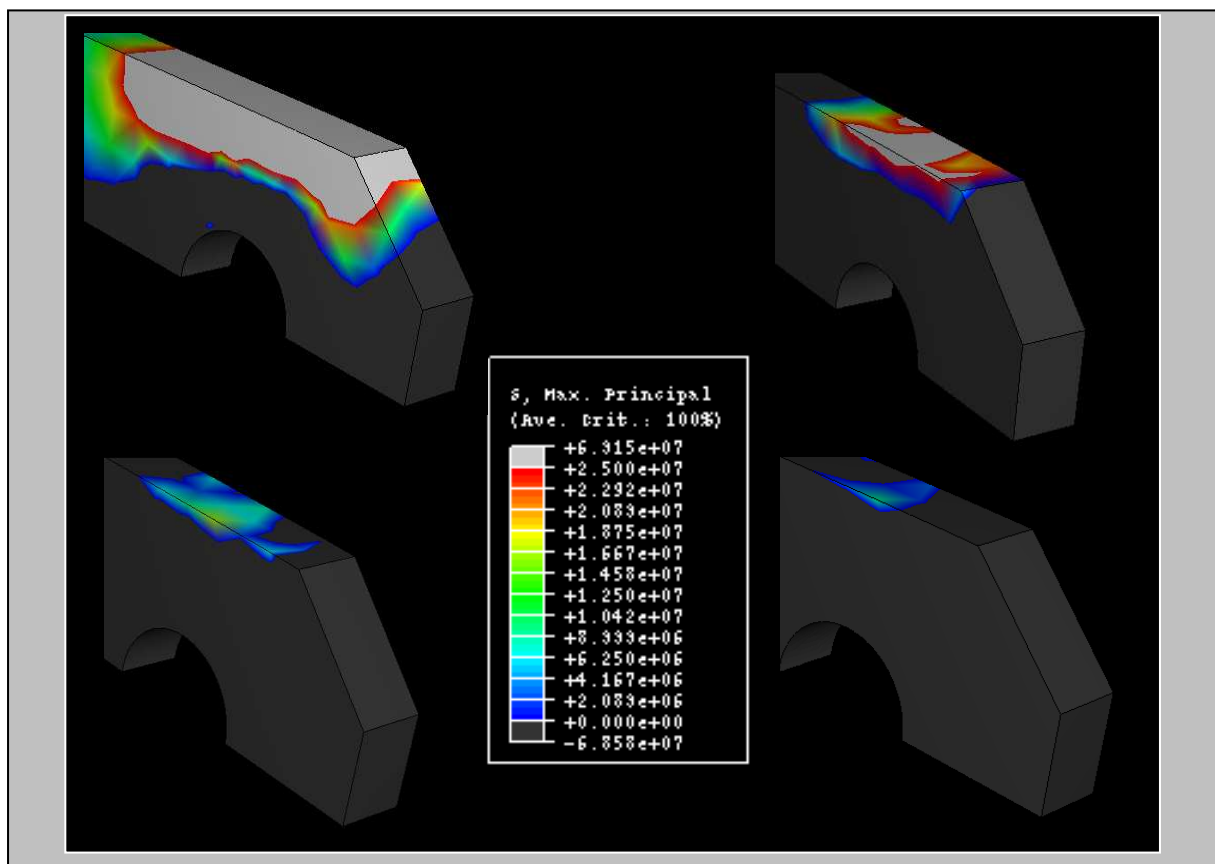


Figure 4.35 Evolution du niveau et de l'étendue des contraintes ortho-radiales en fonction du niveau des efforts extérieurs.

2.3 Conclusion

En première approche on peut donc dire que la modification des conditions aux limites imposées aux plaques permet de réduire fortement le niveau des sollicitations thermomécaniques ainsi que le volume des zones affectées.

Toutefois, les pressions nécessaires sont élevées (plusieurs de dizaines MPa) et, en outre, si l'on suppose que les plaques ne sont pas complètement bloquées verticalement en surface, le niveau des champs de contraintes augmente de façon très significative.

Or, dans la réalité plus les deux plaques (fixe et mobile) sont pressées fortement l'une contre l'autre, plus les forces de frottement sont élevées. Donc, dans un état proche de celui qui a été modélisé, les efforts nécessaires aux mouvements de la plaque mobile seront très élevés et probablement démesurés par rapport aux possibilités du vérin manipulateur.

De même, les efforts appliqués doivent l'être dans le plan de la pièce. Or, cette dernière ne reste pas toujours parfaitement plate en service du fait de l'état de propreté du tiroir et des efforts provoqués par le jet d'acier liquide qui peuvent induire sa mise en flexion.

Dans ces conditions, cette approche est acceptable mais elle requiert la mise en place d'un dispositif mécanique puissant et implique un respect scrupuleux des conditions opératoires et d'utilisation du tiroir de poche (notamment en ce qui concerne sa propreté).

3. Suppression des parties anguleuses des plaques

3.1 Objectifs

D'une manière générale, il est préférable que le design de pièces subissant des sollicitations mécaniques sévères ne présente pas de singularité géométrique importante (car ces dernières peuvent induire des concentrations de contraintes).

En outre, concernant les plaques de tiroir on peut supposer que la suppression de leurs parties anguleuses permettra une meilleure mise en compression initiale par le bandeau métallique.

Dans cette optique le comportement de plaques possédant des raccords circulaires (de rayons de courbures élevés) entre les différentes faces latérales a été étudié (cf. figure 4. 36).

Certains fabricants ont d'ailleurs déjà partiellement modifié la géométrie de leurs plaques (cf. figure 4.38), très probablement afin d'améliorer le fretage et le contact (habituellement très imparfait cf. §3B-3.3) entre le bandeau métallique et le réfractaire.

3.2 Résultats

Les simulations numériques montrent que les zones initialement mises en compression par le bandeau sont plus fortement précontraintes dans le cas de plaques «arrondies» que dans celui de pièces standards (cf. figure 4.27 et 4.36).

Cette modification de la géométrie des pièces entraîne notamment une plus importante compression de la zone 2 (zone de formation des fissures radiales). Mais, en service, cela entraîne seulement une diminution du volume sollicité en traction (le niveau maximal atteint par les contraintes n'évoluant pas).

Toutefois, quel que soit le type de plaques (standards ou « arrondies »), il existe des zones en tension (en particulier l'arrière du trou de coulée). Bien que les niveaux atteints dans ces parties soient faibles, cela est contraire aux objectifs du fretage.

De plus, dans le cas de plaques «arrondies», la frette induit des contraintes de traction très élevées sur toute la surface de contact réfractaire-bandeau. Le volume des zones affectées est faible et les contraintes sont très certainement surestimées à cause de la grande sévérité du contact modélisé, cependant il nous semble que des dégradations localisées peuvent survenir si la température de frettage est trop importante.

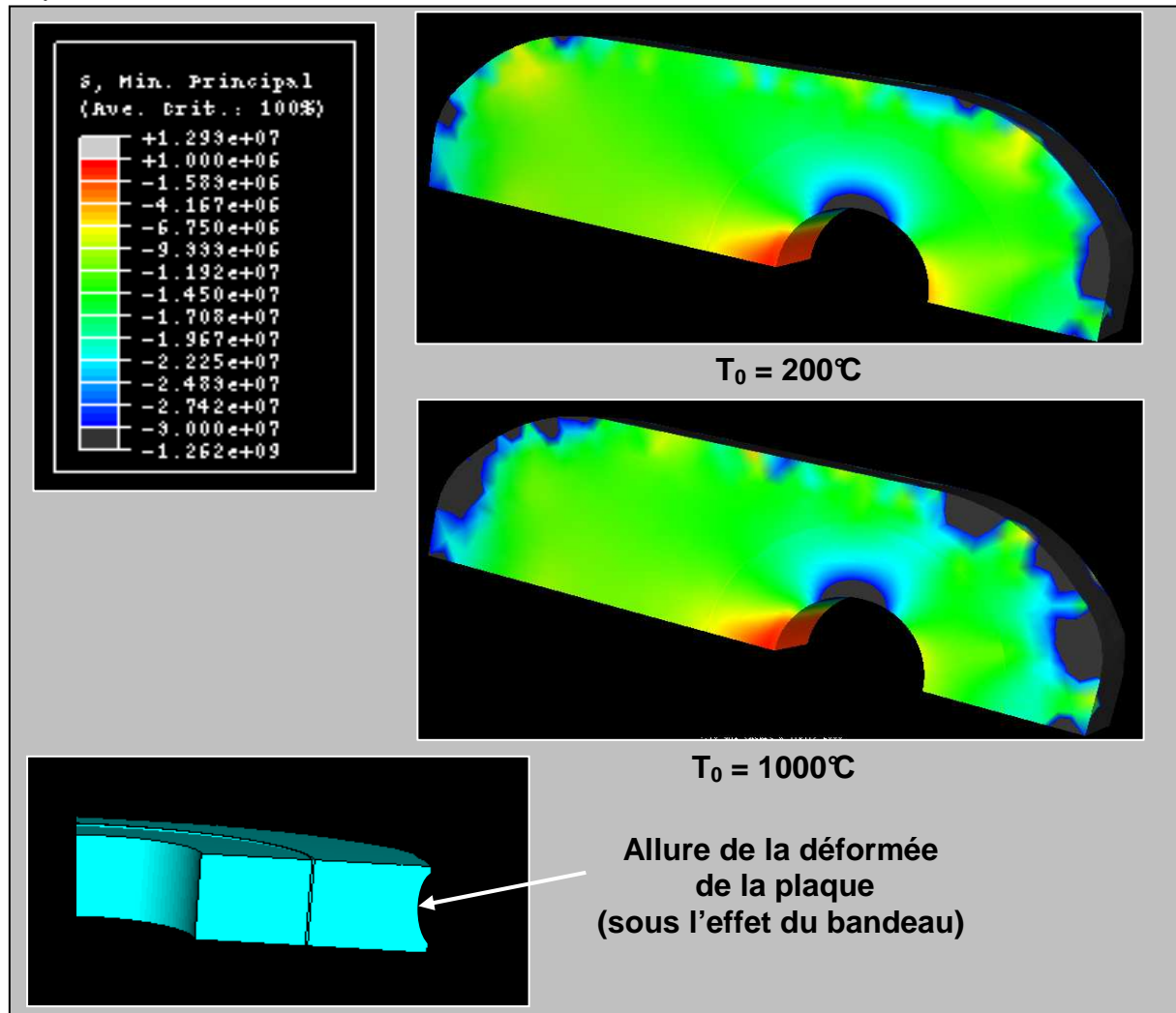


Figure 4.36. Précontrainte à température ambiante de la plaque après refroidissement du bandeau (T_0 = température initiale du bandeau).

3.3 Conclusion

Au final, on obtient les mêmes conclusions, pour les mêmes raisons, qu'au § 4B-4.3.3 (portant sur l'influence du bandeau) : le frettage ne permet pas de limiter le niveau de dégradation des plaques.

4. Ajout d'un insert dans la zone du canal central

4.1 Problématique et objectifs

Les plaques sont soumises à de fortes sollicitations thermo-chimiques dans la périphérie du canal de coulée (cf. figure 1.12). De plus, comme montré précédemment, la fissuration à l'arrière de cette zone est systématique. Par suite, la superposition de ces deux types de dégradation peut conduire à des infiltrations

d'acier entre les plaques, puis dans le tiroir, engendrant ainsi des incidents catastrophiques (cf. figures 4.16).

Certaines pièces utilisées actuellement par SOLLAC possèdent un insert dans la zone du canal central. Ces plaques sont soit neuves, soit recyclées. Un certain nombre de pièces sont en fait récupérables après utilisation à condition que leurs fissures ne soient pas trop importantes. Dans ce cas, la zone périphérique du trou de coulée est découpée et remplacée par un insert constitué du même matériau ou d'un matériau différent. Les plaques ainsi retraitées peuvent servir pour une nouvelle campagne de coulées.

Hormis le recyclage, l'utilisation d'un insert sur les plaques de tiroir (cf. figure 4.37) a pour principal objectif de diminuer les dégradations dans la zone du canal de coulée :

- en utilisant un matériau présentant un niveau élevé de résistance à l'érosion – corrosion ;
- en ajoutant un joint épais et peu rigide (épaisseur = 1 mm, $E = 1\text{GPa}$) entre l'insert et le corps de plaque afin de bien désolidariser les dilatations des deux parties. Le but est de réduire les contraintes thermomécaniques en diminuant la dilatation différentielle de l'ensemble ;
- en limitant l'initiation et surtout la propagation des fissures à l'arrière du trou : le joint étant censé jouer le rôle d'une barrière freinant la progression de la dégradation longitudinale.

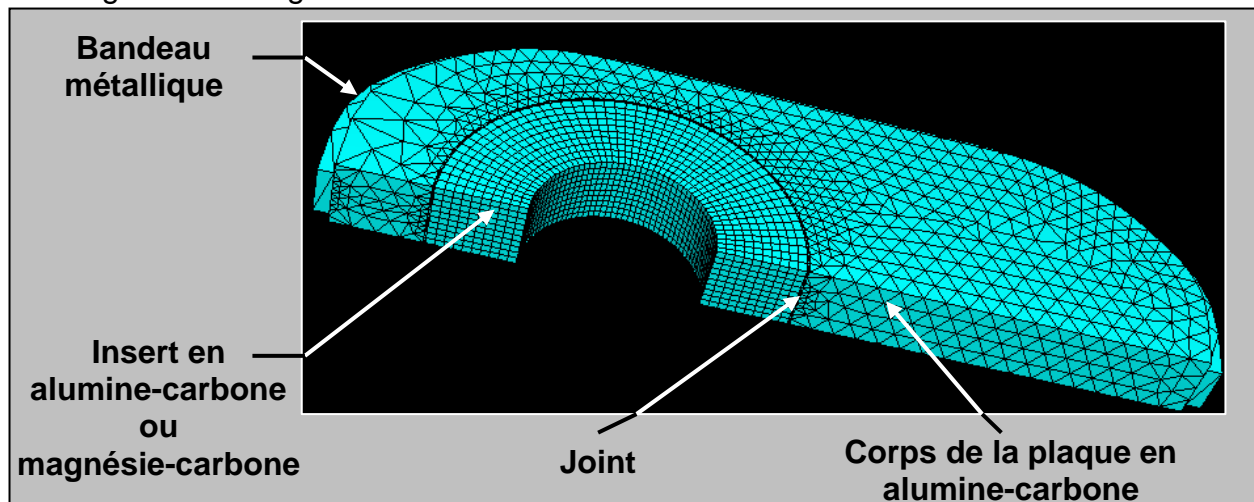


Figure 4.37. Plaques de tiroir avec insert au niveau du canal central.

4.2 Résultats

Les simulations numériques ont montré que :

- la nature du matériau de l'insert ne change pas qualitativement les résultats obtenus ;
- les plaques avec insert présentent la même sensibilité aux conditions aux limites que les pièces standards sans insert précédemment étudiées et les tendances alors observées restent valables (cf. §4B-4.3.2) ;
- la température des plaques est globalement un peu plus élevée dans le cas où un insert en magnésie-carbone est utilisé car ce matériau présente une conductivité thermique supérieure à celle de l'alumine-carbone ;

Toutefois, contrairement aux attentes, le risque de fissuration multiple des plaques n'a pas été réduit par rapport aux plaques standards :

- l'ensemble des zones où ont été référencées des fissures (sur des plaques sans insert cf. figure 4.16) apparaît fortement sollicité en traction (cf. figure 4.38). Ceci est corroboré par le fait qu'après usage industriel, les plaques avec insert présentent au moins autant, voire plus, de fissures que celles sans insert (cf. figure 4.39) ;
- les niveaux des contraintes calculés sont globalement plus élevés ;
- les volumes des différentes zones subissant des efforts de traction élevés sont, de même, plus importants ;
- l'apparition des zones de concentration de contraintes est quelque peu modifiée en particulier pour le corps de la plaque en alumine-carbone (cf. figure 4.38) :
 1. durant la phase de préparation de l'acier, les zones 3, 4 et 5 présentent de hauts niveaux de contraintes (cf. figure 4.38-a). Cependant l'arrière du trou de coulée n'est que faiblement sollicité.
 2. durant la coulée :
 - les zones 3 et 4 se joignent. Le volume sollicité est très important. Ce phénomène explique probablement la présence de fissures uniques observées en service et reliant les deux zones.
 - les zones 1 et 2 sont soumises à de forts efforts thermomécaniques de traction. Concernant la zone 1, l'initiation de la fissure se fait non plus au bord du canal de coulée mais à la frontière du corps de la plaque et de l'insert (cf. figure 4.38-b) ;
- l'insert n'est que faiblement sollicité en traction durant les deux premières phases du process si la plaque est bloquée par des appuis de type 1 ou 2. Toutefois durant le refroidissement, il connaît une forte montée en contraintes à l'arrière du canal de coulée (phénomène similaire à celui observé sur les pièces standards). Les niveaux atteints sont très largement supérieurs à la limite à la rupture des matériaux utilisés en particulier dans le cas d'inserts en magnésie-carbone (cf. propriétés mécaniques des MgO-C au §4B-1). La zone 1 est donc fissurée non seulement au sein du corps de la plaque mais aussi au niveau de l'insert.

Par contre, si la plaque est bloquée par un appui trop proche de l'axe de symétrie (du type du blocage n°3, cf. figure 4.21), les simulations numériques ont montré que (cf. figure 4.40) :

1. l'insert subit une importante concentration de contraintes à l'avant du trou de coulée ;
2. l'arrière du trou est d'avantage sollicité qu'avec les autres types d'appui.

Ceci explique pourquoi les fissures observées dans la partie avant de la plaque sont complètement traversantes : elles joignent le canal central au bord de la plaque (jonction de fissures 3 et 4, cf. figure 4.39).

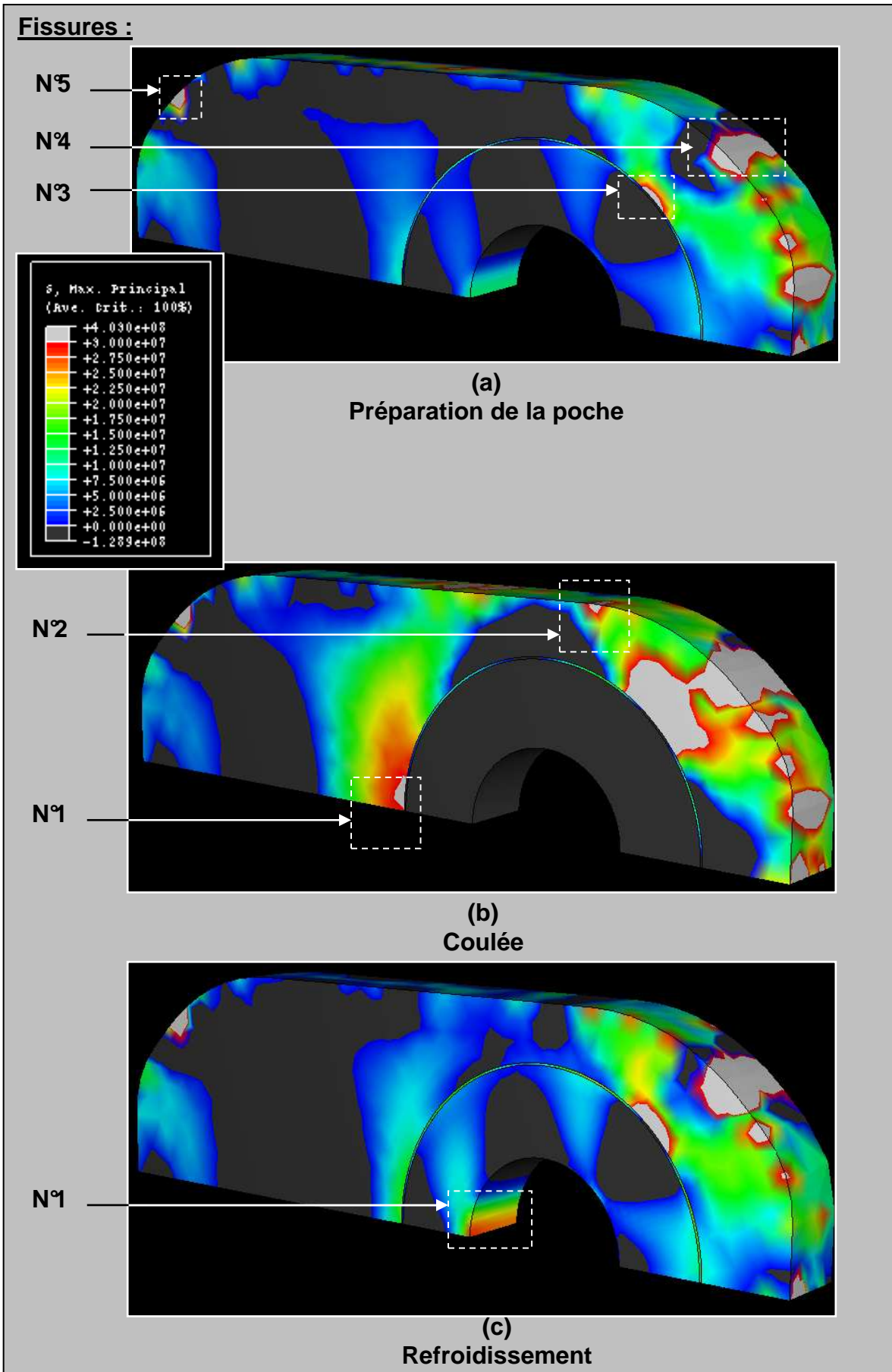


Figure 4.38 Evolution des contraintes principales durant les différentes phases de fonctionnement.

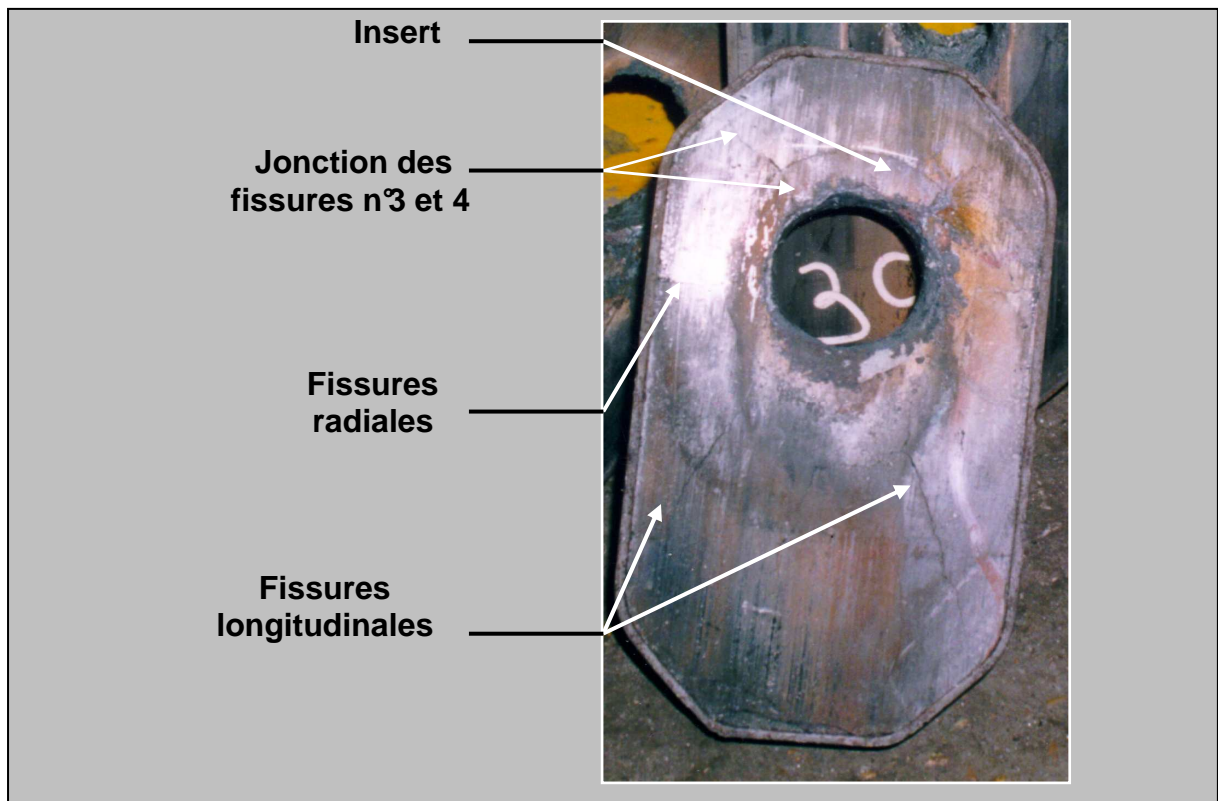


Figure 4.39. Plaque avec insert fissurée.

Remarque : ces dernières constatations tendent à montrer, à nouveau, que le contact bandeau métallique – plaque réfractaire n’est certainement pas continu et que les points de blocage du réfractaire ne sont pas nécessairement localisés en face de ceux du bandeau (car les points de blocage réels sont toujours dans la périphérie du point d’appuis n°2).

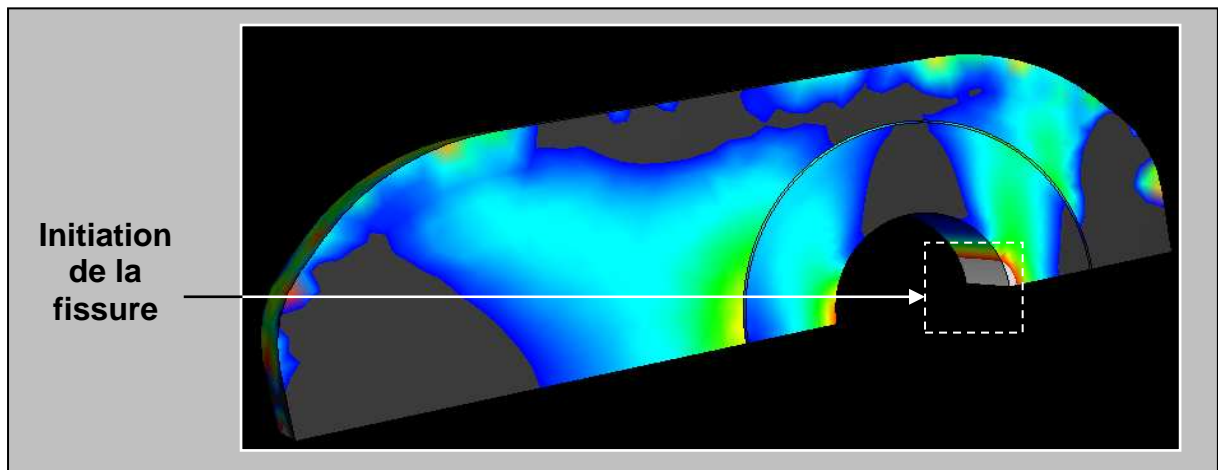


Figure 4.40 Initiation de fissure durant la phase de préparation (blocage des appuis n°3).

4.3 Conclusion

D’un point de vue thermomécanique, les plaques avec insert ne peuvent pas être considérées comme une amélioration : dans le meilleur des cas, le nombre de zones fortement sollicitées et les niveaux de sollicitation sont en effet égaux à ceux des plaques standards.

Toutefois, il existe deux avantages à utiliser ce type de pièces :

1. le recyclage ;
2. la plus faible dégradation d'origine thermochimique en cas d'utilisation d'un insert résistant (par exemple en MgO-C). Or, la superposition des détériorations thermochimique et thermomécanique est dangereuse car elle peut conduire à des incidents catastrophiques tels que l'infiltration d'acier dans le tiroir (cf. figure 4.21).

5. Modification de la géométrie et des conditions de blocage des plaques

5.1 Objectifs

Comme l'a montré toute l'étude menée jusqu'à ce stade, la fissuration des plaques « rectangulaires » est systématique.

Ce paragraphe présente les effets d'une possible modification simultanée de la géométrie et des conditions aux limites imposées aux plaques.

L'évolution considérée n'entraîne pas de changement trop important au niveau de l'encombrement et du système de blocage des plaques dans le tiroir ; par contre il nécessite l'utilisation d'un système permettant d'appliquer des efforts importants sur ces pièces.

Nos travaux trouvent leur inspiration dans ceux effectués par GENMA et al.^[70]. Ces derniers ont obtenu des résultats tout à fait satisfaisants sur des pièces employées par Kobe Steel Ltd (toutefois les matériaux utilisés pour les plaques japonaises sont apparemment plus rigides^[70] que les trois nuances considérées dans notre étude).

5.2 Modifications

La plaque considérée comporte un insert et un joint (cf. figure 4.41). En effet, bien que les pièces avec insert ne représentent pas une amélioration du point de vue thermomécanique (cf. paragraphe §4C-4), elles sont toutefois fort intéressantes en ce qui concerne le recyclage et la réduction des dégradations thermochimiques.

La plaque est bloquée, par l'intermédiaire du bandeau, sur sa partie avant (cf. figure 4.41). Le reste de la pièce métallique est soumis à une pression, ajustable, dont la fonction est d'induire des contraintes de compression au sein de la plaque. L'objectif est de soustraire ces contraintes compressives aux sollicitations de traction apparaissant en fonctionnement afin d'en limiter le niveau.

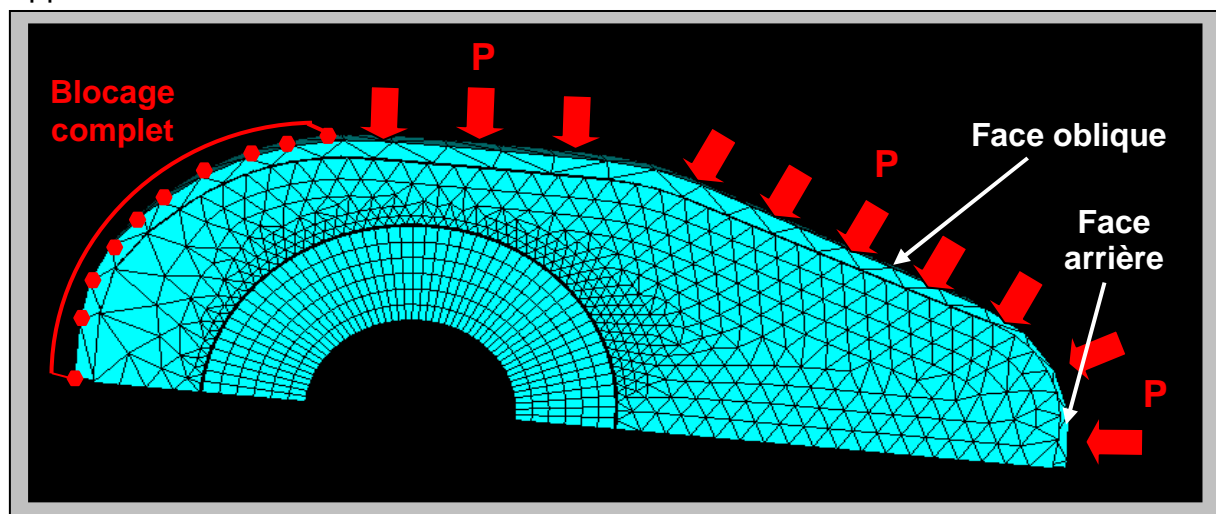


Figure 4.41. Modification de la géométrie et des conditions aux limites des plaques avec insert.

Les efforts de pression appliqués au bandeau (cf. figure 4.41) sur sa face longitudinale tendent à comprimer la zone 1 et à empêcher l'ovalisation du trou de coulée. Ils limitent par voie de conséquence la formation d'une zone de concentration de contraintes.

Ceux appliqués sur ses faces obliques et « arrières » sollicitent la zone 2 et se soustraient aux contraintes ortho-radiales.

5.3 Résultats

Les simulations numériques montrent que la superposition des effets des changements de géométrie et de conditions aux limites permettent de réduire très fortement le niveau des contraintes de traction apparaissant en fonctionnement.

Ceci est tout particulièrement sensible en ce qui concerne la zone se trouvant à l'arrière du canal de coulée qui au vu des simulations ne passe jamais en traction.

De même, le blocage de la partie avant de la plaque supprime la zone de concentration de contraintes qui apparaît habituellement sur les pièces dotées d'un insert à l'avant du canal (cf. § 4C- 4).

Seule la zone 2 reste cependant soumise à des tensions plus ou moins élevées, en fonction du niveau de la pression appliquée (cf. figure 4.42). L'élimination quasi-totale des contraintes ortho-radiales de traction dans cette zone nécessite en effet une pression de l'ordre de 100 MPa (cf. figure 4.42). Ce niveau de pression est trop élevé pour être mis en place sur un équipement (tiroir de poche) de cette taille.

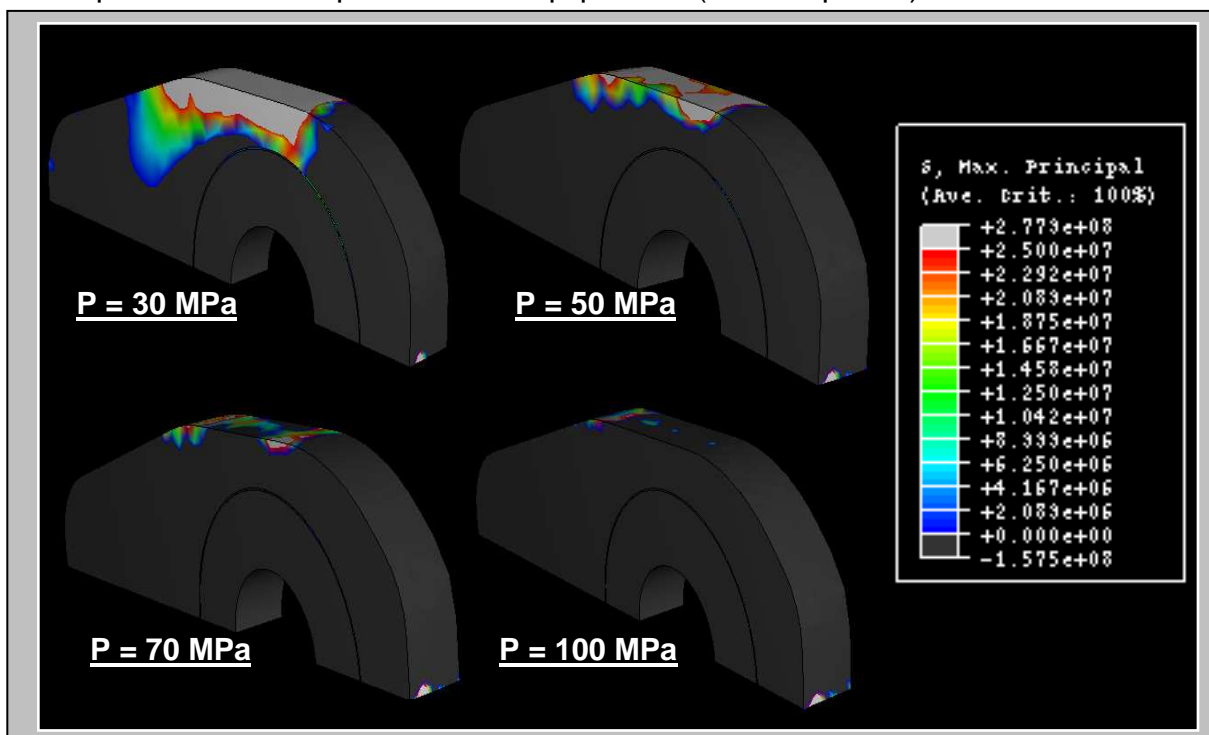


Figure 4. 42. Influence de la pression appliquée sur le niveau des contraintes principales de traction induites lors de la coulée.

5.4 Conclusion

La modification simultanée de la géométrie et des conditions aux limites permet de réduire de façon significative le nombre et l'étendue des zones sollicitées en tension. Cependant pour réduire le niveau de dégradation dans la zone 2 il est nécessaire d'appliquer une pression très élevée, ce qui rend cette solution irréaliste. Cette

évolution est d'autant plus inapplicable que pour obtenir une telle diminution en situation réelle, il serait indispensable de maintenir la plaque parfaitement plate et bloquée au niveau de ses deux grandes faces (cf. phénomènes évoqués au paragraphe § 4C–2.3).

Pour autant, l'idée d'une modification de la géométrie et des conditions aux limites appliquées aux plaques n'est pas à rejeter définitivement. Cette tentative infructueuse montre tout de même qu'il est possible de réduire, voire de supprimer, certaines concentrations de contraintes (exemple : zone 1).

En se basant sur les travaux de Themines^[74], on peut même dire qu'en partant de cette géométrie et en réduisant la longueur des plaques, c'est à dire en s'orientant vers une géométrie de plaques « très arrondies », on diminuerait nettement le niveau des sollicitations d'origine thermomécanique.

6. Conclusion

Cette dernière partie de l'étude consacrée aux plaques de tiroir montre que la fissuration systématique de ces pièces réfractaires ne peut-être supprimée sans des changements radicaux notamment en termes de géométrie. En fait, les évolutions concernant la constitution ou la géométrie des plaques n'ont pas, tant qu'elles s'effectuent sur la base de pièces « rectangulaires », d'effet positif sur les aspects thermomécaniques.

La modification des conditions aux limites induit des améliorations, mais les efforts nécessaires sont très importants et nécessitent, outre des équipements supplémentaires, l'application de conditions opératoires strictes.

Par suite, nous pensons que d'un strict point de vue thermomécanique, l'élimination totale des fissures sur les plaques de type « rectangulaire » n'est pas possible. Une approche en termes de plaques rondes donnerait probablement de meilleurs résultats. Ceci est d'ailleurs confirmé par les travaux de Themines^[74].

Par contre, si l'on considère l'ensemble des sollicitations subies par ces pièces, il apparaît que des voies d'amélioration sont possibles.

La suppression des parties anguleuses et leur remplacement par des raccordements circulaires permettent au bandeau métallique de mieux fretter la plaque mais surtout assurent, en cas de fissuration importante, un meilleur maintien de la cohésion de la pièce.

De même, l'utilisation d'un insert central permet, dans certaines conditions, de préserver la périphérie du trou de coulée de la fissuration. Par suite, la réduction voire l'élimination d'un des deux types de dégradations auquel est soumise cette zone entraînerait une réduction du risque d'infiltration d'acier entre les plaques et dans le tiroir. Un compromis devra toutefois être trouvé entre les qualités de résistance aux chocs thermiques et celles de résistance à l'érosion-corrosion du matériau de l'insert.

CONCLUSION

L'étude menée sur les plaques de tiroir de poche a montré que les deux principales causes de la fissuration d'origine thermomécanique sont :

- la géométrie inadaptée de ces pièces face aux sollicitations thermiques auxquelles elles sont soumises en service ;
- les conditions de blocage actuelles qui engendrent de multiples et fortes concentrations de contraintes.

D'autres facteurs, tels que la faible résistance mécanique du matériau ou le non respect des strictes conditions opératoires, peuvent aussi intervenir dans le processus de dégradation des pièces.

Ce travail a aussi mis en évidence la difficulté à définir des critères d'initiation et de propagation des fissures au sein des plaques. En fait, la mauvaise connaissance du comportement mécanique des matériaux utilisés couplée à la forte hétérogénéité des champs thermiques et de contraintes en fonctionnement ne permettent pas à ce stade définir les conditions conduisant à la fissuration des pièces.

Par suite, seule une analyse qualitative peut être effectuée afin de déterminer les zones et les instants les plus sensibles pour le réfractaire ainsi que les effets des différentes évolutions testées. Cette approche n'est cependant pas complètement satisfaisante dans la mesure où il n'est pas toujours possible de se prononcer sur le risque de dégradations de certaines zones.

A terme, l'optimisation des plaques passent nécessairement par une meilleure connaissance du comportement mécanique des matériaux lorsqu'ils sont soumis à des champs thermique non-uniformes et à des sollicitations hétérogènes et multi-uniaxiales.

CONCLUSION

L'optimisation des composants céramiques mise en œuvre dans le cycle de fabrication de l'acier est devenue un objectif prioritaire pour tous les acteurs de la filière sidérurgique en raison de l'impact du coût de ces pièces sur le prix du produit fini. Toutefois, le problème est difficile car il intègre des phénomènes relevant de la thermique, de la thermochimie, de la mécanique des fluides, de la mécanique des solides ... qui se développent au sein de matériaux à microstructure grossière et complexe. Ceci explique en partie que, jusqu'à un passé récent, les améliorations ont procédé plus par amélioration de l'existant que par analyse fine des problèmes. Depuis quelques années cependant, le développement des moyens de simulation, aussi bien matériels que logiciels, ainsi que l'émergence de compétences associées à ces nouveaux outils, ont permis d'inverser la tendance et d'aborder les études de façon plus scientifique.

Dans cette perspective, le présent travail a consisté à étudier, par simulation numérique, le comportement thermomécanique de deux pièces d'usure utilisées pour la coulée continue de l'acier : les tubes protecteurs de jet et les plaques de tiroirs de poches.

La mise en œuvre d'un logiciel performant de calcul par éléments finis a permis de prendre en compte l'allure globale du comportement réel des matériaux et de modéliser assez fidèlement les phénomènes physiques mis en jeu.

En dépit des nombreuses différences entre tubes protecteurs de jet et plaques de tiroirs de poches (géométrie, matériau, conditions opératoires,...) et bien que les objectifs visés n'étaient pas les mêmes (réutilisation à froid pour les tubes, limitation du risque de fissuration catastrophique pour les plaques), une approche unique a été développée afin de caractériser le comportement thermomécanique de ces deux composants.

Cette démarche a mis l'accent sur l'importance des paramètres utilisés dans la simulation numérique et a réservé une large place à l'expérimentation préalable à tout calcul. Elle a conduit à développer des modèles numériques thermiques, puis thermomécaniques, qui ont été validés par confrontation des résultats auxquels ils conduisent avec le comportement en service des pièces réelles.

Deux points forts de l'étude ont trait à la validation des simulations thermiques par mesures de températures in situ sur des pièces en fonctionnement et au développement d'une approche itérative permettant de prendre compte l'érosion de la couche décarburée à l'intérieur des tubes protecteurs de jet.

L'expérience ainsi acquise a alors été mise à profit pour proposer des voies d'amélioration concernant la géométrie, le design, les conditions opératoires ainsi que les caractéristiques des matériaux.

Au final, des solutions industrialisables ont été proposées afin de répondre aux différents besoins des aciéristes :

- définition de matériaux optimisés et modifications de la géométrie et du « design » permettant la réutilisation des tubes protecteurs de jet après refroidissement partiel ou total ;
- détermination des points de blocage optimaux, préconisations d'utilisation visant à réduire la fissuration des plaques de tiroir.

Cette étude a mis en évidence la difficulté du choix d'un critère de fissuration pour

les matériaux considérés dans leurs conditions de fonctionnement. S'il semble que le critère choisi dans le cas des tubes protecteurs de jet soit acceptable et permette une analyse quantitative des résultats obtenus, il n'en est pas de même pour les plaques de tiroir. En effet, le comportement mécanique des matériaux utilisés ainsi que la forte hétérogénéité des champs de températures et de contraintes, ne permettent pas d'estimer correctement la limite au-delà de laquelle la fissuration des plaques est inévitable.

Par suite, l'approche mise en place est pénalisante lorsque l'on désire, non plus caractériser et expliquer l'existant (où la validation des calculs est possible par confrontation des résultats avec le comportement réel des pièces en service), mais prédire le comportement de pièces virtuelles. Dans ce cas, des niveaux de sollicitation moyennement élevés ne permettent pas de garantir l'absence de fissuration en fonctionnement. On doit alors se contenter de dégager des tendances positives ou négatives pour la pièce.

La poursuite de l'étude sur ce point particulier apparaît donc incontournable, faute de quoi l'un des intérêts majeurs de la simulation numérique, à savoir la prédiction du comportement de pièces virtuelles, ne serait que partiellement atteint.

Cette étude constitue une première étape dans la modélisation numérique du comportement des pièces réfractaires de coulée continue car elle ne prend en compte que les aspects mécaniques et thermomécaniques du problème. Elle peut donc être considérée comme l'ébauche d'une démarche de caractérisation globale de telles pièces, démarche qui devrait dégager des solutions fiables et garanties du bon déroulement du process.

Cet objectif ne sera atteint que si de nouveaux modèles sont développés, qui prendront en compte le couplage de trois des quatre phénomènes physiques mis en jeu :

- fluïdique : écoulement du flot d'acier liquide ;
- thermique : transferts thermiques acier-réfractaire ;
- mécanique : réponse du composant en termes de déformations ou de contraintes.

Il sera ainsi possible de déterminer de façon plus précise les zones et les instants critiques : zones éventuelles de re-circulation et de re-solidification de l'acier, points chauds, concentrations de contraintes.

A plus long terme, l'intégration de l'aspect thermo-chimique autoriserait la caractérisation complète du comportement de ces pièces de coulée et permettrait la recherche de solutions globales. Dans ces conditions, une fiabilité quasi-totale et une utilisation optimale de ces composants pourraient être envisagées.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] G. BERANGER, G. HENRY, G. SANZ, «*Le livre de l'acier*», Editions Lavoissier, 1994.
- [2] Service de communication VESUVIUS, «*Plaquette des produits VESUVIUS* », 1997.
- [3] Service de Communication SOLLAC Dunkerque, «*Etre à SOLLAC Dunkerque* », 1999.
- [4] K. ITOH, «*Use of hot pressed refractories for tundish slide gate plates*», Takabutsu overseas 17 [2], p. 27 – 32, 1997.
- [5] H. LEISTNER , «*Improved material and design devices for continuous casting components*», UNITECR 97, New Orleans USA, p. 316 – 319, 1997.
- [6] T. KAWAMURA, S. NIWA, E. HASEBE, T. SIMONDA, «*Submerged nozzle with heat insulation*», UNITECR 93, Sao Paulo Brazil, p. 1107 - 1118, 1993.
- [7] H. KYODEN, Y. NAMBA, E. IIDA, «*Prevention of alumina buildup in submerged entry nozzle for continuous casting of steel*», Shinagawa technical report, 31, p. 85-96, 1988.
- [8] E. HANSE, «*Cours CESSID – Réfractaires pour la coulée continue-Solutions existantes ou à développer-Perpectives à moyen et à long terme*», IRSID, Maizières les Metz, 1994.
- [9] GB. SHAW, «*Property requirements for submerged entry nozzles*», Industrial minerals refractories survey, p. 36-41, 1992.
- [10] C. TAFFIN, «*Additions métalliques dans les produits réfractaires carbonés de sidérurgie* », Mémoire d'ingénieur CNAM, Valenciennes, 1992.
- [11] E. HAYASHI, «*Behavior of boric compounds added in MgO-C bricks*», Taikabutsu overseas 11 [3], 1991.
- [12] J. POIRIER, M.A. VEDRUNE, «*Evolution physico-chimique des produits d'alumine graphite.*», Rapport interne SOLLAC, réf. CRDM/92-02-22R, 1992.
- [13] G. BRANDY , «*Cours CESSID – Constituants des réfractaires : carbone, liants carbonés, carbure de silicium, zircone et zircon*», IRSID, Maizières les Metz, 1994.
- [14] B. THILLOU, M.A. VEDRUNE, «*Etude des liaisons carbonées* », Rapport interne SOLLAC, réf. CRDM/91-11-122R, 1991.

- [15] F. GARDZIELLA, «*Carbon from phenolic resins*», *Interceram*, 41, [718], 1992.
- [16] G. ALIPRANDI, «*Matériaux réfractaires et céramiques techniques – Eléments de céramurgie et de technologie*», Editions Septima, Paris, 1980.
- [17] Y. KANAZUKA, T. SAITO, J. KATSUTA, K. OHKUMA, Y. KURASHIMA, K. YAMAMOTO, T. SAWA and E. LIDA, «*Improvement of service life of long nozzle*», *Taikabutsu* 42 [1], p. 40-43, 1990.
- [18] N. TSUKAMOTO, «*Damage of nozzles for continuous casting* », *Taikabutsu* 44 [5], p. 270 – 278, 1992.
- [19] M. YOSHIKAWA, T. OHTANI, K. ICHIKAWA, R. NAKAMURA, S. UCHIDA, «*Evaluation of layer thickness to reduce the thermal stress in multilayer entry nozzles* », *Taikabutsu overseas* 18 [2], p. 25 – 30, 1998.
- [20] J. POIRIER, «*Cours CESSID – Sollicitations en service : Tube protecteur de jet et Busette immergée*», IRSID, Maizières les Metz, 1994.
- [21] W.D. KINGERY, «*Factors affecting thermal stress resistance of ceramics materials*», *Journal of American Ceramic Society*, 38 [1], p. 3 - 15, 1955.
- [22] J.C. GLANDUS, «*Rupture fragile et résistance aux chocs thermiques de céramiques à usage mécanique*», Thèse d'Etat, Université de Limoges, 1981.
- [23] D.P.H. HASSELMANN, «*Unified theory of thermal shock resistance fracture initiation and crack propagation in brittle materials*», *Journal of American Ceramic Society*, 52 [1], p. 600 – 604, 1969.
- [24] J.C. GLANDUS, P. BOCH, «*Thermal shock resistance of ceramics submitted to severe shocks*», *Fracture and the role of microstructure*, 2, p. 617 –624, *Proceeding 4th European Conference on Fracture*, K.L. Maurer et F.E. Matzer Editor. Emas Publish, 1979.
- [25] C. OLAGNON, G. FANTOZZI, «*Thermal shock and fatigue of mullite and alumina : refined analyses*», *Thermal shock and thermal fatigue behavior of advance ceramics*, *Appli. Sci.*, 241, p. 371 – 381, 1992.
- [26] H.A. BARR, H.J. WEISS, «*Heuristic Approach to thermal shock damage due to single and multiple crack growth*», *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, (6), p. 57 – 62, 1986.
- [27] GR. IRWIN, «*Analysis of stress and strain near the end of crack traversing a plate*», *J. Appli. Mech*, 1957.
- [28] DPH. HASSELMANN, «*Rôle de la ténacité à la rupture dans la résistance au choc thermique des produits réfractaires*», *Bulletin de la Société Française de Céramique*, p. 19 – 29, 1977.

- [29] M. SAADAOU, «*Etude de la résistance à la propagation de fissures dans les céramiques monolithiques de types alumine et zircone*», Thèse, Institut National des Sciences Appliquées, Lyon, 1991.
- [30] N. KAMIYA, O. KAMIGAITO, «*Prediction of thermal fatigue life of ceramic*», Journal of Material Science, 14, p. 573, 1979.
- [31] V. TRANCHAND, «*Simulation numérique de chocs thermiques durs et de la fatigue thermique*», Thèse, Université de Limoges, 1993.
- [32] M. SAKAI, «*Seramikkusu no rikigakuteki tokuseihyouka*», p. 109 - 124, Edited by T. NISHIDA et A. YASUDA, 1986.
- [33] Y. SHINOHARA, Takaibutsu 46 [8], p. 426-427, 1994.
- [34] S. CAAPERAA, «*Modélisation des interfaces et des singularités dans les structures par couplage entre Eléments Finis et Equations Intégrales de Frontières* », Thèse d'Etat, Université de Limoges, 1985.
- [35] K.Y. LIN, J.W. MAR, «*Finite Element Analysis of stress intensity factors for cracks at bi-material interface*», Int. Journal of Fracture, 12, [4], p. 521 –531, 1976.
- [36] Service de communication d'ALGOR, «*Mechanical event simulation - Nonlinear stress analysis*», ALGOR Inc., 2000.
- [37] R.V. SOUTHWELL, «*Relaxation methods in theoretical physics*», Clarendon Press, 1946.
- [38] D.N de G. ALLEN, «*Relaxation methods*», Edited by Mc Graw-Hill, 1955.
- [39] R.W. CLOUGH, «*The finite element in plane stress analysis*», Proc 2nd ASCE Conf. On Electronic Computation, Pittsburgh, 1960.
- [40] D. Mc HENRY, «*A lattice analogy for the solution of plane stress problems*», J. Inst. Civ. Eng., 21, p. 59 – 82, 1943.
- [41] A. HRENIKOFF, «*Solution of problems in elasticity by the framework method*», J. Appl. Mech., A8, p. 169 –175, 1941.
- [42] N.M. NEWMARK, «*Numerical Methods of analysis in bars, plates and elastic bodies*», Numerical Methods in Analysis in Engineering, Edited by LE Grinter, Macmillan, 1949.
- [43] J.H. ARGYRIS, «*Energy theorems and structural analysis*», Butterworth, 1960.
- [44] M.J. TURNER, R.W. CLOUGH, H.C. MARTIN, L.J. TOPP, «*Stiffness and deflection analysis of complex structures*», J. Aero. Sci., 23, p. 805 –823, 1956.

- [45] D.R. CROFT, D.G. LILLEY, «*Heat transfer calculations using finite difference equations*», Applied Sc. Publ., Londres, 1977.
- [46] M. RAPPAZ, M. BELLET, M. DEVILLE, «*Modélisation numérique en science et génie des matériaux*», Editions Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, p. 49 –95, 1998.
- [47] S.V. PATANKAR, «*Numerical heat transfer and fluid flow*», Edited by Mc Graw-Hill, 1980.
- [48] L. ULMET, «*Perturbations du champ mécanique d'un matériau par la présence d'hétérogénéités : modélisation des contacts par éléments de frontière*», Thèse, Université de Limoges, 1989.
- [49] O.C. ZIENKIEWICZ, R.L TAYLOR, «*La méthode des éléments finis*», Afnor Technique, 1991.
- [50] R.H. GALLAGHER, «*Introduction aux éléments finis*», Editions Pluralis, 1976.
- [51] J.P. NOUGIER, «*Méthodes de calcul numérique*», Editions Masson, 1983.
- [52] J.M. ROBIN, «*Comportement thermomécanique des céramiques réfractaires*», Thèse, E.N.S Cachan – Université Paris 6, 1995.
- [53] N. HAGIWARA, S. TANAKA, T. HOROTA, A. IIDA, K. KAWASHIMA, «*Heat transfer simulation for submerged entry nozzles* », Taikabutsu overseas 16 [4], p. 43 – 48, 1996.
- [54] JF. SACADURA, «*Initiation aux transferts thermiques* », CAST, Editions TEC & DOC, p. 148-149 et 253 à 265, 1977.
- [55] Association amicale des anciens élèves de l'école de thermique, «*Aide mémoire du thermicien* », Editions Européennes thermique et industrie, p 288-289, 1987.
- [56] J. TAINE, J.P. PETIT, «*Transferts thermiques – Mécanique des fluides anisothermes* », Editions Dunod, p. 293, 1995.
- [57] T. SUGINO, T. KAWAMURA, K. HAYAMIZU, «*Clogging of submerged nozzle* » Taikabutsu 44 [5], p. 279 –285, 1992.
- [58] N. HAGIWARA, S. TANAKA, T. HOROTA, A. LIDA, K. KAWASHIMA, «*Heat transfer simulation on submerged nozzle cooling* », Taikabutsu 47 [6], p. 308-314, 1995.
- [59] F. LOUVET, «*Conception en Mécanique Industrielle – Plans d'Expériences*», Editions Dunod, 2000.
- [60] S. VAUDEZ, «*Etude des propriétés thermomécaniques des matériaux réfractaires oxyde-carbone* », rapport de DRT, ENSCI Limoges, 1999.

- [61] ABAQUS Manual theory, *Cast Iron plasticity*, p. 4.3 7-1 – 4.3. 7-7, 2000.
- [62] J.H. AINSSWORTH, R.H. HERRON, « Thermal shock damage resistance of refractories », *Journal of American Ceramic Society*, 53 [7], p. 533, 1974.
- [63] N. TSUKAMOTO, «*Damage of nozzles for continuous casting*», *Taikabutsu* 44 [5], p 270–278, 1992.
- [64] K. NOMURA, A. ISHIZAKA, M. INAGAKI, T. MIWA, O. NOMURA, M. TAKAI and E. LIDA, «*Development of Al₂O₃-C long nozzle with extended life for continuous casting*», *Taikabutsu* 50 [6] , p. 336 - 340, 1998.
- [65] M. YOSHIKAWA, S. UCHIDA, R. NAKAMURA, K. ICHIKAWA, «*3-D FEM Analysis for long nozzle under attachment force and vibration*», *Taikabutsu* 49 [12], p. 693 - 695, 1997.
- [66] L.R. BARRETT, M.G. ROYSTON, *Trans British Ceramic Society*, p. 57, 1958.
- [67] M.A. GUIBAN, «*Tubes protecteurs de jet et possibilité de réutilisation* », Note interne CRDM USINOR, 1999.
- [68] THERMAX, «*Notice d'utilisation des peintures thermiques*», Distribuée par Etoile internationale, Paris, 2000.
- [69] M. YOSHIKAWA, S. UCHIDA, O. NOMURA, «*Quantitative simulation of cracks generated in slide gate valve*», *Taikabutsu* 52 [2], p. 73 - 77, 2000.
- [70] N. GENMA, Y. KAWAMURA, M. OSADA, «*Improvements of plate brick shape for slide gate valve*», *Taikabutsu overseas* 18 [1], p. 16 - 21, 1998.
- [71] WJ. WEIBULL, « *Statistical Distribution function of wide applicability*», *J. Appli. Mech.*, 18 [3], p. 293 – 297, 1951.
- [72] K. MUKOUYAMA, K. HAYAMIZU, T. KAWASHIMA, «*Improvement of slide gate plate*»,
- [73] OTUA, «*Produits sidérurgiques français*», Collection 'Aciers français', 1974.
- [74] D. THEMINES, J. POIRIER, «*Comportement thermomécanique des plaques de fermeture de tiroir de poche à acier*», *La revue de métallurgie*, 1993.

APPROCHE EXPERIMENTALE

1. Introduction

La résistance aux chocs thermiques des réfractaires a été étudiée expérimentalement, dès le début du siècle, c'est à dire bien avant que des théories mathématiques soient élaborées à ce sujet.

Dans un premier temps ces études de caractérisation expérimentale de résistance aux chocs thermiques, et à la fatigue thermique, ont porté sur des réfractaires façonnés de géométrie assez simple tels que des briques de four.

Afin de déterminer le comportement de pièces plus complexes, apparues notamment avec la coulée continue, des essais "lourds", s'approchant des conditions industrielles réelles, ont été mis en œuvre.

Cette partie présente, de façon non exhaustive, différents types de tests pratiqués depuis le début du siècle.

Une discussion est ensuite menée sur la validité des expériences, des résultats obtenus ainsi que sur la pertinence de l'utilisation de chaque type d'essai en fonction des conditions d'utilisation réelle.

2. Méthodes de caractérisation de la résistance aux chocs thermiques

2.1 Premiers essais « comparatifs »

Au début du siècle, certains fabricants de pièces réfractaires, notamment ceux produisant des briques pour les fours, ont tenté de mettre au point des essais de caractérisation afin de déterminer la résistance aux chocs thermiques de leurs matériaux.

Les chocs thermiques auxquels étaient soumises les pièces, consistaient le plus souvent en des trempes successives à l'air ou à l'eau : les échantillons étaient montés en température à des niveaux variant de 1000 à 1400°C, stabilisés pendant des durées variant de 15 minutes à 1 heure, puis trempés.

Une estimation de la résistance aux sollicitations thermiques (chocs et fatigue) était ensuite faite par comparaison entre produits neufs et traités, ainsi qu'entre les différentes nuances de matériaux. Cette analyse comparative s'effectuait soit visuellement, soit par mesure de la perte de masse soit encore par l'estimation de la variation de la résistance à la rupture mécanique des matériaux considérés. Shearer^[1] et Dowell^[2] sont à l'origine de cette dernière méthode de caractérisation de la résistance des matériaux.

Pour exemple, on peut citer deux études effectuées sur ce principe dans les années 20 sur des briques d'argiles réfractaires :

- Goodrich^[3] a ainsi étudié le comportement de briques soumises à des trempes à l'eau successives (un système de trempe par air comprimé peut être mis en œuvre de façon similaire). L'écaillage, la perte de masse, ainsi que **la perte de résistance en compression**, permettaient de comparer la tenue aux chocs thermiques de différentes nuances de matériaux.
- Parmelle et Westman^[4] ont eux aussi étudié la résistance aux chocs et à la fatigue thermique de ce type de briques. Pour cela, après maintien à

1000°C, les briques d'essais étaient soumises à 10 cycles de refroidissement (une des faces était soumise à un jet d'air) – réchauffage. L'objectif était d'estimer l'endommagement induit par ces sollicitations thermiques en mesurant la variation de limite à la rupture transversale.

2.2 Tests «normalisés»^[5]

A vrai dire, il n'existe pas de document normatif formel, mais dans tous les pays industrialisés, des organismes (en Europe la CNE) ont proposé des recommandations.

Ce paragraphe présente un certain nombre de ces recommandations.

2.2.1 Test A.S.T.M C38. – Essai du panneau

Le test A.S.T.M (American Society for Testing Materials) a été initialement conçu pour déterminer la résistance de briques réfractaires aux effets séparés ou combinés d'un écaillage thermique et mécanique.

L'essai consiste en un préchauffage de 24 heures, suivi d'un refroidissement. L'état des briques est alors relevé visuellement.

Des cycles de chauffage – refroidissement (par ventilateur avec pulvérisation d'eau) se succèdent alors.

L'endommagement des briques est finalement estimé simultanément par inspection visuelle et mesure de la perte de masse.

2.2.2 Test PRE (Produits Réfractaires Européens)

2.2.2.1 Essai sur cylindre avec trempe à l'eau – PRE/R5 Partie 1

La sévérité de ce test fait qu'il ne peut pas être utilisé pour tous les types de réfractaires. Il est effectué sur un cylindre creux de 50 mm de diamètre et 50 mm de hauteur. Après étuvage de la pièce à 110°C, cette dernière est maintenue à 950°C pendant 15 minutes, puis trempée dans de l'eau à 20°C pendant 3 minutes. Le cylindre est ensuite remis au four à 950°C pendant 30 minutes.

Ce cycle chauffage - refroidissement est reproduit jusqu'à rupture de la pièce.

Le nombre de cycles nécessaires pour obtenir cette dégradation critique est pris comme paramètre représentatif de la tenue du matériau aux chocs thermiques.

2.2.2.2 Essai sur prisme avec trempe à l'air PRE/R5 Partie 2

Cet essai est appliqué aux produits réfractaires ne pouvant subir le test précédent. L'éprouvette parallélépipédique utilisée a pour dimensions : 114*64*64 mm . Elle est maintenue pendant 45 minutes à 950°C avant d'être exposée à un jet d'air comprimé (à température ambiante) pendant 5 minutes.

L'éprouvette est alors soumise à un essai de flexion sous charge constante (0.3 MPa).

Le cycle maintien en température – refroidissement – flexion est répété jusqu'à rupture de l'éprouvette.

L'essai est arrêté si la rupture n'a pas eu lieu au bout de 30 cycles.

2.2.3 Essai sur petit prisme – BS 1902 Partie 1A

Des éprouvettes de dimensions normalisées (75*50*50 mm) sont montées en température jusqu'à 1000 - 1200°C, puis maintenues à ce niveau pendant 30 minutes.

Des cycles de refroidissement – réchauffage de 10 minutes chacun sont alors effectués.

A la fin de chaque phase de refroidissement, les éprouvettes sont :

- inspectées visuellement afin de répertorier les fissures ;
- soumises à des efforts de torsion manuels ou automatisés.

Le nombre de cycles nécessaires à la rupture des éprouvettes est retenu comme paramètre de tenue aux sollicitations thermiques.

2.2.4 Autres tests

2.2.4.1 Test BS 1902 (British Standard)

Ce test utilise des éprouvettes parallélépipédiques de dimensions (230*114*76 mm), obtenues par coulage ou damage. Elles sont précuites à leur température de service. La montée en température se fait en un minimum de 4 heures, puis le maintien qui suit est aussi de 4 heures. L'ensemble peut alors refroidir.

Le choc thermique consiste à positionner pendant 20 minutes "les briques tests" dans la porte d'un four se trouvant déjà à la température d'essai. Les éprouvettes sont ensuite plongées dans l'eau courante à une profondeur de 5 cm pendant 1 minute. Pendant les 18 minutes qui suivent on laisse la vapeur s'échapper de ces briques, puis elles sont de nouveau positionnées dans le four.

L'essai continue jusqu'à ce que les éprouvettes aient perdu 10% de leur masse totale par écaillage ou après 20 trempes à l'eau.

2.2.4.2 Test "RIBBON"

Historiquement cet essai trouve son origine dans les années 30. Il a été développé par TAYLOR Refractories afin de pouvoir faire une sélection pour des plaques de chicane en argile réfractaire. Il consiste à soumettre des éprouvettes à des cycles chauffage (par flammes d'un brûleur annulaire sous un angle de 45-60°) – refroidissement (par jet d'air soufflé par le brûleur utilisé pour le chauffage).

A cette époque, l'essai était utilisé pour un classement bon-mauvais.

Au début des années 60, le montage a été modifié afin de pouvoir utiliser un brûleur linéaire (cf. figure 2.6). De plus, l'ensemble a été automatisé afin de permettre un meilleur contrôle des temps de chauffe et de refroidissement ainsi que des niveaux de température atteints.

La résistance aux chocs thermiques était alors appréciée en fonction de la perte ou non de résistance mécanique du matériau.

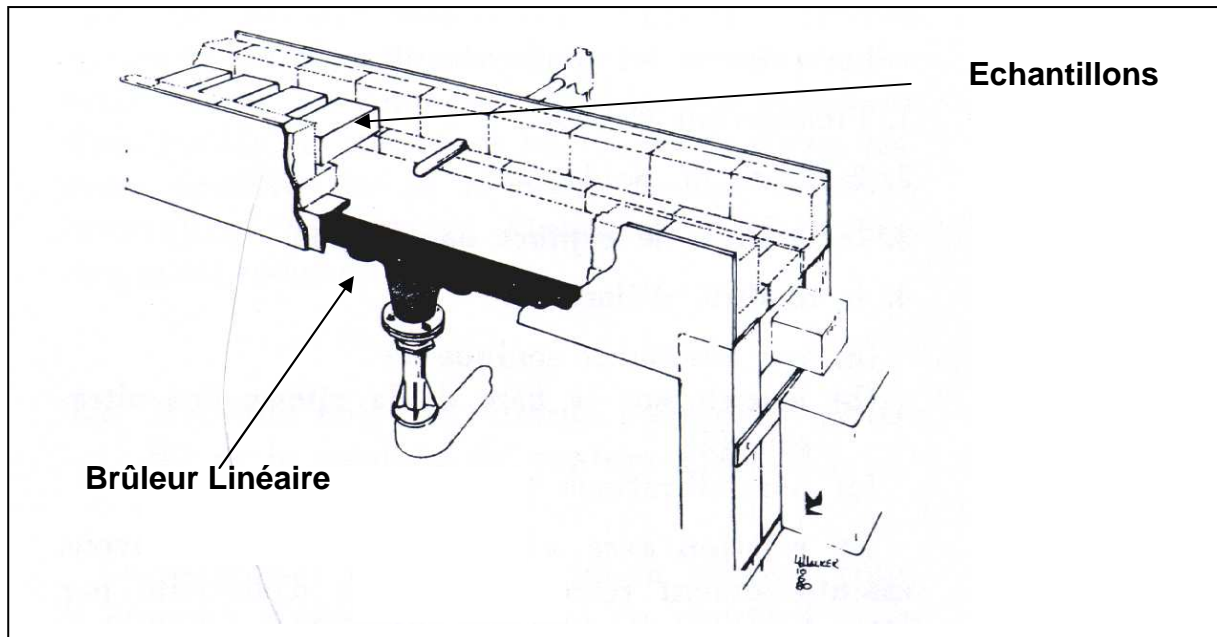


Figure 2.6. Montage du "Ribbon test" automatisé avec brûleur linéaire^[5].

2.2.4.3 Tests industriels

D'autres tests portant sur les réfractaires monolithiques ont été développés ces dernières années afin de répondre à des applications spécifiques. On peut citer deux exemples :

- le montage de la figure 2.7 permet de tester la résistance à la fatigue thermique (dégradation par écaillage modéré) sur une longue période .

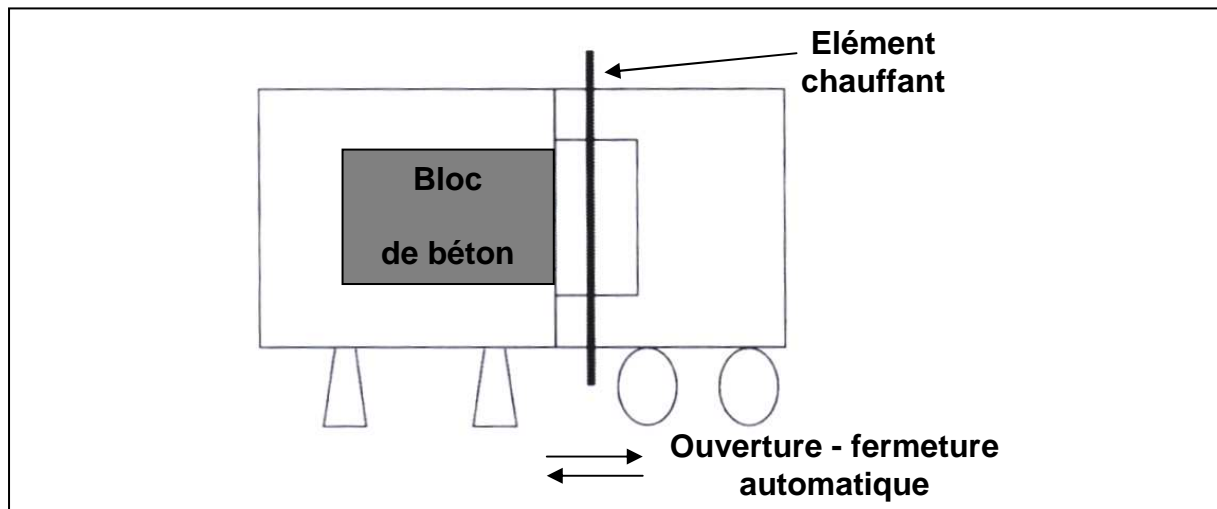


Figure 2.7. Montage du test de dégradation par écaillage^[6].

L'évaluation de la résistance aux chocs thermiques et à la fatigue thermique est appréciée par la mesure de la variation d'une grandeur caractéristique telle que le module d'Young (par techniques ultrasonore ou par résonance) mais aussi de l'observation visuelle des fissures éventuelles ;

- le montage présenté en figure 2.8 a pour vocation de déterminer la résistance à l'écaillage de lances permettant l'injection de gaz dans l'acier liquide. En service, ces pièces sont chauffées par l'extérieur (contact avec l'acier liquide) et refroidies

par l'intérieur (passage des gaz). Entre deux utilisations, elles refroidissent par l'extérieur au contact de l'air ambiant.

Pour simuler de telles sollicitations, une éprouvette dans laquelle on injecte de l'air est soumise à 10 cycles de chauffage (30 minutes à 1450°C) – refroidissement (30 minutes).

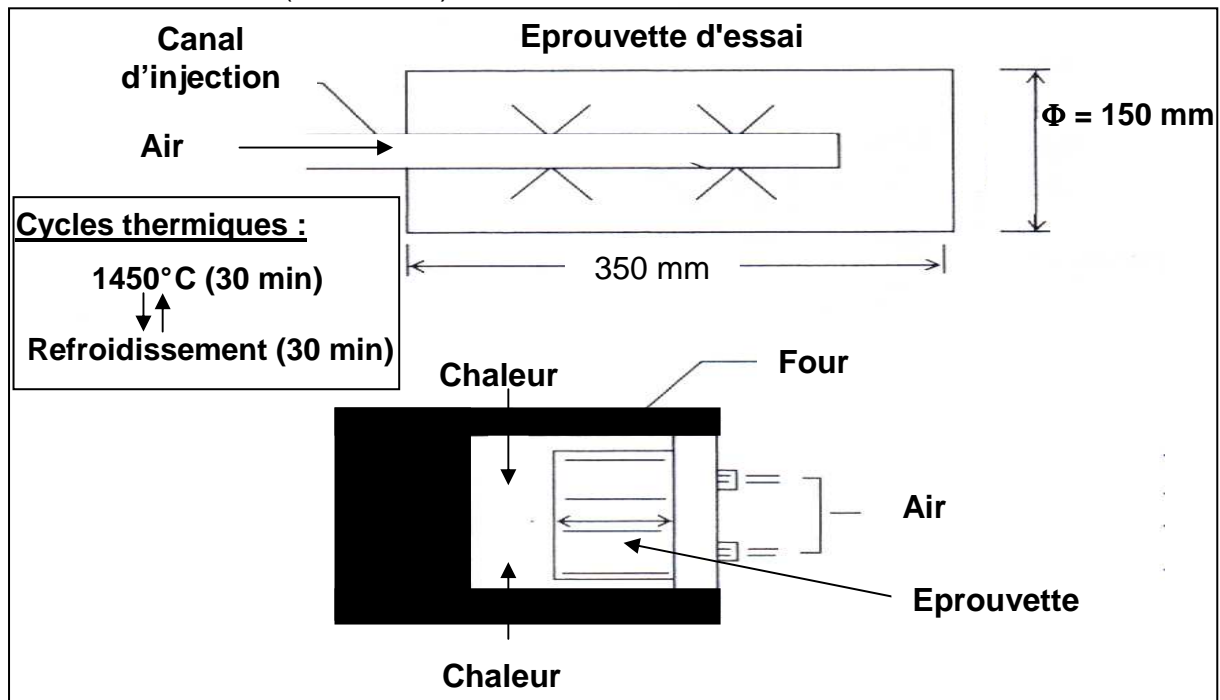


Figure 2.8. Test d'écaillage sur lance d'injection^[6].

2.2.5 Validité des méthodes existantes

L'utilisation des tests précédents (qui ont pour la plupart été mis au point il y a plusieurs dizaines d'années) a montré qu'ils sont souvent onéreux à mettre en place (investissement pour les équipements et l'exploitation) et que, de plus, leur aptitude à distinguer les matériaux les plus résistants aux chocs thermiques était limitée lors de campagne de tests comparatifs. Ils permettent de dire si un matériau a une excellente ou très mauvaise tenue aux sollicitations qui lui ont été imposées mais ils n'autorisent généralement pas de distinction plus précise (on ne peut pas faire de différence entre un «très bon» et un «bon» comportement).

La distinction entre différentes nuances de matériaux est encore plus difficile lorsqu'il n'y a pas de dégradation apparente.

3. Caractérisation de la résistance aux chocs thermiques en conditions «quasi-industrielles»

3.1 Essais sur une poche à acier^[7]

Une poche à acier subit des variations de température importantes et répétées au cours des différentes phases de son fonctionnement :

- préchauffage ;
- remplissage avec l'acier liquide ;
- traitements chimiques exothermiques de l'acier ;
- vidange progressive de l'acier durant la coulée ;
- retour au préchauffage

Ces variations peuvent engendrer des dégradations du revêtement et conduire à sa fissuration complète avec départ de talons.

Outre les caractéristiques thermomécaniques des matériaux utilisés, les efforts mécaniques extérieurs ainsi que les dimensions des briques influent sur la localisation, le développement et le niveau atteint par les contraintes.

Afin de caractériser le comportement global d'une poche maçonnée par des briques, une étude a été menée au sein de trois laboratoires de recherche français :

- la SFC (Société Française de Céramiques) ;
- le CNRS d'Odeillo ;
- l'IRSID (Institut de Recherche de la Sidérurgie).

La SFC a eu pour objectif de déterminer les principales propriétés thermiques et mécaniques des produits utilisés. Des essais de trempe ont aussi été mis en œuvre.

Les deux autres centres d'études ont étudié le comportement des réfractaires soumis à de brusques élévations de température.

Les essais effectués à l'IRSID ont été réalisés sur une poche similaire aux poches utilisées en aciérie (différentes couches de matériaux réfractaires, maçonnerie...). Seules les dimensions ont été réduites (cf. figure 2.9).

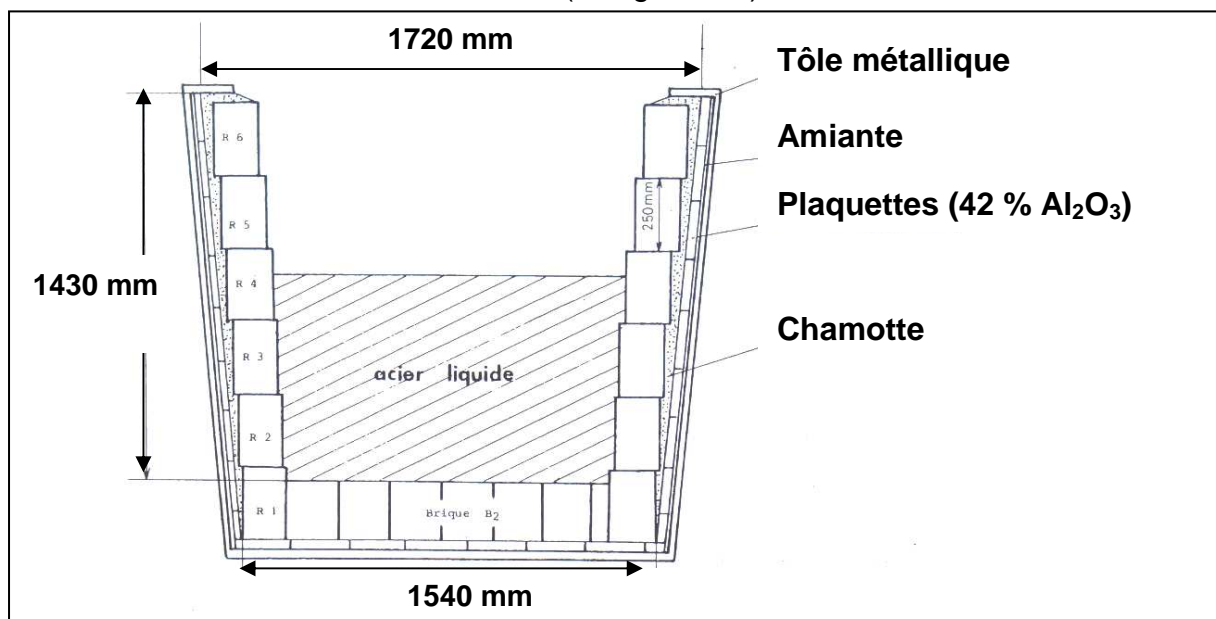


Figure 2.9. Poche à acier utilisée pour l'essai de choc thermique^[7].

L'essai reprend les phases du process industriel. Toutefois, la poche n'est remplie qu'à moitié afin de pouvoir caractériser le comportement des briques en contact avec l'acier liquide et de celles qui se trouvent au dessus du bain.

Au service de traitements des matériaux d'Odeillo, l'utilisation du four solaire de 1000 kW sur des pastilles de quelques millimètres a permis de faire varier le niveau du préchauffage, les vitesses de chauffe, la différence de température engendrée par le choc thermique (ΔT) ainsi que la vitesse de refroidissement.

La synthèse des différents résultats obtenus montre que les essais réalisés au laboratoire de la SFC sur des éprouvettes de petite taille ne reflètent pas le comportement aux chocs thermiques des produits placés dans des conditions industrielles.

Par contre, les cycles thermiques réalisés à l'IRSID ont pu être reproduits au four solaire (grâce à sa puissance et à sa souplesse d'utilisation) avec très peu d'écart.

De même, l'évaluation de la résistance mécanique des matériaux a conduit dans les deux cas (IRSID et CNRS Odeillo) aux mêmes conclusions.

Par suite, compte tenu de l'ensemble de ces résultats, les auteurs ont estimé qu'il est sans doute possible de développer un essai utilisant le four solaire sur des briques de format industriel. Ceci permettrait de faire varier les vitesses de chauffe et de préchauffage, ainsi que les maintiens, avec une grande souplesse.

3.2 Essais pour des pièces de forme de coulée continue

Avec l'apparition de la coulée continue, de nouvelles pièces réfractaires ont dû être fabriquées. Ces pièces de forme ont des dimensions importantes au regard d'éléments tels que les briques de four ou de maçonnerie des poches. De plus, leur géométrie et leur profil présentent des singularités beaucoup plus prononcées que sur des éléments de forme parallélépipédique.

Dans ces conditions, l'étude de la résistance aux chocs thermiques de telles pièces ne peut plus se faire par simple comparaison du comportement de leurs matériaux constitutifs, il est nécessaire de tenir compte des effets de forme. Les singularités géométriques couplées aux importants transferts thermiques entre le flot d'acier liquide et le réfractaire engendrent en effet presque toujours des concentrations de contraintes. L'étude de ces zones de sur-contraintes, qui sont des zones critiques où peut s'initier la ruine de la pièce, nécessite la prise en compte du comportement global (la singularité engendre la concentration de contraintes, mais le niveau atteint dépend aussi du comportement du reste de l'élément).

3.2.1 Détermination de l'écoulement du métal au sein d'une busette ou d'un tube protecteur de jet

La détermination de la nature de l'écoulement de l'acier liquide dans une pièce de coulée continue peut être une première étape nécessaire. En effet, de la manière dont s'écoule l'acier dépendent la nature et l'intensité des échanges réfractaire – acier liquide (convectifs, radiatifs, convectifs et radiatifs) et, par voie de conséquence, la sévérité des chocs thermiques auxquels une telle pièce peut être soumise.

Toutefois, à ce jour, nous n'avons pas pu référencer de test permettant de caractériser l'écoulement du flot d'acier dans des pièces de coulée continue. Les seuls montages mettant en œuvre une circulation continue d'acier liquide dans de telles pièces ont une autre vocation (la caractérisation des phénomènes d'engraissement des busettes, cf. figure 2.10 présentant le montage de Yamada et al.^[8]).

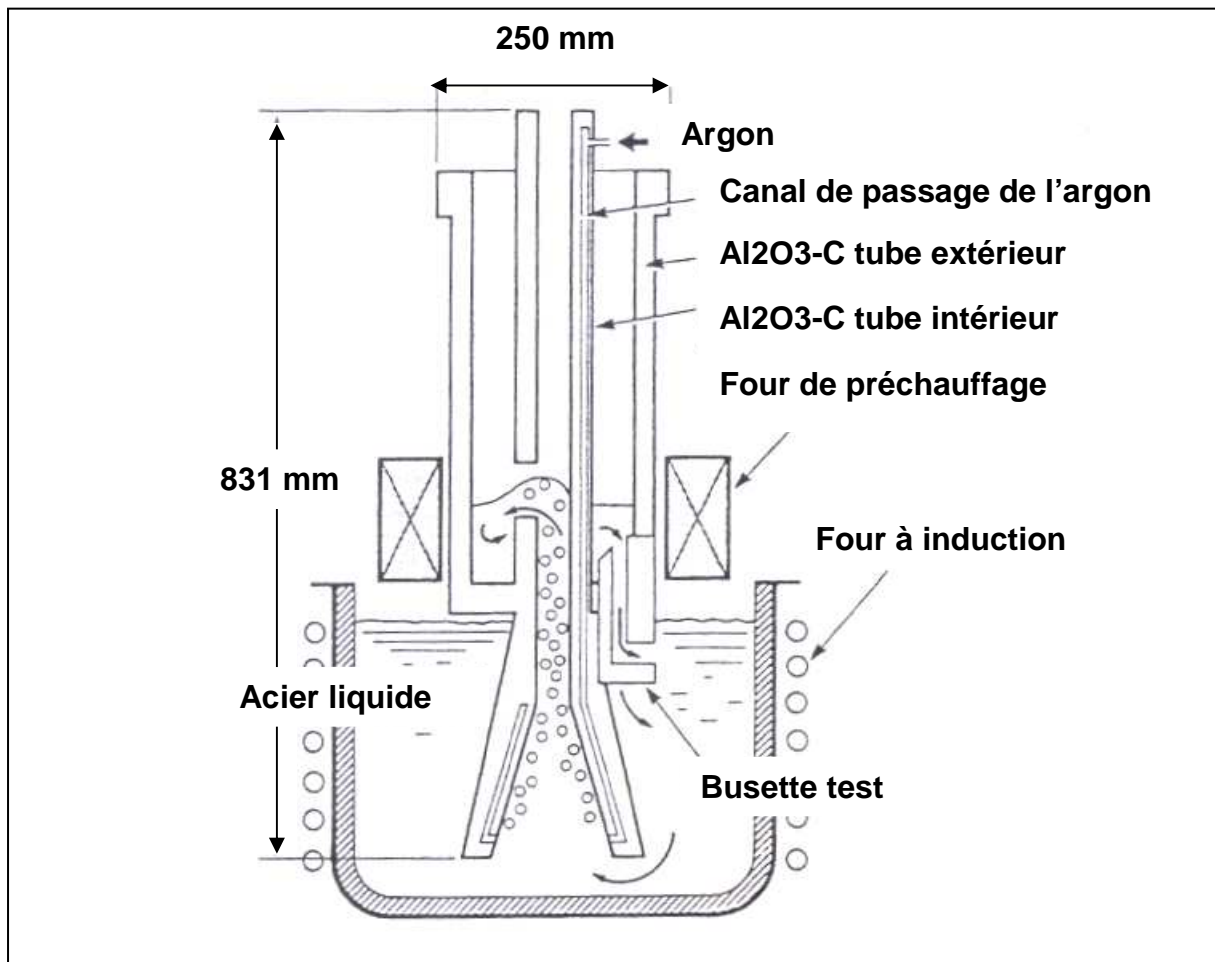


Figure 2.10. Schéma de principe du montage permettant de simuler l'écoulement du flot d'acier dans une busette^[9].

Pourtant, dans un montage du type de celui présenté en figure 2.10, l'instrumentation du réfractaire avec des thermocouples autoriserait la mesure des flux thermiques le traversant et permettrait de déterminer expérimentalement, sur toutes les surfaces de contact réfractaire-acier liquide, la valeur des coefficients d'échanges convectifs (en fonction de la vitesse d'écoulement du flot d'acier liquide). Ces données autoriseraient par suite une caractérisation satisfaisante des chocs thermiques subis par ces pièces.

3.2.2. Essais en conditions « quasi-industrielles »

Les principales difficultés rencontrées dans la mise en œuvre de chocs thermiques sur des pièces en laboratoire résident dans :

- la sévérité des sollicitations thermiques subies par les pièces étudiées : il est difficile de reproduire la sévérité du choc thermique induit par le passage du métal liquide dans le canal central de ces pièces ;
- les conditions opératoires : les produits utilisés contenant beaucoup de carbone s'oxydent très rapidement ; il est donc nécessaire, soit de limiter la durée de maintien en température, soit de procéder à des essais sous atmosphère contrôlée ;
- les dégradations macroscopiques engendrées doivent être importantes afin de pouvoir être répertoriées : le carbone rend difficile le repérage en surface de petites fissures.

Pour ces raisons les essais de caractérisation de la tenue aux chocs thermiques de pièces entières devraient s'effectuer dans des conditions quasiment similaires aux conditions de service. Les résultats ainsi obtenus permettraient de caractériser et de classer, de façon fiable, le comportement de différentes nuances de matériaux.

Dans cette optique Yamanaka et al^{[9], [10]} ainsi que Ikeda et al^{[9], [11]} ont mis au point des montages dont le schéma de principe est présenté en figure 2.11.

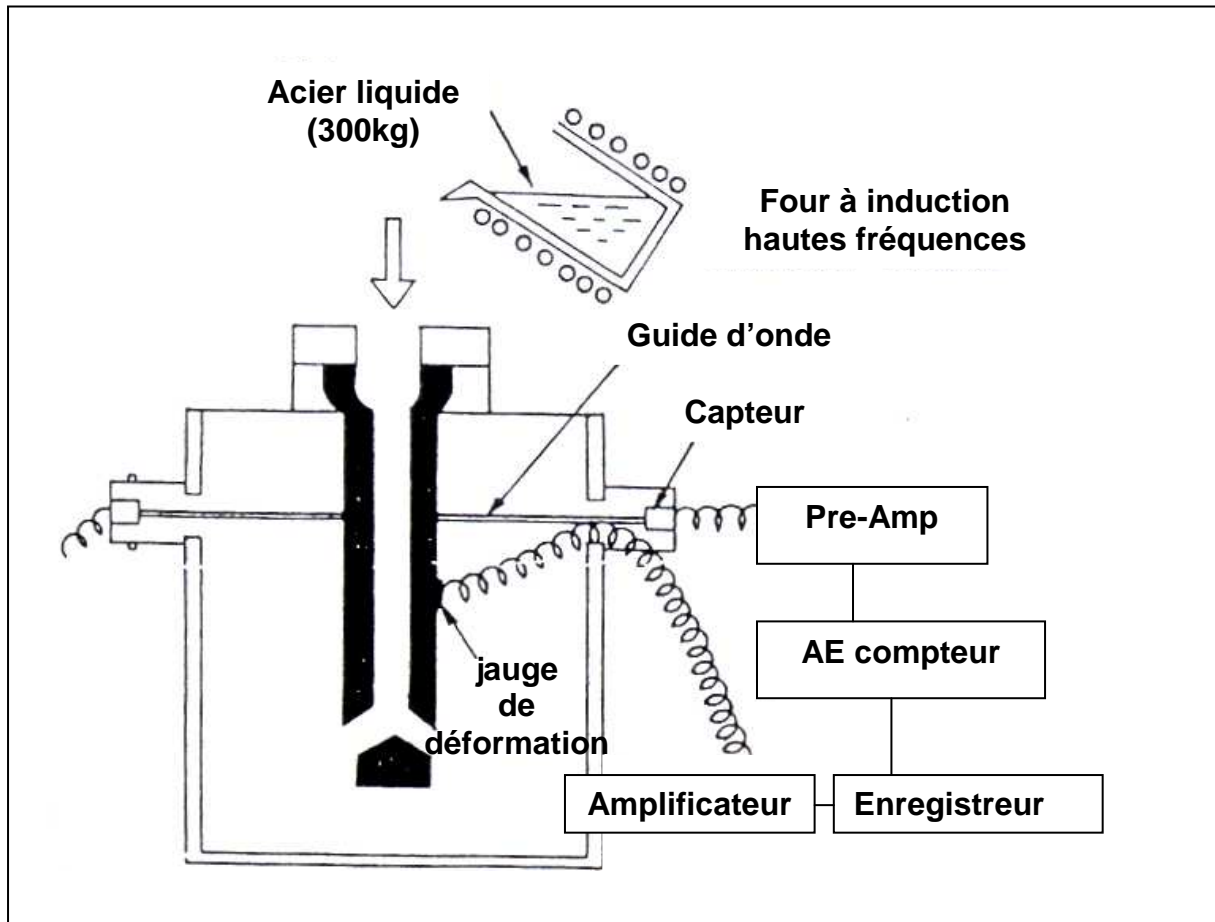


Figure 2.11. Schéma de principe du montage utilisé pour caractériser la résistance au choc thermique d'une busette^[9].

Ces essais donnent de très bons résultats car ils s'effectuent dans des conditions très proches de la réalité. Toutefois, la quantité d'acier liquide nécessaire à chaque test limite le nombre de cas (matériau et géométrie de pièce) pouvant être étudiés : un seul essai avec 300 kg d'acier.

De plus, la manipulation d'acier liquide pose de délicats problèmes de sécurité.

Juna et al.^{[3], [12]} ont procédé à des essais sur des tubes protecteurs de jet de taille industrielle.

Toutefois, afin de limiter le problème de la consommation d'acier liquide, les tubes ne sont remplis que jusqu'à un niveau préalablement déterminé et pour une durée de seulement 10 secondes.

3.2.3 Essais de chocs thermiques par trempe.

Lors de leur mise en fonctionnement, les busettes et les tubes protecteurs de jet subissent un choc thermique qui engendre des contraintes de traction sur la face froide (face externe) et des contraintes de compression sur la face chaude (face interne). Or, ce sont les contraintes de traction qui sont le plus critiques pour ce type de matériau. Par suite, certains essais ont pour objectif de reproduire cette distribution de contraintes, tout en éliminant la difficulté consistant à manipuler de l'acier liquide, de surcroît en quantité importante.

3.2.3.1 Essais sur pièce complète

Certains essais se font sur des pièces complètes. Après une période de chauffage amenant la pièce à la température choisie, cet élément réfractaire est plongé dans un bac d'eau (cf. figure 2.12). Afin que seule la face extérieure de la pièce soit mise en traction, il est nécessaire de boucher le bas de la busette ou du tube protecteur de jet.

La figure 2.12 présente le schéma de principe du montage réalisé par Fujimoto et al^{[9], [13]}.

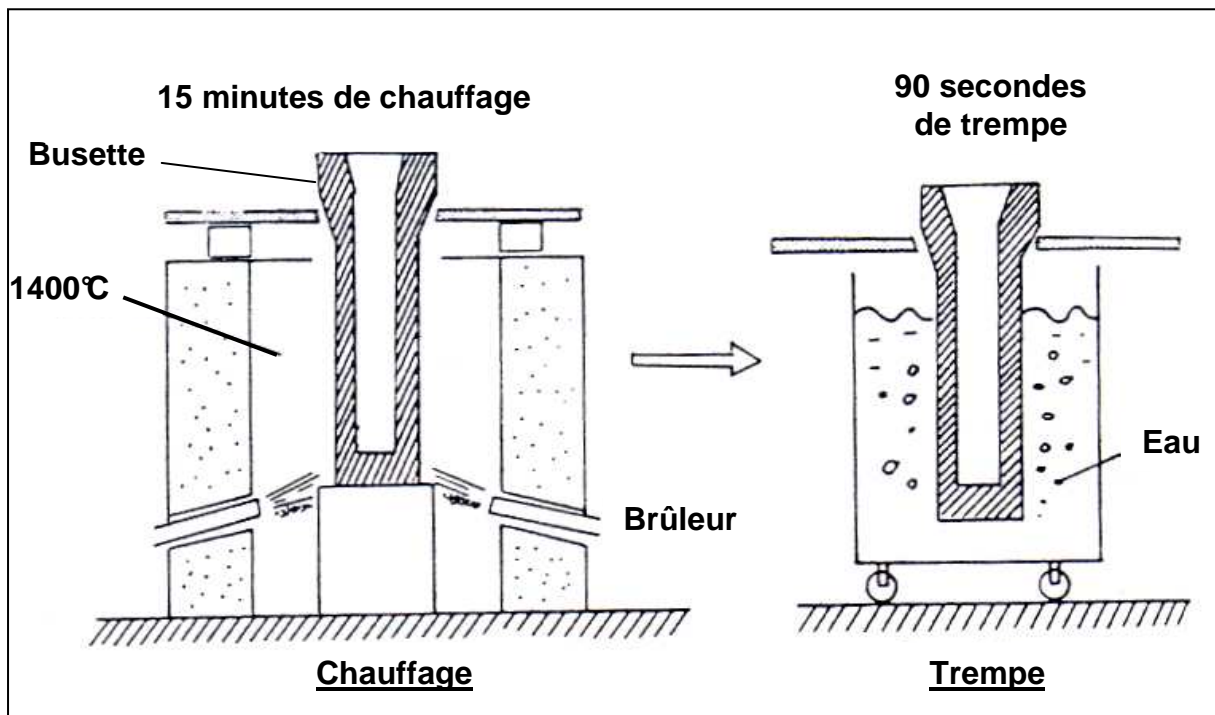


Figure 2.12. Schéma de principe du montage utilisé pour la trempe de busettes^[9].

Les auteurs^[13] ont obtenu de bonnes corrélations entre leurs résultats et le comportement des pièces en utilisation industrielle.

Une variante de ce type d'essai a été mise au point par d'autres chercheurs, elle consiste, non plus à chauffer la pièce grâce à des brûleurs mais à l'immerger dans de l'acier liquide, puis à la tremper dans de l'eau. Dans le but d'éviter tout incident grave pour les opérateurs, ces essais sont pratiqués de façon automatique par des robots.

Ces méthodes permettent (« assez aisément » dans le cas du test de Fujimoto) de comparer non seulement la tenue aux chocs thermiques de diverses nuances de matériaux mais aussi, comme dans le cas des essais présentés en 3.2.2, d'estimer l'influence de la géométrie et du design d'une pièce entière.

3.2.3.2 Essais sur des parties de pièce

Des tests similaires mais s'effectuant seulement sur des parties de pièces sont aussi parfois pratiqués. C'est le cas des tests mis au point par Takashima et al.^{[9], [14]} et présentés en figures 2.13 et 2.14.

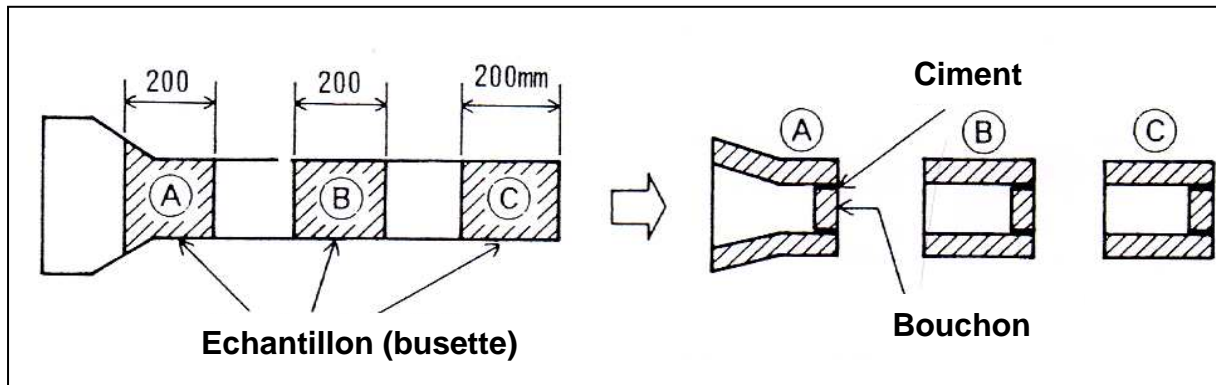


Figure 2.13. Découpage d'une busette entière en plusieurs éléments^[9].

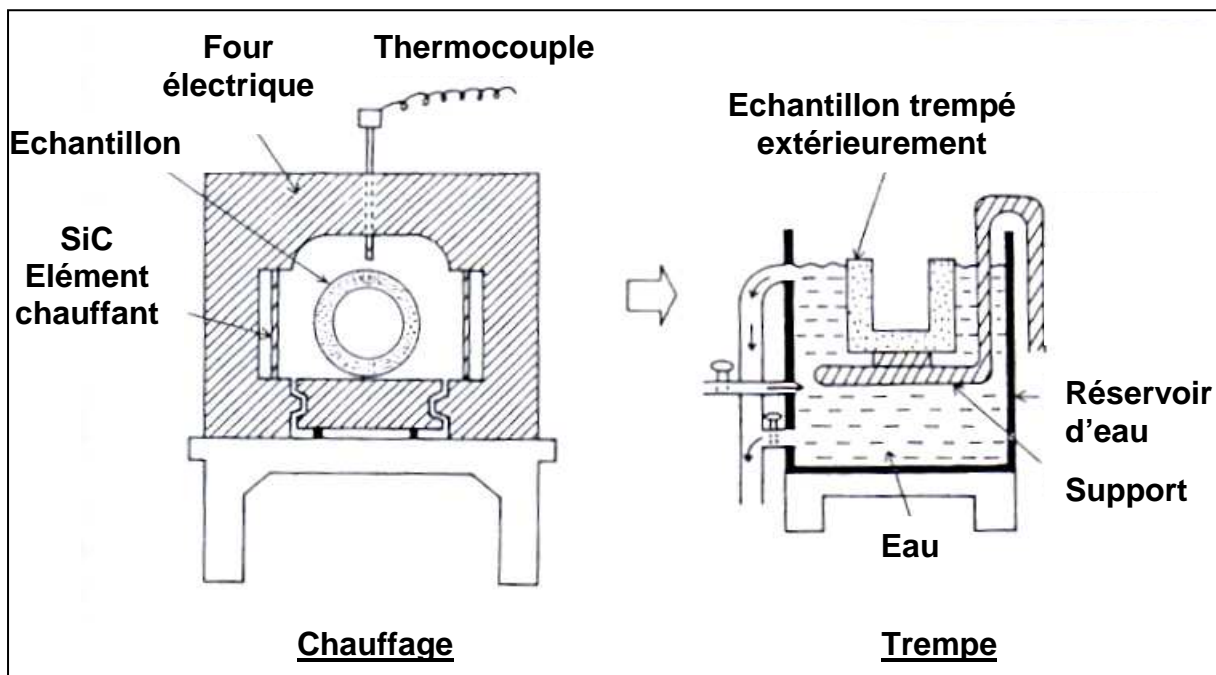


Figure 2.14. Montage du test « d'écaillage » par trempe de différentes parties d'une busette^[9].

L'avantage de cette méthode est de permettre de caractériser facilement et séparément le comportement des différentes parties d'une pièce, et donc de pouvoir « tester » différentes configurations géométriques.

3.2.3.3 Remarques sur les essais de type « trempe »

L'objectif des essais de trempe sur les pièces de formes de coulée continue est d'engendrer une distribution des contraintes thermomécaniques similaire à celle existant au sein d'une pièce « identique » lors de sa mise en fonctionnement. Pour cela le brusque refroidissement de la face extérieure permet l'apparition de contraintes de traction sur cette même face.

Toutefois on peut noter deux différences importantes entre la configuration des essais et la situation réelle en fonctionnement :

- la plus grande partie de la pièce est à une température élevée lors de la trempe. La face externe, qui voit sa température brutalement baisser, se trouve elle aussi à un niveau thermique supérieur à celui qui serait le sien lors d'un démarrage de coulée. De ce fait, ce sont les caractéristiques thermomécaniques à haute température du matériau qui « gouvernent » le comportement de la pièce. Ces essais permettent donc d'obtenir des renseignements sur la tenue aux chocs thermiques **de pièces sollicitées en température** (ce qui est le cas de pièces préchauffées comme les busettes). Par suite, des pièces démarrant une coulée sans préchauffage pourraient donc avoir des comportements différents en situation réelle et lors de ces essais si leurs caractéristiques matériaux (en particulier les lois de comportement mécanique) évoluent fortement en fonction de la température ;
- la distribution des contraintes engendrées n'est pas identique à celle qui se développe lors d'une mise en fonctionnement sur site. En effet, durant les premiers instants de la trempe, seule une faible épaisseur de la paroi est mise en traction, le reste étant en compression. Or, lors d'un démarrage de coulée, c'est la face interne qui se trouve en compression (la température est élevée et sa dilatation est contrariée par le volume de la paroi) et les zones périphériques en traction.

Ces essais permettent donc d'obtenir des résultats intéressants quant au comportement de pièces sollicitées très violemment mais **ils ne reflètent que très partiellement les phénomènes physiques** apparaissant sur les pièces réfractaires de coulée continue lors de leur mise en service. En fait, cette situation provient de ce que l'on ne peut pas simuler exactement un choc thermique ascendant (cas réel) par un choc thermique descendant (trempe lors des essais), seules les conséquences de ces deux types de chocs sont similaires (apparition de contraintes de traction sur la face externe).

4. Conclusion

L'approche expérimentale autorise, dans une certaine mesure, la caractérisation de la résistance aux chocs thermiques des produits réfractaires. Toutefois les tests doivent être effectués dans des conditions aussi proches que possible de la réalité pour être efficaces : à chaque couple pièce – process doit être associé un test. De plus, il ne suffit pas de reproduire des distributions de contraintes qualitativement similaires, la physique des phénomènes doit être respectée. Dans le cas contraire, les résultats obtenus ne fournissent que des tendances. Ceci implique donc la mise en place de moyens importants.

En ce qui concerne les pièces de coulée continue, de tels tests sont en outre, lourds à mettre en œuvre (et présentent des risques du fait de l'utilisation d'acier liquide en quantité importante). Ils sont cependant indispensables si l'on veut tenir compte des effets de forme.

Ainsi, l'approche expérimentale doit être considérée, en particulier en ce qui concerne les pièces de forme, comme une méthode de **validation finale incontournable** devant être précédée par une approche plus souple telle que la simulation numérique.

Bibliographie

- [1] W.L. SHEARER, «*Zircon as a constituent of ceramic bodies*», Ceramist, 5 [6], p. 316, 1925.
- [2] J.S. Mc DOWELL, «*A study of silica refractories*», Trans. Amer. Inst. Min. Eng., 57,3, 1918.
- [3] H.R. GOODRICH, «*Spalling and loss in compressive strength of fire brick*», Journal of American Ceramic Society, 10 [10], p. 784 – 794, 1927.
- [4] W. PARMELLE, E.R. WESTMAN, «*The effect of thermal shock on the transverse strength of fireclay brick*», Journal of American Ceramic Society, 11 [12], p. 884 – 895, 1928.
- [5] T.J. COPPACK, «*Méthode d'essai à cycles thermiques pour les réfractaires et l'appréciation de ses effets par une technique non destructive* », Bulletin de la Société Française de Céramique, p. 39 – 46, 1980.
- [6] M. KATAOKA, M. KANDA, «*Evaluation techniques for monolithic refractories*», Taikabutsu Overseas, 17 [4], p. 31 – 40, 1997.
- [7] H. Le DOUSSAL, M. CHASTANT, C. ROYERE, «*Comportement des produits réfractaires soumis à des sollicitations thermomécaniques sévères*», Bulletin de la Société Française de Céramique, p. 29 - 55, 1979.
- [8] T. YAMADA, Taikabutsu 43 [12], p. 690 – 691, 1991.

- [9] M. TAKAI, «*Evaluation techniques for shaped refractories used in continuous casting*», Taikabutsu Overseas 17 [4], p. 42 – 49, 1997.
- [10] H. YAMANAKA, Taikabutsu 36 [6], p. 331 – 335, 1984.
- [11] J. IKEDA, Taikabutsu 37 [8], p. 486 – 490, 1985.
- [12] K. JUNA, UNITECR 95, Kyoto, Proceeding, p. 315 – 322, 1995.
- [13] S. FUJIMOTO, Taikabutsu 35 [3], p. 144 – 147, 1983.
- [14] Y. TAKASHIMA, Proceeding of the 74th Refractories for Casting Committee, p. 132 –145, 1992.