

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE  
PRÉSENTÉ À  
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI  
COMME EXIGENCE PARTIELLE  
DE LA MAÎTRISE EN RESSOURCES ET SYSTÈMES

PAR  
MARC-ANDRÉ THIBAULT  
B.Sc.App. (Génie Mécanique)

MODÈLE DYNAMIQUE DU FOUR  
DE CUISSON D'ANODES

AOÛT 1984



### **Mise en garde/Advice**

Afin de rendre accessible au plus grand nombre le résultat des travaux de recherche menés par ses étudiants gradués et dans l'esprit des règles qui régissent le dépôt et la diffusion des mémoires et thèses produits dans cette Institution, **l'Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** est fière de rendre accessible une version complète et gratuite de cette œuvre.

Motivated by a desire to make the results of its graduate students' research accessible to all, and in accordance with the rules governing the acceptance and diffusion of dissertations and theses in this Institution, the **Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** is proud to make a complete version of this work available at no cost to the reader.

L'auteur conserve néanmoins la propriété du droit d'auteur qui protège ce mémoire ou cette thèse. Ni le mémoire ou la thèse ni des extraits substantiels de ceux-ci ne peuvent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

The author retains ownership of the copyright of this dissertation or thesis. Neither the dissertation or thesis, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

TITRE DU MÉMOIRE: MODÈLE DYNAMIQUE DU FOUR DE CUISSON D'ANODES

AUTEUR: MARC-ANDRÉ THIBAULT

### RÉSUMÉ

Dans l'industrie de l'aluminium les fours de cuisson d'anodes sont utilisés afin que celles-ci acquièrent les propriétés électriques et mécaniques nécessaires pour leur utilisation dans les salles de cuves.

Pour leur cuisson, les anodes sont placées dans des alvéoles (ou chambres) entre lesquelles des conduites permettent une circulation d'air. Le four étudié comporte un total de sept (7) chambres divisé en trois sections. La section de préchauffage compte deux chambres, la section des feux (deux chambres) est celle où sont situés les brûleurs et finalement en amont on retrouve la section de refroidissement (trois chambres). Les équations de base qui sous-tendent le modèle sont au nombre de trois (3). L'équation de transfert de chaleur par conduction en régime non-stationnaire permet de calculer les températures à l'intérieur des solides qui se composent de trois (3) matériaux; la brique, le poussier de garnissage et l'anode. L'équation de bilan d'énergie associé au gaz permet de calculer la température du gaz ainsi que la chaleur échangée entre le gaz et la paroi. Finalement, l'équation de bilan de quantité de mouvement permet de calculer le débit des gaz et la pression à l'intérieur de la conduite.

La méthode de résolution consiste à calculer la température des gaz ainsi que la chaleur échangée (paroi-gaz) pour un intervalle de temps

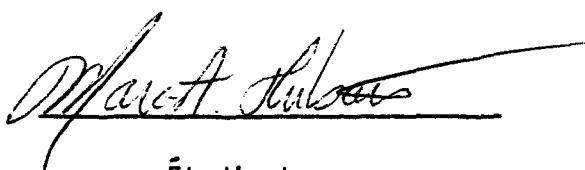
donné. La chaleur échangée est ensuite appliquée à la région solide ce qui permet de calculer la température à l'intérieur de celle-ci à la fin de l'intervalle de temps. Le même processus est alors repris pour la simulation complète d'un cycle de cuisson.

La résolution des équations de base requiert l'évaluation de plusieurs variables intermédiaires. Ainsi le programme doit calculer la quantité d'énergie fournie par la combustion des matières volatiles dégagées lors de la cuisson. Il doit aussi évaluer la quantité d'air qui s'infiltre à l'intérieur de la cloison. De plus, il est essentiel de connaître les pertes thermiques par les fondations et à l'environnement. Pour l'équation de bilan d'énergie appliquée au gaz on doit aussi calculer le coefficient de transfert de chaleur total qui est la somme du coefficient de transfert de chaleur par convection et de celui par rayonnement.

Les résultats les plus importants fournis par le modèle dynamique ont trait aux profils de températures. Avec ce modèle on obtient la distribution de températures à travers tous les solides ainsi que pour le gaz, pour chaque intervalle de temps. On peut ainsi tracer, pour quelques positions à l'intérieur d'une chambre, l'évolution des températures durant tout le cycle de cuisson. On obtient aussi, pour chaque intervalle de temps, les valeurs du débit massique et de la pression le long du four. Les courbes de cuisson permettent de tirer entre autres trois (3) informations essentielles quant au cycle de cuisson simulé. Tout d'abord, la valeur maximale de la vitesse de chauffe, la température maximale atteinte par les anodes et finalement la température des anodes lors de leur retrait du four. Autre point

important, le modèle dynamique calcule la quantité de combustible requis pour la cuisson.

La comparaison entre les valeurs calculées et les valeurs expérimentales a montré que le modèle permet de reproduire de façon adéquate le comportement du four. Ce modèle peut donc servir à optimiser des installations existantes ou à concevoir des unités entièrement nouvelles.



Étudiant



Directeur de recherche

André Chartrand

## RÉSUMÉ

Cet ouvrage constitue la synthèse d'une année complète de travail portant sur la mise au point d'un modèle dynamique d'un four de cuisson d'anodes.

Le contenu de ce mémoire se divise en trois grandes sections. La première consiste en une brève description du four de la Compagnie Sécal, tel qu'il est construit à l'Usine Grande-Baie. Une partie plus substantielle porte sur la description de tous les éléments qui composent le modèle théorique. Ainsi le lecteur sera amené à prendre connaissance des hypothèses simplificatrices, d'une définition géométrique du modèle, du développement des équations, de la méthode de résolution, de la méthode de calcul des coefficients de transfert de chaleur, de la méthode utilisée pour tenir compte du dégagement de matières volatiles, de la distribution initiale des températures. Finalement, la partie Simulations et Discussion présente les résultats des simulations effectuées. L'étude portera sur trois cycles de cuisson; soit le cycle en opération durant la campagne de mesure tenue à l'été 1983, c'est-à-dire 224 heures, ainsi que sur deux autres cycles, l'un étant plus long de 32 heures et l'autre plus court de 32 heures.

## REMERCIEMENTS

La réalisation de ce travail est rendue possible par l'apport d'un certain nombre de personnes. Je tiens ainsi à remercier mon directeur, M. R.T. Bui et mon co-directeur, M. A. Charette pour leurs suggestions ainsi que pour toute l'attention portée à ces travaux. Je tiens aussi à remercier plus particulièrement M. Thierry Bourgeois, qui m'a permis, grâce à nos nombreuses discussions, de mettre au point ce modèle. Mes remerciements s'adressent aussi à M. Guy Simard pour sa contribution concernant l'évaluation des pertes thermiques.

Pour ce qui est du support financier, je tiens à remercier l'équipe d'Ingénierie des Systèmes de l'U.Q.A.C. ainsi que le Conseil de Recherche en Sciences Naturelles et en Génie sans lesquels ces travaux n'auraient pas été possibles.

## TABLE DES MATIÈRES

	<u>page</u>
RÉSUMÉ.....	II
REMERCIEMENTS.....	III
TABLE DES MATIÈRES.....	IV
LISTE DES TABLEAUX.....	VI
LISTE DES FIGURES.....	VII
LISTE DES APPENDICES.....	XI
NOMENCLATURE.....	XII
INTRODUCTION.....	1
1. TRAVAUX ANTERIEURS.....	3
2. DESCRIPTION DU FOUR DE CUISSON D'ANODES.....	5
3. LE MODÈLE.....	11
3.1 Hypothèses simplificatrices.....	11
3.2 Définition géométrique du modèle.....	13
3.3 Les équations.....	15
3.3.1 équation de bilan d'énergie des gaz.....	18
3.3.2 équation de bilan d'énergie pour les solides.....	26
3.3.3 équation de bilan de quantité de mouvement.....	29
3.4 Méthode de résolution.....	34
3.4.1 procédure générale.....	34
3.4.2 procédure pour les chambres soumises aux feux.....	38
3.4.3 résolution de l'équation de bilan de quantité de mouvement.....	40
3.5 Coefficient de transfert total.....	40
3.5.1 coefficient de transfert de chaleur par convection.....	43
3.5.2 coefficient de transfert de chaleur par rayonnement.....	44
3.6 Matières volatiles.....	46
3.7 Pertes thermiques.....	48

TABLE DES MATIÈRES (SUITE)

	page
3.8 Distribution initiale des températures.....	49
4. SIMULATIONS ET DISCUSSION.....	56
4.1 Détermination du pas d'intégration.....	57
4.2 Détermination du pas de temps.....	59
4.3 Convergence vers le régime établi.....	61
4.4 Simulation du cas de base.....	65
4.4.1 paramètres d'opération.....	65
4.4.2 profils de températures.....	66
4.4.3 comparaison avec les mesures expérimentales.....	74
4.4.4 caractéristiques de la simulation.....	79
4.4.5 débit massique et pression relative.....	81
4.5 Autres cycles de cuisson.....	84
4.5.1 cycle de cuisson de 252 heures.....	86
4.5.2 cycle de cuisson de 196 heures.....	91
CONCLUSION.....	98
BIBLIOGRAPHIE.....	101
APPENDICES.....	103

## LISTE DES TABLEAUX

	<u>page</u>
TABLEAU 2.1 paramètres opérationnels du four de cuisson d'anodes.....	10
TABLEAU 3.1 étapes d'un démarrage.....	49
TABLEAU 3.2 évolution de la température de paroi.....	53
TABLEAU 4.1 comparaison du pas d'intégration.....	57
TABLEAU 4.2 comparaison du pas de temps.....	59
TABLEAU 4.3 temps de calcul pour différents pas de temps.....	60
TABLEAU 4.4 convergence vers un régime établi.....	62
TABLEAU 4.5 paramètres d'opération (cas de base).....	66
TABLEAU 4.6 températures du poussier - mesures expérimentales..	76
TABLEAU 4.7 caractéristiques de la simulation du cas de base...	80
TABLEAU 4.8 correction du facteur Beta ( $\beta_{36}$ ) reflétant la variation de la vitesse de chauffe.....	90
TABLEAU 4.9 résultats comparatifs entre les cycles de 192 et de 224 heures.....	94
TABLEAU 4.10 correction du facteur Beta ( $\beta_{28}$ ) reflétant la variation de la vitesse de chauffe.....	95
TABLEAU B.1.1 valeurs expérimentales de l'infiltration tirées de [14].....	105
TABLEAU B.1.2 débit massique suivant l'axe du four (polynome 3° degré).....	106
TABLEAU B.1.3 fonction I vs $\Delta P$ .....	107
TABLEAU B.6.1 $P_{H_2O} \times L_m$ en fonction de l'humidité relative ( $\phi$ )...	134
TABLEAU B.6.2 moyennes mensuelles des températures et des pressions partielles de vapeur d'eau.....	136

## LISTE DES FIGURES

	<u>page</u>
FIGURE 2.1    vue en plan d'une partie du four de cuisson d'anodes..	6
FIGURE 2.2    vue intérieure d'une cloison.....	8
FIGURE 2.3    configuration du four de cuisson d'anodes.....	9
FIGURE 3.1    définition géométrique d'une chambre.....	14
FIGURE 3.2    localisation des positions pour le calcul des températures à l'intérieur des solides.....	16
FIGURE 3.3    positions des noeuds à l'intérieur des solides.....	17
FIGURE 3.4    élément d'une section des solides.....	18
FIGURE 3.5    élément différentiel pour une section des gaz.....	20
FIGURE 3.6    discrétisation de l'équation des gaz.....	23
FIGURE 3.7    discrétisation de l'équation des solides.....	27
FIGURE 3.8    croquis d'une section des solides.....	28
FIGURE 3.9    élément différentiel d'une section des gaz.....	29
FIGURE 3.10    schéma d'une ouverture.....	33
FIGURE 3.11    algorithme du modèle dynamique.....	36
FIGURE 3.12    algorithme pour la résolution de l'équation des gaz...	41
FIGURE 3.13    algorithme pour la résolution de l'équation de bilan de quantité de mouvement.....	42
FIGURE 3.14    température de paroi suivant l'axe du four.....	51
FIGURE 3.15    évolution de la température de paroi.....	54
FIGURE 3.16    vue en plan d'une demi-alvéole.....	55
FIGURE 4.1    profils initiaux de température de paroi.....	63
FIGURE 4.2    profil en régime établi.....	64
FIGURE 4.3    variation de la température de paroi suivant l'axe du four.....	67
FIGURE 4.4    variation de la température au centre des anodes suivant l'axe du four.....	69

LISTE DES FIGURES (SUITE)

	<u>page</u>
FIGURE 4.5 variation de la température des gaz suivant l'axe du four.....	70
FIGURE 4.6 variation de la température des gaz suivant l'axe du four,.....	71
FIGURE 4.7 variation de la température des gaz en fonction de l'âge du feu.....	73
FIGURE 4.8 position des thermocouples dans une alvéole.....	75
FIGURE 4.9 variation de la température du poussier en fonction du cycle de cuisson.....	77
FIGURE 4.10 variation de la température du poussier en fonction du cycle de cuisson.....	78
FIGURE 4.11 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	82
FIGURE 4.12 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	82
FIGURE 4.13 variation du débit massique suivant l'axe du four.....	83
FIGURE 4.14 variation de la pression dans la conduite suivant l'axe du four.....	85
FIGURE 4.15 variation de la température de paroi suivant l'axe du four.....	87
FIGURE 4.16 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	89
FIGURE 4.17 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	89
FIGURE 4.18 variation de la température de paroi suivant l'axe du four.....	92
FIGURE 4.19 comparaison de la température de paroi.....	93
FIGURE 4.20 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	96
FIGURE 4.21 variation de la température au centre des anodes en fonction du cycle de cuisson.....	96

LISTE DES FIGURES (SUITE)

	<u>page</u>
FIGURE B.1.1 fonction INFILTRATION.....	109
FIGURE B.2.1 courbe de montée en température des anodes.....	111
FIGURE B.2.2 variation de la montée en température des anodes...	112
FIGURE B.2.3 hydrogène dégagé par mètre de four.....	113
FIGURE B.2.4 dérivée de la courbe de la Figure B.2.3.....	114
FIGURE B.2.5 énergie fournie par le dégagement de l'hydrogène...	115
FIGURE B.2.6 méthane dégagé par mètre de four.....	116
FIGURE B.2.7 dérivée de la courbe de la Figure B.2.6.....	117
FIGURE B.2.8 énergie fournie par le dégagement du méthane.....	118
FIGURE B.2.9 $C_xH_y$ dégagé par mètre de four.....	119
FIGURE B.2.10 dérivée de la courbe de la Figure B.2.9.....	120
FIGURE B.2.11 énergie fournie par le dégagement de $C_xH_y$ .....	121
FIGURE B.3.1 pertes thermiques par la partie supérieure des anodes.....	123
FIGURE B.3.2 pertes thermiques par la partie inférieure des anodes.....	124
FIGURE B.3.3 pertes thermiques à travers la conduite.....	125
FIGURE B.4.1 conductivité thermique de la brique.....	128
FIGURE B.4.2 conductivité thermique du poussier de garnissage...	129
FIGURE B.6.1 facteur d'émission de la vapeur d'eau.....	135
FIGURE C.1 organigramme général du modèle dynamique.....	144
FIGURE C.2 ordinogramme du programme principal MODDYN.....	145
FIGURE C.3 ordinogramme du sous-programme TEMPSOL.....	146
FIGURE C.4 ordinogramme du sous-programme TEMPGAZ.....	147
FIGURE C.5 ordinogramme du sous-programme HTOTAL.....	149
FIGURE C.6 ordinogramme du sous-programme ITERDEBIT.....	150

LISTE DES FIGURES (SUITE)

	<u>page</u>
FIGURE C.7      ordinogramme du sous-programme ITERFEU.....	151
FIGURE C.8      ordinogramme du sous-programme COMPOSI.....	152
FIGURE C.9      ordinogramme du sous-programme VOLATILE.....	153

## LISTE DES APPENDICES

	<u>page</u>
APPENDICE A      paramètres de simulation .....	103
APPENDICE B      fonctions et propriétés .....	105
APPENDICE C      ordinogrammes .....	141
APPENDICE D      liste des variables .....	154
APPENDICE E      exemple de résultats .....	164
APPENDICE F      listages .....	168

## NOMENCLATURE

$A_c$	: section de la conduite perpendiculaire à l'écoulement	$[m^2]$
$A'$	: surface de l'ouverture	$[m^2]$
$b$	: facteur relatif à la vitesse de l'air infiltré	
$C$	: coefficient d'écoulement pour un orifice rectangulaire	
$c_{ps}$ (a,b,c)	: chaleur massique des solides a: anode, b: brique, c: poussier (coke)	$\left[ \frac{J}{kg \ K} \right]$
$c_{pg}$	: chaleur massique du gaz (air)	$\left[ \frac{J}{kg \ K} \right]$
$D_e$	: diamètre équivalent de la conduite	$[m]$
$f$	: facteur de friction de Darcy	
$h_{CONV}$	: coefficient de transfert de chaleur par convection	$\left[ \frac{W}{m^2 K} \right]$
$h_{RAD}$	: coefficient de transfert de chaleur par radiation	$\left[ \frac{W}{m^2 K} \right]$
$h_T$	: coefficient de transfert de chaleur total	$\left[ \frac{W}{m^2 K} \right]$

NOMENCLATURE (SUITE)

$H_V$ $(H_2, CH_4, C_x H_y)$	: chaleur de combustion des matières volatiles, $H_2$ : hydrogène, $CH_4$ : méthane, $C_x H_y$ : hydrocarbures lourds	$\left[ \frac{J}{kg} \right]$
$H_f$	: chaleur de combustion de l'huile utilisée	$\left[ \frac{J}{kg} \right]$
$k_s$ $(a, b, c)$	: conductivité thermique des solides, a: anode, b: brique, c: poussier	$\left[ \frac{W}{mK} \right]$
$k_g$	: conductivité thermique du gaz	$\left[ \frac{W}{mK} \right]$
$L_e$	: longueur équivalente de la conduite	[m].
$\dot{m}_g$	: débit massique des gaz (air)	$\left[ \frac{kg}{s} \right]$
$\dot{m}_i$	: débit massique de l'air infiltré par mètre de fournaise	$\left[ \frac{kg}{ms} \right]$
$\dot{m}_V$	: débit massique des matières volatiles par mètre de fournaise	$\left[ \frac{kg}{ms} \right]$
$\dot{m}_f$	: débit massique de combustible par mètre de fournaise	$\left[ \frac{kg}{ms} \right]$
Nu	: nombre de Nusselt	
$P_x$	: pression statique à la position x	$\left[ \frac{N}{m^2} \right]$
Pr	: nombre de Prandtl	

NOMENCLATURE (SUITE)

PROF	: profondeur d'une alvéole	[m]
$P_{EQ}$	: périmètre équivalent de la conduite	[m]
PER	: périmètre réel de la conduite	[m]
$\dot{Q}_{GE}$	: chaleur qui entre dans une tranche (gaz)	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_{GS}$	: chaleur qui sort d'une tranche (gaz)	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_i$	: chaleur transmise par l'air d'infiltration	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_{ECH}$	: chaleur échangée avec la paroi	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_V$	: chaleur fournie par la combustion des matières volatiles	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_f$	: chaleur fournie par la combustion du combustible	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$\dot{Q}_{PC}^*$	: chaleur perdue à travers la conduite	$\left[ \frac{J}{s} \right]$
$Q_{PS}^*$	: flux de chaleur perdue à travers les fondations et à l'environnement	$\left[ \frac{W}{m^2} \right]$

NOMENCLATURE (SUITE)

$Q_{PC}$	: chaleur perdue à travers la conduite par mètre de four	$\left[ \frac{W}{m} \right]$
$Q_{PS}$	: chaleur perdue par les anodes par mètre de four	$\left[ \frac{W}{m} \right]$
Re	: nombre de Reynolds	
$T_g$	: température du gaz	[K]
$T_s$	: température des solides	[K]
$T_M$	: température du mur de brique	[K]
$T_i$	: température de l'air d'infiltration	[K]
$T^*$	: température des solides après un intervalle $\Delta t$ .	[K]
$\gamma$ :	: coefficient d'expansion pour un orifice	

NOMENCLATURE (SUITE)LETTRES GRECQUES

$\beta$  : facteur contrôlant la combustion des matières volatiles

$\Delta t$  : intervalle de temps [s]

$\Delta x$  : pas d'intégration réel (direction longitudinale) [m]

$\Delta x_c$  : pas d'intégration pour perte de charge [m]

$\Delta z$  : pas d'intégration (direction transversale) [m]

$\Delta z_{TOT}$  : demi-largeur d'une alvéole [m]

$\epsilon_0$  : facteur d'émission de la paroi de brique

$\epsilon_g$  : facteur d'émission du gaz

$\epsilon_{CO_2}$  : facteur d'émission du bioxyde de carbone

$\epsilon_{H_2O}$  : facteur d'émission de la vapeur d'eau

$\epsilon_{TOT}$  : facteur d'émission total

$\mu$  : viscosité du gaz (air)  $\left[ \frac{kg}{m \cdot s} \right]$

LETTRES GRECQUES (SUITE)

$\rho_g$	: masse volumique du gaz (air)	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
$\rho_s$ (a,b,c)	: masse volumique des solides a: anodes, b: brique, c: poussier	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
$\sigma$	: constante de Stefan-Boltzmann	$\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}^4} \right]$

## INTRODUCTION

La cuisson des anodes, utilisées dans les cuves électrolytiques pour la fabrication d'aluminium, est un processus qui s'échelonne sur plusieurs jours. Celle-ci s'effectue selon un procédé semi-continu. Des brûleurs sont déplacés périodiquement à intervalles réguliers. La durée de ces intervalles est déterminée par les besoins de production et de qualité de produit. De plus, le principe de cuisson utilisé nécessite que ce type de fournaise soit de grande dimension (quelques dizaines de mètres). Le facteur temps et le facteur dimension font que l'étude, dans son ensemble, d'un four de cuisson d'anodes est une entreprise de grande envergure et coûteuse. La modélisation mathématique, de par sa flexibilité et sa rapidité relative, devient un outil tout désigné pour l'analyse d'unités en fonctionnement ou pour la conception d'unités futures. Le modèle présenté dans cet ouvrage prend comme base le principe de périodicité du procédé semi-continu pour déterminer l'évolution des températures entre deux permutations de rampes de brûleurs. On a donc à résoudre l'équation de transfert de chaleur en conduction en régime non-établi.

Les résultats obtenus sont donc constitués des valeurs de températures, de débits des gaz, de pressions et autres variables en fonction de la longueur du four mais aussi en fonction de l'âge du feu; l'âge du feu étant le temps écoulé depuis la dernière permutation des brûleurs.

Les chapitres qui suivent constituent une description du modèle élaboré ainsi que la présentation des résultats obtenus.

## CHAPITRE I

### TRAVAUX ANTERIEURS

Parmi les travaux portant sur les fours de cuisson d'anodes, il existe très peu d'ouvrages traitant de leur modélisation mathématique. Nous citons dans ce qui suit les seules études qui à notre connaissance ont été réalisées sur le sujet.

Furman et Martirena [4] ont adapté à un four vertical de cuisson d'anodes un modèle développé pour simuler le comportement des cellules électrolytiques. Ils doivent fournir au départ un différentiel expérimental de température entre le haut et le bas de la conduite. L'équation de Fourier en régime dynamique est résolue grâce à une méthode implicite de type Crank-Nicolson. Les équations obtenues sont solutionnées par une méthode de relaxation successive.

Keller et Disselhorst [17] ont modélisé la fournaise comme un échangeur de chaleur à contre-courant. Ils doivent alors définir la "vitesse du four" ou vitesse des anodes comme étant la longueur d'une chambre divisée par la période de permutation. Dans ce modèle on considère qu'à l'intérieur d'une chambre, l'évolution des températures dans le temps est la même quelle que soit la position du point considéré. Pour deux positions à l'intérieur d'une même chambre la courbe de température subit un décalage proportionnel à la distance séparant les deux points considérés.

Bui, Charette et Bourgeois [1] ont développé un modèle pour simuler le comportement d'un four de type horizontal. Le modèle assimile aussi le four de cuisson à un échangeur à contre-courant en régime établi. Les gaz circulent à contre-courant des anodes qui se déplacent à vitesse constante. On établit ainsi une correspondance directe entre l'axe du temps et l'axe longitudinal du four. On obtient alors un profil de températures moyennes à l'intérieur d'une période de permutation.

Tarasiewicz [6] a lui aussi considéré le four comme un échangeur à contre-courant et a développé un modèle en régime dynamique. C'est-à-dire que pour un point donné il y a variation de température entre le début et la fin d'une période de permutation. Dans ce modèle les anodes se déplacent aussi à vitesse constante. En se basant sur les profils de températures expérimentaux, il peut estimer la quantité et la localisation de la combustion des matières volatiles.

## CHAPITRE II

### DESCRIPTION DU FOUR DE CUISSON D'ANODES

On distingue deux types de fours de cuisson d'anodes. Les fours de type "vertical" aussi connus sous le nom de fours "Riedhammer", et les fours de type "horizontal". Ces deux types de fours ont des particularités géométriques fort différentes. Ainsi, le modèle mathématique développé dans cet ouvrage ne s'applique, pour l'instant, qu'à un seul type de four soit les fours "horizontaux". Un four de cuisson d'anodes de type "horizontal" est en fait un grand bâtiment à l'intérieur duquel une série de fosses sont disposées de façon telle qu'elles forment un circuit fermé; de là le nom de "ring furnace". Des conduites de gaz permettent la circulation d'une certaine quantité d'air qui est chauffée à l'aide de brûleurs. L'air ainsi chauffé peut alors transférer son énergie aux anodes adjacentes disposées dans les fosses. Le nombre de fosses ainsi que les paramètres géométriques sont bien sûr relatifs à un four particulier. Dans ce qui suit, la description s'applique aux fours que l'on retrouve à l'Usine Grande-Baie de la Société d'électrolyse et de chimie Alcan située à La Baie, Québec.

La Figure 2.1 montre la disposition des fosses, appelées alvéoles. Des cloisons, à l'intérieur desquelles circule de l'air, sont adjacentes à chaque alvéole. Un groupe de sept cloisons séparées par six alvéoles constitue une chambre. Les chambres sont séparées entre elles par un mur de brique qui porte le nom de mur de tête ou mur transversal.

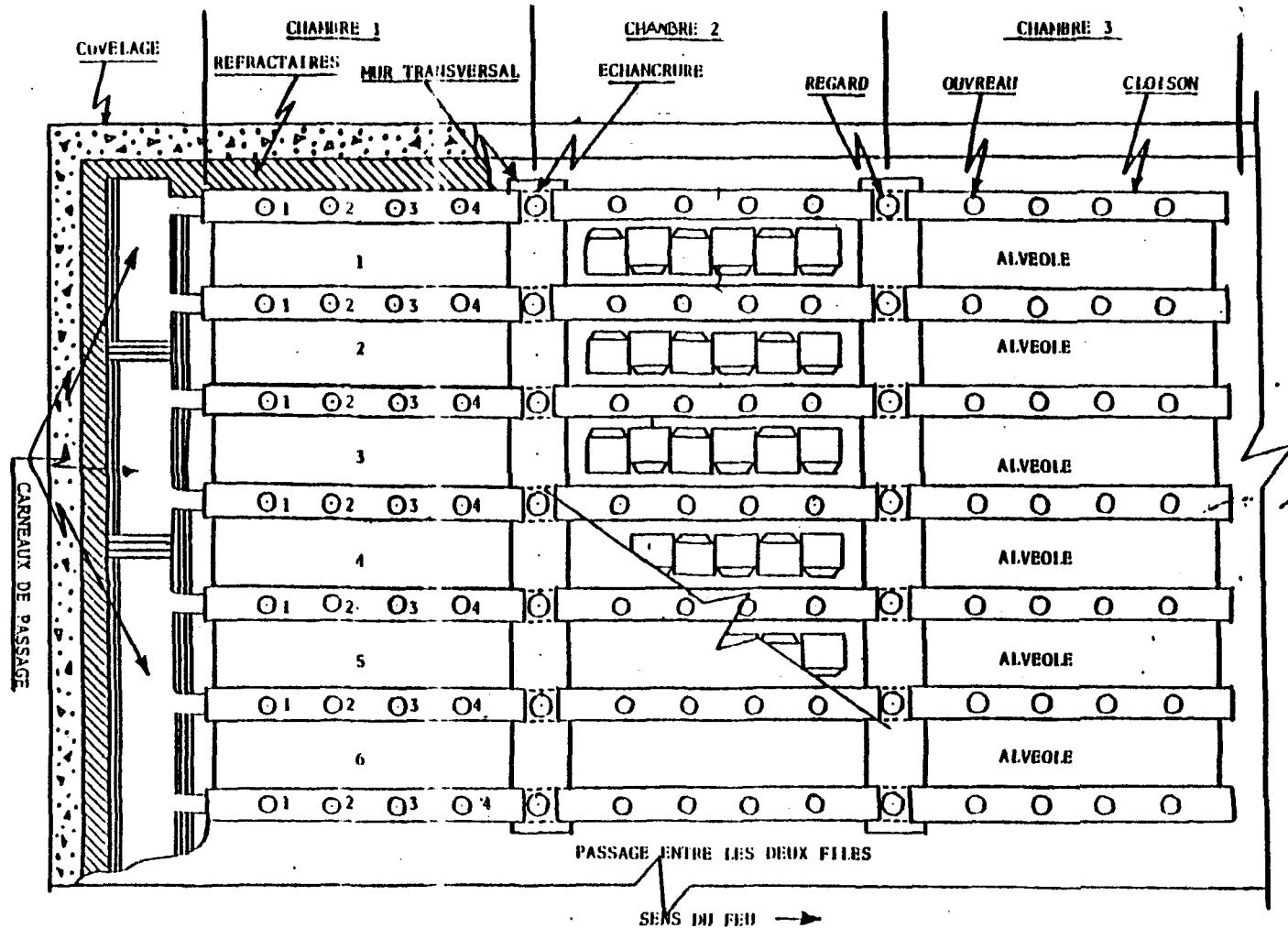


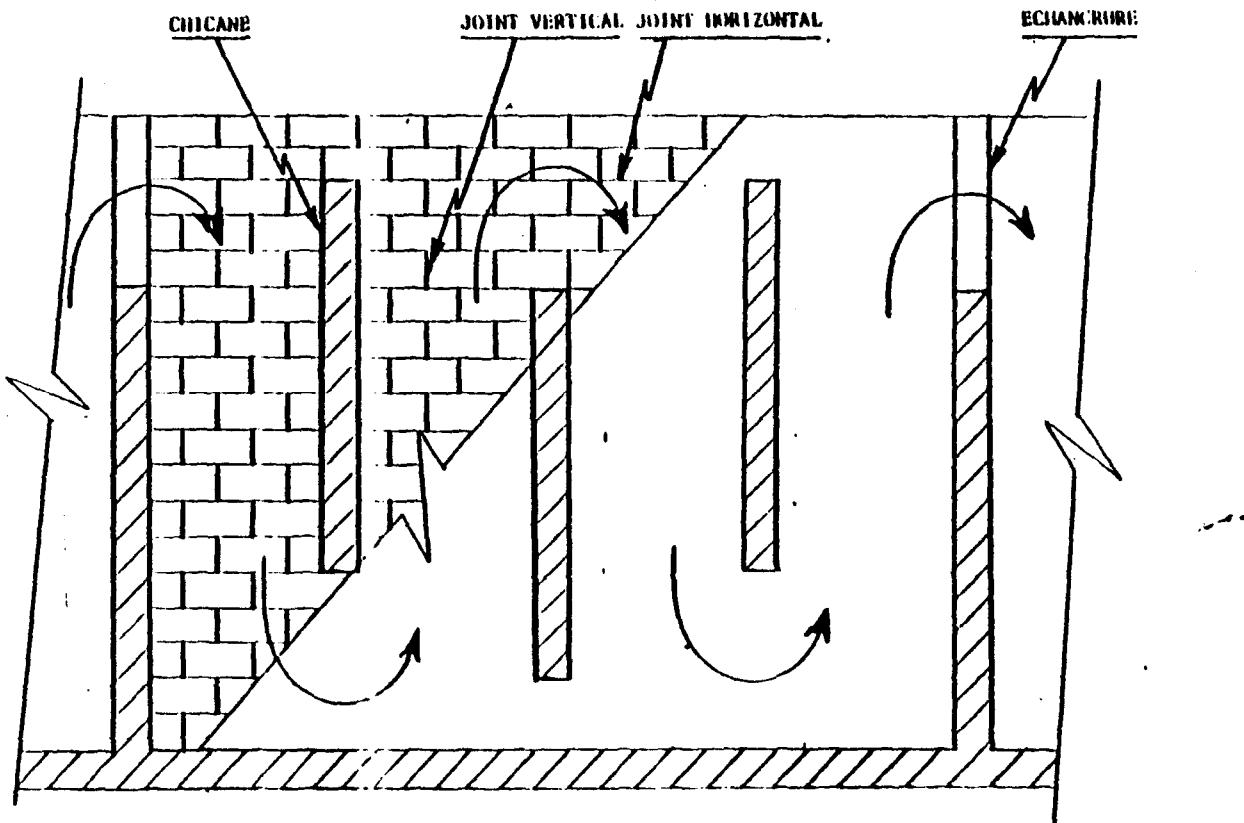
FIGURE 2.1 : VUE EN PLAN D'UNE PARTIE DU FOUR  
DE CUISSON D'ANODES

source: référence 8

La Figure 2.2 montre une coupe transversale d'une section de cloison. On remarque la présence de chicanes qui permettent au gaz de mieux baigner la paroi de brique. L'édifice à l'intérieur duquel se trouve les fours de cuisson d'anodes comprend une série de 48 chambres disposées en deux rangées qui communiquent ensemble grâce à un système de tubulure à chaque extrémité. L'opération de cuisson consiste à placer les anodes dans les alvéoles et à faire circuler de l'air à travers les cloisons. Des brûleurs, déplacés périodiquement, permettent d'amener la température des anodes à la température maximale. La Figure 2.3 montre une section longitudinale du four de Grande-Baie. Dans la chambre morte, des anodes ont été déposées et commenceront leur cycle de cuisson à la prochaine permutation des rampes de brûleurs. Dans les chambres en préchauffage, la température des anodes est graduellement augmentée. C'est durant cette période que les matières volatiles contenues dans les anodes crues vont se dégager et ainsi contribuer à un apport d'énergie. Des interstices sont pratiqués dans les parois pour permettre la combustion de ces produits dans la conduite.

Les chambres soumises aux feux sont donc celles vis-à-vis lesquelles sont placées les rampes de brûleurs. Les brûleurs situés sur la chambre la plus près de la pipe d'aspiration sont contrôlés de façon à imposer une montée linéaire en température. L'autre rampe de brûleurs maintient une température constante durant toute la période de permutation.

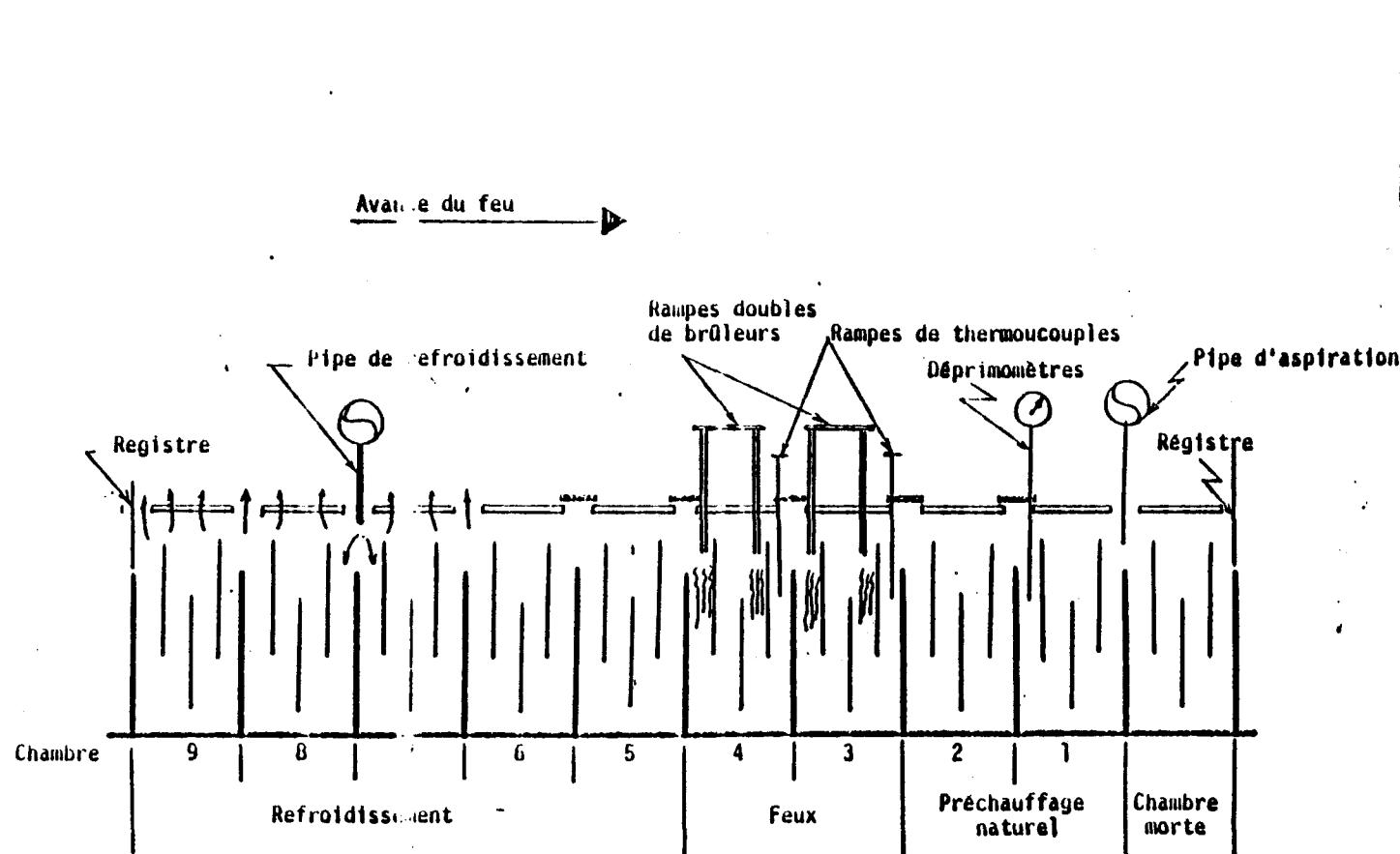
Les chambres situées en amont des brûleurs permettent le refroidissement des anodes jusqu'à leur retrait qui s'effectuera dans la chambre de déballage.



NOTE: - Tous les joints verticaux sont libres et n'ont aucun mortier, sauf les 3 rangs du dessus et du dessous. Ceci afin que les volatiles dégagés soient aspirés vers l'intérieur de la cloison.  
- Les joints horizontaux sont tous remplis de mortier.

FIGURE 2.2 : VUE INTERIEURE D'UNE CLOISON

source: référence 8



source: référence 14

FIGURE 2.3 : CONFIGURATION DU FOUR DE CUISSON D'ANODES

La permutation des feux s'effectue ainsi: deux heures avant la fin de la période de cuisson, la pipe d'aspiration est déplacée pour être installée sur les registres en aval de la chambre morte (Figure 2.3). Le four compte alors huit (8) chambres. À la fin de la période, la rampe de brûleurs arrière (chambre 4, Figure 2.3) est déplacée pour être replacée sur la chambre 2, c'est-à-dire en avant de la rampe de brûleurs située sur la chambre 3. On procède aussi au déplacement de la pipe de refroidissement. Le four est alors prêt pour débuter une autre période de cuisson.

La liste des différents paramètres se rapportant à la configuration du four ainsi qu'au régime d'opération est donnée au Tableau 2.1.

TABLEAU 2.1  
PARAMÈTRES OPÉRATIONNELS DU FOUR DE CUISSON D'ANODES

SECTION DU FOUR	NOMBRE DE CHAMBRES
Préchauffage	2
Soumises aux feux	2
Refroidissement	3
Période de permutation = 32 heures Durée totale du cycle de cuisson = 224 heures Température maximale = 1200°C Montée en température imposée ≈ 12°C/h Combustible: huile n° 6	

## CHAPITRE III

### LE MODÈLE

Ce chapitre porte sur tous les éléments qui composent le modèle. Il débute par la liste des hypothèses simplificatrices qui sous-tendent l'élaboration d'un tel modèle. Sous l'item 3.2 on établit la définition géométrique du modèle. Par la suite, la partie théorique concernant le développement des équations est présentée. Une partie importante pour la compréhension est la section consacrée à la méthode de résolution. Viennent ensuite les explications concernant les coefficients de transfert de chaleur, les matières volatiles ainsi que les pertes thermiques. Ce chapitre se termine par la présentation de la méthode utilisée pour évaluer de façon approchée les conditions initiales.

#### 3.1 HYPOTHÈSES SIMPLIFICATRICES

Un modèle mathématique se doit de refléter le plus fidèlement possible les phénomènes physiques; cependant pour alléger la résolution ou tout simplement pour modéliser des phénomènes complexes, on doit formuler certaines hypothèses simplificatrices.

- Dans cette version du modèle on ne tient pas compte de la conduction dans le sens longitudinal ( $X$ ) et dans la direction de la profondeur d'une alvéole ( $Y$ ).
- Les gaz ne circulent que dans la direction longitudinal du four (direction  $X$ ). On ne considère donc que la variation de température du gaz suivant l'axe du four.

- Le volume de contrôle pour les équations de conduction comprend la section située entre la paroi de brique et le centre d'une alvéole qui constitue une frontière adiabatique.
- Les termes représentant l'accumulation de masse et d'énergie dans les équations de bilan pour les gaz sont considérés comme étant négligeables.

Cette hypothèse est basée sur le fait que la constante de temps des gaz est beaucoup plus faible que celle des solides ( $\tau_g \ll \tau_s$ ). En effet, la constante de temps est proportionnelle au produit  $m \times C_p$  et le rapport de ces termes pour les gaz et les solides est de l'ordre de un sur 10 000. On considère donc que la dynamique du système n'est influencée que par l'évolution des températures à l'intérieur des solides. Cette hypothèse est aussi formulée par Spang [5] ainsi que par Franks et Miller [7].

- L'énergie fournie par la combustion des matières volatiles est une fonction de la tempéraure des anodes. Ces fonctions sont élaborées à partir de données expérimentales donnant la masse de matières volatiles dégagées en fonction de la température et ce pour chaque constituant formant ce que l'on appelle les volatiles, soit: l'hydrogène, le méthane et les hydrocarbures lourds.
- La quantité d'air qui s'infiltre dans la cloison est une fonction de la dépression à l'intérieur de la conduite. Cette fonction est calculée à partir de valeurs expérimentales évaluées sur des unités en opération.

- La chaleur massique du gaz circulant dans la conduite est prise égale à celle de l'air "pur". Celle-ci varie en fonction de la température.
- Le débit massique du gaz circulant dans la conduite a une valeur constante à l'entrée de celle-ci pour toute la durée d'une période de permutation.
- La combustion de l'huile à l'intérieur des chambres soumises aux feux se fait sur toute la longueur de la chambre. Ceci permet de maintenir un palier de températures à l'intérieur de cette chambre.
- Basée sur les observations rapportées à la référence [8], la combustion des volatiles ne se fait que dans la deuxième chambre en préchauffage ( $x = 25$  à  $30$  mètres).

### 3.2 DÉFINITION GÉOMÉTRIQUE DU MODÈLE

La représentation géométrique du four se fait en coordonnées cartésiennes. Une vue en élévation d'une chambre est représentée à la Figure 3.1. La direction X est la direction longitudinale de la fournaise; la direction Y est celle suivant la profondeur d'une alvéole et la direction Z est la direction perpendiculaire à la paroi de brique. La longueur d'une chambre, incluant les murs de tête, est de 5 mètres et la profondeur est de 4,10 mètres. Le volume de contrôle pour la portion des matériaux solides est aussi illustré sur la Figure 3.1 en trait pointillé. Puisque le centre géométrique des anodes constitue un axe de symétrie, le volume de contrôle, dans la direction Z, est compris entre la paroi de brique et le centre géométrique des anodes. Au point de vue

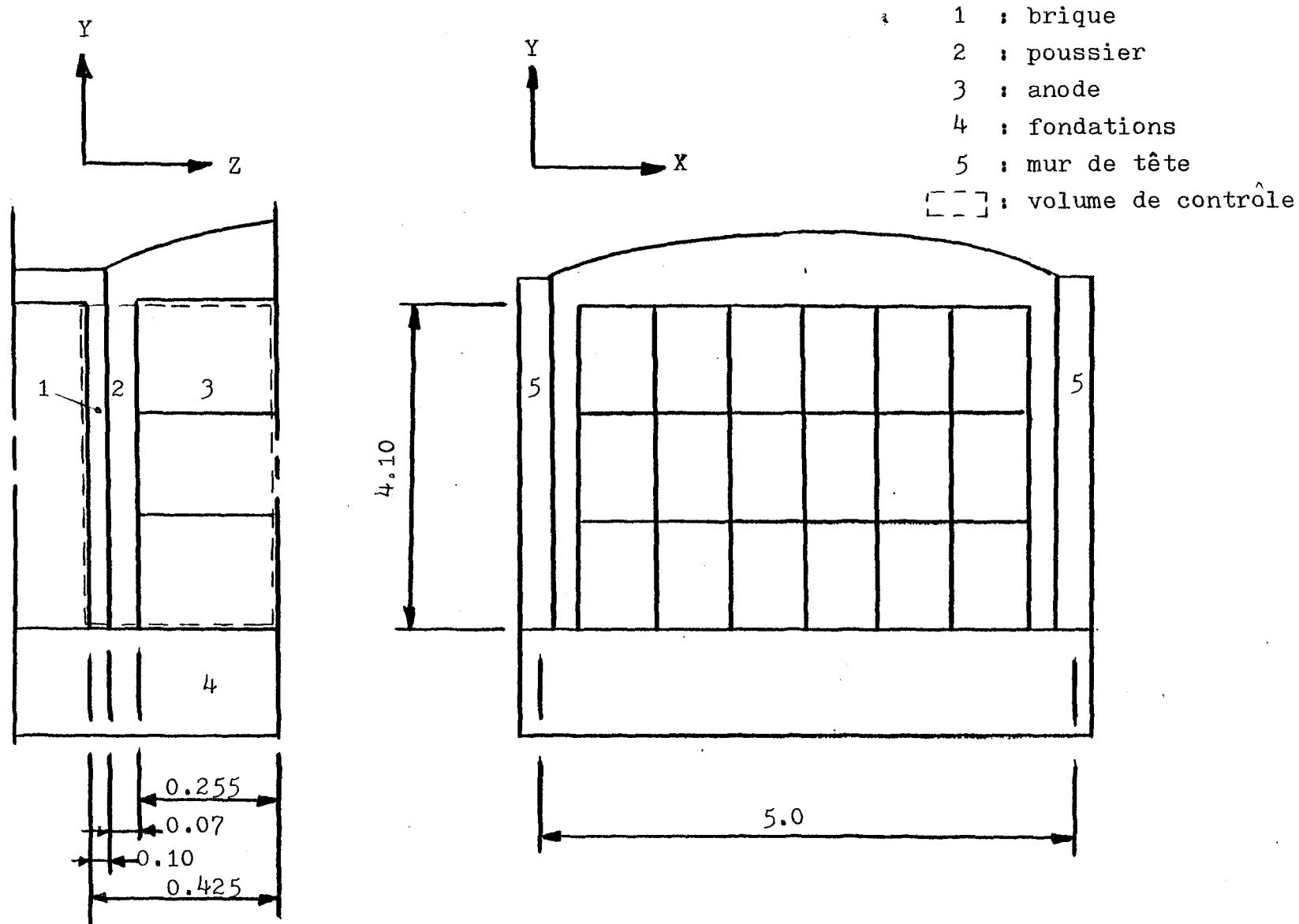


FIGURE 3.1 : DEFINITION GEOMETRIQUE D'UNE CHAMBRE

transfert de chaleur cet axe de symétrie constitue une frontière adiabatique.

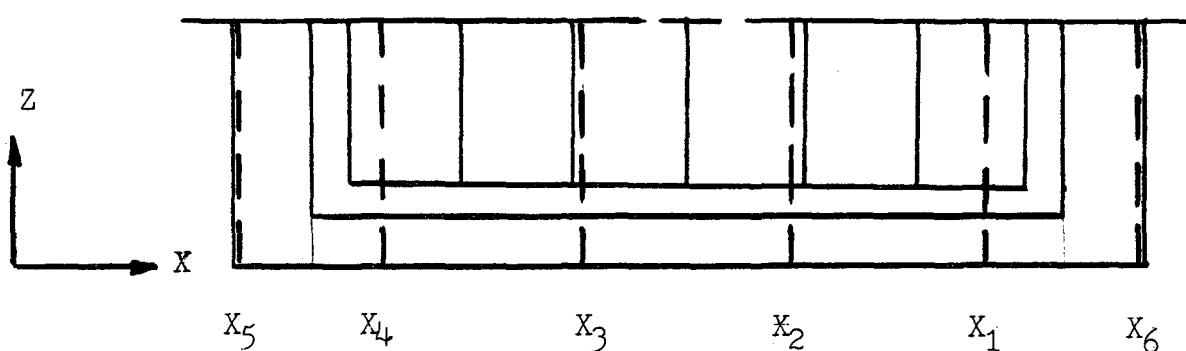
Dans la direction Z, la section solide a les dimensions suivantes: paroi de brique: 0,1 mètre, poussier de garnissage: 0,07 mètre, anodes: 0,255 mètre, pour une largeur totale de 0,425 mètre.

Dans sa version actuelle le modèle mathématique traite le problème de conduction en une seule dimension, soit dans la direction Z. Ainsi on ne considère pas les variations de températures selon la profondeur d'une alvéole, c'est-à-dire dans la direction Y. Il en est de même pour l'écoulement des gaz qui, pour fins de modélisation, ne circulent que dans une seule direction, soit la direction X.

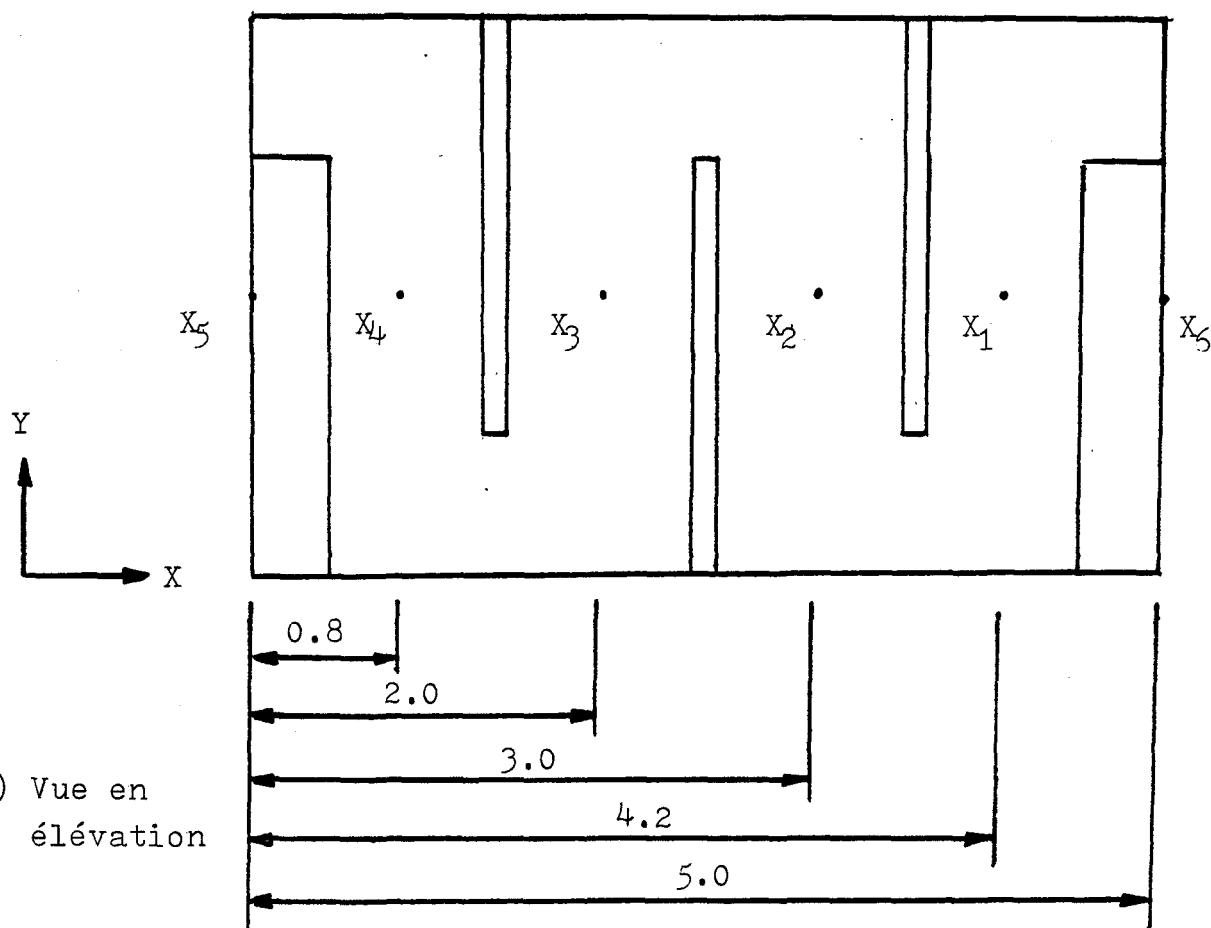
La Figure 3.2 illustre une section de la conduite de gaz. Les positions  $X_n$  ( $n = 1 \dots 6$ ), appelées positions de référence, correspondent aux endroits où le programme de conduction évalue les températures à l'intérieur des solides. La section solide correspondant aux positions  $X_5$  et  $X_6$  est constituée exclusivement de brique (mur de tête). La section solide correspondant aux positions intermédiaires ( $X_1 \dots X_4$ ) est constituée de trois matériaux, soit de brique, de poussier et d'anode. La Figure 3.3 montre la position des noeuds pour le programme de conduction. Au total, la section solide comporte dix noeuds dans la direction Z.

### 3.3 LES ÉQUATIONS

Les équations de base qui servent de point de départ du modèle sont les suivantes: les équations de bilans d'énergie et de masse



b) Vue en plan



a) Vue en élévation

FIGURE 3.2 : LOCALISATION DES POSITIONS POUR LE  
CALCUL DES TEMPERATURES A L'INTERIEUR  
DES SOLIDES

$$\Delta Z_1 : 0.0376 \text{ m}$$

$$\Delta Z_2 : 0.035 \text{ m}$$

$$\Delta Z_3 : 0.057 \text{ m}$$

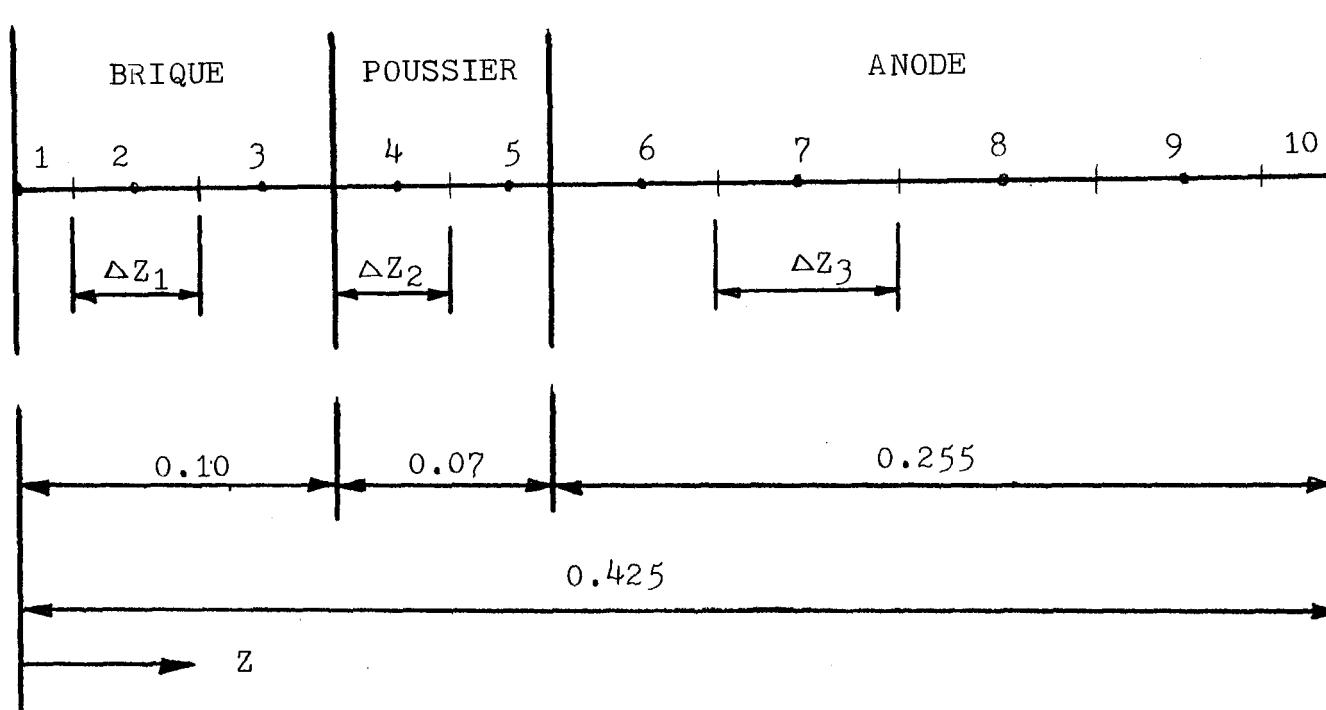


FIGURE 3.3 : POSITION DES NOEUDS A L'INTERIEUR DES SOLIDES

appliquées aux gaz, l'équation de Fourier qui s'applique aux solides de même que l'équation de bilan de quantité de mouvement qui est utilisée pour calculer le débit des gaz à l'intérieur de la conduite.

Ces équations seront dans un premier temps développées et ensuite discrétisées pour être présentées telles qu'elles apparaissent dans les divers sous-programmes.

### 3.3.1 Équation de bilan d'énergie des gaz

Le développement de cette équation est basé sur tous les éléments qui contribuent à la variation de la quantité d'énergie transportée par les gaz lors de leur passage dans la conduite.

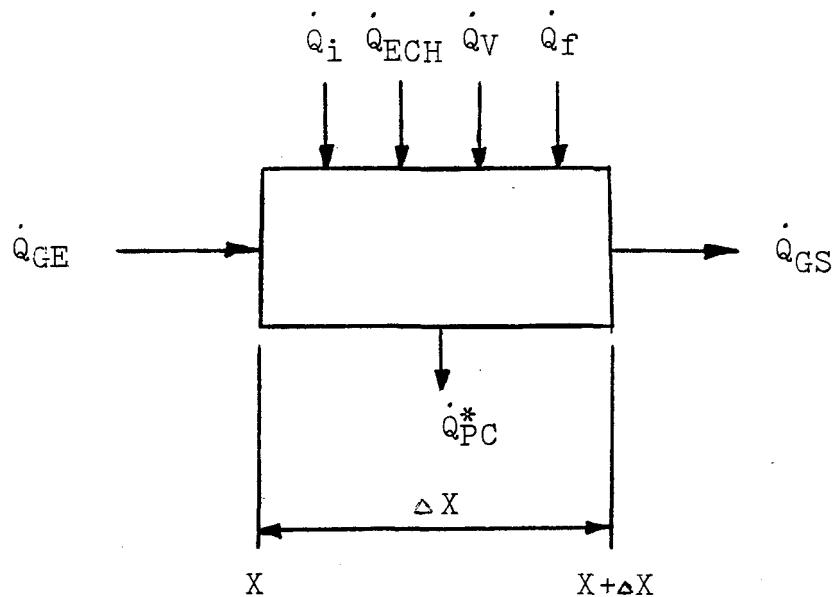


Figure 3.4 Élément d'une section des gaz (bilan d'énergie)

Le bilan d'énergie sur un élément de volume s'écrit:

$\Sigma$  chaleur qui entre -  $\Sigma$  chaleur qui sort = accumulation

$$\text{accumulation} = m_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial t}$$

Ce terme est négligé suite à l'hypothèse simplificatrice formulée précédemment.

La chaleur qui entre se répartit comme suit;

$$\dot{Q}_{GE} = \dot{m}_g h_g |_x$$

$$\dot{Q}_i = \dot{m}_i h_i \Delta x$$

$$\dot{Q}_{ECH} = h_{TEQ} \Delta x (T_M - T_g)$$

$$\dot{Q}_v = \beta \dot{m}_v H_v \Delta x$$

$$\dot{Q}_f = \dot{m}_f H_f \Delta x$$

Quant à la chaleur qui sort, on a;

$$\dot{Q}_{GS} = \dot{m}_g h_g |_x + \Delta x$$

$\dot{Q}_{PC}^*$ : pertes à travers la conduite

En regroupant les termes:

$$\dot{Q}_{GE} + \dot{Q}_i + \dot{Q}_{ECH} + \dot{Q}_v + \dot{Q}_f = \dot{Q}_{GS} + \dot{Q}_{PC}^*$$

$$\dot{m}_g h_g|_x + \dot{m}_i h_i \Delta x + h_T P_{EQ} \Delta x (T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V \Delta x + \dot{m}_f H_f \Delta x = \dot{m}_g h_g|_{x+\Delta x} + Q_{PC}^*$$

$$\begin{aligned} & \dot{m}_i h_i \Delta x + h_T P_{EQ} \Delta x (T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V \Delta x + \dot{m}_f H_f \Delta x \\ &= \dot{m}_g h_g|_{x+\Delta x} - \dot{m}_g h_g|_x + Q_{PC}^* \end{aligned} \quad (1)$$

En divisant par  $\Delta x$  et en faisant tendre  $\Delta x$  vers zéro, on obtient:

$$\begin{aligned} & \dot{m}_i h_i + h_T P_{EQ} (T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f \\ &= \frac{d(\dot{m}_g h_g)}{dx} + Q_{PC} \end{aligned}$$

$$\text{où } Q_{PC} = \frac{Q_{PC}^*}{\Delta x}$$

D'autre part le bilan de masse donne:

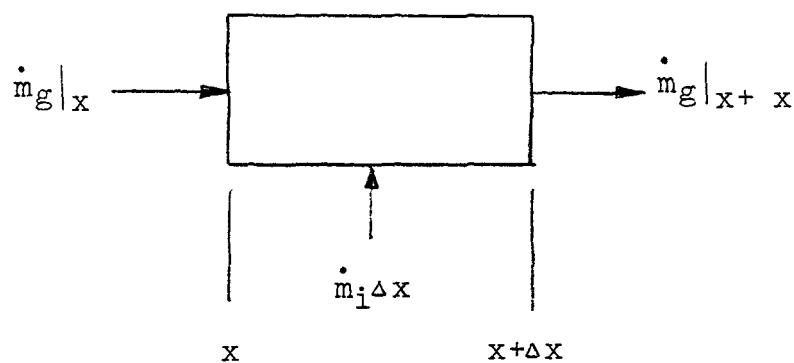


Figure 3.5 Élément différentiel pour une section des gaz  
(Bilan de masse)

$$\dot{m}_g \Big|_x + \dot{m}_i \Delta x = \dot{m}_g \Big|_{x+\Delta x}$$

$$\dot{m}_g \Big|_{x+\Delta x} - \dot{m}_g \Big|_x = \dot{m}_i \Delta x$$

$$\rightarrow \frac{\partial \dot{m}_g(x)}{\partial x} = \dot{m}_i$$

On peut donc réécrire (1).

$$\frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} h_i + h_T P_{EQ}(T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f = \dot{m}_g \frac{\partial h_g}{\partial x} + h_g \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} + Q_{PC}$$

en sachant que

$$\frac{\partial h_g}{\partial x} = C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} \quad \text{où } h_g \text{ et } h_i \text{ sont des enthalpies}$$

on a:

$$h_T P_{EQ}(T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f = \dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} + \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} (h_g - h_i) + Q_{PC}$$

$$h_T P_{EQ}(T_M - T_g) + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f = \dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} + \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} C_{pg} (T_g - T_i) + Q_{PC}$$

En réarrangeant les termes:

$$\dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} + \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} C_{pg} (T_g - T_i) - h_T P_{EQ}(T_M - T_g) - \beta \dot{m}_V H_V - \dot{m}_f H_f + Q_{PC} = 0$$

$$\dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} = h_T P_{EQ}(T_M - T_g) - \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} C_{pg} (T_g - T_i) + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f - Q_{PC} \quad (2)$$

En comparant l'équation (2) avec l'équation équivalente à la référence [1], équation (27), page 33 reproduite ci-dessous, on remarque qu'elles ne diffèrent que par les points suivants:

$$-\dot{m}_g C_{pg} \frac{dT_g}{dx} - \frac{d\dot{m}_g}{dx} C_{pg} (T_g - 300)$$

$$+ 2h_g R(T_s - T_g) - \dot{m}_f H_f - \alpha \beta \dot{m}_v H_v = 0$$

Le terme  $2h_g R(T_s - T_g)$  représente l'échange de chaleur entre le gaz et les anodes tandis que dans le modèle dynamique on considère l'échange de chaleur entre le gaz et la paroi ( $h_{TEQ}^P(T_M - T_g)$ ). Le signe (-) concernant les deux premiers termes vient du fait que l'intégration mathématique n'est pas effectuée dans le même sens physique. À la référence [1] on intègre le four de la sortie des gaz à l'entrée des gaz tandis que pour le modèle dynamique l'intégration se fait de l'entrée des gaz à la sortie des gaz. Finalement le terme  $Q_{PC}$  qui représente les pertes de chaleur à travers la conduite de gaz est inclus dans le modèle dynamique alors qu'il n'apparaît pas comme tel dans le modèle développé à la référence [1].

Discrétisation de l'équation (2).

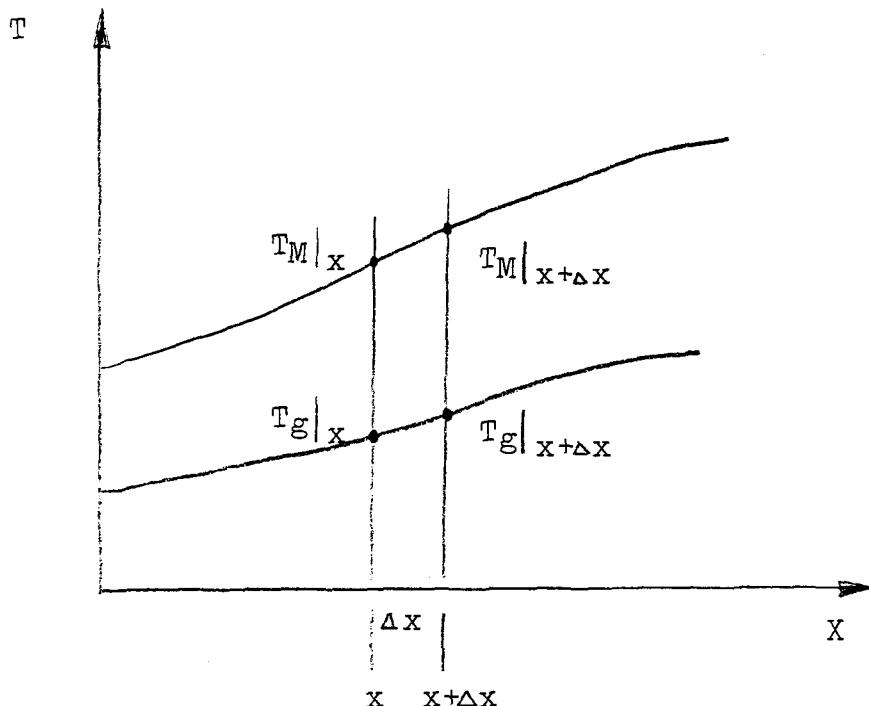


Figure 3.6 Discrétisation de l'équation des gaz

Discrétisation  $\frac{\partial T_g}{\partial x} = \frac{T_g|_{x + \Delta x} - T_g|_x}{\Delta x}$

$$T_{MM} = \frac{T_M|_x + T_M|_{x + \Delta x}}{2}$$

$$T_g = \frac{T_g|_x + T_g|_{x + \Delta x}}{2}$$

$$\frac{\dot{m}_g C_{pg}}{\Delta x} \left( T_g|_x + \Delta x - T_g|_x \right) = h_T P_{EQ} T_{MM}$$

$$- \frac{h_T P_{EQ}}{2} \left( T_g|_x + T_g|_x + \Delta x \right)$$

$$- \frac{\partial \dot{m}_q}{\partial x} \frac{C_{pq}}{2} \left( T_g|_x + T_g|_x + \Delta x \right)$$

$$+ \frac{\partial \dot{m}_q}{\partial x} C_{pq} T_i + \beta \dot{m}_V H_V + \dot{m}_f H_f - Q_{PC}$$

En posant que  $\frac{\Delta x}{\dot{m}_g C_{pg}} = B$  l'équation précédente devient:

$$\rightarrow T_g|_{x+\Delta x} - T_g|_x = B h_T P_{EQ} T_{MM} - \frac{B h_T}{2} P_{EQ} T_g|_x$$

$$- \frac{B h_T}{2} P_{EQ} T_g|_{x+\Delta x} - \frac{\partial \dot{m}_q}{\partial x} \frac{C_{pq}}{2} T_g|_x$$

$$- \frac{\partial \dot{m}_q}{\partial x} \frac{C_{pq}}{2} T_g|_{x+\Delta x} + \frac{\partial \dot{m}_q}{\partial x} C_{pq} T_i$$

$$+ B \beta \dot{m}_V H_V + B \dot{m}_f H_f - B \cdot Q_{PC}$$

$$\begin{aligned}
 T_g|_{x+\Delta x} &= \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( Bh_T P_{EQ} + \frac{\dot{Bm}_g}{\partial x} C_{pg} \right) \right] \\
 &= T_g|_x \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( Bh_T P_{EQ} + \frac{\dot{Bm}_g}{\partial x} C_{pg} \right) \right] \\
 &\quad + Bh_T P_{EQ} T_{MM} + \frac{\dot{Bm}_g}{\partial x} C_{pg} T_i \\
 &\quad + B\beta m_V H_V + Bm_f H_f - BQ_{PC}
 \end{aligned}$$

Définissons  $Bh_T P_{EQ} = E$

$$\frac{\dot{Bm}_g}{\partial x} C_{pg} = G$$

$$1 + \frac{1}{2} (E + G) = D1$$

$$1 - \frac{1}{2} (E + G) = D2$$

Il s'ensuit que:

$$\begin{aligned}
 \Rightarrow D1 T_g|_{x+\Delta x} &= D2 T_g|_x + E T_{MM} + GT_i \\
 &\quad + B\beta m_V H_V + Bm_f H_f - B Q_{PC}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 T_g|_{x+\Delta x} &= \frac{D2}{D1} T_g|_x + \frac{E}{D1} T_{MM} + \frac{G}{D1} T_i \\
 &\quad + \frac{B}{D1} (\beta m_V H_V + m_f H_f) - \frac{B}{D1} Q_{PC}
 \end{aligned} \tag{2-A}$$

Si on veut résoudre de façon à déterminer la quantité de combustible ( $\dot{m}_f$ ), alors:

$$\dot{m}_f H_f = D1 T_g|_{x+\Delta x} - D2 T_g|_x - E T_{MM} - G T_i - B \beta \dot{m}_V H_V + B Q_{PC}$$

$$\dot{m}_f H_f = \frac{D1}{B} T_g|_{x+\Delta x} - \frac{D2}{B} T_g|_x - \frac{E}{B} T_{MM} - \frac{G}{B} T_i - \beta \dot{m}_V H_V + Q_{PC} \quad (2-B)$$

### 3.3.2 Équation de bilan d'énergie pour les solides

L'équation qui régit le transfert de chaleur par conduction en régime non-établi est la suivante:

$$k_s \frac{\partial^2 T_s}{\partial Z^2} - Q_p = \rho_s c_{ps} \frac{\partial T_s}{\partial t} \quad (3)$$

Pour le cas particulier qui nous occupe l'équation 3 peut être réécrite:

$$k_s A_{pz} \frac{\partial^2 T_s}{\partial Z^2} - \frac{Q_{ps}^* A_{PER}}{\Delta Z} = \rho_s A_{pz} c_{ps} \frac{\partial T_s}{\partial t}$$

où  $A_{pz}$  : section perpendiculaire à  $Z(m^2)$

$Q_{ps}^*$  : pertes combinées par le sommet et par le fond des anodes ( $W/m^2$ )

$A_{PER}$ : surface perpendiculaire à l'écoulement de chaleur considéré comme perte ( $m^2$ )

On discrétise cette équation pour des tranches de longueur  $\Delta Z$  suivant une formule explicite.

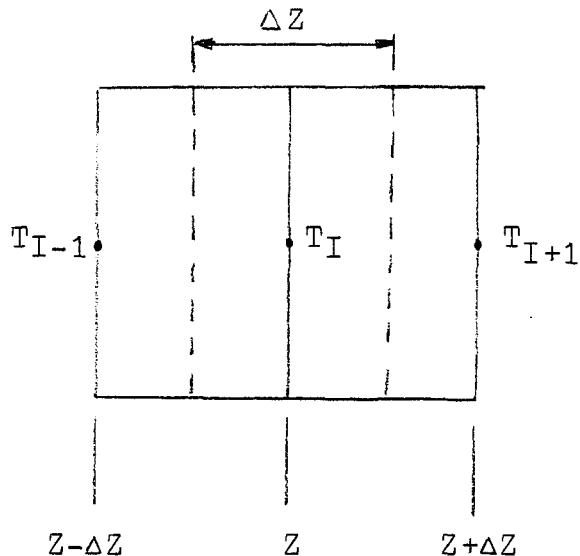


Figure 3.7 Discrétisation de l'équation des solides

Le terme  $k_s A_{PZ} \frac{\partial^2 T_s}{\partial Z^2}$  s'écrit:

$$\frac{-k_s A_{PZ}(T_I - T_{I-1})}{\Delta Z} + \frac{k_s A_{PZ}(T_{I+1} - T_I)}{\Delta Z}$$

d'où

$$\frac{-k_s A_{PZ}(T_I - T_{I-1})}{\Delta Z} + \frac{k_s A_{PZ}(T_{I+1} - T_I)}{\Delta Z} - \frac{Q_{PS}^* A_{PER}}{\Delta Z} = \rho_s A_{PZ} C_{ps} \frac{T_I^* - T_I}{\Delta t}$$

$$\frac{-\Delta t k_s A_{PZ}(T_I - T_{I-1})}{\rho_s A_{PZ} C_{ps} \Delta Z^2} + \frac{\Delta t k_s A_{PZ}(T_{I+1} - T_I)}{\rho_s A_{PZ} C_{ps} \Delta Z^2} - \frac{\Delta t Q_{PS}^* A_{PER}}{\rho_s A_{PZ} \Delta Z C_{ps}} = T_I^* - T_I$$

$$T_I^* = T_I - \frac{\Delta t k_s A_{PZ} (T_I - T_{I-1})}{\rho_s A_{PZ} C_{ps} \Delta Z^2} + \frac{\Delta t k_s A_{PZ} (T_{I+1} - T_I)}{\rho_s A_{PZ} C_{ps} \Delta Z^2} - \frac{\Delta t Q_{PS}^* A_{PER}}{\rho_s A_{PZ} C_{ps} \Delta Z}$$

$$= T_I + \frac{\Delta t}{\Delta Z \rho_s C_{ps}} \left[ \frac{T_{I-1} - T_I}{\Delta Z / k_s} + \frac{T_{I+1} - T_I}{\Delta Z / k_s} \right] - \frac{\Delta t Q_{PS}^*}{\rho_s C_{ps} \frac{A_{PZ} \Delta Z}{A_{PER}}} \quad (4)$$

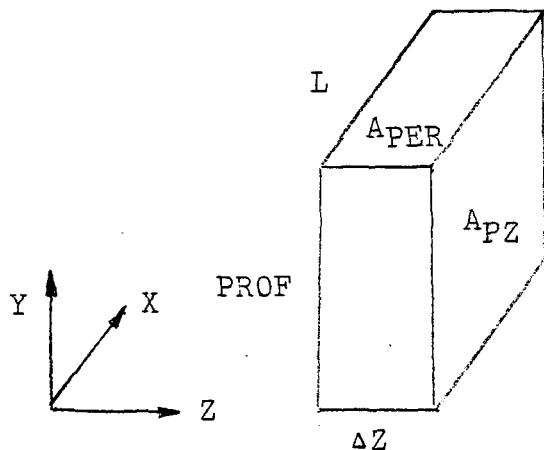


Figure 3.8 Croquis d'une section des solides

$$A_{PZ} = L \times PROF$$

$$A_{PER} = L \times \Delta Z$$

$$VOLUME = L \times PROF \times \Delta Z$$

$$= A_{PZ} \Delta Z = A_{PER} \times PROF$$

d'où  $\frac{A_{PZ} \Delta Z}{A_{PER}} = PROF$

Donc,

$$\frac{\frac{Q_{PS}^*}{A_{PZ} \Delta Z}}{A_{PER}} = \frac{Q_{PS}^*}{PROF} = \frac{Q_{PS}}{PROF \times \Delta Z_{TOT}}$$

L'équation (4) peut être réécrite:

$$T_I^* = T_I + \text{CONST} \left[ \frac{T_{I-1} - T_I}{\text{RES}} + \frac{T_{I+1} - T_I}{\text{RES}} \right] - \frac{\text{CONST1} \times Q_{PS}}{\text{SECTSOL}}$$

où:  $\text{CONST} = \frac{\Delta t}{\Delta Z \rho_s C_{ps}}$        $\text{CONST1} = \frac{\Delta t}{\rho_s C_{ps}}$

$$\text{RES} = \frac{\Delta Z}{k_s} \quad \text{SECTSOL} = \text{PROF} \times \Delta Z_{TOT}$$

Lorsque le noeud I est situé sur la frontière convective le terme  $\frac{T_{I-1} - T_i}{\text{RES}}$  est remplacé par le flux de chaleur transmis à travers cette frontière.

### 3.3.3 Équation de bilan de quantité de mouvement

Considérons un élément de volume tel que représenté à la

Figure 3.9.

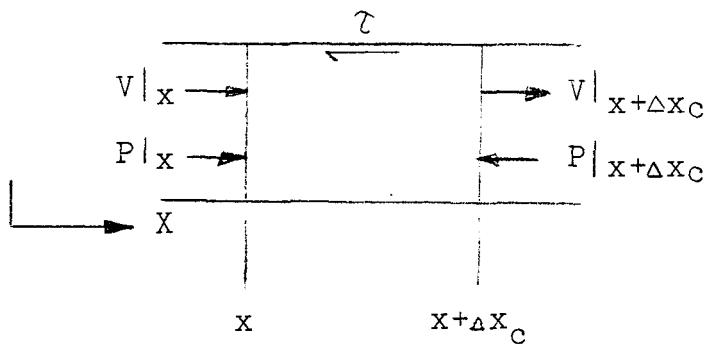


Figure 3.9 Élément différentiel d'une section des gaz  
(Bilan de quantité de mouvement)

Un bilan de quantité de mouvement s'exprime ainsi:

$$\Sigma F|_x = \text{variation de la quantité de mouvement}$$

où  $\Sigma F|x = A_c P|x - A_c P|x + \Delta x_C - \tau \times \text{PER} \times \Delta x_C$

et variation de la quantité de mouvement =  $\rho g A_c V^2 |_x + \Delta x_c - \rho g A_c V^2 |_x$

$$\text{Ainsi } A_c P |_x - A_c P |_{x+\Delta x_c} - \tau \times \text{PER} \times \Delta x_c = \rho g A_c V^2 |_x + \Delta x_c - \rho g A_c V^2 |_x$$

$$\left( \rho g A_c V^2 |_x + \Delta x_c - \rho g A_c V^2 |_x \right) + \left( A_c P |_x + \Delta x_c - A_c P |_x \right) + \tau \times \text{PER} \times \Delta x_c = 0 \quad (5)$$

$$\rho g A_c V^2 : \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \times \text{m}^2 \times \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2} : \frac{\text{kgm}}{\text{s}^2} : \text{N}$$

$$A_c P : \text{m}^2 \frac{\text{N}}{\text{m}^2} : \text{N}$$

$$\tau \times \text{PER} \times \Delta x_c : \frac{\text{N}}{\text{m}^2} \times \text{m} \times \text{m} : \text{N}$$

puisque

$$\tau = \frac{\gamma h_L}{2l} r \quad \text{tiré de la référence [9]}$$

$\gamma$ : poids volumique ( $\text{N}/\text{m}^3$ )

$l$ : longueur de la conduite ( $\text{m}$ )

$r$ : rayon de la conduite ( $\text{m}$ )

et que

$$h_L = f \frac{l}{d} \frac{V_g^2}{2g_n}$$

$d$ : diamètre de la conduite

$h_L$ : pertes de charge "head loss"

$$g_n: \text{constante} = 9,8 \frac{\text{N}}{\text{kg}}$$

on obtient:

$$\tau = \frac{\gamma r}{2} \times \frac{f V_g^2}{d \cdot 2g_n} = \frac{f \gamma r V_g^2}{4g_n d}$$

$$\frac{\gamma}{g_n} = \rho_g \text{ et } \frac{r}{d} = \frac{1}{2}$$

$$\rightarrow \tau = \frac{f \rho_g V_g^2}{8}$$

Si on divise l'équation (5) par  $A_c \Delta x_c$  et on fait tendre  $\Delta x_c$  vers 0:

$$\rightarrow \frac{d(\rho_g V_g^2)}{dx} + \frac{dP}{dx} + \frac{f \rho_g V_g^2}{8A_c} PER = 0$$

$$\text{Puisque } D_e = \frac{4A_c}{PER} \rightarrow \frac{8A_c}{PER} = 2D_e$$

$$\frac{d(\rho_g V_g^2)}{dx} + \frac{dP}{dx} + \frac{f \rho_g V_g^2}{2D_e} = 0$$

$$\frac{d\rho_g}{dx} V_g^2 + 2\rho_g V_g \frac{dV_g}{dx} + \frac{dP}{dx} + \frac{f \rho_g}{2D_e} V_g^2 = 0 \quad (6)$$

Discrétisation de l'équation (6).

$$b \bar{V}_g^2 \frac{(\rho_{g_{i+1}} - \rho_{g_i})}{\Delta x_c} + 2b \rho_g \bar{V}_g \frac{(V_{g_{i+1}} - V_{g_i})}{\Delta x_c} + \frac{(p_{i+1} - p_i)}{\Delta x_c} + \frac{f}{\rho_g} \frac{1}{2D_e} \bar{V}_g^2 = 0$$

$$\rightarrow b \bar{V}_g^2 \left( \rho_{g_{i+1}} - \rho_{g_i} \right) + 2b\bar{\rho}_g \bar{V}_g \left( V_{g_{i+1}} - V_{g_i} \right) + \left( p_{i+1} - p_i \right) + \frac{\bar{\rho}_g f}{2D_e} \bar{V}_g^2 \Delta x_c = 0 \quad (7)$$

b: facteur qui s'applique si l'infiltration n'a pas perdu toute sa composante perpendiculaire de vitesse

$\Delta x_c$ : est différent du pas d'intégration  $\Delta x$  car il tient compte de la longueur équivalente de la conduite.

$$\Delta x_c = \frac{\Delta x \times L_e}{5}$$

Pour solutionner l'équation (7) on pose:

$$\rho_{g_{i+1}} = \rho_{g_i}$$

$$\bar{\rho}_g = \rho_{g_i}$$

$$\bar{V}_g = \frac{V_{g_{i+1}} + V_{g_i}}{2}$$

d'où  $2 \bar{V}_g \left( V_{g_{i+1}} - V_{g_i} \right) = V_{g_{i+1}}^2 - V_{g_i}^2$

L'équation (7) devient:

$$b \rho_{g_i} \left( V_{g_{i+1}}^2 - V_{g_i}^2 \right) + \left( p_{i+1} - p_i \right) + \frac{f \rho_{g_i} \bar{V}_g^2 \Delta x_c}{2D_e} = 0$$

$$P_{i+1} - P_i = b \rho g_j \left( V_{g_j}^2 - V_{g_{j+1}}^2 \right) - \frac{f \rho g_j \bar{V}_g^2 \Delta x_c}{2 D_e} \quad (8)$$

L'équation (8) n'est plus applicable lorsqu'une ouverture, par un ouvreau ou un regard, est créée dans la conduite.

Dans ce cas, les équations suivantes s'appliquent.

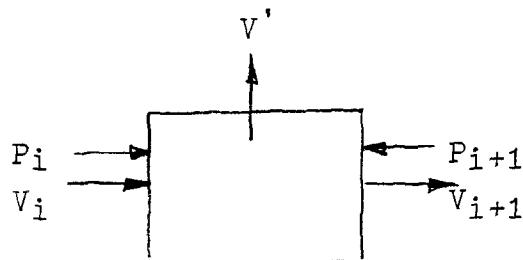


Figure 3.10 Schéma d'une ouverture

Quantité de mouvement  $P_{i+1} - P_i = b \rho g \left( V_{g_j}^2 - V_{g_{j+1}}^2 \right)$  (9)

Conservation de la masse  $A_c V_{g_j} = A_c V_{g_{j+1}} + A' V'$  (10)

Équation de l'ouverture  $A' V' = Y C A' \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho_g}}$  (11)

où  $\Delta P = \frac{P_i + P_{i+1}}{2} - P_{ATM}$

### 3.4 MÉTHODE DE RÉSOLUTION

#### 3.4.1 Procédure générale

Les équations développées dans la section précédente sont résolues de façon à reproduire le plus fidèlement possible l'opération réelle du four. Le point essentiel repose sur le fait que les anodes sont stationnaires durant une période de temps correspondant à une période de permutation et que ce sont les rampes de brûleurs ainsi que les pipes de refroidissement et d'aspiration qui sont déplacées avant de débuter une autre période de cuisson.

La méthode de résolution consiste à déterminer pour un temps donné, le profil de températures des gaz, le long de la conduite qui correspond à un profil de température de paroi. Une fois ce profil de température de gaz calculé, on est en mesure d'imposer à la paroi le flux de chaleur échangé et déterminer l'évolution des températures à l'intérieur des solides durant un intervalle de temps  $\Delta t$  donné. On répète ainsi cette procédure jusqu'à ce que le nombre total d'intervalles de temps soit égal au temps total de simulation.

Il s'agit donc de solutionner l'équation de transfert de chaleur par conduction en régime dynamique pour les solides ainsi que celle du bilan d'énergie pour les gaz. Lorsque le temps de simulation correspond à l'instant d'une permutation, le modèle effectue la permutation des brûleurs et des pipes de gaz. Il s'agit en fait de décaler de 5 mètres les profils de température (temp. à 10 mètres = temp. à 5 mètres). La même procédure de résolution des équations est alors reprise pour simuler le comportement du four durant une seconde période.

Cette procédure est réalisée jusqu'à ce que le régime permanent soit atteint. Le régime permanent ou régime établi est défini comme étant le régime atteint lorsque la distribution des températures à l'intérieur des solides, pour un âge du feu donné, est la même que celle obtenue pour le même âge du feu mais pour la période de permutation précédente. En régime établi on obtient donc une répétition des distributions de températures à des intervalles correspondant à la période de permutation.

Dans la dynamique du four, les températures à l'intérieur des solides ainsi que celle du gaz de même que le flux de chaleur transmis ou retiré à la paroi, varient de façon continue en fonction du temps. On discrétise cette dynamique de façon conventionnelle en découplant le temps total de cuisson en tranches dont la durée est égale au pas de temps choisi. Pour les fins de résolution on considère que les températures de gaz et de paroi ainsi que le flux de chaleur échangé entre le gaz et la paroi sont constants durant tout l'intervalle de temps considéré (pas de temps). Au début de chaque intervalle on réévalue la distribution de température du gaz le long du four et on impose ensuite à la paroi le flux de chaleur calculé. Par la solution de l'équation de Fourier on obtient la distribution de températures à l'intérieur des solides à la fin de l'intervalle de temps. On répète ce processus jusqu'à ce l'on considère que le régime établi soit atteint.

L'algorithme présenté à la Figure 3.11 illustre le processus de résolution. La méthode qui consiste à obtenir le profil initial des températures à l'intérieur des solides sera expliquée dans une section subséquente.

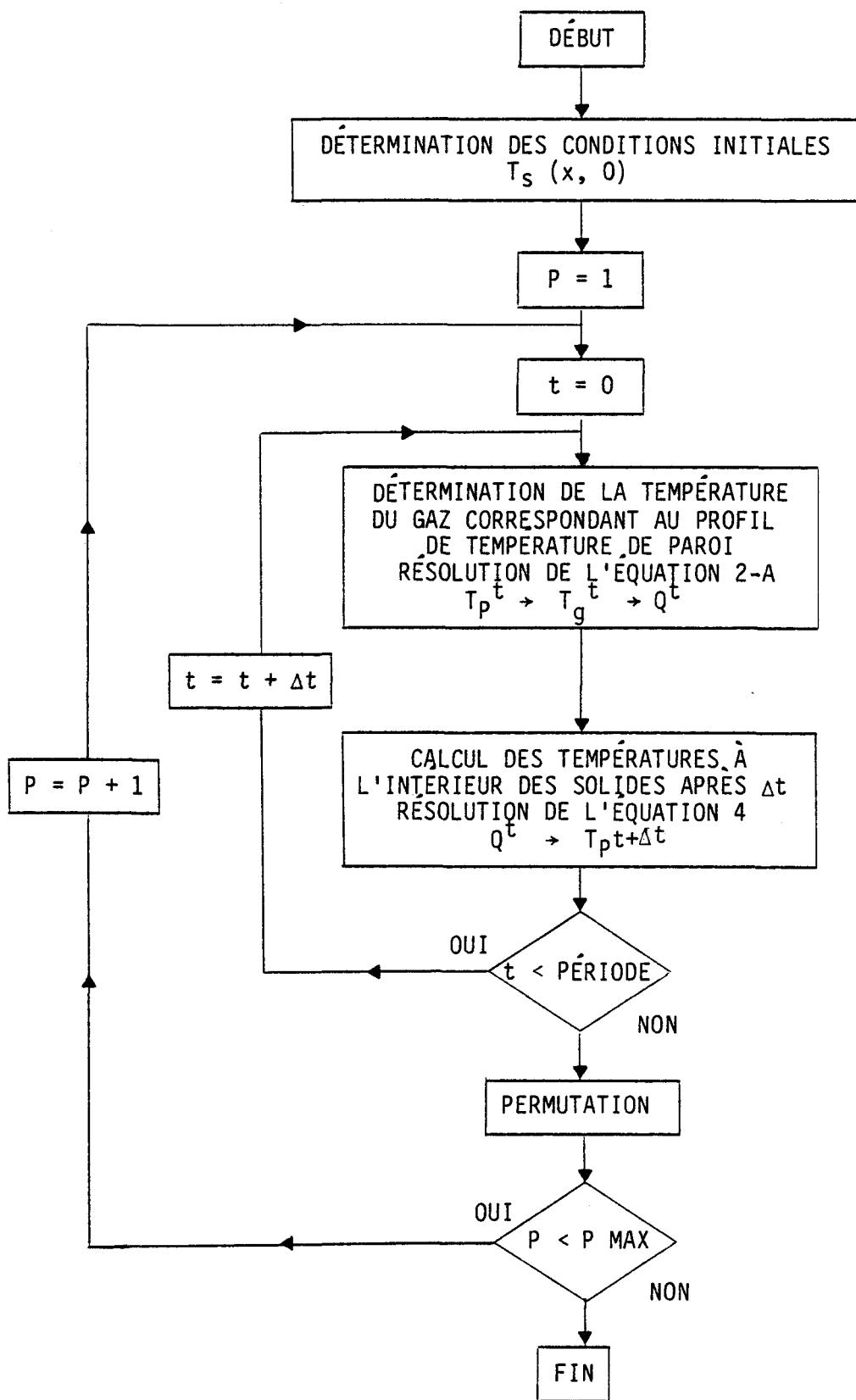


Figure 3.11 algorithme du modèle dynamique

Les définitions suivantes sont relatives à la Figure 3.11:

$T_s(x,0)$  : température à l'intérieur des solides pour tout  $x$  au temps  $t = 0$

$P$  : numéro de la période de permutation

$t$  : temps de simulation

$\Delta t$  : pas de temps

$T_p^t$  : température de paroi au temps  $t$  pour tout  $x$

$T_g^t$  : température du gaz au temps  $t$  pour tout  $x$

$Q^t$  : chaleur échangée entre la paroi et le gaz au temps  $t$

$T_p^{t+\Delta t}$  : température de paroi au temps  $t+\Delta t$  pour tout  $x$

PÉRIODE : durée de la période de permutation

P MAX : nombre maximum de périodes de permutation

Il est intéressant de noter que l'hypothèse simplificatrice, qui veut que le terme représentant l'accumulation d'énergie pour les gaz soit négligeable, permet d'alléger de beaucoup la résolution.

En effet, cette simplification permet de découpler les deux équations de bilan d'énergie (gaz et solides). Il est alors possible de

résoudre séquentiellement chacune des équations sans avoir à effectuer une boucle de retour pour recalculer la distribution des températures. On diminue ainsi de beaucoup le temps de calcul.

Le principe de résolution illustré à la Figure 3.11 est un principe général qui s'applique aussi bien pour les chambres situées dans la section de préchauffage ou dans la section de refroidissement. L'intégration de l'équation des gaz (équation 2) s'effectue de l'entrée de la conduite jusqu'à la pipe d'aspiration. Cependant, la méthode de résolution adoptée est quelque peu différente lorsque la section considérée correspond à une section se trouvant à l'intérieur des chambres où sont placées les rampes de brûleurs. Car pour ces chambres, l'opération du four est telle que le débit d'huile, c'est-à-dire l'énergie transmise au gaz, est ajusté de façon à maintenir une température de paroi constante (chambre 4, Figure 2.3) ou à imposer une montée linéaire aux températures de paroi (chambre 3, Figure 2.3). On doit donc, pour ces chambres, calculer quel doit être l'apport d'énergie provenant du combustible, c'est-à-dire calculer le débit de mazout.

### 3.4.2 Procédure pour les chambres soumises aux feux

La méthode développée permet de calculer la température des gaz ainsi que la consommation de mazout après avoir calculé la température de paroi cible.

Dans les chambres soumises aux feux, les températures des gaz et de la paroi s'établissent en fonction de la quantité de mazout qui brûle ainsi que de la valeur du coefficient de transfert total. Le contrôle du four est effectué en mesurant la température des gaz et en

ajustant la quantité de mazout injectée de façon à obtenir une température de gaz le plus près possible d'une température cible.

Dans un modèle mathématique, le but est de simuler le comportement du four et non le mode de contrôle. Il a donc fallu développer une méthode qui, tout en optimisant le temps de calcul, reflète quand même le comportement de la fournaise.

Le principe utilisé consiste à déterminer la quantité de chaleur qu'il faut fournir à la paroi de brique pour que celle-ci évolue selon la cible désirée. Une fois cette quantité de chaleur déterminée, il est alors possible de calculer la quantité de combustible qui doit être injectée. Les cibles de température de paroi sont de deux types selon la chambre considérée. On impose soit une température de paroi constante (chambre n° 4) ou soit une montée linéaire en fonction du temps (chambre n° 3).

La méthode consiste à déterminer le flux de chaleur qu'il faut fournir à la paroi pour que la température cible soit atteinte. Ceci s'effectue par itération en supposant un flux quelconque de chaleur et en enregistrant la température de paroi après un intervalle  $\Delta t$ . Le flux de chaleur recherché est obtenu lorsque la température de paroi correspond à la température cible. Cette opération est effectuée pour chacune des positions de référence ( $X_n$  Figure 3.2) à l'intérieur des chambres soumises aux feux.

On calcule ensuite le coefficient de transfert total ce qui permet de déterminer la température des gaz aux positions considérées.

$$\text{Flux de chaleur échangé} = \frac{Q_{ECH}}{A_{PZ}} = Q_{ECH} = h_T(T_g - T_p)$$

$$T_g = T_p + Q_{ECH}/h_T$$

On revient ensuite à l'équation de bilan d'énergie des gaz où l'on calcule la consommation de mazout pour maintenir le profil de températures des gaz. Puisque le modèle ne tient pas compte de la profondeur  $Y$ , on suppose que la combustion s'effectue sur toute la longueur  $X$  des chambres soumises aux feux. Ceci est une approximation car rigoureusement la flamme ne couvrirait qu'une partie de la conduite.

L'algorithme de la Figure 3.12 illustre de façon plus systématique la démarche suivie pour le calcul dans les chambres soumises aux feux.

#### 3.4.3 Résolution de l'équation de bilan de quantité de mouvement

Pour une tranche donnée, la résolution de cette équation s'effectue avant celle du bilan d'énergie sur les gaz. La condition aux limites demande que l'on fixe la valeur du débit massique à l'entrée de la conduite.

L'équation de bilan de quantité de mouvement se résout de façon itérative. L'algorithme présenté à la Figure 3.13 explique l'enchaînement des différentes opérations.

#### 3.5 COEFFICIENT DE TRANSFERT TOTAL

Le coefficient de transfert total est la somme du coefficient de transfert par convection et du coefficient de transfert de chaleur par rayonnement.  $h_T = h_{\text{CONV}} + h_{\text{RAD}}$

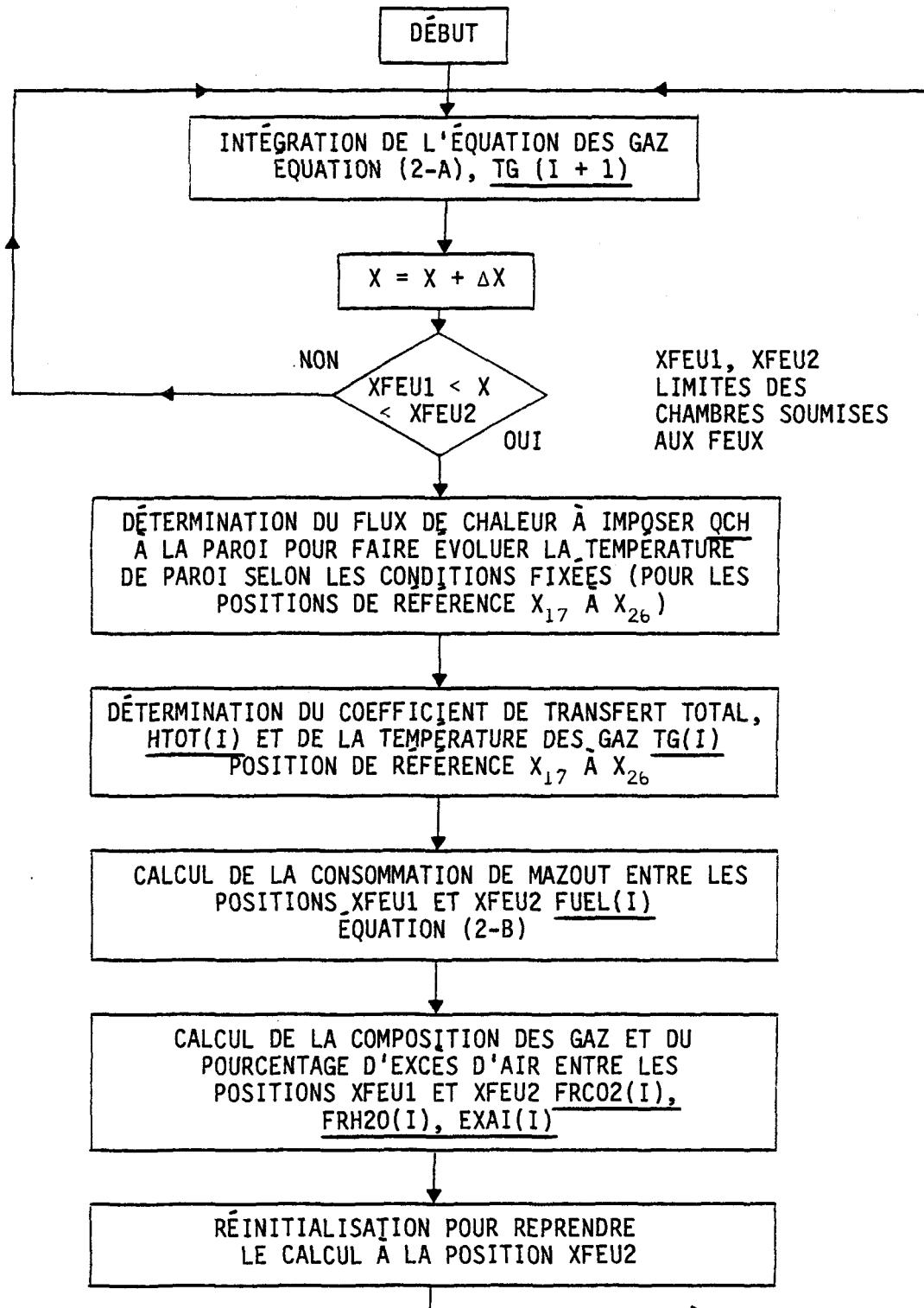


Figure 3.12 Algorithme pour la résolution de l'équation des gaz à l'intérieur des chambres soumises aux feux

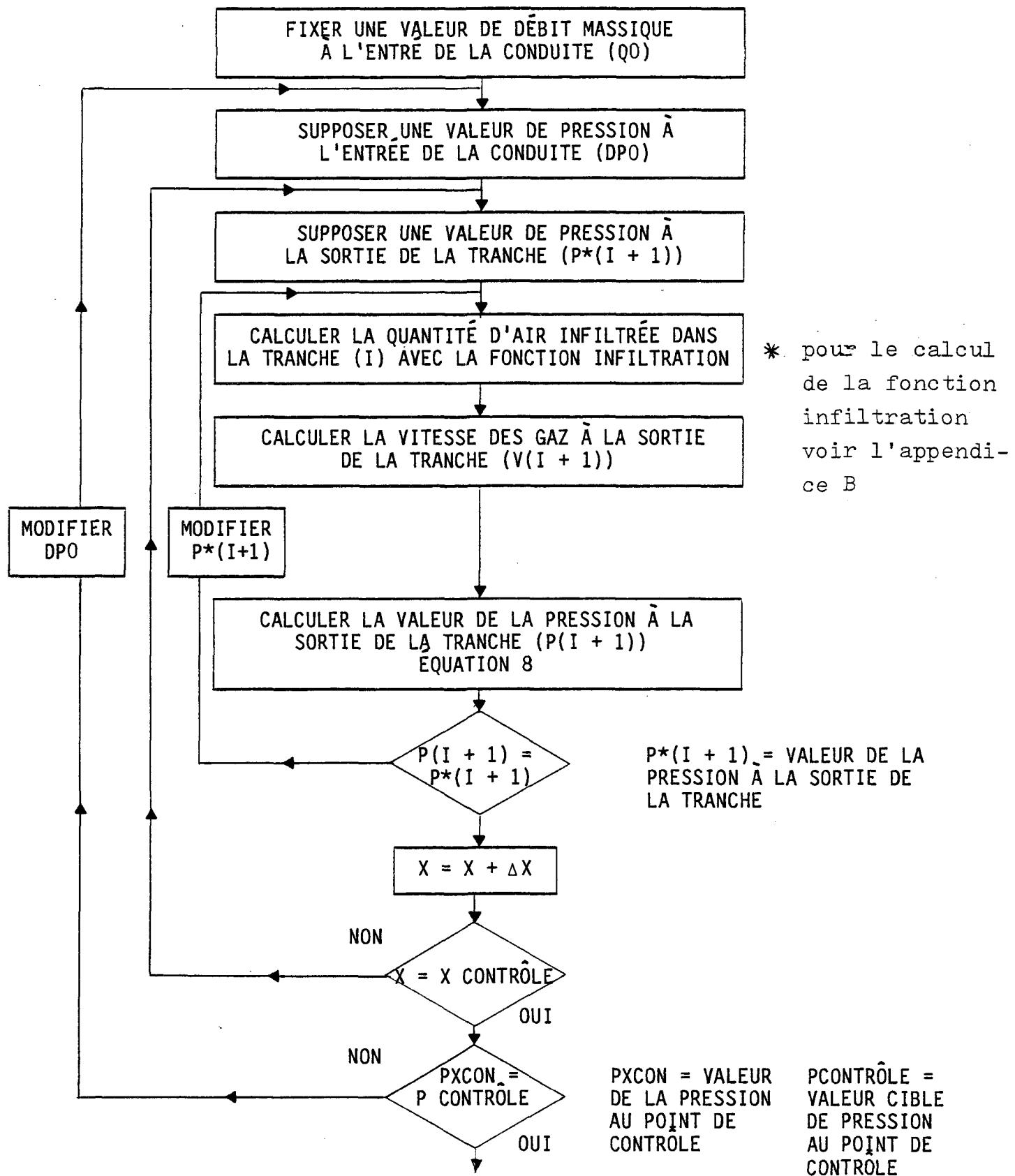


Figure 3.13 Algorithme pour la résolution de l'équation de bilan de quantité de mouvement

### 3.5.1 Coefficient de transfert de chaleur par convection

Le coefficient de transfert de chaleur par convection est partie intégrante de la définition du nombre de Nusselt.

$$\text{Nu} = \frac{h_{\text{CONV}} D_e}{k_g} \quad \text{d'où} \quad h_{\text{CONV}} = \frac{k_g}{D_e} \times \text{Nu}$$

Le nombre de Nusselt est calculé par la corrélation de Dittus-Boelter tiré de la référence [10]. Cette équation est valide lorsque l'écoulement est turbulent ce qui est le cas pour les simulations effectuées puisque le nombre de Reynolds varie entre 4000 et 20000.

$$\text{Nu} = 0,023 \text{ Re}^{0,8} \text{ Pr}^n$$

où  $n = 0,4$  pour chauffage du gaz

$= 0,3$  pour refroidissement du gaz

$$\text{Re} = \frac{D_e V g^\circ g}{\mu g}$$

$$\text{Pr} = \frac{\mu g C_{pg}}{k_g} = \text{constante} = 0,71$$

d'où

$$h_{\text{CONV}} = \frac{k_g}{D_e} \times 0,023 \left( \frac{D_e V g^\circ g}{\mu g} \right)^{0,8} 0,71^n$$

Cette équation est valide pour les valeurs de  $L/D_e$  supérieures à 60,  $L$  étant la longueur de la conduite à partir de l'entrée. Puisque pour la conduite du four de Grande-Baie  $D_e = 0,45$ , la longueur minimale est donc 27 mètres. Cependant, par la présence des chicanes, la distance parcourue par les gaz dans la conduite est 3,4 (17/5) fois supérieure à la longueur d'une chambre. Donc, cette équation est valide pour des valeurs de  $X$  plus grandes que 7,95 mètres.

Pour les valeurs de  $L/D_e$  inférieures à 60, les corrections suivantes doivent être faites.

$$h_{\text{CONV}}^* = h_{\text{CONV}} \left[ 1 + \left( \frac{D_e}{L} \right)^{0,7} \right]$$

pour  $\frac{L}{D_e} < 20$

$$h_{\text{CONV}}^* = h_{\text{CONV}} \left[ 1 + \frac{6 D_e}{L} \right]$$

pour  $20 < \frac{L}{D_e} < 60$

### 3.5.2 Coefficient de transfert de chaleur par rayonnement

Le coefficient de transfert par rayonnement est défini comme étant<sup>1</sup>:

$$h_{\text{RAD}} = \epsilon_{\text{TOT}} \sigma \left( T_g^3 + T_g T_M^2 + T_g^2 T_M + T_M^3 \right)$$

---

<sup>1</sup> Référence [10], page 21.

Le facteur d'émission  $\epsilon_{TOT}$  étant calculé comme suit<sup>2</sup>:

$$\epsilon_{TOT} = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_0} + \frac{1}{\epsilon_g} - 1}$$

Cette équation est valide lorsque le gaz est considéré comme étant gris (facteur d'émission  $\epsilon_g$ ) et que le facteur d'émission de la paroi environnante est  $\epsilon_0$ . Dans ce modèle la valeur de  $\epsilon_0$  est prise égale à 0,9. Le facteur d'émission des gaz est variable et dépend de sa composition: les constituants principaux qui influencent la valeur du facteur d'émission sont la vapeur d'eau ( $H_2O$ ) et le bioxyde de carbone ( $CO_2$ )<sup>3</sup>. Ceux-ci sont formés lors de la combustion de l'huile ou des produits volatils.

$$\epsilon_g = C_{H_2O} \epsilon_{H_2O} + C_{CO_2} \epsilon_{CO_2} - \Delta\epsilon$$

$\epsilon_{H_2O}$  : facteur d'émission de la vapeur d'eau

$\epsilon_{CO_2}$  : facteur d'émission du bioxyde de carbone

$\Delta\epsilon$  : facteur de correction pour bandes chevauchantes de longueurs d'ondes  $\approx 0.0$

$C_{H_2O, CO}$  : facteurs de correction pour pressions différentes de 1 atmosphère  $\approx 1.0$

d'où

$$\epsilon_g = \epsilon_{H_2O} + \epsilon_{CO_2}$$

$\epsilon_{H_2O}$  et  $\epsilon_{CO_2}$  sont calculés en connaissant la pression partielle de  $H_2O$  et de  $CO_2$ . Les détails de calcul sont élaborés dans l'Appendice B.6.

<sup>2</sup> Référence [11], page 193.

<sup>3</sup> Référence [10], page 353.

### 3.6 MATIÈRES VOLATILES

Les anodes sont composées de carbone et de brai qui sert de liant. C'est dans le brai que l'on retrouve les composants appelés volatiles car ceux-ci sont libérés lors de la montée en température des anodes. Ces matières volatiles sont de l'hydrogène ( $H_2$ ), du méthane ( $CH_4$ ) et des hydrocarbures lourds ( $C_xH_y$ ).<sup>4</sup> Ces substances brûlent dans les conduites constituant ainsi une énergie gratuite. Le modèle doit donc être capable de prédire le dégagement de ces matières volatiles ainsi que l'énergie provenant de leur combustion.

Puisque le dégagement ainsi que la combustion de ces matières sont des phénomènes fort complexes, la simulation approfondie de ceux-ci déborde le cadre de l'étude en cours. Pour quantifier la combustion en question nous avons recours à des données citées dans la littérature pour des substances similaires.

La procédure de calcul des volatiles est la même que celle utilisée par Bui, Charette et Bourgeois pour le modèle statique du four de cuisson d'anodes [1]. Dans un premier temps, on veut déterminer le débit massique d'hydrogène, de méthane et d'hydrocarbures lourds  $C_xH_y$ .

Les courbes expérimentales disponibles représentent pour chaque constituant la quantité totale dégagée, en pourcentage de poids des anodes, en fonction de la température de ces dernières. Basé sur ces résultats il est relativement facile d'obtenir les débits massiques de

---

<sup>4</sup> Référence [18].

chaque constituant lorsque l'on connaît la montée en température des anodes. Pour simplifier les calculs dans cette version du modèle, les courbes de dégagement sont basées sur une montée en température des anodes approximative (Figure B.2.1).

Les courbes de dégagement des volatiles fournissent la quantité de matière dégagée en kg de composante par kg d'anode en fonction de la température d'anode. En multipliant par 1944 kg d'anode par mètre de four, on obtient le nombre de kilogrammes dégagés par mètre en fonction de la température des anodes. Le débit massique est alors déterminé par la relation suivante:

$$\dot{m} = \frac{\partial m}{\partial t} = \frac{\frac{\partial m}{\partial T_a} \times \frac{\partial T_a}{\partial t}}{3600} \left[ \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]$$

$\frac{\partial m}{\partial T_a}$  est la pente calculée à partir des courbes expérimentales de dégagement  $\left[ \frac{\text{kg d'une composante}}{\text{mètre} \times {}^\circ\text{C}} \right]$

$\frac{\partial T_a}{\partial t}$  est le taux de variation de la température des anodes  $\left[ \frac{{}^\circ\text{C}}{\text{h}} \right]$

Ce calcul est effectué pour chaque constituant des matières volatiles, soit: l'hydrogène, le méthane et les hydrocarbures lourds.

Pour être en accord avec les variables utilisées dans le bilan d'énergie de gaz, on calcule l'énergie libérée par les volatiles en multipliant le débit massique par la chaleur de combustion. La sommation de ces valeurs pour les trois constituants donnera le terme général  $\dot{m}_V H_V$  dans l'équation (2).

C'est-à-dire:

$$\dot{m}_V H_V = \dot{m}_{H_2} H_{H_2} + \dot{m}_{CH_4} H_{CH_4} + \dot{m}_{C_x H_y} H_{C_x H_y}$$

où<sup>5</sup>:

$$H_{H_2} = 142 \times 10^6 \text{ J/kg}$$

$$H_{CH_4} = 55,5 \times 10^6 \text{ J/kg}$$

$$H_{C_x H_y} = 39,8 \times 10^6 \text{ J/kg}$$

Les courbes concernant ces calculs sont données à l'Appendice

B.2.

### 3.7 PERTES THERMIQUES

Les pertes thermiques sont considérées selon trois possibilités:

- Pertes à travers la conduite (gaz);
- Pertes à l'environnement (partie supérieure des anodes)
- Pertes par les fondations (partie inférieure des anodes)

Pour le modèle faisant l'objet de ces travaux, les diverses valeurs de pertes sont considérées comme étant fonction de l'axe longitudinal du four (direction X) et comme étant constantes dans le temps. Les valeurs de ces fonctions ne sont pas calculées dans ce modèle mais ont été calculées par un programme d'éléments finis conçu spécifiquement pour ce cas (référence [16]).

Les fonctions utilisées sont illustrées à l'Appendice B.3. Celles-ci sont les versions les plus récentes obtenues au moment de la réalisation de ces travaux.

---

<sup>5</sup> Référence [1]

### 3.8 DISTRIBUTION INITIALE DES TEMPÉRATURES

Le modèle développé étant un modèle dynamique il requiert, pour sa résolution, une distribution initiale des températures à l'intérieur des solides.

Le profil initial le plus simple est bien sûr celui où la température est uniforme à l'intérieur de tous les solides. Ceci représente l'état du four au début de ce qui est appelé un démarrage.

Le démarrage est une opération dont le déroulement est très différent de l'opération normale du four. À l'Usine Grande-Baie il s'étend sur une période de 132 heures. Durant cette période le nombre de chambres du four est graduellement augmenté pour finalement être porté à sept chambres après 132 heures. Le Tableau 3.1 donne la description des différentes étapes d'un démarrage.

TABLEAU 3.1  
ÉTAPES D'UN DÉMARRAGE

ÉTAPE	DURÉE (HEURES)	TEMPS ÉCoulé DEPUIS DEPART (HEURES)	NOMBRE DE CHAMBRES	TYPE DE BRûLEURS
1	52	52	3	Propane
2	28	80	4	Propane
3	28	108	5	Propane-Huile
4	24	132	6	Huile

Le démarrage du four est une opération qui, pour l'instant, ne peut être simulée par le modèle sous sa forme actuelle. Certaines modifications doivent y être apportées avant que celui-ci puisse simuler

une telle opération. Les modifications devront permettre au modèle de tenir compte des points suivants:

- Nombre total variable de chambres.
- Nombre variable de chambres soumises aux feux.
- Étape de durée variable.
- Deux types de combustible (simultanément).
- Ajustement variable de la dépression.
- Nombre variable d'ouvertures.

Pour utiliser le modèle sans avoir à modéliser le démarrage, il a donc fallu développer une méthode permettant d'obtenir une distribution initiale des températures à l'intérieur des solides. Au Chapitre 4 on démontrera que la distribution initiale des températures n'a pas d'influence sur les distributions de températures obtenues en régime établi. Elle est quand même nécessaire pour permettre au modèle de fonctionner.

En fait on évalue de façon approchée une distribution initiale et c'est par la simulation ultérieure que les distributions de températures correspondant au régime permanent sont calculées.

Les explications suivantes concernant la méthode utilisée sont basées sur l'illustration des profils à la Figure 3.14. Sur cette figure, le point ① représente la température de paroi pour la position  $X = 30,8$  mètres à 0 heure, le point ② la température de paroi pour la position  $X = 25,8$  mètres à 0 heure et le point ③ la température de paroi pour la position  $X = 30,8$  mètres à 32 heures. L'évolution ① → ③ représente l'évolution des températures pour la position  $X = 30,8$

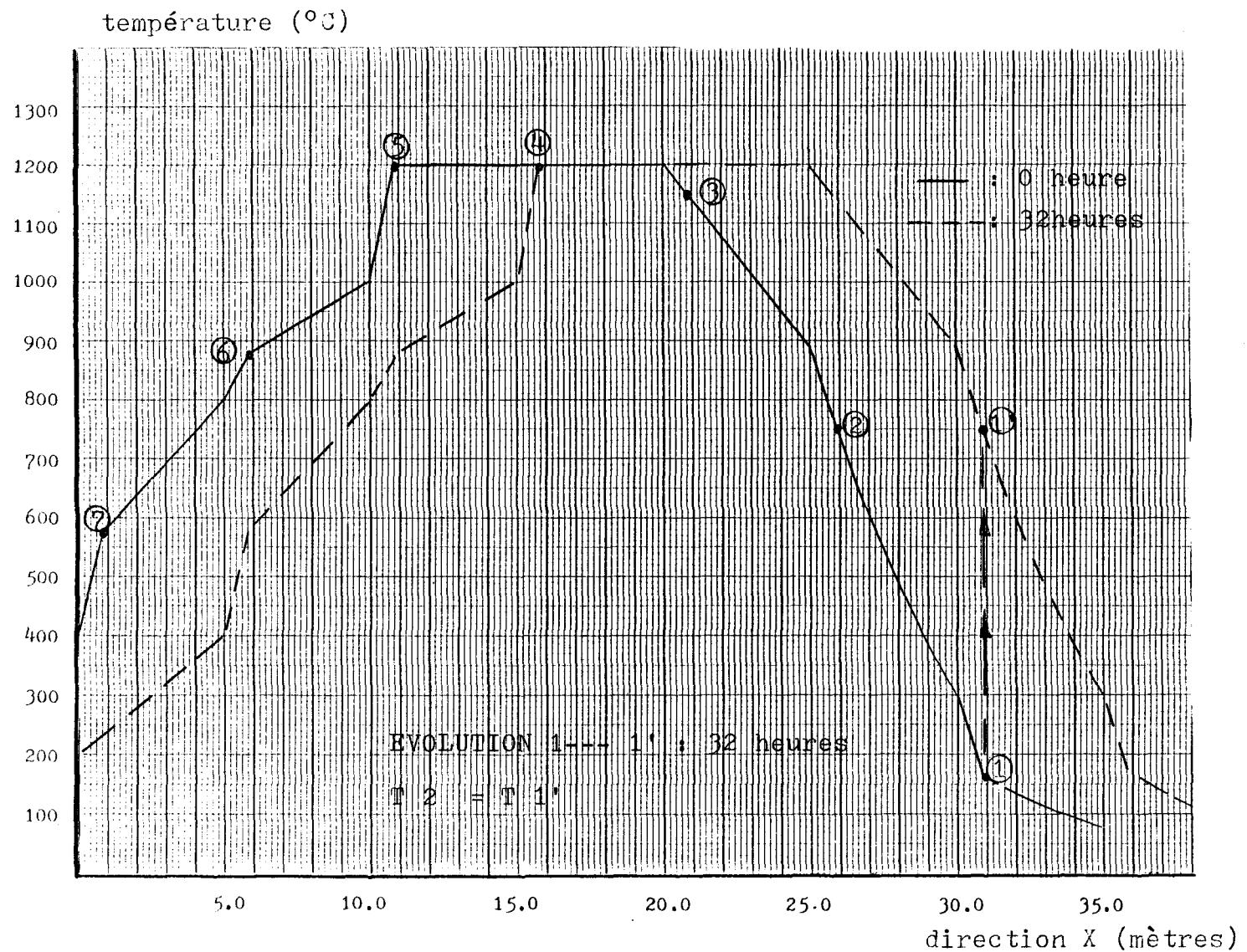


FIGURE 3.14: TEMPERATURE DE PAROI SUIVANT L'AXE DU FOUR.

mètres. Dans l'hypothèse du régime établi le point ①' est numériquement égal au point ②.

Le profil de température à l'intérieur des solides (selon l'axe Z) au début de la période de permutation pour la position  $X = 25,8$  mètres peut donc être obtenu en faisant évoluer linéairement la température de paroi du point ① au point ② durant une période de 32 heures. Ceci est bien sûr une approximation qui n'affecte en rien la précision du modèle. Les profils selon Z pour les points ③, ④, ⑤, ⑥ et ⑦ (Figure 3.14) sont calculés en faisant évoluer de la même façon le point ② vers le point ③ et ainsi de suite jusqu'au point ⑦.

Pour déterminer le profil initial selon Z pour les positions 27, 28 et 29,2 mètres, la même procédure est appliquée en prenant comme point de départ les températures aux positions 32, 33 et 34,2 mètres.

La distribution initiale des températures à l'intérieur de tout le four est donc évaluée à partir d'un seul profil de température de paroi qui doit être supposé. Les Figures 3.15, 3.16 ainsi que le Tableau 3.2 illustrent la procédure de calcul des conditions initiales à partir d'un profil de température de paroi supposé.

TABLEAU 3.2  
ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DE PAROI

(L'IDENTIFICATION ALPHA-NUMÉRIQUE CORRESPOND AUX FIGURES 3.15 ET 3.16)

POSITION	HEURES DE CUISSON						
	0	32	64	96	128	160	192
1	1A	1B	1C	1D	1E	1F	1G
2	2A	2B	2C	2D	2E	2F	2G
3	3A	3B	3C	3D	3E	3F	3G
4	4A	4B	4C	4D	4E	4F	4G

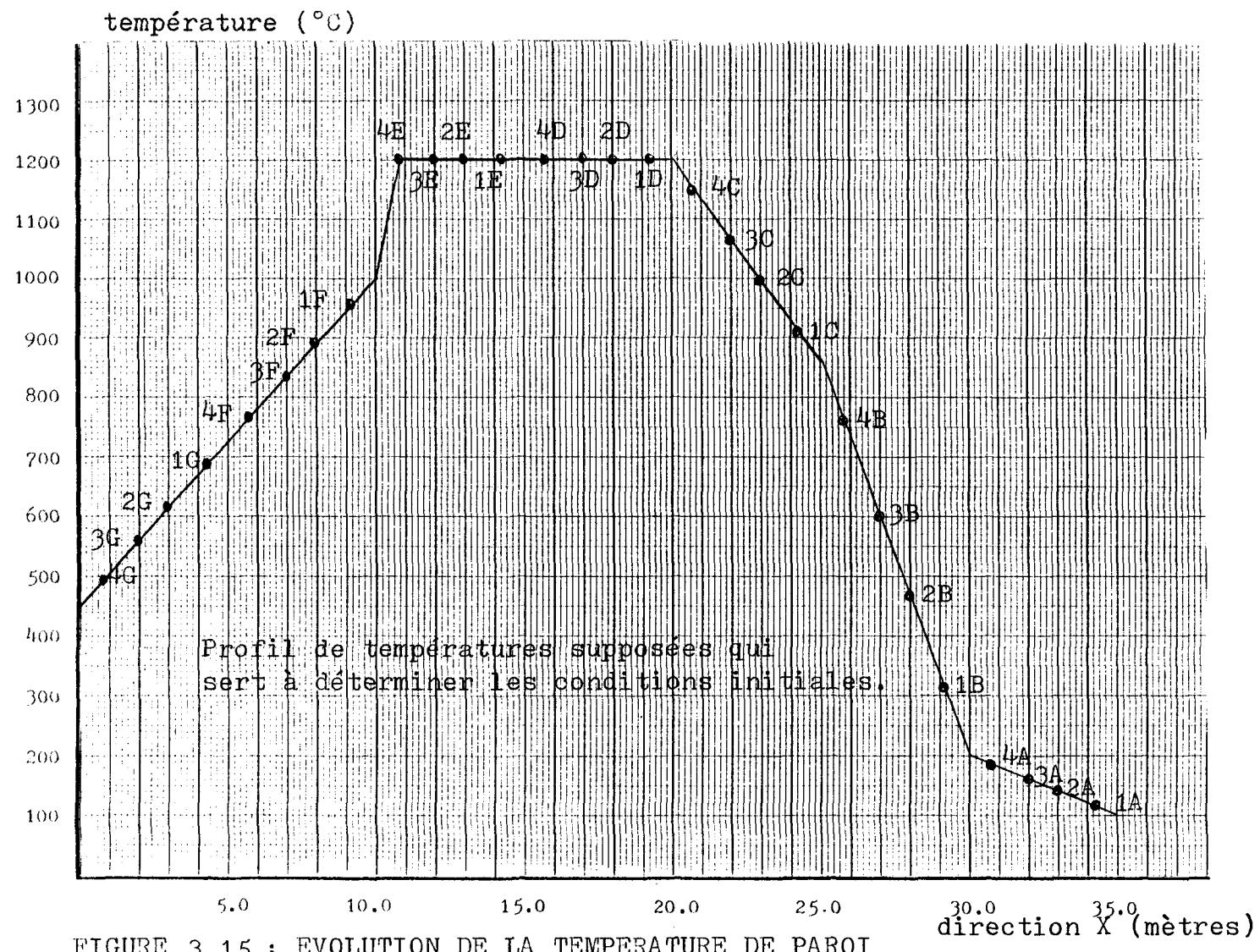


FIGURE 3.15 : EVOLUTION DE LA TEMPERATURE DE PAROI

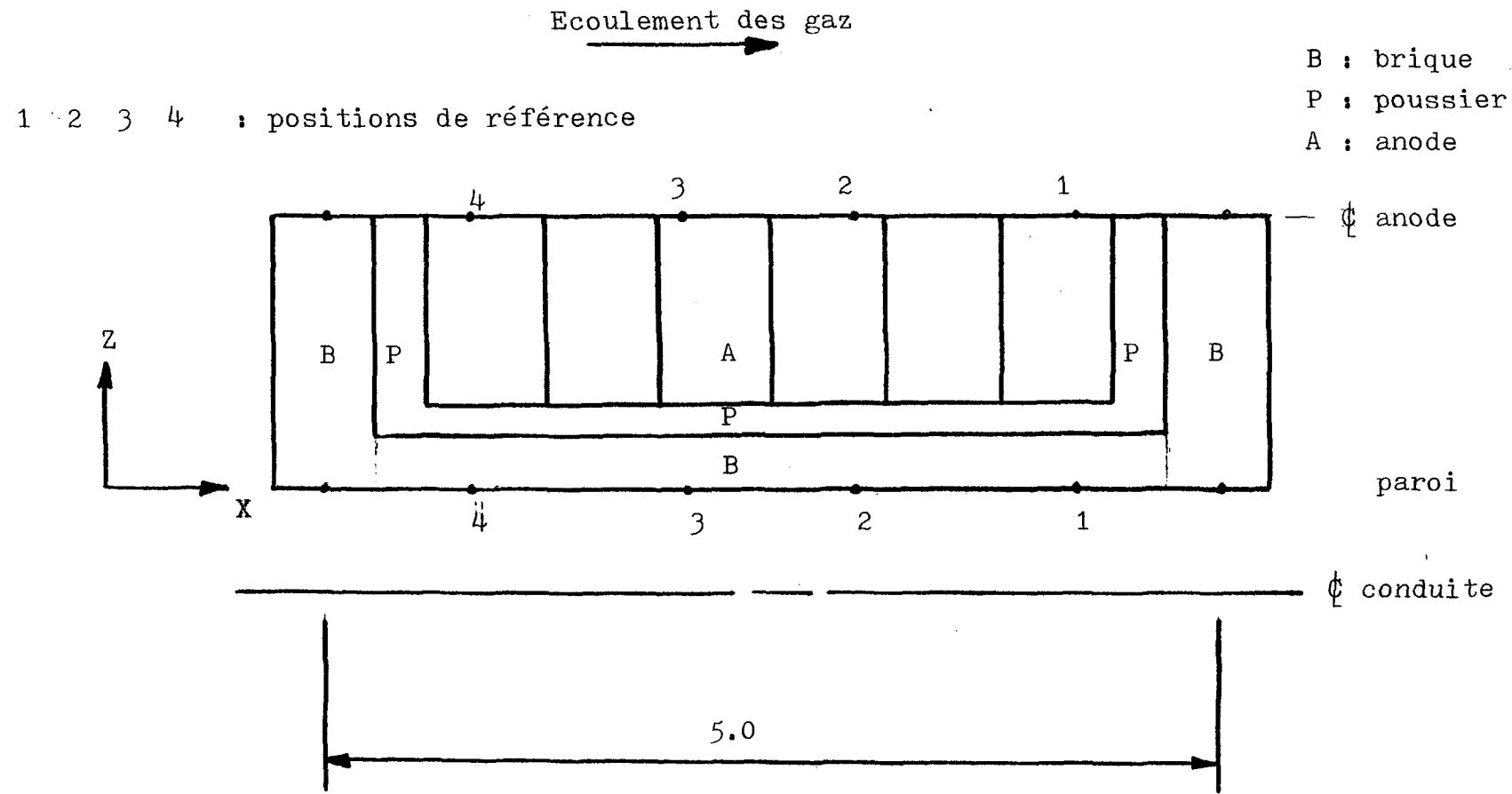


FIGURE 3.16 : VUE EN PLAN D'UNE DEMI-ALVEOLE

## CHAPITRE IV

### SIMULATIONS ET DISCUSSION

En plus des paramètres géométriques correspondant au four réel, un modèle théorique doit tenir compte de différents paramètres mathématiques. En particulier, le pas d'intégration et le pas de temps doivent être déterminés afin d'assurer une précision suffisante et une optimisation du temps de calcul. Les premières sections de ce chapitre sont consacrées à la détermination de ces paramètres.

Par la suite, un exemple de simulation servira à montrer que le modèle permet de simuler le procédé de cuisson quelles que soient les conditions initiales. Cet exemple montre que le modèle peut simuler la dynamique du four dans son cheminement pour converger vers son régime établi après une perturbation quelconque. Un tel exercice est d'autant plus intéressant qu'il permet d'évaluer la constante de temps du système thermique que constitue le four.

On analyse ensuite le cas de base, c'est-à-dire une simulation pour laquelle la période de permutation est de 32 heures. Les résultats obtenus seront comparés à des résultats expérimentaux. Pour terminer, des simulations avec des périodes de permutation différentes seront présentées. Ainsi les simulations correspondant à des périodes de permutation de 36 et de 28 heures seront analysées.

#### 4.1 DÉTERMINATION DU PAS D'INTÉGRATION

Le pas d'intégration ( $\Delta X$ ) est la longueur des tranches d'intégration pour le calcul de la température et du débit des gaz. Dans le Tableau 4.1 les résultats pour trois pas d'intégration sont comparés, soit  $\Delta X = 5 \text{ cm}$ ,  $10 \text{ cm}$  et  $20 \text{ cm}$ . La comparaison porte sur les valeurs de température des gaz, du débit massique des gaz, du coefficient de transfert de chaleur total et de dépression, pour la position correspondant à la sortie des gaz, c'est-à-dire à 35 mètres. On compare aussi le temps de calcul requis pour l'intégration de l'équation des gaz sur toute la longueur du four.

TABLEAU 4.1  
COMPARAISON DU PAS D'INTÉGRATION

VALEURS À X = 35 MÈTRES (SORTIE DES GAZ)	PAS D'INTÉGRATION ( $\Delta X$ ) (m)		
	0,05	0,10	0,20
TG	139,16	138,6	136,35
DÉBIT	0,294	0,293	0,280
HTOT	7,60	7,58	7,45
DP	-39,84	-39,65	-37,59
TEMPS CPU	1,90	1,60	1,40

TG: température du gaz ( $^{\circ}\text{C}$ )

DÉBIT: débit massique ( $\text{kg/s}$ )

HTOT: coefficient de transfert total  $\left( \frac{W}{\text{m}^2\text{K}} \right)$

DP: dépression dans la conduite (Pa)

TEMPS CPU: temps de calcul pour l'intégration sur toute la longueur du four (sec)

Dans le Tableau 4.1 on remarque que les pas d'intégration de 5 cm et 10 cm donnent des résultats fort semblables. Moins de 1°C de différence pour la température des gaz, et des valeurs de débit massique et de dépression presque identiques. Le pas d'intégration de 20 cm donne une température de gaz de près de 3°C inférieure à celle de  $\Delta X = 5$  cm mais c'est surtout au niveau du débit massique que la différence est la plus grande. Celle-ci est inférieure de près de 5% à la valeur obtenue pour  $\Delta X = 5$  cm. La dépression est elle aussi inférieure de 2 Pa. Cette valeur moindre de dépression explique la diminution du débit massique à la sortie puisque l'infiltration d'air est fonction de cette variable.

Les temps de calcul sont intéressants à analyser. On remarque que même si on diminue le nombre de tranches de moitié (en passant de 5 cm à 10 cm ou de 10 cm à 20 cm), le temps de calcul n'est pas diminué de moitié. Ceci est dû à la présence d'une sous-routine d'itération qui n'est pas fonction de la dimension des tranches. En effet, le calcul du flux de chaleur dans les chambres soumises aux feux se fait pour un nombre déterminé de positions. À noter que le temps de calcul présenté comprend la lecture des conditions initiales ainsi que d'un certain nombre d'autres opérations et est donc légèrement supérieur au temps requis pour résoudre l'équation des gaz.

Afin d'établir un compromis entre le temps de calcul et la précision du résultat, les simulations ultérieures seront faites avec un pas d'intégration de 10 cm.

#### 4.2 DÉTERMINATION DU PAS DE TEMPS

Le pas de temps ( $\Delta t$ ) est l'intervalle de temps entre lequel l'évaluation du flux de chaleur à la paroi est faite.

TABLEAU 4.2  
COMPARAISON DU PAS DE TEMPS

POSITION (MÈTRES)	TEMP. PAROI A 0 HEURE (°C)	TEMPÉRATURE DE PAROI APRÈS 32 HEURES			
		15	30	60	120
0,0	463,2	132,4	132,3	131,9	131,3
2,0	664,8	286,0	285,6	284,7	283,0
5,0	808,7	393,8	393,3	392,4	390,5
7,0	938,5	656,0	655,4	655,3	653,5
10,0	984,8	802,8	802,5	803,0	801,9
12,0	1200,0	933,6	933,2	933,8	932,5
15,0 <sup>1</sup>	1200,0	982,4	982,2	982,9	982,2
27,0	570,2	1117,2	1116,5	1117,6	1116,4
30,0	302,4	901,3	900,1	902,4	900,5
32,0	121,7	582,4	582,1	581,7	579,2
35,0	76,0	305,9	305,7	303,5	302,1

---

<sup>1</sup> Puisque à l'intérieur des chambres soumises aux feux ( $15,0 < X < 25,0$ ) les températures de parois sont imposées, celles-ci ne figurent pas dans ce tableau car elles sont constantes quel que soit le pas de temps.

Le Tableau 4.2 présente, pour les mêmes conditions initiales, les résultats obtenus après une période de permutation de 32 heures en utilisant différents pas de temps soit  $\Delta t = 15, 30, 60$  et  $120$  minutes. On peut voir encore ici que les résultats obtenus sont très semblables avec des différences maximales de  $1,2^\circ\text{C}$  entre  $\Delta t = 15$  et  $30$  minutes; de  $2,4^\circ\text{C}$  entre  $\Delta t = 15$  et  $60$  minutes et de  $3,8^\circ\text{C}$  entre  $\Delta t = 15$  et  $120$  minutes.

Comme pour le pas d'intégration il est aussi très intéressant, à l'aide du Tableau 4.3, de comparer les temps de calcul:

TALBEAU 4.3  
TEMPS DE CALCUL POUR DIFFÉRENTS PAS DE TEMPS ( $\Delta t$ )

	PAS DE TEMPS $\Delta t$ (MINUTES:SECONDES)			
	15	30	60	120
Temps de calcul pour une période de permutation de 32 heures	4:50	3:50	3:00	3:40

On remarque que doubler le pas de temps permet de diminuer le temps total de calcul d'environ une minute. Cependant, cette constatation n'est plus vraie lorsque le pas de temps devient supérieur à 60 minutes. Ceci est encore dû à la présence de sous-routines d'itération qui demandent un nombre d'itérations plus élevé lorsque le pas de temps devient grand. Il y a la sous-routine d'itération du flux de chaleur (iterfeu), mais il y a aussi une procédure itérative à l'intérieur de la sous-routine TEMPGAZ qui est influencée par le pas de

temps. Celle-ci consiste à refaire le calcul de la température des gaz (TG) et de la pression (DP) jusqu'à ce que la valeur de DP à  $X = 15$  mètres soit comprise entre les bornes imposées.

Pour optimiser le temps de calcul, le pas de temps utilisé sera de 60 minutes.

#### 4.3 CONVERGENCE VERS LE RÉGIME ÉTABLI

La méthode utilisée pour simuler le comportement du four consiste à supposer une distribution initiale quelconque de températures de paroi et à simuler jusqu'à ce que la distribution de températures au début d'une période de permutation soit identique à celle obtenue au début de la période précédente. Cependant on doit s'assurer que la distribution initiale supposée n'a pas d'effet sur le régime établi finalement obtenu. L'exemple présenté aux Figures 4.1 et 4.2 montre que pour deux profils initiaux de températures de paroi très différents, le profil obtenu, après plusieurs (7 à 10) périodes de permutation, est le même.

Le Tableau 4.4 présente les profils initiaux de températures de paroi. Dans la zone de refroidissement ( $X = 0$  à 15 mètres) la différence entre le cas 1 et 2 est en moyenne 160°C avec une différence maximale de 216°C à  $X = 5,8$  mètres. Dans la zone de préchauffage ( $X = 25$  à 35 mètres) la différence entre les deux profils est en moyenne 200°C avec un écart maximum de 329°C à  $X = 25,8$  mètres.

La Figure 4.2 représente le profil obtenu après 320 heures de simulation pour le cas 1 et 224 heures de simulation pour le cas 2.

TABLEAU 4.4  
CONVERGENCE VERS UN RÉGIME ÉTABLI

POSITION (m)	TEMP. PAROI (°C) INITIAL CAS 1	TEMP. PAROI (°C) INITIAL CAS 2	TEMPS PAROI (°C) RÉGIME ÉTABLI (FIGURE 4.2)
0,0	502	536	511
0,8	502	639	625
2,0	552	707	687
3,0	602	766	741
4,2	647	824	792
5,0	687	882	822
5,8	727	943	894
7,0	777	986	928
8,0	827	1013	951
9,2	877	1034	972
10,0	1038	1031	983
10,8	1200	1200	1200
12,0	1200	1200	1200
13,0	1200	1200	1200
14,2	1200	1200	1200
15,0	1200	1200	1200
15,8	1200	1200	1200
17,0	1200	1200	1200
18,0	1200	1200	1200
19,2	1200	1200	1200
20,0	1200	1200	1200
20,8	1140	988	1012
22,0	1040	786	801
23,0	960	663	658
24,2	860	549	525
25,0	800	483	454
25,8	752	423	388
27,0	672	354	316
28,0	602	308	270
29,2	492	263	227
30,0	404	239	204
30,8	317	116	111
32,0	227	89	90
33,0	192	76	78
34,2	152	65	69
35,0	152	60	64

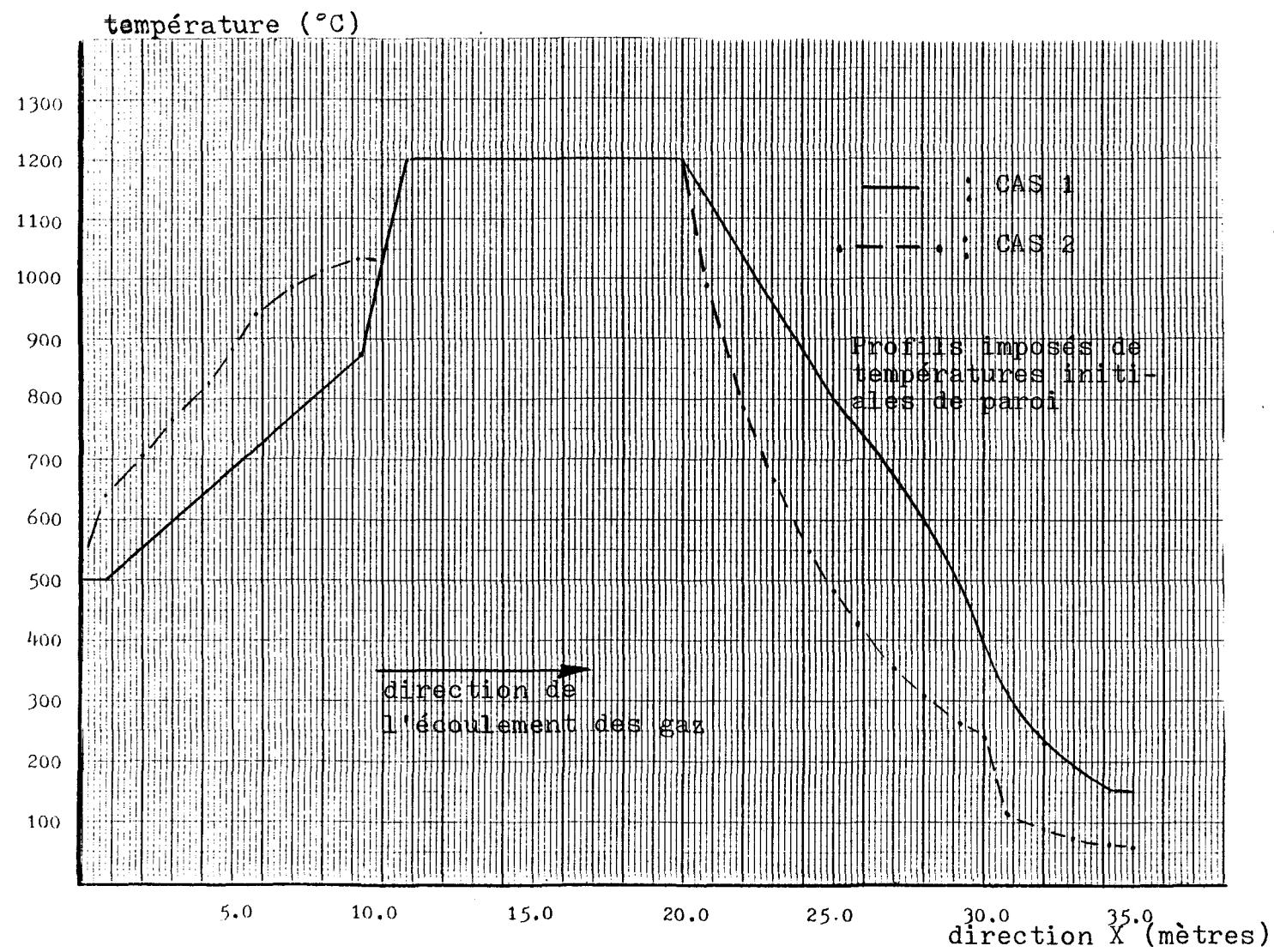


FIGURE 4.1 : PROFILS INITIAUX DE TEMPERATURE DE PAROI

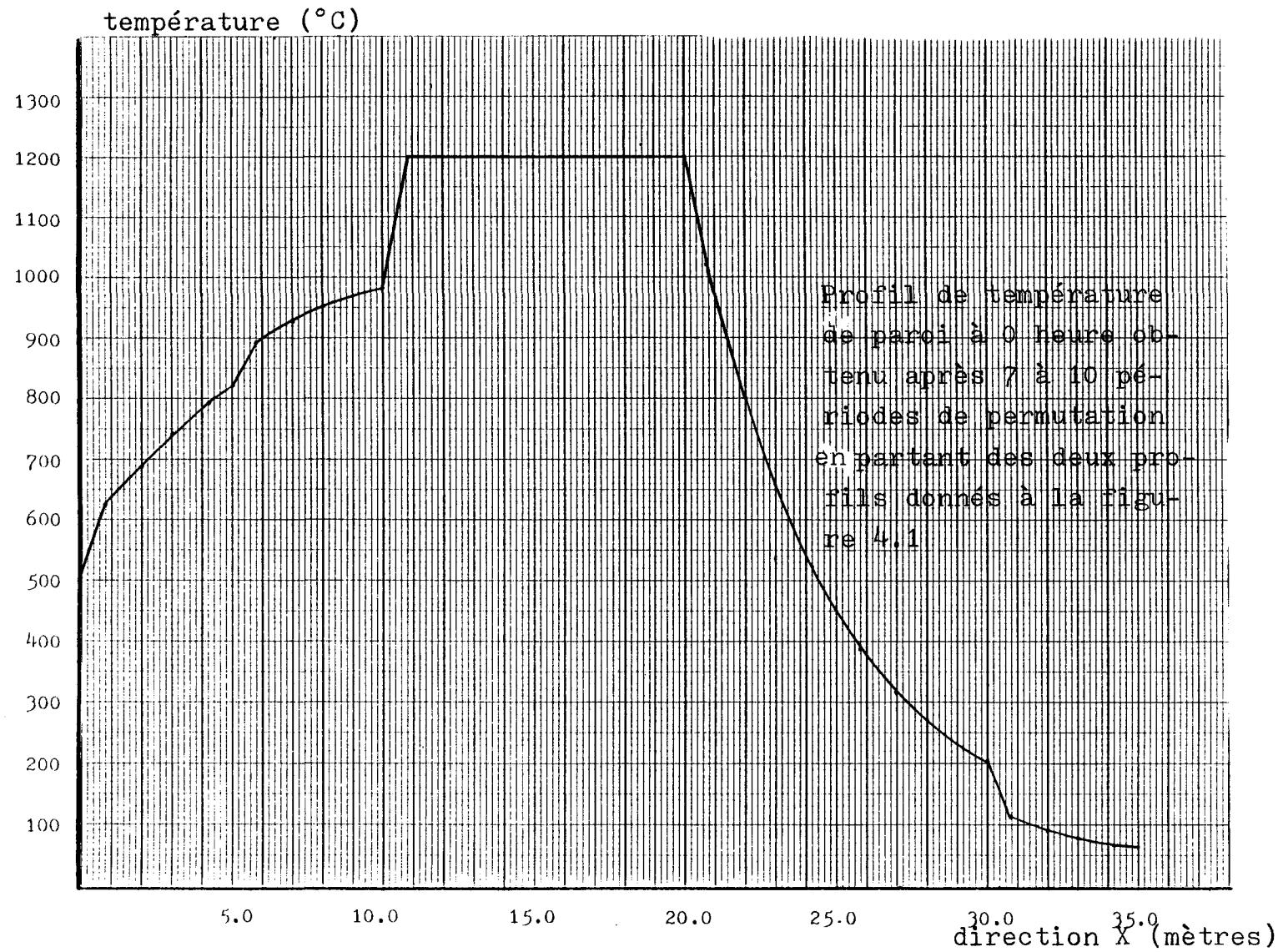


FIGURE 4.2 : PROFIL EN REGIME ETABLI(TEMPERATURE DE PAROI)

On peut ainsi se rendre compte de l'utilité du modèle pour simuler le comportement du four en réaction à une perturbation quelconque touchant les paramètres d'opération. Par exemple, on peut simuler l'effet d'un changement dans la température ou du débit des gaz à l'entrée de la conduite et ainsi déterminer le temps requis pour que le four retrouve un régime établi. Seul un modèle dynamique permet d'étudier la constante de temps d'un système si complexe.

Ainsi il a été déterminé que la constante de temps pour ce four est de l'ordre de 10 à 15 jours. En d'autres termes, après une perturbation impliquant les températures à l'intérieur du volume de contrôle, le four a besoin de ce temps pour revenir à son régime établi. À noter que cette constante de temps s'applique seulement au volume de contrôle tel que défini à la Section 3.2 de ce texte, qui n'inclut pas les fondations.. Autrement dit, les perturbations considérées dans la détermination de la constante de temps ne devraient pas affecter les températures des fondations. Il est évident que si les fondations sont incluses (c'est le cas lors du démarrage d'un four froid), la constante de temps sera plus élevée.

#### 4.4 SIMULATION DU CAS DE BASE

##### 4.4.1 Paramètres d'opération

Le cas de base est le régime d'opération du four tel qu'il était opéré durant le mois de mai 1983. C'est sur la base de cette procédure d'opération qu'une série de relevés expérimentaux ont été faits. Il est donc possible de comparer les résultats de cette campagne de mesure à ceux obtenus par le modèle. Le Tableau 4.5 présente les principaux paramètres d'opération.

TABLEAU 4.5  
PARAMÈTRES D'OPÉRATION (CAS DE BASE)

Longueur totale du four	= 35 mètres
Nombre de chambres	= 7
Période de permutation	= 32 heures
Heure de pré-permutation	= 30 heures
Nombre de rampes de brûleurs	= 2
Température de paroi maximale	= 1200°C

#### 4.4.2 Profils de températures

La Figure 4.3 représente la température de paroi en fonction de la position à différents âges du feu. La position  $X = 0$  mètre est la position de la pipe de refroidissement où les gaz entrent dans la conduite et la position  $X = 35$  mètres est la position de la pipe d'aspiration où les gaz quittent la conduite pour être évacués vers les épurateurs. Les rampes de brûleurs sont situées au niveau des chambres 3 et 4. La température de paroi de la chambre 4 est maintenue à 1200°C durant toute la période de permutation tandis que celle de la chambre 3 est augmentée graduellement pour être portée à 1200°C, 30 heures après la permutation. La chambre 5 est la première chambre en refroidissement. À 0 heure, la température de paroi est à 1200°C puisque les brûleurs y ont maintenu la température maximale durant les 32 dernières heures. Les chambres 1 et 2 sont les chambres en pré-chauffage.

Après 30 heures de simulation (ou d'opération) la pipe d'aspiration sera déplacée de  $X = 35$  mètres à  $X = 40$  mètres portant ainsi

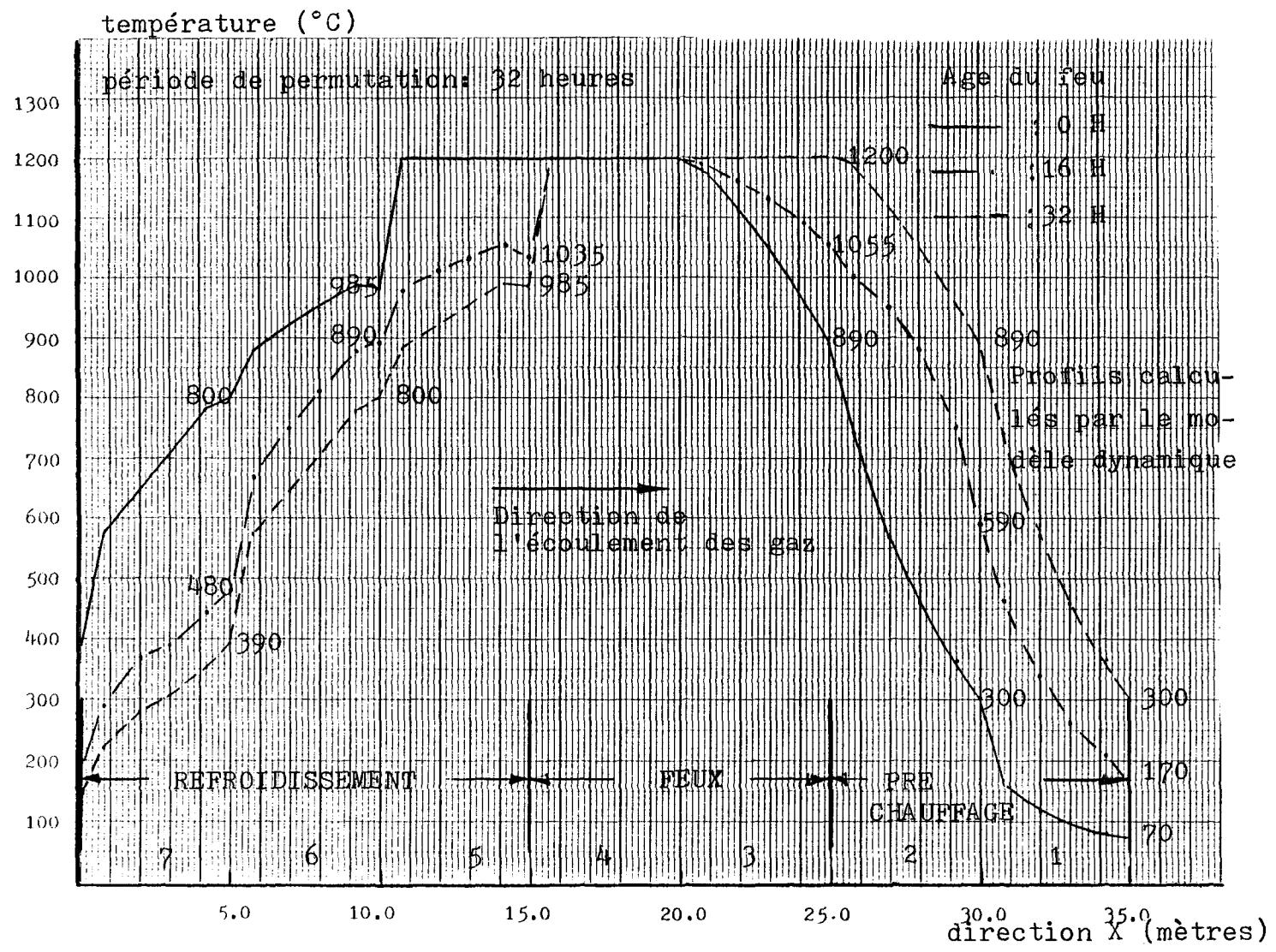


FIGURE 4.3 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DE PAROI SUIVANT L'AXE DU FOUR.

la longueur totale du four à 40 mètres pour une période de deux heures. C'est ce que l'on appelle la pré-permutation. Deux heures plus tard la pipe de refroidissement sera déplacée sur le mur de tête suivant. La rampe de brûleurs amont (la plus près de la pipe de refroidissement) sera déplacée d'une distance de 10 mètres pour être placée devant l'autre rampe. Le four sera alors prêt pour débuter une autre période de permutation.

La Figure 4.4 montre les profils de températures au centre des anodes (c'est-à-dire sur la frontière adiabatique) en fonction de la position pour différents âges du feu. On remarque que les températures aux positions correspondant à l'emplacement des murs de tête (5, 10, 15, 20, 25, 30 mètres) sont inférieures à celles des points adjacents. Ceci s'explique lorsqu'on calcule la diffusivité thermique de la brique (mur de tête) et celle d'un matériau composé de brique, de poussier et d'anode. Par exemple, pour une température de 500°C, la diffusivité de la brique est de  $4,46 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$  comparée à  $7,63 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$  pour une paroi composée, c'est-à-dire la diffusivité de la brique est équivalente à 60% de celle d'une paroi composée. On peut rappeler que plus la diffusivité thermique est grande, plus rapidement la chaleur diffuse à travers les matériaux et donc plus rapide est l'accroissement de température.

Les Figures 4.5 et 4.6 montrent les profils de température des gaz en fonction de la position pour des âges du feu correspondant à 0 heure et 32 heures. Durant toute la période de permutation la température des gaz à l'entrée ( $X = 0$  mètre) est constante et égale à la température ambiante, soit 20°C. La température des gaz avant les feux

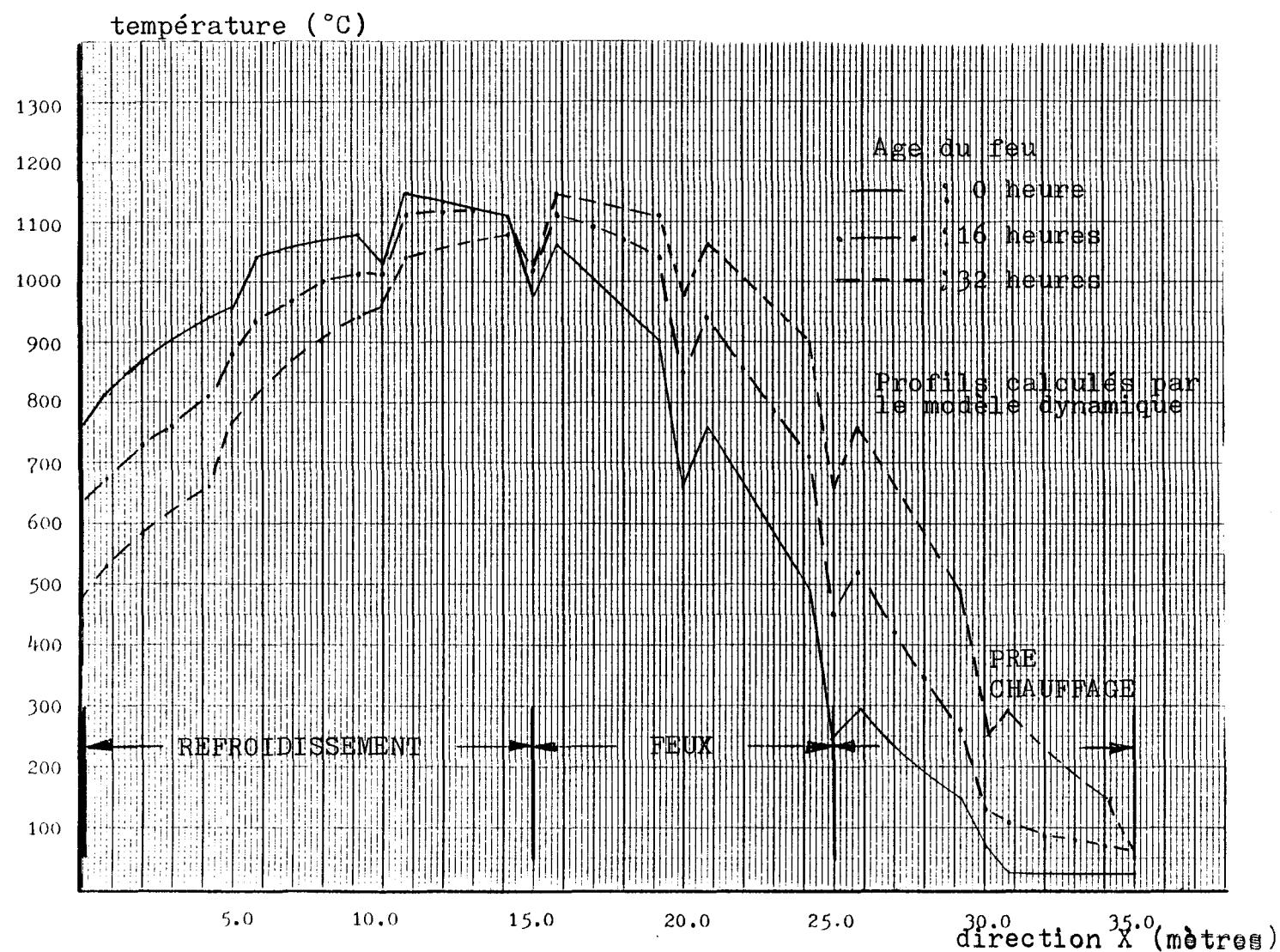


FIGURE 4.4 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES SUIVANT L'AXE DU FOUR.

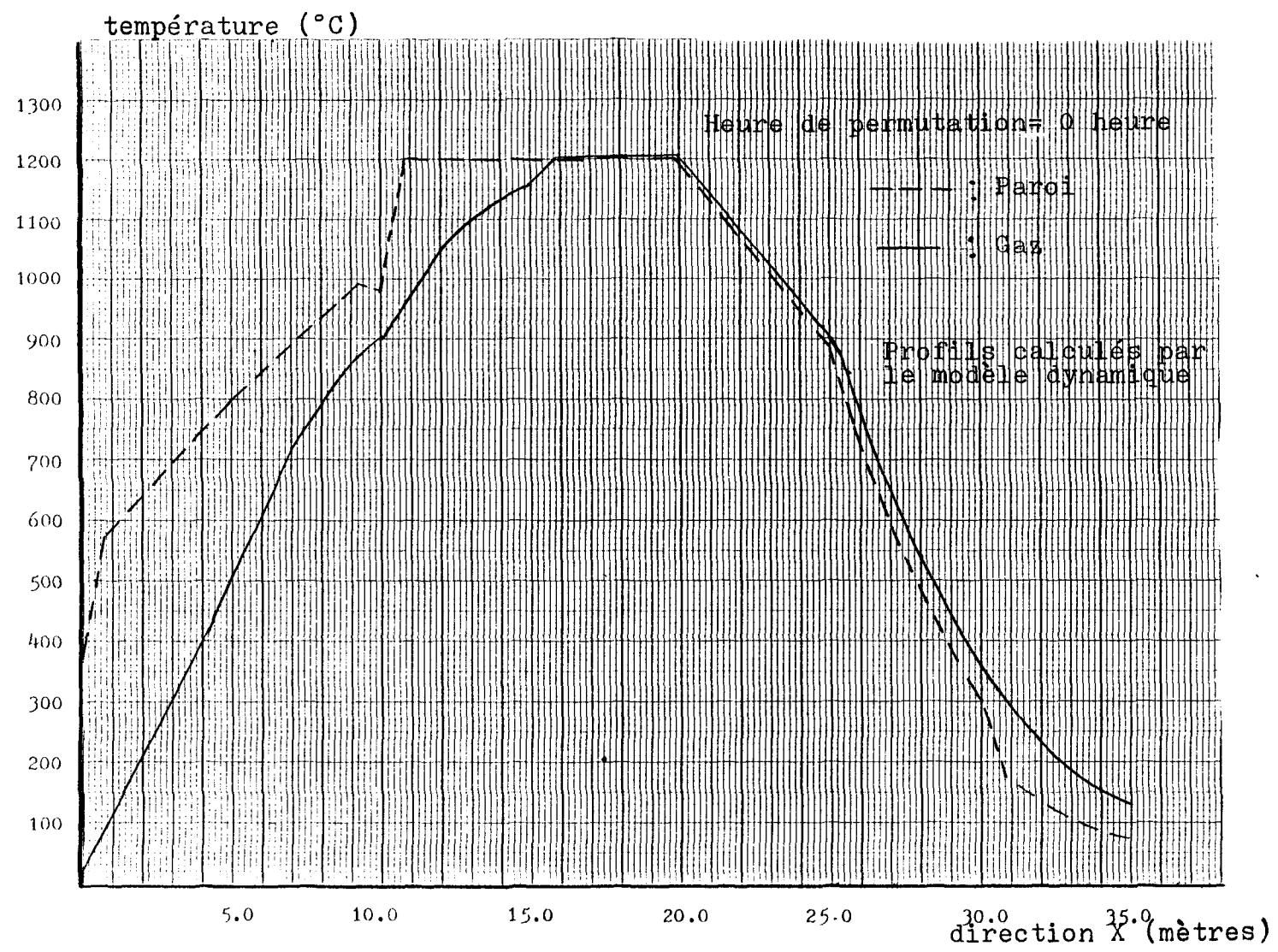


FIGURE 4.5 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DES GAZ SUIVANT L'AXE DU FOUR.

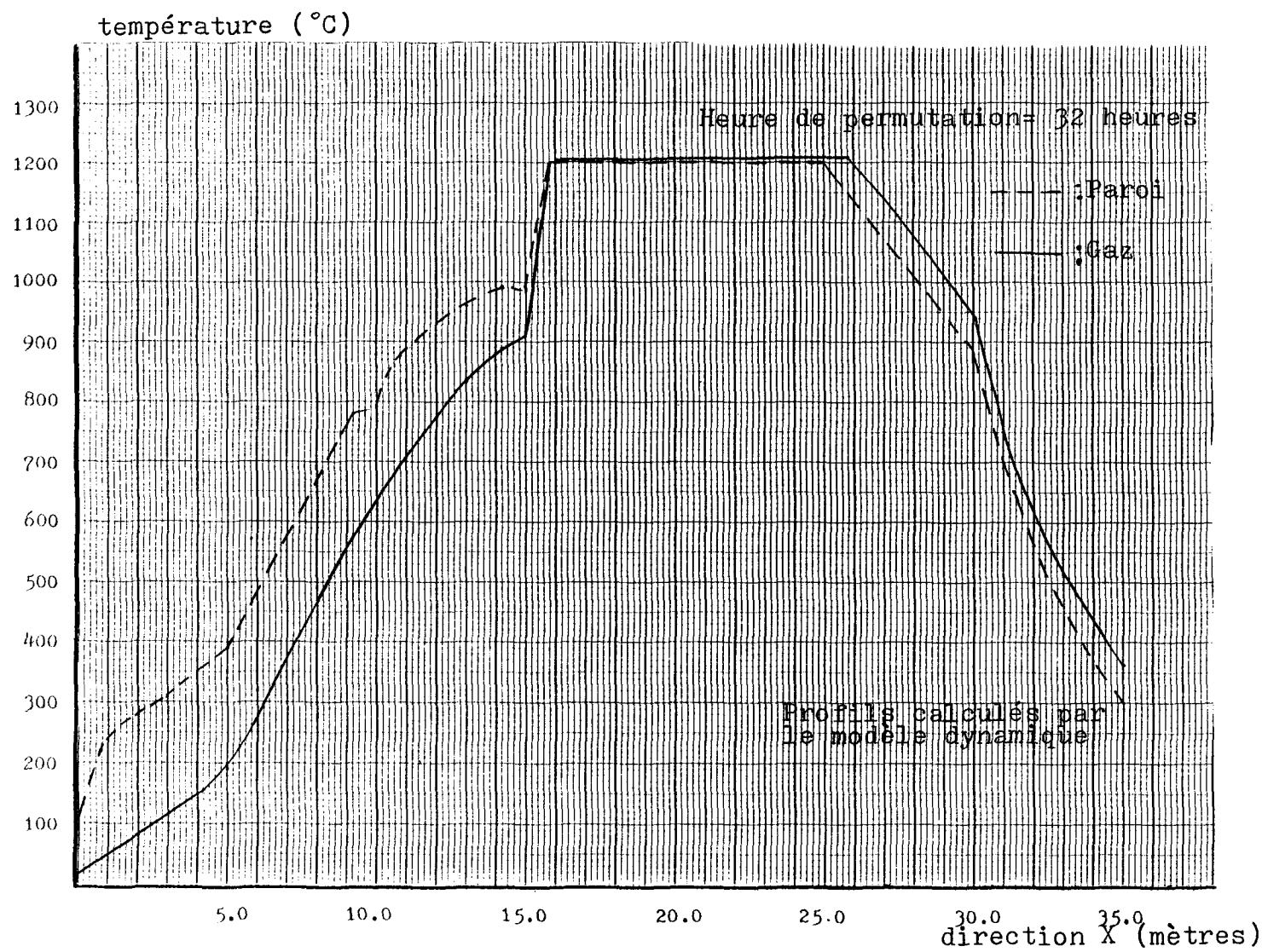


FIGURE 4.6 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DES GAZ SUIVANT L'AXE DU FOUR.

( $X = 15$  mètres) passe de  $1162^\circ\text{C}$  à 0 heure à  $917^\circ\text{C}$  à 32 heures. La température des gaz à la sortie du four ( $X = 35$  mètres) est de  $125^\circ\text{C}$  au début de la période de permutation et de  $370^\circ\text{C}$  à la fin de la période. Malheureusement, il n'existe pas de mesures de température à cette position; par contre un thermocouple permanent est placé à la sortie de la pipe d'aspiration, soit en aval de la position  $X = 35$  mètres. On mesure alors la température du mélange des sept (7) conduites reliées à la pipe d'aspiration. De manière générale, cette température est de  $100^\circ\text{C}$  au début de la période de permutation et de  $250^\circ\text{C}$  à la fin de la période c'est-à-dire à 32 heures. Puisqu'il existe une variation de température entre l'amont et l'aval de la pipe et que les valeurs calculées sont plus élevées que les mesures expérimentales, les résultats prédicts par le modèle sont plausibles.

La Figure 4.7 représente l'évolution de la température des gaz en fonction de l'âge du feu à l'intérieur d'une période de permutation. Ces températures sont celles des positions correspondant aux murs de tête. On remarque que la température à 32 heures pour une position  $X$  est égale à la température à 0 heure pour la position  $X - 5$ . Exception faite des températures aux positions 5 et 10 mètres où ceci n'est plus valable compte tenu de la température constante de  $20^\circ\text{C}$  à l'entrée de la conduite ( $X = 0$ ). À  $X = 35$ , on observe une variation linéaire de la température entre  $125^\circ\text{C}$  et  $375^\circ\text{C}$ . Les mesures expérimentales reproduites à la référence [14] montrent aussi une variation linéaire entre  $150^\circ\text{C}$  et  $450^\circ\text{C}$  ce qui confirme la justesse du modèle quant à l'évolution des températures.

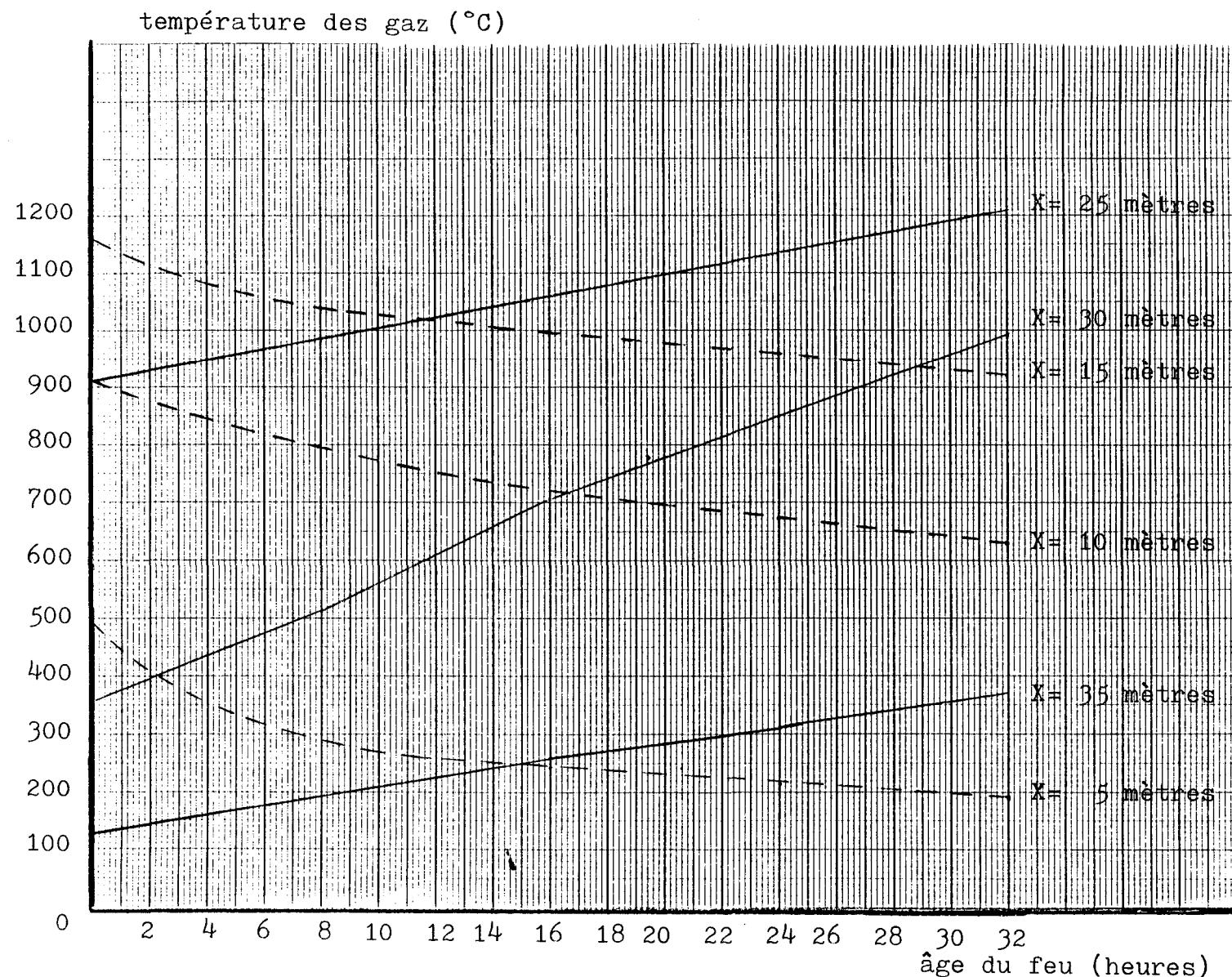


FIGURE 4.7 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DES GAZ EN FONCTION DE L'AGE DU FEU.

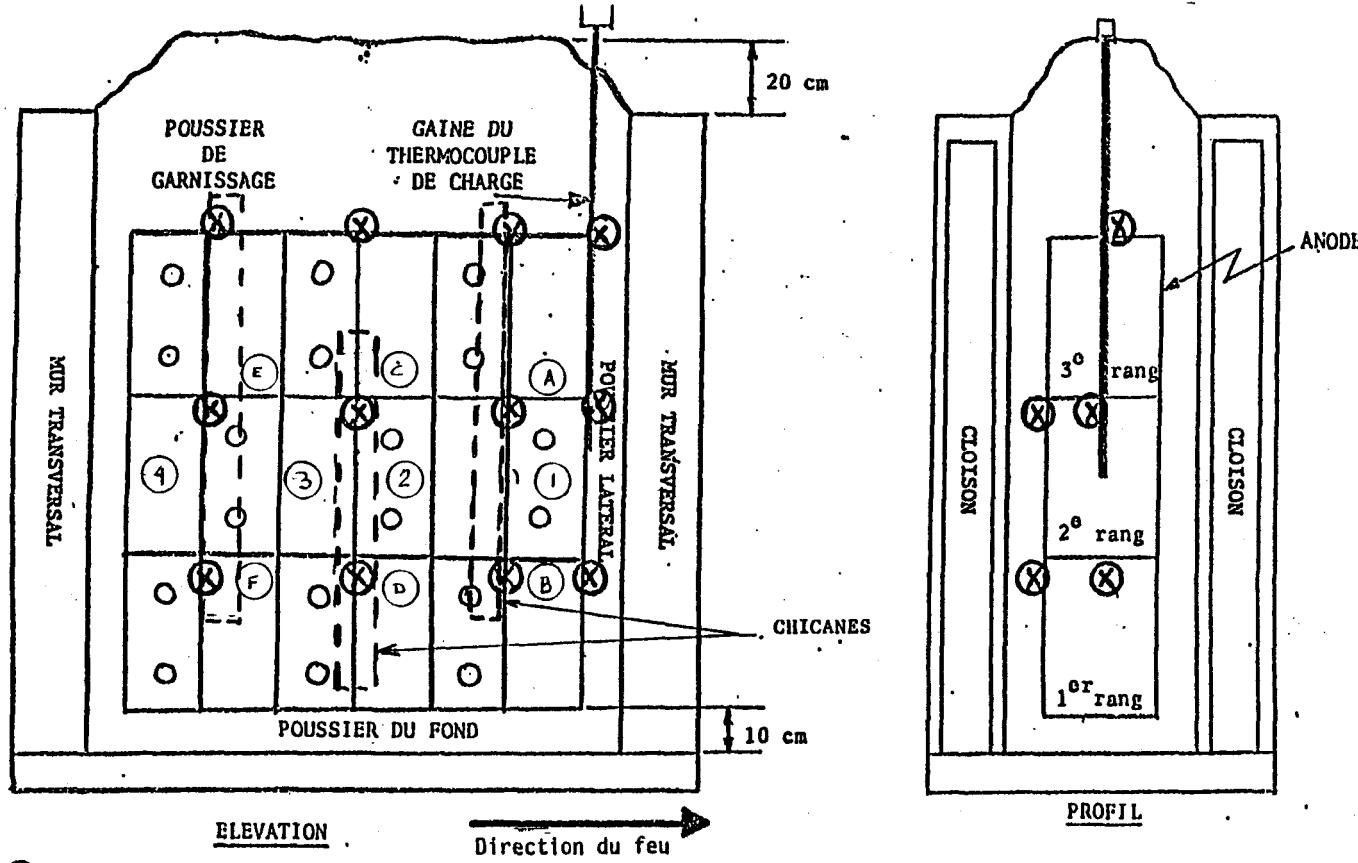
#### 4.4.3 Comparaison avec les mesures expérimentales

Les mesures expérimentales les plus précises qui peuvent servir de comparaison avec les valeurs théoriques sont les températures mesurées à l'aide de thermocouples. Ces thermocouples ont été placés dans le poussier de garnissage à différentes positions à l'intérieur de trois alvéoles. L'évolution de ces températures a été enregistrée durant tout le cycle de cuisson (224 heures). La Figure 4.8 montre la position des thermocouples tels que placés lors des mesures citées à la référence [14].

Puisque les positions des thermocouples sont différentes des positions de référence du modèle théorique, la comparaison sera établie en faisant une moyenne des valeurs expérimentales autour des positions de référence. Ainsi la position 2 (Figure 4.8) du modèle sera comparée à la moyenne des valeurs de A, B, C et D, tandis que la position 3 du modèle sera comparée à la moyenne des valeurs de C, D, E et F. Toutes ces températures sont prises pour un noeud situé dans le poussier de garnissage.

Le Tableau 4.6 présente les résultats des mesures expérimentales tandis que sur les Figures 4.9 et 4.10 sont tracées les valeurs calculées et expérimentales.

Sur la Figure 4.9 on remarque que pour les 80 premières heures, la courbe théorique est très semblable à celle des valeurs expérimentales. Il existe une différence d'au plus 20°C pour une courte portion de la courbe (autour de 35 heures). La même observation est faite pour la Figure 4.10 avec cependant, un écart un peu plus prononcé (50°C).



(X) Thermocouples

(1) (2) (3) (4) : POSITIONS DU MODELE  
 (A) (B) (C) (D) (E) (F) : POSITIONS EXPERIMENTALES

FIGURE 4.8

SOURCE : REFERENCE [14]

TABLEAU 4.6  
TEMPÉRATURES DU POUSSIER  
(MESURES EXPÉIMENTALES TIRÉES DE LA RÉFÉRENCE [14])

HEURES DE CUISSON	TEMPÉRATURE DU POUSSIER MOYENNE DES POSITIONS A-B-C-D (°C)	TEMPÉRATURE DU POUSSIER MOYENNE DES POSITIONS C-D-E-F (°C)
15,5	136	187
34,1	308	409
47,3	466	579
55,3	597	683
64,3	690	784
74,3	819	904
89,0	994	1035
99,0	1083	1104
108,1	1130	1143
117,2	1150	1140
127,0	1184	1168
136,2	1125	1110
146,2	1070	1033
179,8	900	887
189,8	826	813
199,8	720	700
213,9	617	566
224	518	486

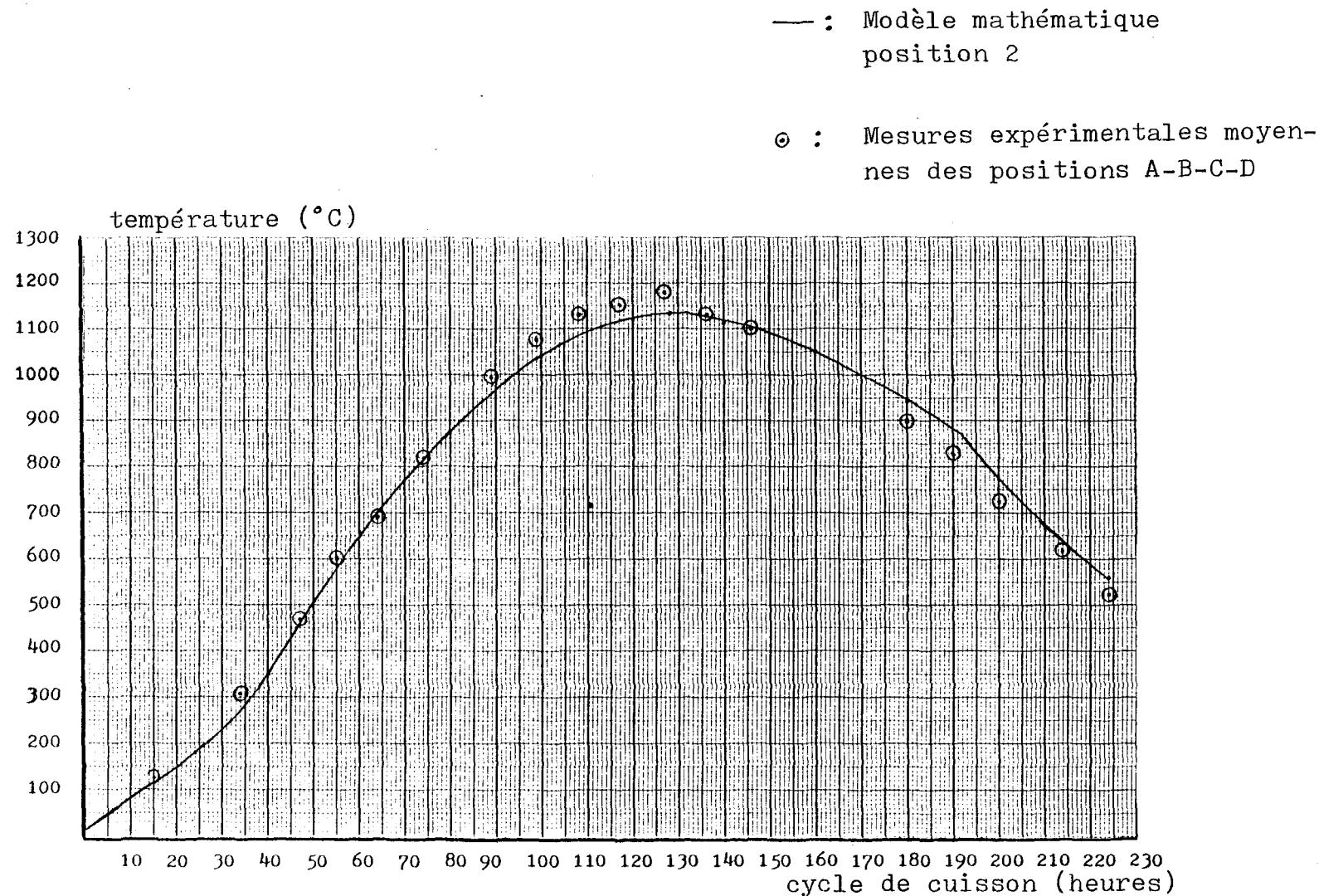


FIGURE 4.9 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DU POUSSIER EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

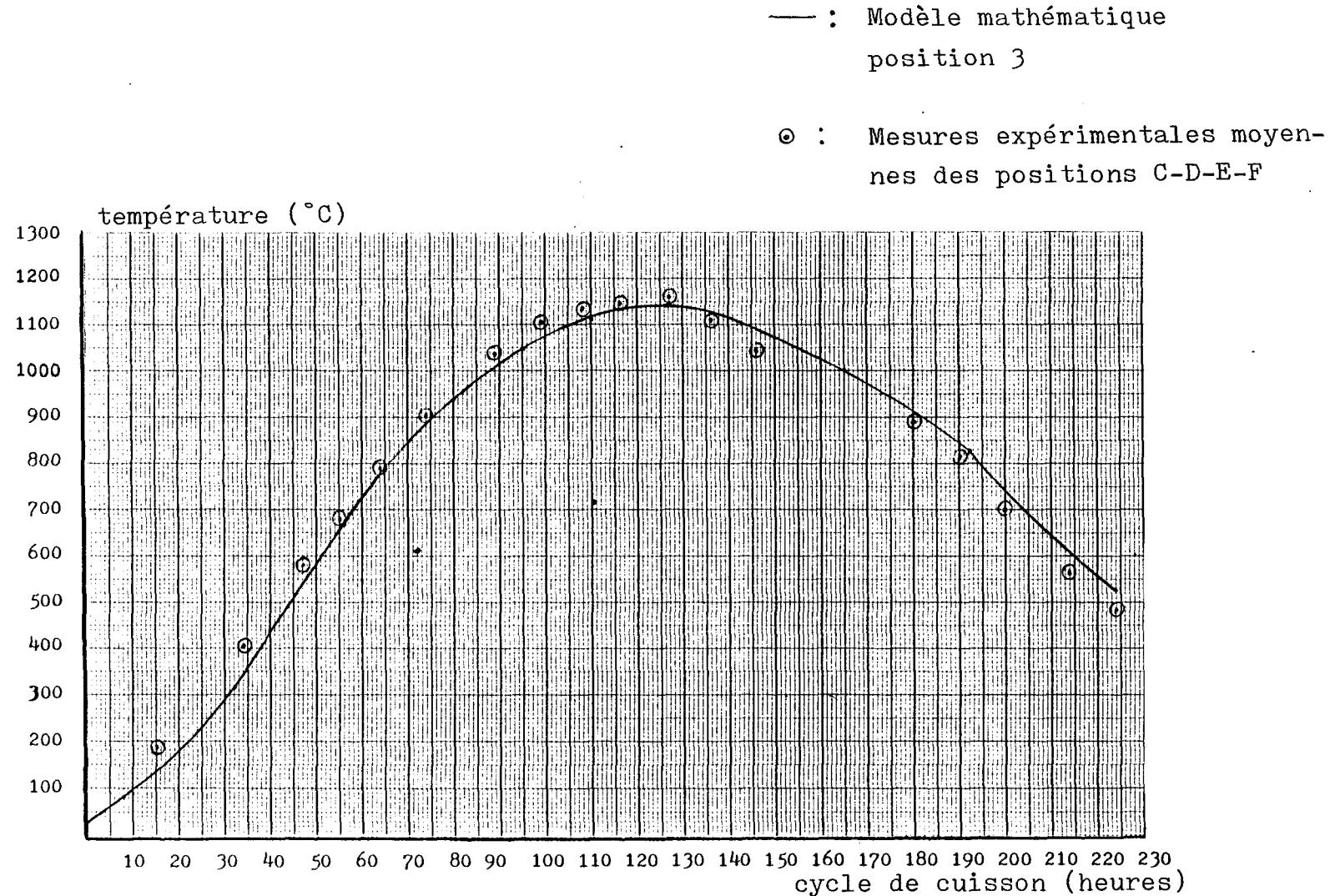


FIGURE 4.10 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DU POUSSIER EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

Toutefois, entre 80 et 120 heures, les températures expérimentales sont plus élevées que celles prédictes par le modèle et ce pour les deux positions étudiées. Ceci peut être expliqué par le fait que la température maximale imposée à la paroi dans le modèle théorique ( $1200^{\circ}\text{C}$ ) est une valeur nominale qui, dans le four réel, est mesurée à un endroit précis à l'intérieur des chambres soumises aux feux. À cette position il y a peu de rayonnement provenant de la flamme. On peut donc supposer que la température maximale dans les chambres soumises aux feux est supérieure à  $1200^{\circ}\text{C}$ , ce qui expliquerait les températures expérimentales plus élevées. Dans la période où les anodes sont refroidies (entre 130 et 224 heures) l'écart entre les mesures expérimentales et les valeurs théoriques est d'au plus  $50^{\circ}\text{C}$ . Il n'existe malheureusement pas de valeurs expérimentales entre 150 et 180 heures.

#### 4.4.4 Caractéristiques de la simulation

À partir des courbes donnant l'évolution des températures en fonction du temps (Figures 4.9 et 4.10) on tire trois (3) informations essentielles quant à l'opération du four et à la qualité des anodes produites. Premièrement, il y a la montée maximale en température qui est imposée par le cycle d'opération. Ceci est caractérisé par la pente de la courbe dans la partie chauffage (vitesse de chauffe). Deuxièmement, la température maximale atteinte détermine si l'anode a été suffisamment chauffée. Troisièmement, la température des anodes à la fin du cycle de cuisson (224 heures pour les Figures 4.9 et 4.10) indique si les anodes ont été suffisamment refroidies. La comparaison établie précédemment entre les valeurs théoriques et expérimentales montre que le

modèle permet de déterminer ces valeurs à l'intérieur d'une marge de 50°C.

Le Tableau 4.7 présente les valeurs calculées de la vitesse de chauffe maximale, de la température maximale, et de la température à 224 heures pour les quatre positions à l'intérieur d'une chambre. Ces positions sont représentées sur la Figure 4.8. On peut voir que la vitesse de chauffe maximale varie selon la position; il y a une variation de 10% entre les valeurs extrêmes. La température maximale est plus élevée pour la position 4 qui est la plus près des feux. Il existe une différence de 40°C entre les positions aux deux extrémités de la chambre. Quant à la température à la fin de la cuisson des anodes (à 224 heures), la différence entre les deux positions aux extrémités est passée à 130°C,

TABLEAU 4.7  
CARACTÉRISTIQUES DE LA SIMULATION DU CAS DE BASE

	IDENTIFICATION DE LA POSITION (FIGURE 4.8)			
	1	2	3	4
Vitesse de chauffe maximale (°C/h)	14,25	15,38	15,50	14,87
Température maximale des anodes	1120	1135	1150	1160
Température des anodes à 224 heures	660	620	585	530

la température à la position 4 étant plus froide que la température à la position 1. Ceci est un résultat attendu puisque vis-à-vis la position 4 la température des gaz est plus froide et donc le transfert de chaleur est plus élevé. Les Figures 4.11 et 4.12 montrent l'évolution des températures au centre des anodes pour les quatre positions à l'intérieur d'une chambre. L'heure de cuisson correspondant à une température de 800°C étant différente selon la position 1 à 4 (67, 75, 80, 88 heures) on note que les courbes sont différentes pour chacune des positions.

Une autre variable très importante est la consommation de mazout. Les mesures expérimentales ont déterminé de façon assez précise la consommation qui, pour un cycle de 32 heures, est en moyenne 0,0059 kg/s. Le modèle prédit une consommation de 0,0050 kg/s, soit 85% de la valeur expérimentale. Si on considère que le modèle théorique n'incorpore pas un modèle précis pour la flamme et que faute d'un modèle pour la combustion des volatiles, on a procédé par essai et erreur (avec hypothèse  $X > 25$  mètres), nous estimons que cette valeur de consommation de 85% de la valeur expérimentale est tout à fait satisfaisante.

#### 4.4.5 Débit massique et pression relative

La Figure 4.13 présente le profil du débit massique du gaz à l'intérieur de la conduite. La valeur de 0,45 kg/s à  $X = 0$  mètre provient des mesures expérimentales et cette valeur est considérée comme étant constante durant toute la période de permutation. À  $X = 5$  mètres, une ouverture est créée en soulevant le couvercle du regard. Avec les coefficients d'orifices utilisés, 66% du débit sort par cette ouverture. Le débit qui va vers les feux est donc de 0,135 kg/s. Aux feux ( $X =$

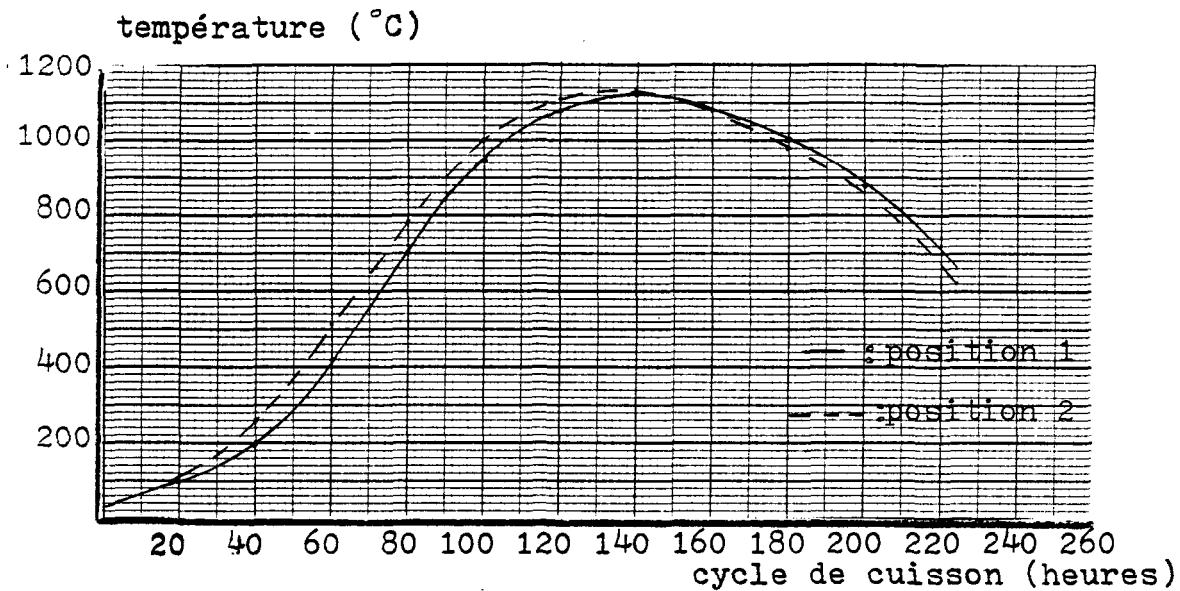


FIGURE 4.11 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

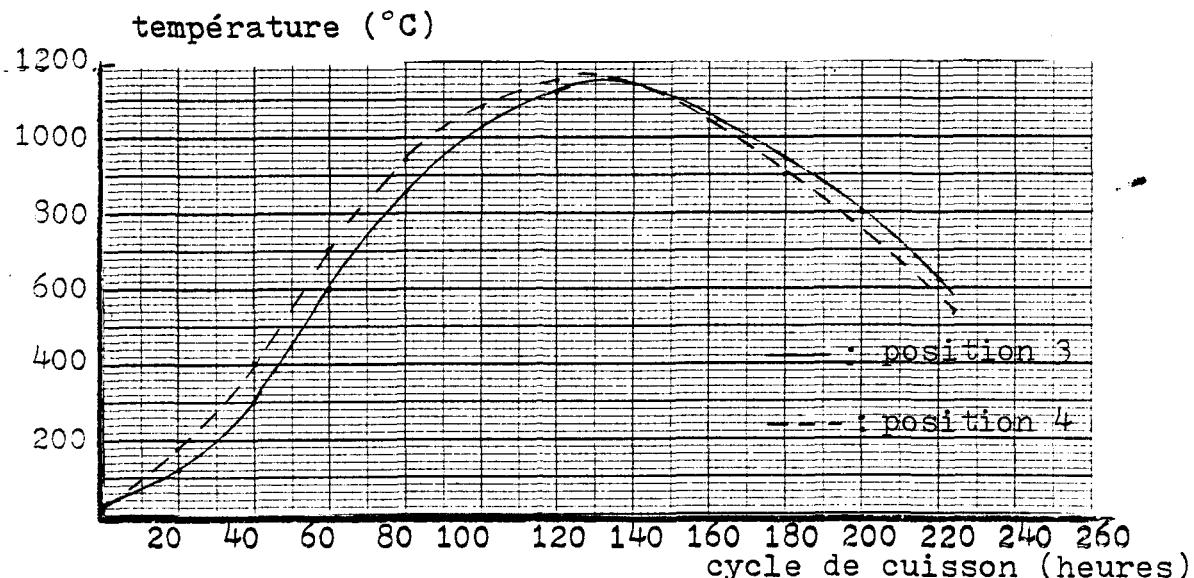
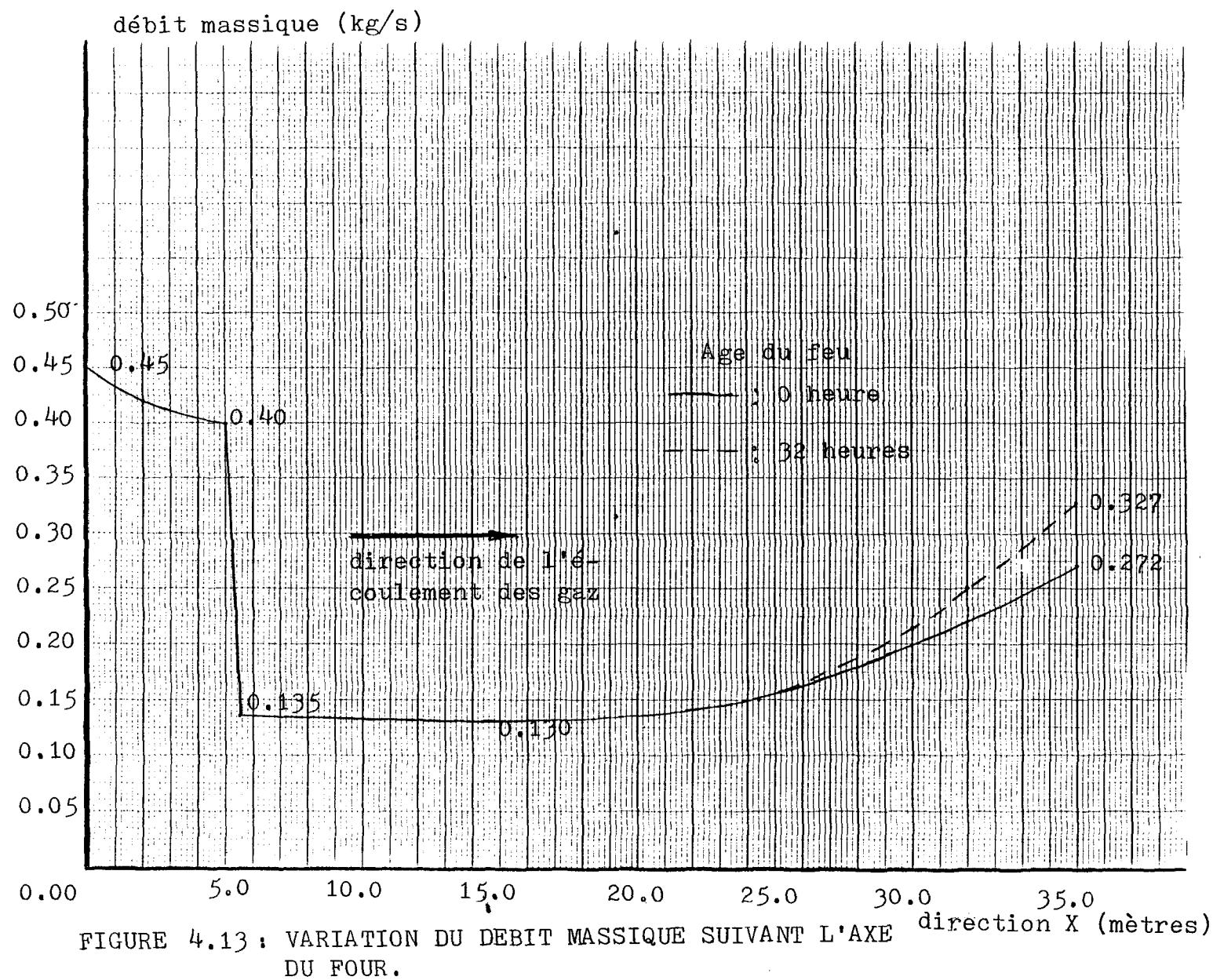


FIGURE 4.12 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.



15 mètres) le débit massique est de 0,130 kg/s. Le débit à la pipe d'aspiration ( $X = 35$  mètres) varie d'une façon plus importante en fonction du temps. Après la permutation il est de 0,272 kg/s et augmente graduellement pour atteindre 0,327 kg/s à la fin de la période. La variation est donc de l'ordre de 20%. Un bilan de masse autour de la pipe d'aspiration situe le débit possible entre 680 et 820 mètres cubes normaux par heure, c'est-à-dire entre 0,2 et 0,3 kg/s. Pour la simulation théorique la moyenne est de 0,3 kg/s, donc dans un domaine possible.

Comme pour le débit massique, la valeur de la pression varie en fonction de la longueur et aussi en fonction du temps. La Figure 4.14 montre les valeurs de la pression relative à 0 heure et à 32 heures. La valeur de la pression à l'entrée de la conduite ( $X = 0$ ) est ajustée automatiquement par le programme, à la valeur qui permettra d'avoir une pression relative nulle à  $X = 13,5$  mètres. Puisque le profil de température change au cours de la période, la valeur de la pression à l'entrée diminue graduellement de 35,3 Pa à 26,1 Pa à 32 heures.

Dans les chambres en préchauffage ( $X = 25$  à 35 mètres) la dépression tout comme le débit massique est influencée par le profil de température. À la sortie ( $X = 35$  mètres) la valeur de la dépression passe de -35,8 Pa à 0 heure à -54,2 Pa à 32 heures. Il est à noter que ces valeurs peuvent être ajustées en modifiant la position du point de pression nulle.

#### 4.5 AUTRES CYCLES DE CUISSON

Afin de démontrer les possibilités de simulation offertes par le modèle, des cycles de cuisson différents du cas de base ont été

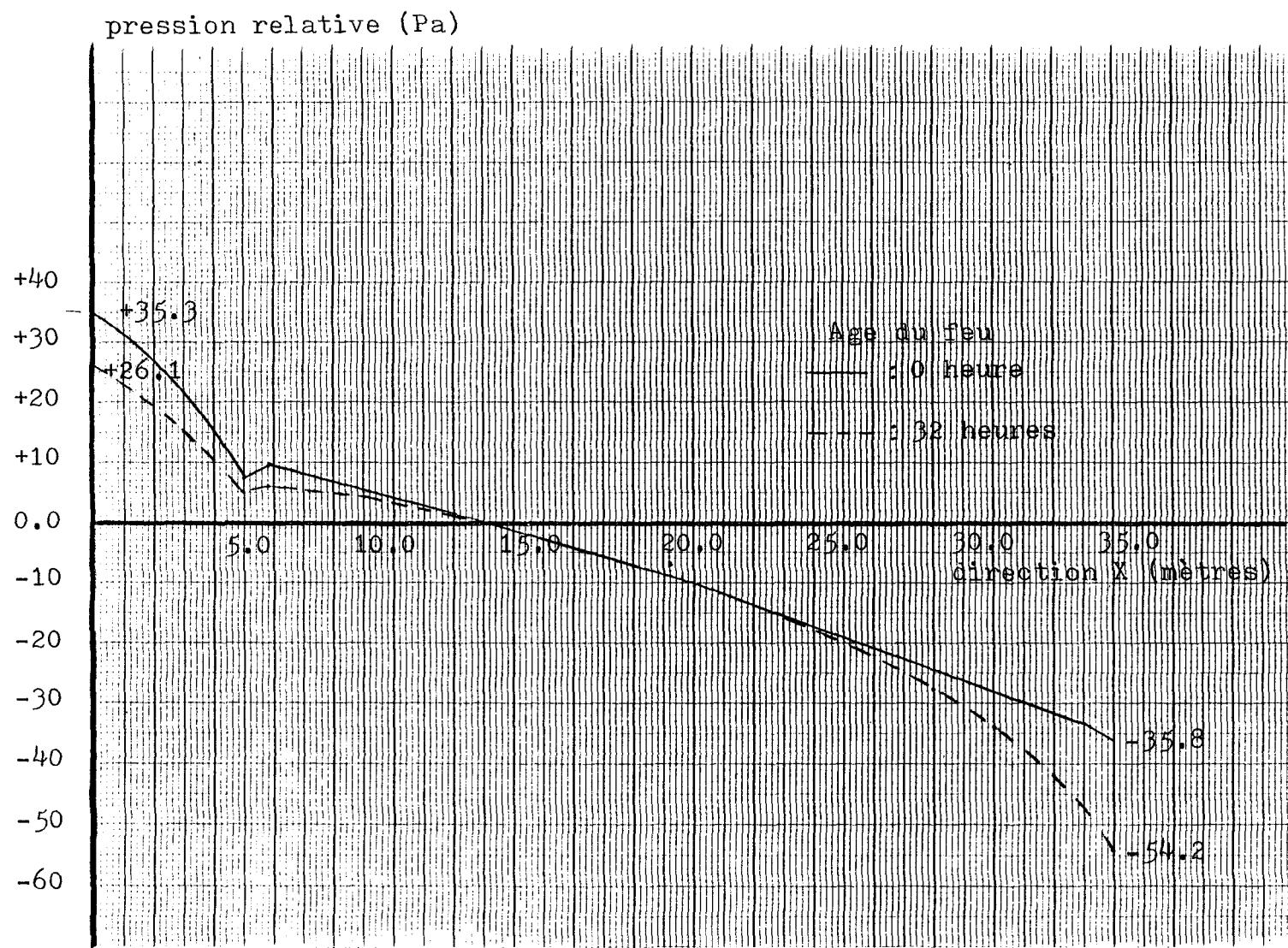


FIGURE 4.14 : VARIATION DE LA PRESSION DANS LA CONDUITE SUIVANT L'AXE DU FOUR.

simulés. Ainsi des cycles de cuisson de 196 et 252 heures correspondant à des périodes de permutation de 28 et 36 heures ont été simulés. Les résultats sont comparés à ceux du cas de base.

#### 4.5.1 Cycle de cuisson de 252 heures (permutation: 36 heures)

Les profils de températures de paroi à 0 heure et 36 heures sont tracés sur la Figure 4.15. Comme pour le cas de base (Figure 4.3) la température maximale est 1200°C. Les deux profils sont très semblables puisque l'écart maximum n'excède pas 50°C. Les Figures 4.16 et 4.17 montrent l'évolution de la température au centre des anodes pour la position 1. La température maximale de cuisson pour le cas de base est de 1120°C tandis que pour une période de permutation de 36 heures l'anode atteint une température maximale de 1140°C soit une augmentation de 20°C. Pour la position 2, l'augmentation de température, par rapport au cas de base, est aussi de 20°C, tandis qu'elle est respectivement de 15°C et 10°C pour les positions 3 et 4.

Avec une période de refroidissement plus longue il est possible d'obtenir une température de sortie plus faible; ainsi, pour un cycle de cuisson de 252 heures, l'anode sera retirée du four à une température de 615°C, c'est-à-dire 45°C plus froide que la température correspondante pour le cas de base (660°C). Pour les positions 2 et 3, l'écart est de 50°C tandis qu'elle est de 55°C pour la position 4.

En modifiant la durée d'une période de permutation, on modifie par le fait même la vitesse de chauffe des anodes qui est représentée par le terme ( $\partial T_a / \partial t$ ). La valeur de ce terme a une influence directe sur les

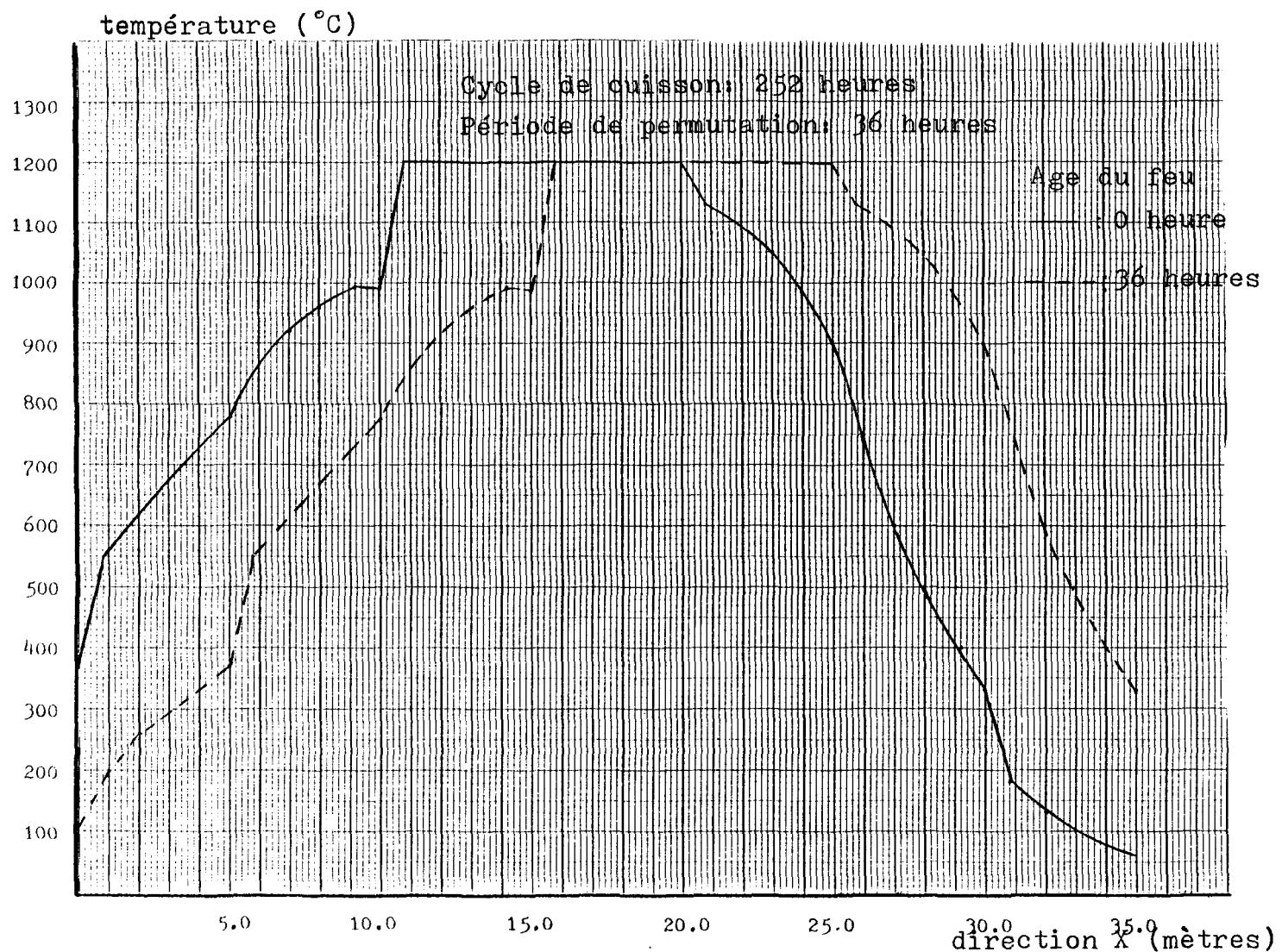


FIGURE 4.15 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DE PAROI SUIVANT L'AXE DU FOUR.

courbes de dégagement des volatiles<sup>2</sup>. Lorsqu'on modifie la période de permutation, on doit apporter une correction à ces courbes appelées courbes-cloche de dégagement. Plutôt que de modifier directement les valeurs des fonctions correspondant à ces courbes on apporte une correction au facteur Beta ( $\beta$ ). On verra dans ce qui suit que la valeur de la correction reflète la variation de la vitesse de chauffe ( $\partial T_a / \partial t$ ).

Le Tableau 4.8 résume les résultats concernant cette correction. Pour ces quatre positions, on y retrouve les vitesses de chauffe observées pour le cas de base ainsi que celles correspondant à un cycle de cuisson de 252 heures en utilisant un facteur  $\beta$  de 0,65. On peut vérifier que cette valeur est appropriée puisque le rapport entre les vitesses de chauffe (2)/(1) donnera le rapport qui doit se refléter sur le facteur  $\beta$ . On vérifie que la valeur de 0,65 ( $\beta_{36}$ ) est justifiée pour un tel cycle de cuisson.

Outre les températures, la consommation de mazout est elle aussi différente. Pour un cycle de 252 heures, la consommation moyenne passe à 0,00432 kg/s comparée à 0,005 kg/s pour le cas de base soit une diminution de 13,6%.

En terme de consommation totale pour une période de permutation ces valeurs représentent 560 kg de mazout comparé à 573 kg pour le cas de base. Mais puisque la production annuelle est différente pour les deux

---

<sup>2</sup> Le lecteur est invité à se référer à la Section 3.6 concernant les matières volatiles.

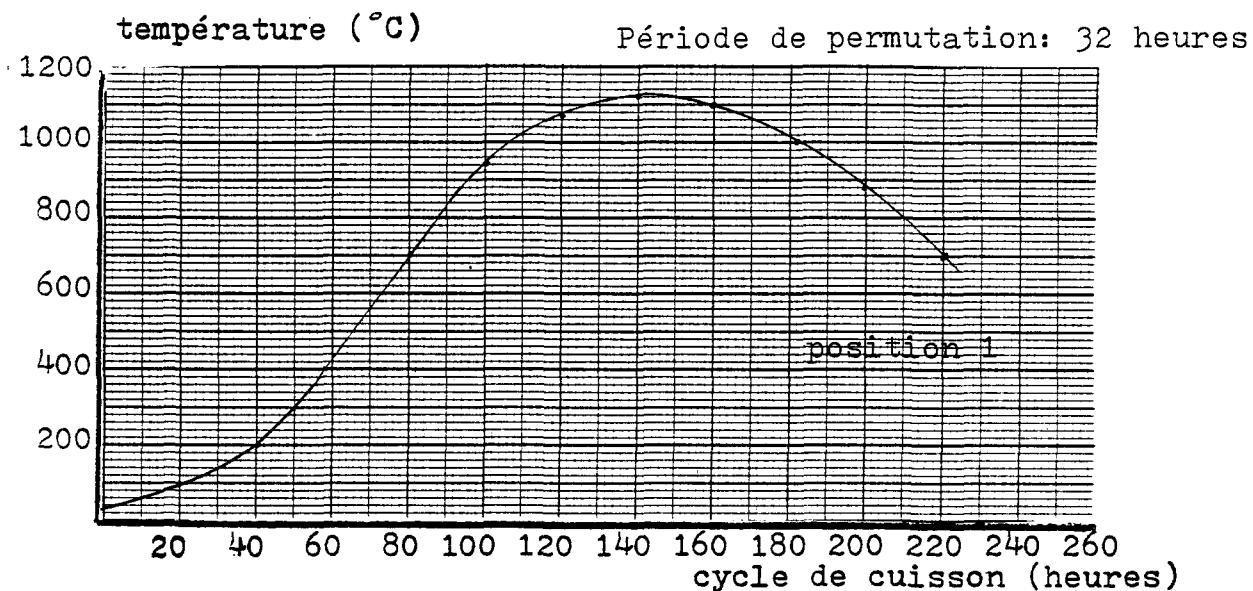


FIGURE 4.16 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

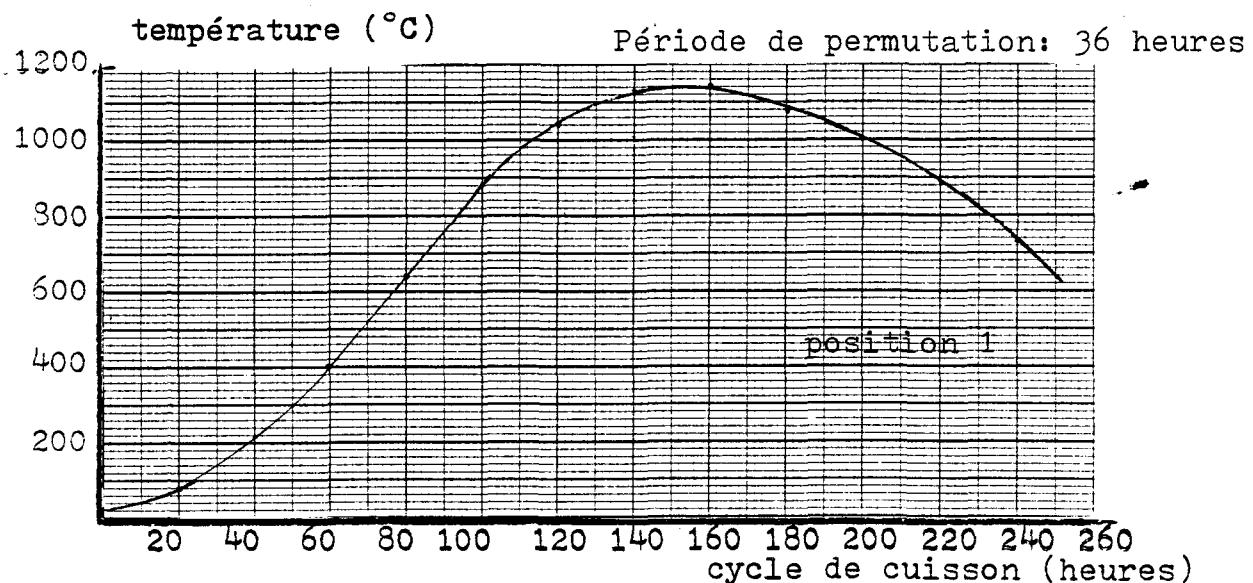


FIGURE 4.17 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

TABLEAU 4.8

CORRECTION DU FACTEUR BETA ( $\beta_{36}$ ) REFLETANT LA VARIATION DE LA VITESSE DE CHAUFFE

POSITION NO.	VITESSE DE CHAUFFE (°C/H)		$\frac{\textcircled{2}}{\textcircled{1}}$ $\textcircled{3}$	FACTEUR $\beta$ POUR 36 HEURES*
	$\textcircled{1}$ P.P. 32 H*	$\textcircled{2}$ P.P. = 36 H*		
1	14,87	13,5	0,908	0,68
2	15,50	13,75	0,89	0,66
3	15,38	13,0	0,85	0,64
4	14,25	11,87	0,83	0,62

$$\beta_{32} = .75$$

\* P.P.: Période de permutation.

cas, il est plus juste de comparer la consommation spécifique qui représente le nombre de kilogrammes d'huile pour la cuisson d'un kilogramme d'anode. Pour le cas de base, la consommation spécifique est de 0,0593 kg d'huile par kg d'anode tandis qu'elle est de 0,0577 pour une période de permutation de 36 heures. Donc, la consommation spécifique est diminuée de 2,6%. On doit aussi prendre note que pour une telle période de permutation, la production annuelle est diminuée de 12.5% par rapport au cas de base. On voit ainsi qu'en allongeant le cycle de cuisson, on économise du combustible même si la température maximale des anodes augmente de 20°C, mais ceci se fait au détriment de la production qui est diminuée.

#### 4.5.2 Cycle de cuisson de 196 heures

Les Figures 4.18 et 4.19 illustrent le profil de température de paroi pour un cycle de cuisson de 196 heures. Comme pour celui du cycle de 252 heures, l'écart maximum par rapport au cas de base est de 50°C. La Figure 4.19 permet de mieux faire la comparaison des températures pour les trois cycles de cuisson. On remarque que dans les chambres en préchauffage ( $X = 25$  à 35 mètres) le cycle de 36 heures permet d'atteindre des températures plus élevées. Dans la zone en refroidissement ( $X = 0$  à 15 mètres) c'est encore le cycle correspondant à la période de permutation de 36 heures qui permet d'atteindre les températures les plus faibles. Bien sûr ce résultat était attendu mais le modèle permet de déterminer l'ordre de grandeur sur ces variations.

Les Figures 4.20 et 4.21 montrent l'évolution des températures au centre des anodes pour la position 1. Comme l'indique le Tableau 4.9

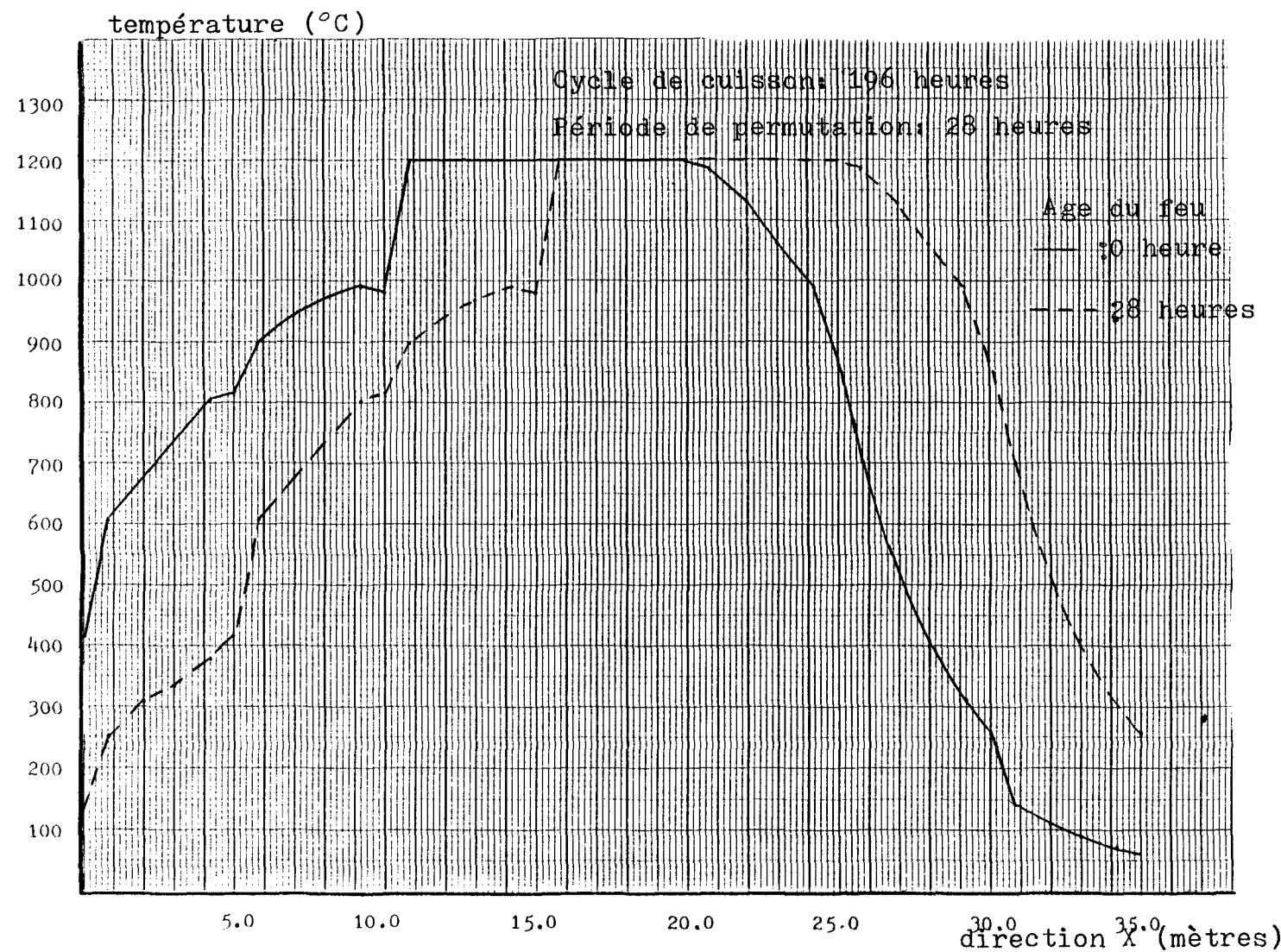


FIGURE 4.18 : VARIATION DE LA TEMPERATURE DE PAROI SUIVANT L'AXE DU FOUR.

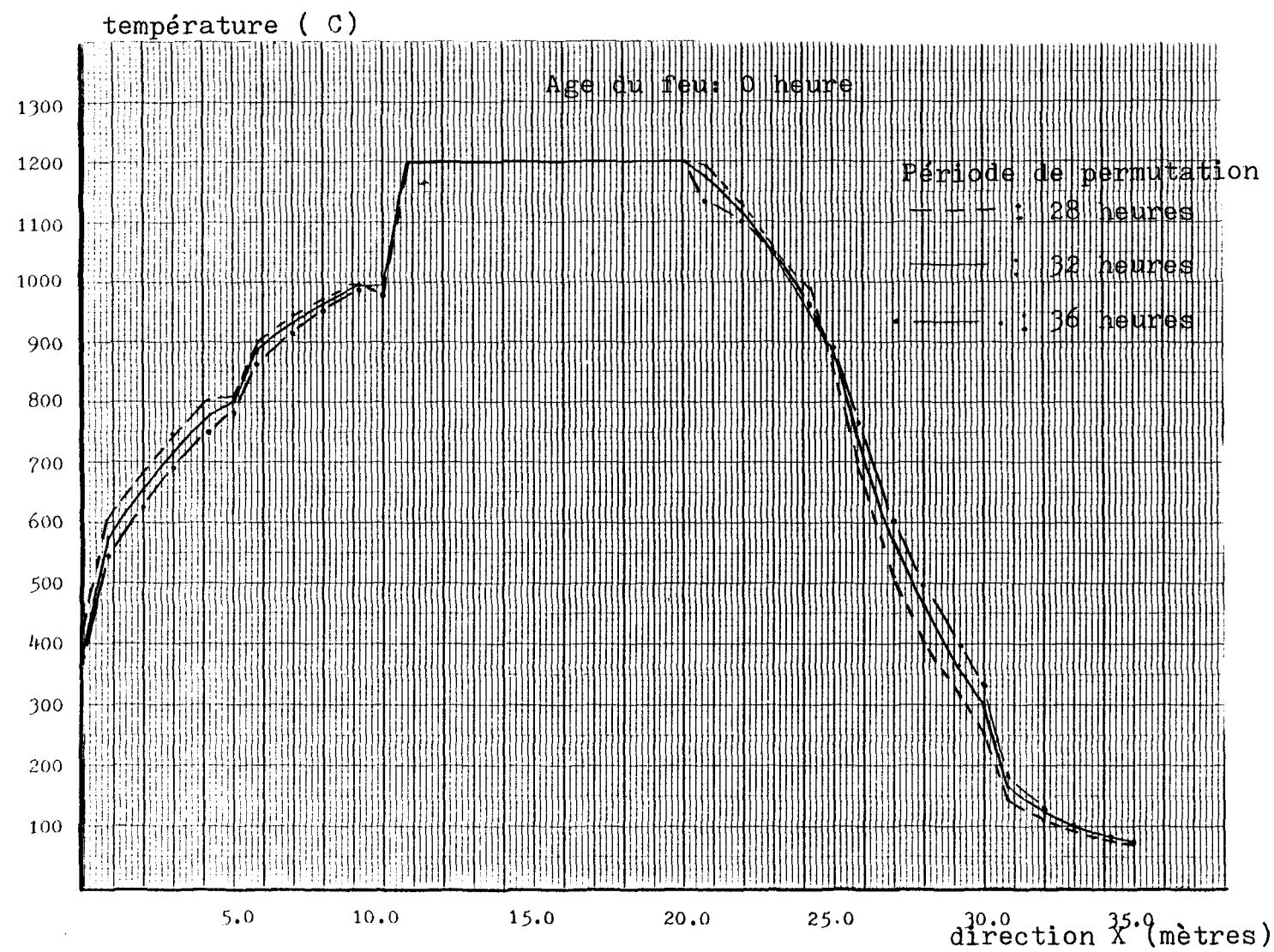


FIGURE 4.19 : COMPARAISON DE LA TEMPERATURE DE PAROI.

TABLEAU 4.9  
RÉSULTATS COMPARATIFS ENTRE LES CYCLES DE 192 ET DE 224 HEURES

POSITION NO.	TEMPÉRATURE MAXIMALE AU CENTRE DES ANODES (°C)		TEMPÉRATURE DE SORTIE DES ANODES (224 OU 192 HEURES)(°C)	
	P.P. = 32 HEURES*	P.P. = 28 HEURES*	P.P. = 32 HEURES*	P.P. = 28 HEURES
1	1120	1100	660	710
2	1135	1120	620	670
3	1150	1125	585	640
4	1160	1135	530	585

\* P.P.: Période de permutation.

TABLEAU 4.10

CORRECTION DU FACTEUR BETA ( $\beta_{28}$ ) REFLETANT LA VARIATION DE LA VITESSE DE CHAUFFE

POSITION NO.	VITESSE DE CHAUFFE (°C/H)		$\frac{\textcircled{2}}{\textcircled{1}}$	FACTEUR $\beta$ POUR 28 HEURES*
	P.P. 32 H*	P.P. 28 H*		
1	14,87	18,25	1,23	0,92
2	15,50	18,63	1,20	0,90
3	15,38	19,00	1,24	0,93
4	14,25	18,00	1,26	0,95

$$\beta_{32} = .75$$

\* P.P.: Période de permutation.

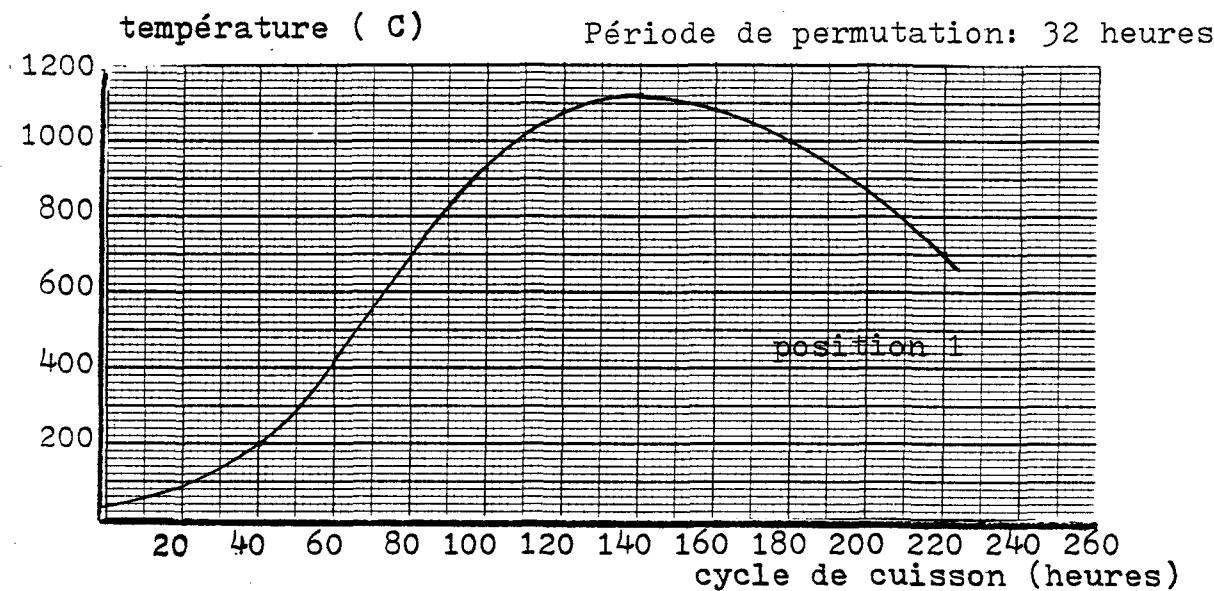


FIGURE 4.20 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

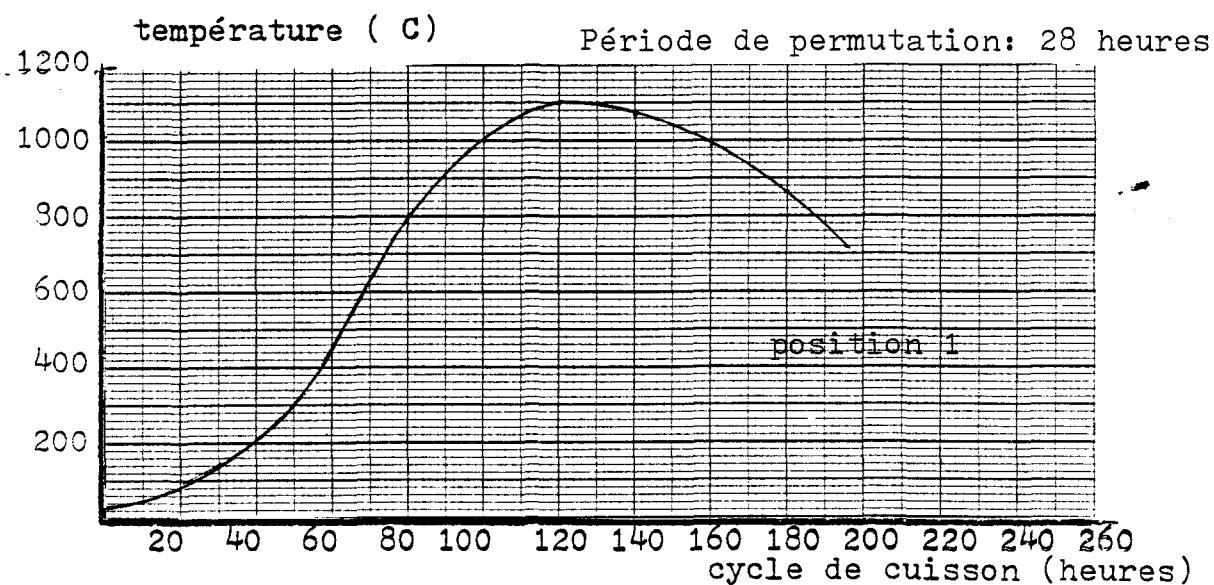


FIGURE 4.21 : VARIATION DE LA TEMPERATURE AU CENTRE DES ANODES EN FONCTION DU CYCLE DE CUISSON.

la température maximale atteinte par les anodes est de 15 à 25°C moins élevée pour un cycle de cuisson de 192 heures. Quant à la température de sortie, elle est de 50 à 55°C plus élevée que celle du cas de base. Finalement, le Tableau 4.10 établit la comparaison entre les vitesses de chauffe pour le cas de base et celles obtenues en apportant une correction au facteur Beta ( $\beta_{28}$ ); correction qui reflète la modification de la courbe-cloche de dégagement des volatiles.

Quant aux valeurs de consommation d'huile, la comparaison s'établit comme suit: la consommation moyenne pour un cycle de 28 heures est de 0,0059 kg/s, soit une augmentation de 18% par rapport au cas de base. Avec une période de permutation de 28 heures, la production annuelle est augmentée de 14.2%. La consommation spécifique passe alors à 0.0612 kg d'huile par kg d'anode, soit une augmentation de 3.3%. On voit alors que l'augmentation de production se fait au détriment de la consommation et ce, même si la température maximale des anodes est inférieure de 20°C par rapport au cas de base.

Les comparaisons précédentes des consommations d'huile sont faites sous certaines réserves pour les raisons suivantes: 1) un modèle plus complet de l'évolution et surtout de la combustion des volatiles reste encore à élaborer. Dans le cadre de ces travaux il a été supposé que toute combustion de volatiles s'arrête à 25 mètres. Au cas où une certaine quantité de volatiles brûlerait dans la chambre n° 3 ( $X < 25$  m), la consommation de combustible changera en conséquence; 2) Les pourcentages de variations de la consommation spécifique sont réduits (3,3 % pour le cas 28h, -2,6% pour le cas 36 h comparé au cas de base de 32 h) et peuvent donc changer de valeur et même de signe à la suite de ce qui est dit en 1).

## CONCLUSION

Le modèle dynamique permet de déterminer l'évolution des températures à l'intérieur des solides durant tout le cycle de cuisson. Il permet aussi de déterminer la variation de débit et de pression en fonction de l'âge du feu. Grâce à ce modèle, on est en mesure de déterminer les valeurs suivantes pour des conditions d'opération spécifiées: la température maximale atteinte au centre des anodes ou pour tout autre point entre la paroi de brique et le centre des anodes; la vitesse de chauffe pour chaque position à l'intérieur d'une chambre; la température des anodes lors de leur retrait du four; et finalement, la consommation de mazout.

Les résultats présentés précédemment montrent que le modèle sous sa forme actuelle possède une précision suffisante pour servir d'outil de simulation. Par rapport au four réel, il possède l'avantage d'être beaucoup plus flexible au niveau d'une modification des paramètres d'opération ou de la géométrie. De plus, il permet d'obtenir les résultats beaucoup plus rapidement que ceux fournis par des mesures expérimentales. En quelques heures on peut simuler plusieurs conditions d'opération différentes.

En fait, les simulations présentées ici ont été réalisées sur un ordinateur VAX 11-780 fabriqué par la compagnie Digital Equipment. Le temps d'exécution, pour une période de 32 heures, s'élève aux environs de trois minutes, lorsque le pas de temps choisi est de 60 minutes. Si on

considère qu'il faut simuler entre 7 et 10 périodes de permutation pour atteindre le régime établi, le temps de calcul total se situe entre 20 et 30 minutes.

Plusieurs hypothèses simplificatrices sont à la base de l'élaboration du modèle. Il est donc possible d'obtenir une version plus complète en modifiant certaines de ces hypothèses. Ainsi la simulation concernant la profondeur peut être éliminée en introduisant une dimension supplémentaire (direction Y). Ceci nécessite de prendre en compte le parcours sinueux engendré par la présence des chicanes. Une telle addition n'entraînera pas de modifications majeures au niveau de l'équation des gaz (sous-programme TEMPGAZ), si ce n'est que le parcours des gaz se fera sur une plus grande distance. Au niveau du programme de conduction (sous-programme TEMPSOL) on devra utiliser un programme en deux dimensions (direction Y et Z). On obtiendra alors une variation des températures selon l'axe Y. Des raffinements supplémentaires peuvent aussi être apportés concernant le dégagement et la combustion des volatiles. Tout d'abord on pourra calculer la quantité de volatiles dégagés à partir non plus de la courbe-cloche mais plutôt de la courbe de base donnant la quantité de volatiles dégagés en fonction de la température des anodes. Les opérations concernant ces calculs, présentés à l'Appendice B.2, pourront être intégrées au modèle plutôt que d'être faites de façon indépendante. On pourra alors baser le calcul sur la courbe exacte de montée en température des anodes. Aussi l'hypothèse concernant la combustion, c'est-à-dire la condition qui oblige les volatiles à brûler dans la seconde chambre ( $X > 25$  mètres) pourra être

modifiée pour permettre la combustion des volatiles à l'intérieur des chambres soumises aux feux. On doit rappeler ici que cette hypothèse a été formulée sur la base d'observations concernant les conditions d'opération habituelles. Pour des conditions d'opération vraiment différentes, il n'est pas impossible que cette hypothèse ne soit plus valable.

Rappelons finalement les points caractéristiques concernant le modèle développé dans le cadre de ce travail. Concernant la cinétique de dégagement des volatiles, le modèle dynamique peut permettre l'étude de ce phénomène d'une façon très précise puisque la simulation se fait d'une façon très semblable à l'opération réelle. D'autre part, un autre élément qui nous paraît important est le fait que le modèle permet de simuler l'effet d'une perturbation et de déterminer le temps requis par l'ensemble du four pour reprendre son régime établi.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Bui, R.T., Charette, A. and Bourgeois, T., 1982: "Modeling the Ring Furnace", Report No. 1, UQAC, November 1982. (Document interne).
- [2] Charette, A., Bui, R.T. and Bourgeois, T., 1982: "Heat Transfer in the Ring Furnace". Report No. 2, UQAC, November 1982. (Document interne).
- [3] Fernandez, M.E., Marletto, J. and Martirena, H., 1983: "Combined Mathematical Simulation and Experimental Studies on a Close Baking Furnace", Light Metals 1983, pp. 805-817.
- [4] Furman, A. and Martirena, H., 1980: "A Mathematical Model Simulating an Anode Baking Furnace", Light Metals 1980 (AIME), pp. 545-552.
- [5] Spang, H.A., 1972: "A Dynamic Model of a Cement Kiln", Automatica, Vol. 8, 1972, pp. 309-323.
- [6] Tarasiewicz, S., 1983: "A Dynamic Model of the Ring Furnace", Report No. 4, UQAC, September 1983. (Document interne).
- [7] Franks, G.E. and Miller, D.N., 1979: "Computed Temperature Time Excursions at Succeeding Locations in an Industrial Reactor", Simulation, Volume 32, Number 4, April 1979.
- [8] Sécal, 1982: "Manuel d'opération du four à cuissage d'anodes", Usine Grande-Baie, 1982. (Document interne).
- [9] Vennard, J.K. and Street, R.L.: "Elementary Fluid Mechanics", John Wiley and Sons, 1976.
- [10] Kreith, F. and Black, W.Z.: "Basic Heat Transfer", Harper and Row, 1980.
- [11] Beer, J.M. and Palmer, H.B.: "Combustion Technology: Some Modern Developments", Academic Press, 1974.
- [12] North American, 1975: "Combustion Handbook", Second Edition, North American, 1978.
- [13] Southam, F.M.: "Calculations on Gas Flow in the Flues of an Arvida Ring Baking Furnace", Report No. A-5105-EM-1, June 1970. (Document interne).
- [14] Lavoie, S.: 1983, "Résultats de la campagne de mesure de mai 1983 au four à feux mobiles n° 1 de l'Usine Grande-Baie", novembre 1983. (Document interne).
- [15] Crane, 1957: "Flow of Fluids Through Valves, Fittings and Pipes", Technical Paper No. 410-C.

BIBLIOGRAPHIE (SUITE)

- [16] Simard, Guy, 1984: Rapport interne UQAC transmis en février 1984, "Pertes thermiques du four de Grande-Baie. (Document interne).
- [17] Keller, F. and Disselhorst, J.H.M., 1981: "Modern Anode Bake Furnace Developments", Light Metals (AIME) 1981, pp. 611-621.
- [18] Castonguay, L., 1982, lettre datée du 17 mars 1982 à l'UQAC: "Emission des matières volatiles aux fours à feux mobiles". (Document interne).

## APPENDICE A

### PARAMÈTRES DE SIMULATION

#### A.1 PARAMÈTRES GÉOMÉTRIQUES

##### - Direction X (longitudinale)

nombre de chambres	= 7 (8) <sup>1</sup>
longueur totale	= 35,0 (40,0) <sup>1</sup> m
position des rampes de brûleurs arrière	= 15,0 m
position des rampes de brûleurs avant	= 20,0 m
longueur d'une chambre (mur de tête inclus)	= 5,0 m
position de l'ouverture	= 5,0 m
section de l'ouverture	= 0,12 m <sup>2</sup>

##### - Direction Y (profondeur)

profondeur d'une alvéole	= 4,10 m
--------------------------	----------

##### - Direction Z (perpendiculaire à la paroi de brique)

épaisseur de la paroi de brique	= 0,10 m
épaisseur du poussier	= 0,07 m
demi-épaisseur des anodes	= 0,255 m
largeur de la conduite	= 0,29 m
section de la conduite	= 0,29 m <sup>2</sup>

---

<sup>1</sup>: ( ) valeur après pré-permutation.

**A.2 PARAMÈTRES DU CYCLE DE CUISSON**

Période de permutation	=	28 h	32 h	36 h
Heure de pré-permutation	=	26 h	30 h	34 h
Heure d'arrivée au palier	=	24 h	30 h	32 h
Nombre d'heures totales du cycle de cuisson	=	196 h	224 h	252 h

**A.3 PARAMÈTRES RELATIFS AUX CONDITIONS EXTÉRIEURES**

Température ambiante	=	20°C
Température initiale des solides dans la chambre morte	=	27°C
Pression atmosphérique	=	101,3 kPa
Humidité relative	=	30%

**A.4 PARAMÈTRES DE MODÉLISATION**

Pas de temps (programme principal)	=	60 minutes
Pas de temps (sous-programme de conduction)	=	300 secondes
Pas d'intégration	=	0,1 mètre
Nombre de positions de référence	=	36 (41)
Nombre de noeuds (sous-programme de conduction)	=	10
Facteur de combustion de volatiles	=	0,75
Diamètre équivalent	=	0,448 m
Perimètre équivalent	=	9,0 m
Longueur équivalente d'une chambre	=	200,0 m
Facteur de friction (Darcy)	=	0,04
Coefficient d'expansion pour un orifice	=	1,0
Coefficient d'écoulement pour un orifice rectangulaire	=	0,80
Débit massique à l'entrée de la conduite	=	0,45 kg/s

## APPENDICE B

### FONCTIONS ET PROPRIÉTÉS

#### B.1 FONCTION INFILTRATION

La quantité d'air infiltré à l'intérieur de la conduite est calculée selon une fonction établie à partir de valeurs expérimentales. Le calcul de cette fonction est développé dans ce qui suit.

TABLEAU B.1.1

VALEURS EXPÉRIMENTALES DE L'INFILTRATION TIRÉES DE [14]

X (m)	$\dot{V}$ ( $m^3/h$ )*	$\dot{m}_G$ (kg/s)	$\Delta P$ (Pa)
15,0	320	0,115	-3,6
17,5	340	0,122	-10
20,0	360	0,129	-14,5
22,5	380	0,137	-18,2
25,0	410	0,147	-21,4
27,5	500	0,180	-26,4
30,0	560	0,201	-31,8
32,5	710	0,255	-37,5
35,0	850	0,306	-45

\* Aux conditions normales de température et de pression (TPN)

La fonction  $\dot{m}_g$  du Tableau B.1.1 est approximée par un polynôme du troisième degré.

$$\dot{m}_g = C_0 + C_1x + C_2x^2 + C_3x^3$$

où  $C_0 = 0,260009654 \text{ E - 01}$

$C_1 = 0,134832049 \text{ E - 01}$

$C_2 = -0,763327989 \text{ E - 03}$

$C_3 = 0,173332628 \text{ E - 04}$

Les valeurs calculées à l'aide de ce polynôme sont reproduites au Tableau B.1.2.

TABLEAU B.1.2  
DÉBIT MASSIQUE SUIVANT L'AXE DU FOUR (POLYNÔME 3° DEGRÉ)

POSITION X (m)	$\dot{m}_g$ (kg/s)	POSITION X (m)	$\dot{m}_g$ (kg/s)
15,0	0,115	26,0	0,1652
16,0	0,1173	27,0	0,1748
17,0	0,1198	28,0	0,1856
18,0	0,1225	29,0	0,1978
19,0	0,1255	30,0	0,2115
20,0	0,1290	31,0	0,2268
21,0	0,1330	32,0	0,2438
22,0	0,1377	33,0	0,2626
23,0	0,1432	34,0	0,2833
24,0	0,1495	35,0	0,306
25,0	0,1568		

L'infiltration I est obtenue en dérivant le profil de  $\dot{m}_g$ :

$$I = \frac{d\dot{m}}{dx} = 0,5199 \times 10^{-4} x^2 - 1,5266 \times 10^{-3} x + 0,01345$$

Les résultats sont donnés au Tableau B.1.3 et à la figure B.1.1.

TABLEAU B.1.3  
FONCTION I VS  $\Delta P$

DIRECTION X (m)	$\Delta P$ (N/m <sup>2</sup> )	I (kg/m·s)
15,0	3,6	0,00225
17,5	10,0	0,00265
20,0	14,5	0,00371
22,5	18,2	0,0054
25,0	21,4	0,00778
27,5	26,4	0,0108
30,0	31,8	0,0144
32,5	37,5	0,0188
35,0	45,0	0,0237

Approximation de la fonction infiltration:

À partir de la Figure B.1.1 on tire la fonction infiltration en fonction de la valeur de la dépression.

Pour  $\Delta P < 20 \text{ N/m}^2$ , la fonction infiltration est approximée par un polynôme du second degré.

$$I = C_0 + C_1 \Delta P + C_2 (\Delta P)^2$$

où

$$C_0 = 0,0$$

$$C_1 = 60 \times 10^{-6}$$

$$C_2 = 14 \times 10^{-6}$$

Pour  $\Delta P > 20 \text{ N/m}^2$ , la fonction I est représentée par une droite

$$I = 6,786 \times 10^{-4} (\Delta P - 10,0)$$

$I$  ( $\text{kg}/\text{m} \cdot \text{s}$ )

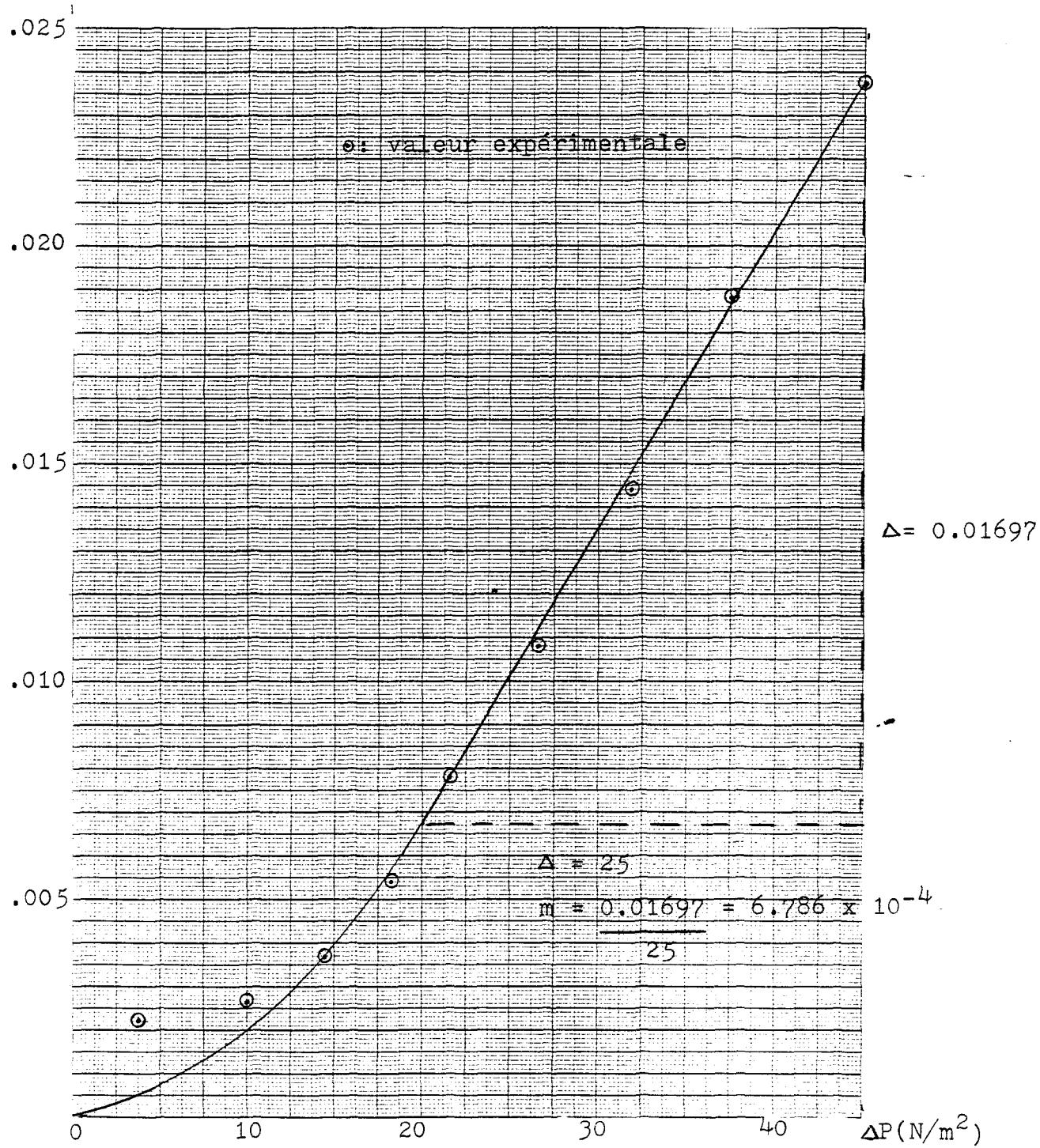


FIGURE B.1.1 : Fonction Infiltration

## B.2 FONCTIONS DE DÉGAGEMENT DES VOLATILES

Les explications concernant le calcul de ces fonctions ont été développées dans la Section 3.6. On présente ici les courbes qui permettent d'obtenir la courbe-cloche de dégagement des volatiles. Chaque constituant est traité séparément soit, l'hydrogène, le méthane et les hydrocarbures lourds.

Les courbes de base tirées de la littérature proviennent de la référence [18].

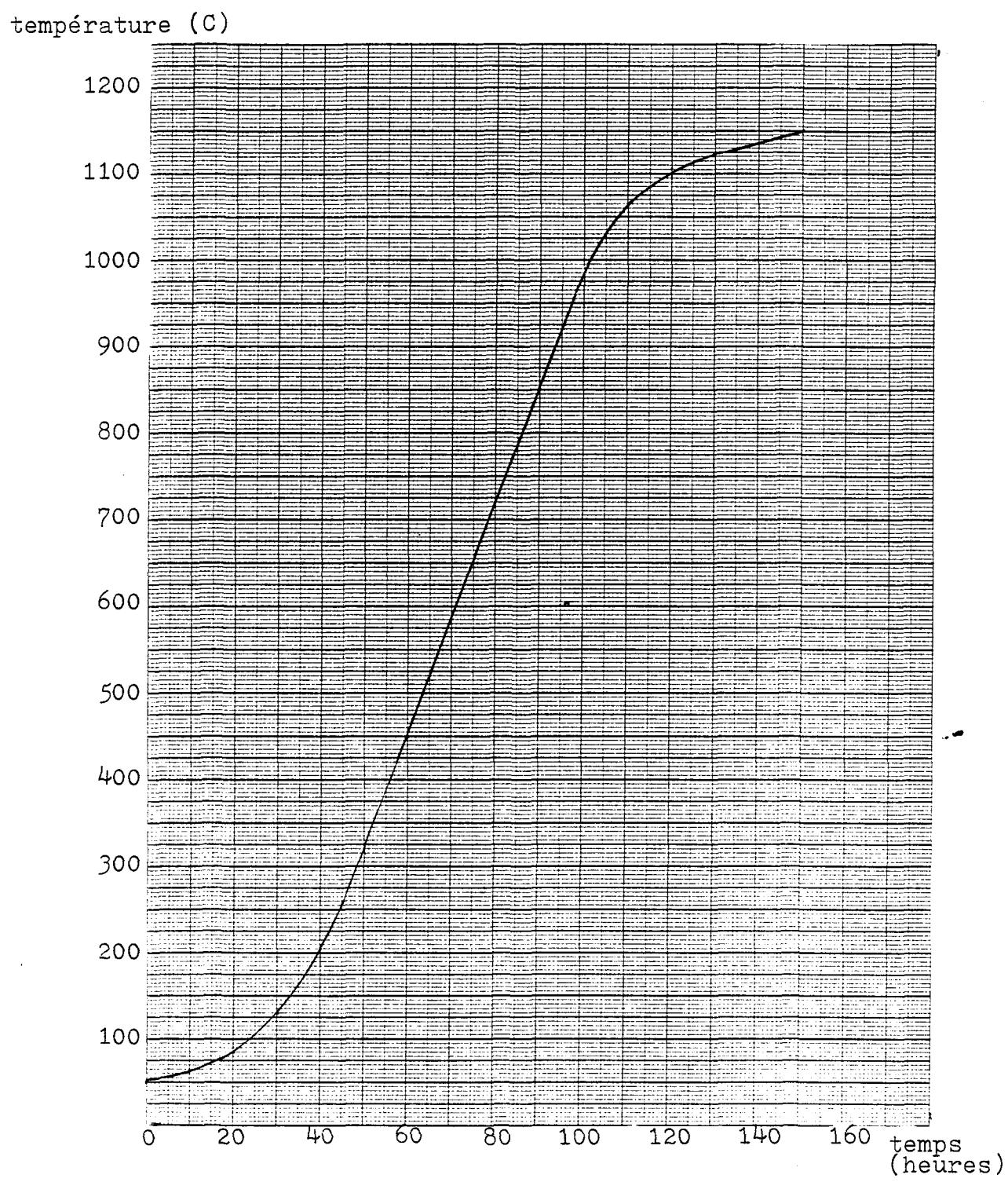


FIGURE B.2.1: Courbe de montée en température des anodes

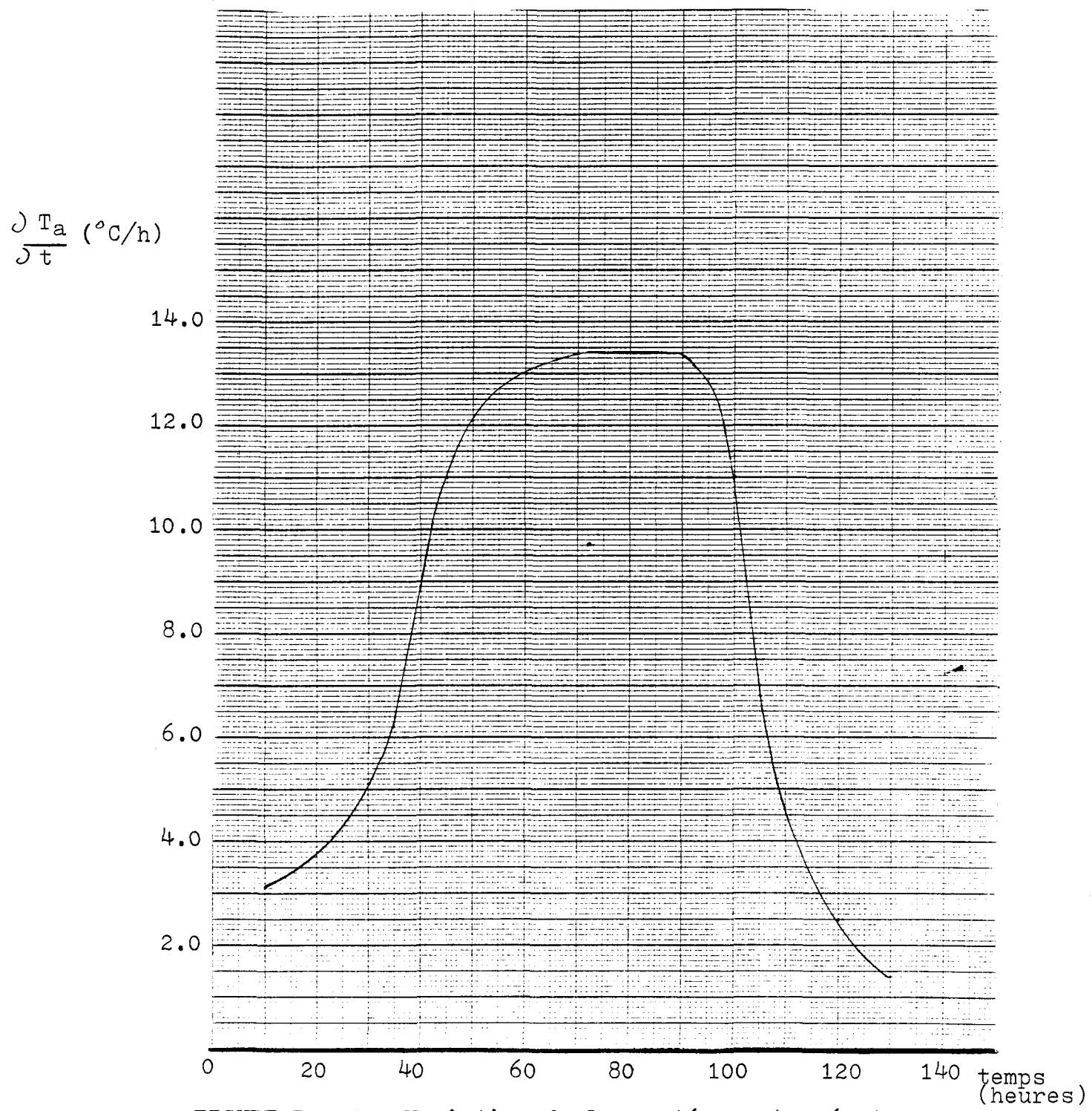


FIGURE B.2.2 : Variation de la montée en température des anodes

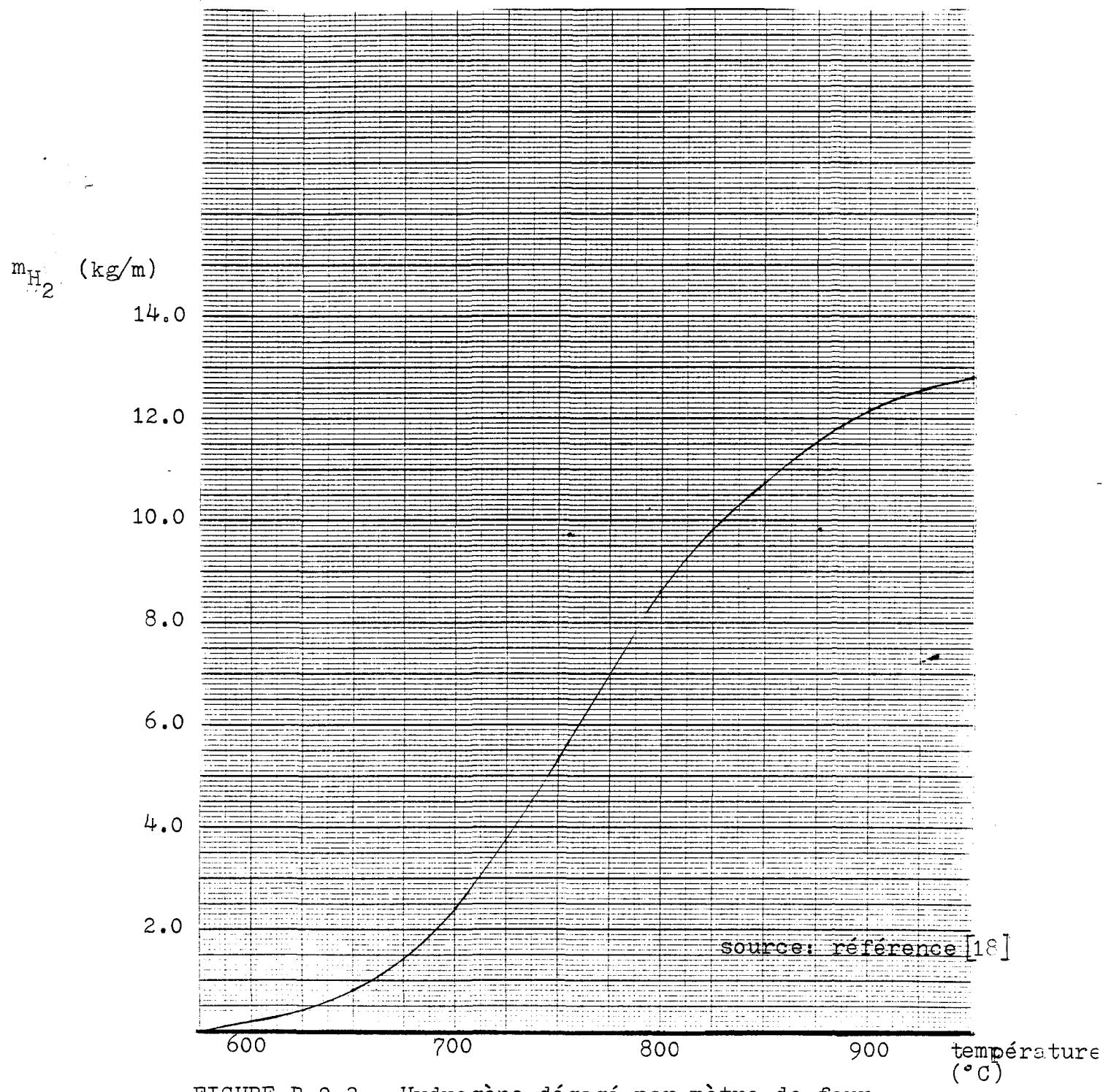


FIGURE B.2.3 : Hydrogène dégagé par mètre de four

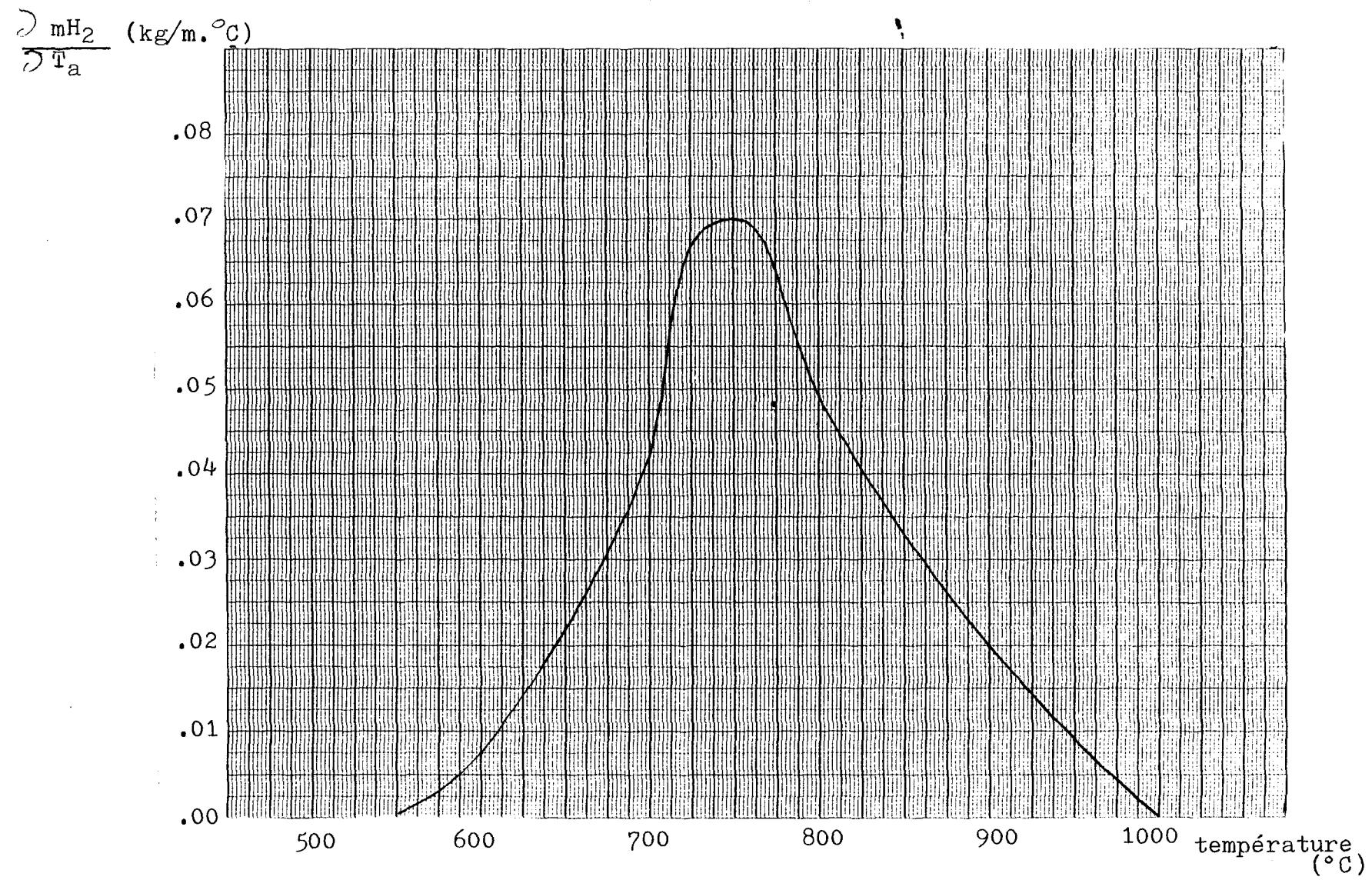


FIGURE B.2.4 : Dérivée de la courbe de la figure B.2.3

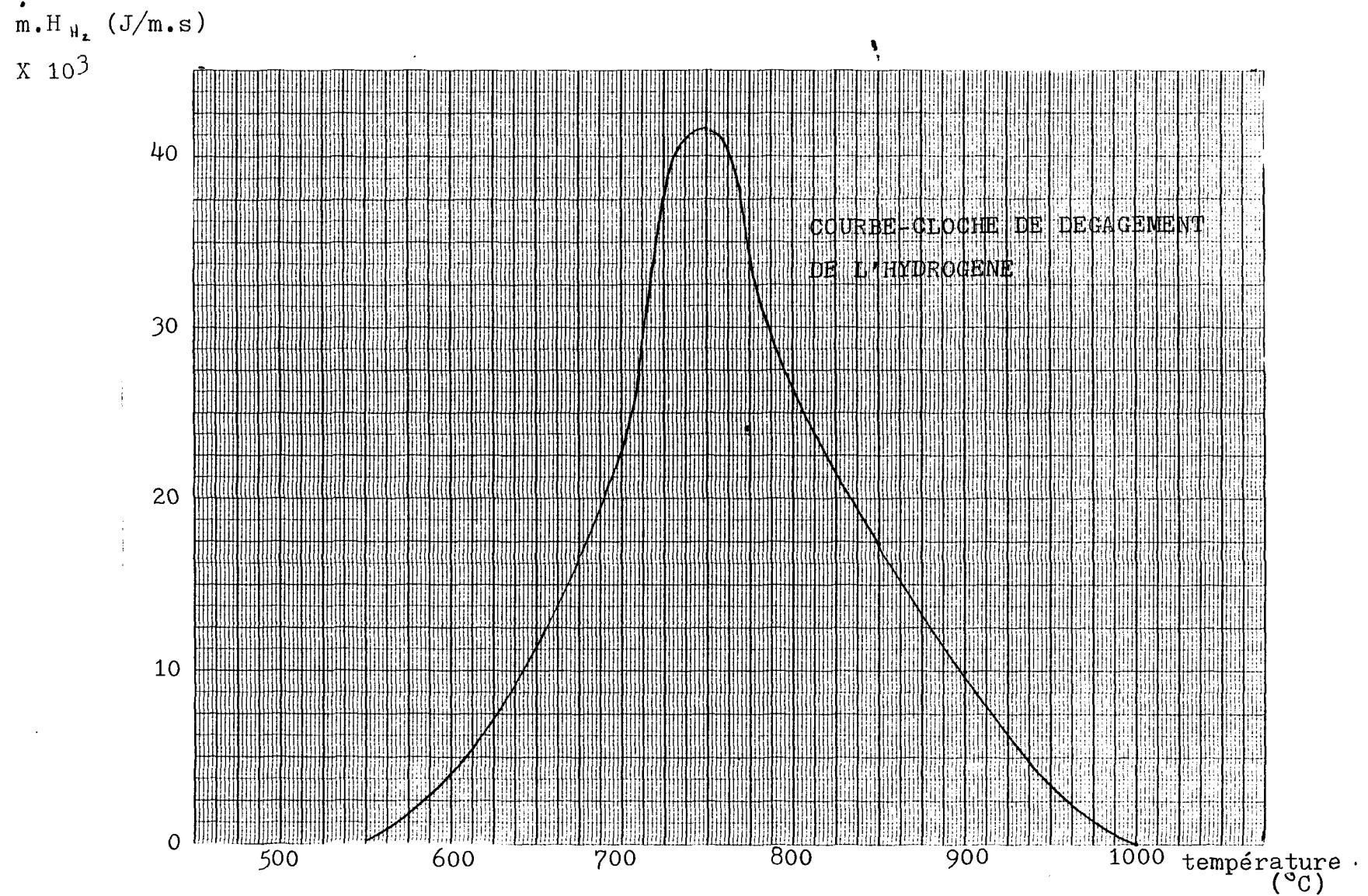


FIGURE B.2.5 : Energie fournie par le dégagement de l'hydrogène

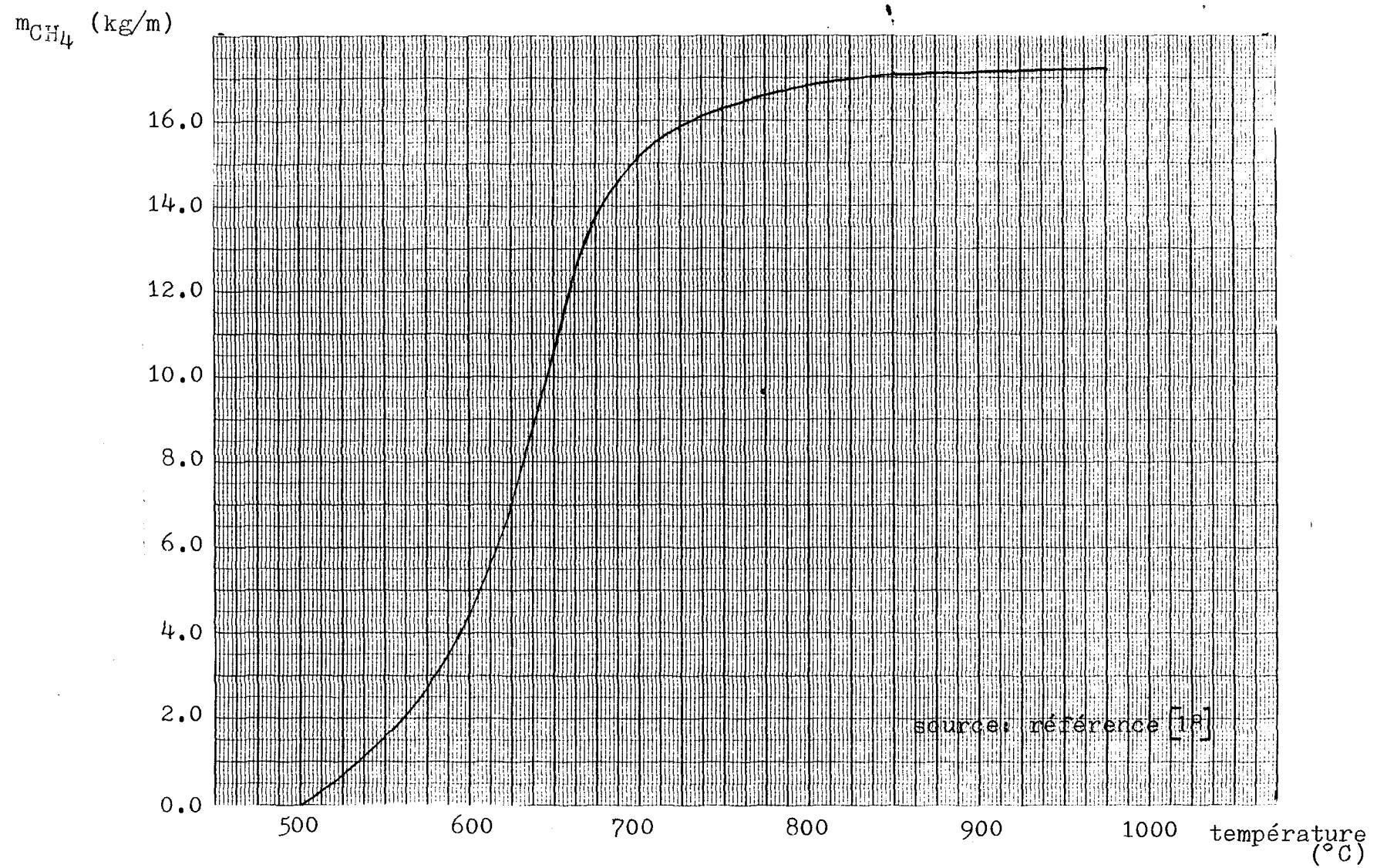


FIGURE B.2.6 : Méthane dégagé par mètre de four

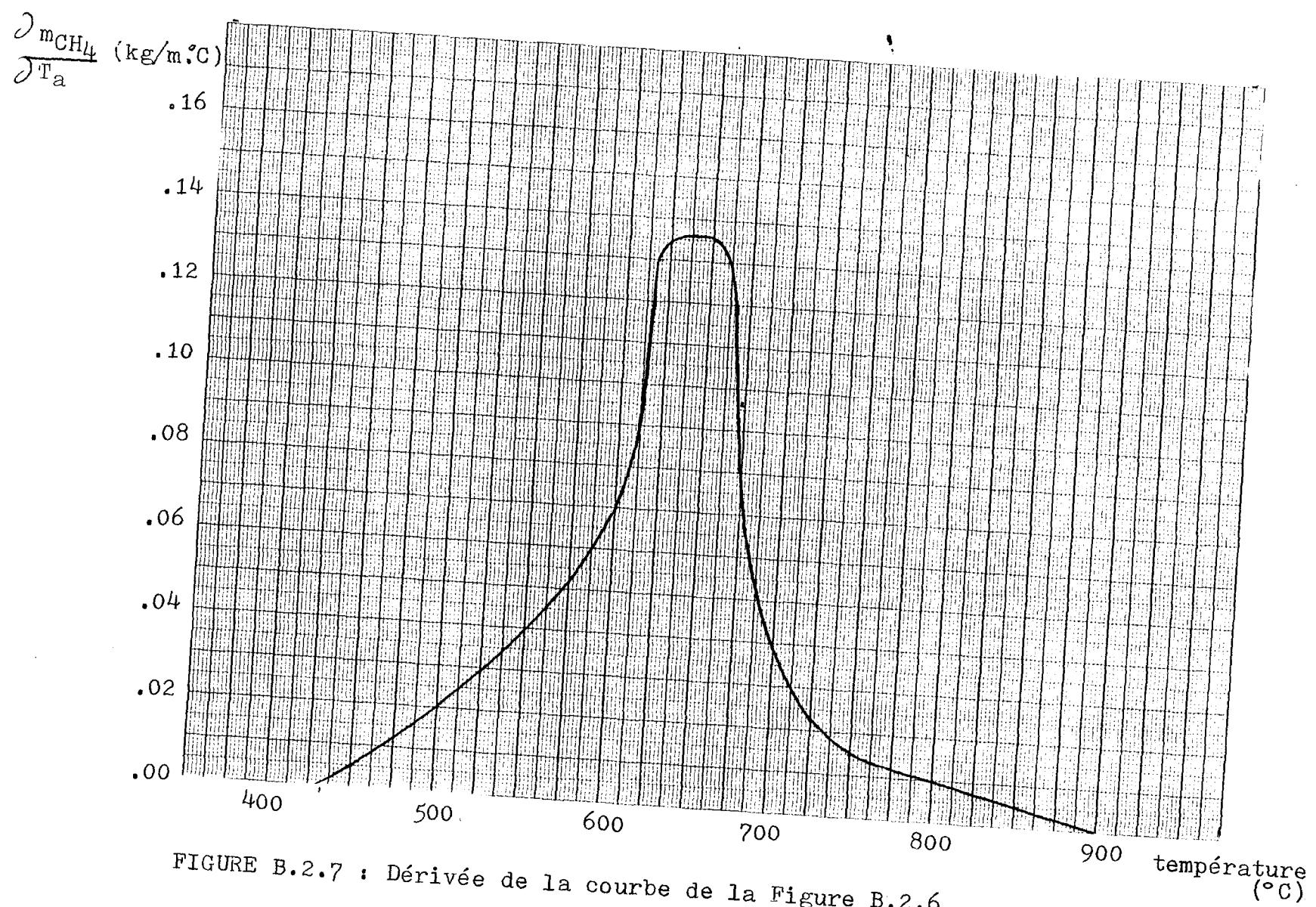


FIGURE B.2.7 : Dérivée de la courbe de la Figure B.2.6

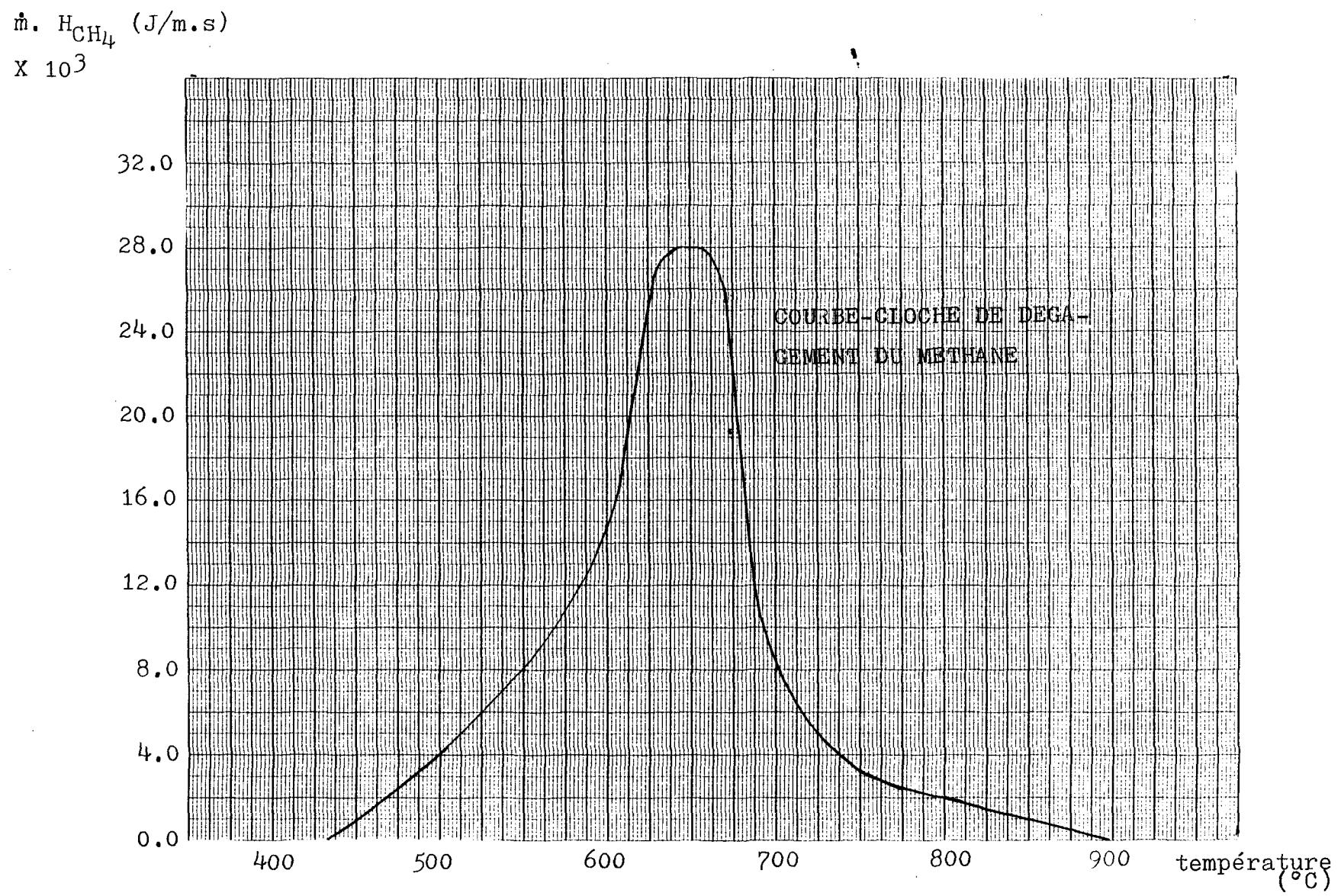


FIGURE B.2.8 : Energie fournie par le dégagement du méthane

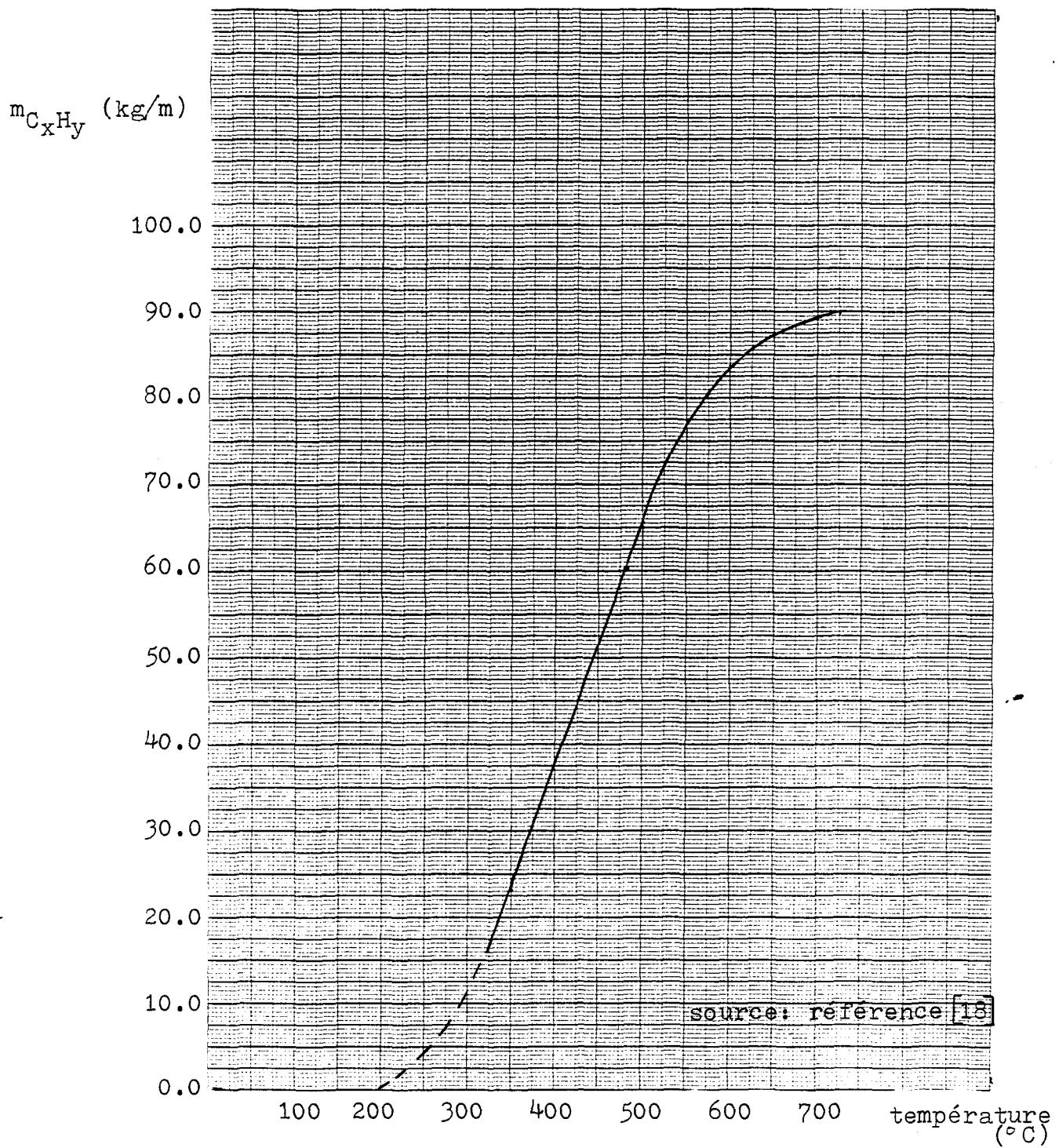


FIGURE B.2.9 :  $C_xH_y$  dégagé par mètre de four

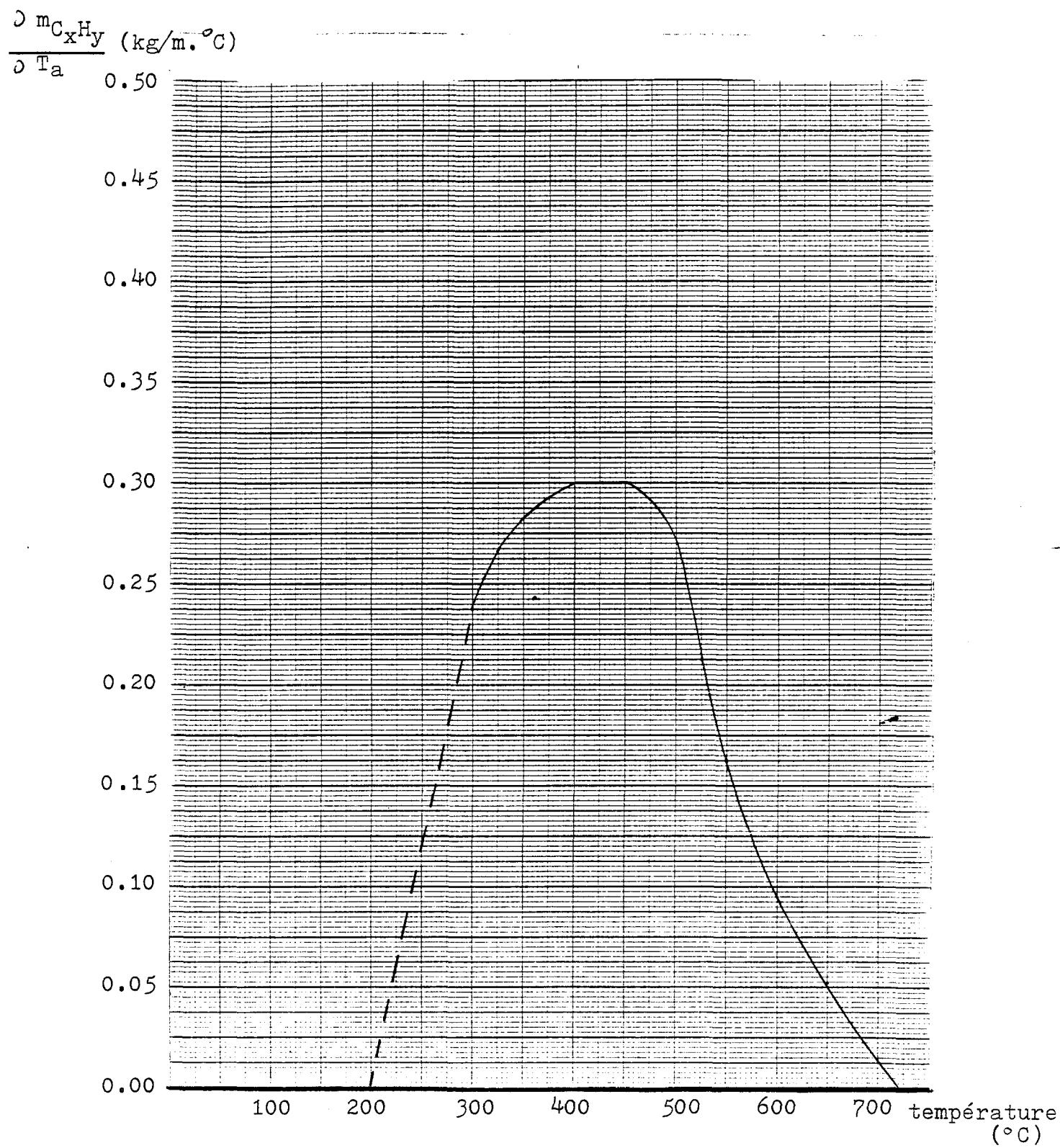


FIGURE B.2.10 : Dérivée de la courbe de la Figure B.2.9

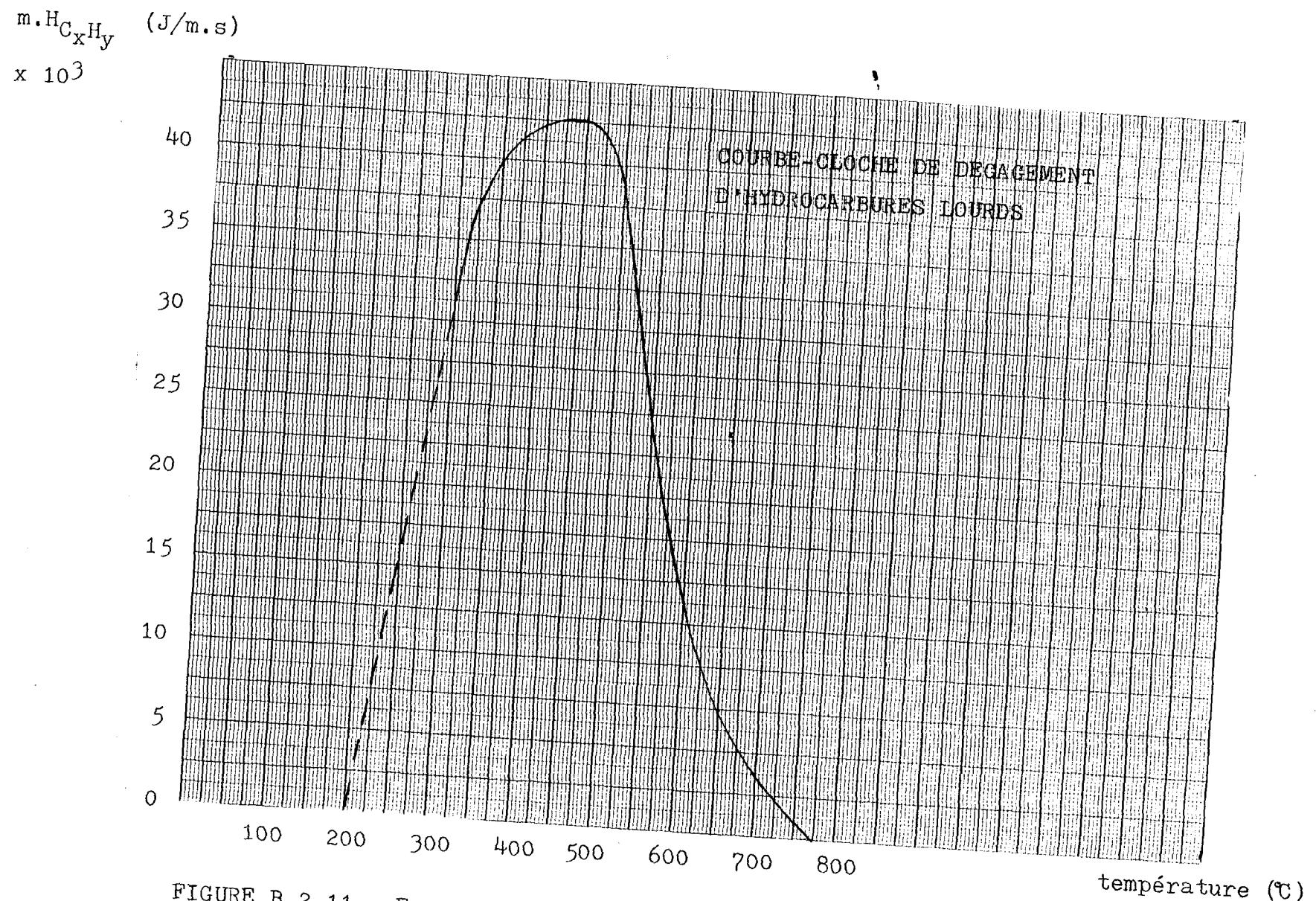


FIGURE B.2.11 : Energie fournie par le dégagement de  $C_xH_y$

### B.3 PERTES THERMIQUES

Les figures suivantes représentent les pertes thermiques en fonction de la longueur du four.

- 1) Pertes par la partie supérieure des anodes;
- 2) Pertes par la partie inférieure des anodes;
- 3) pertes à travers la conduite.

Ces courbes sont tirées de la référence [16].

pertes thermiques (W/m)

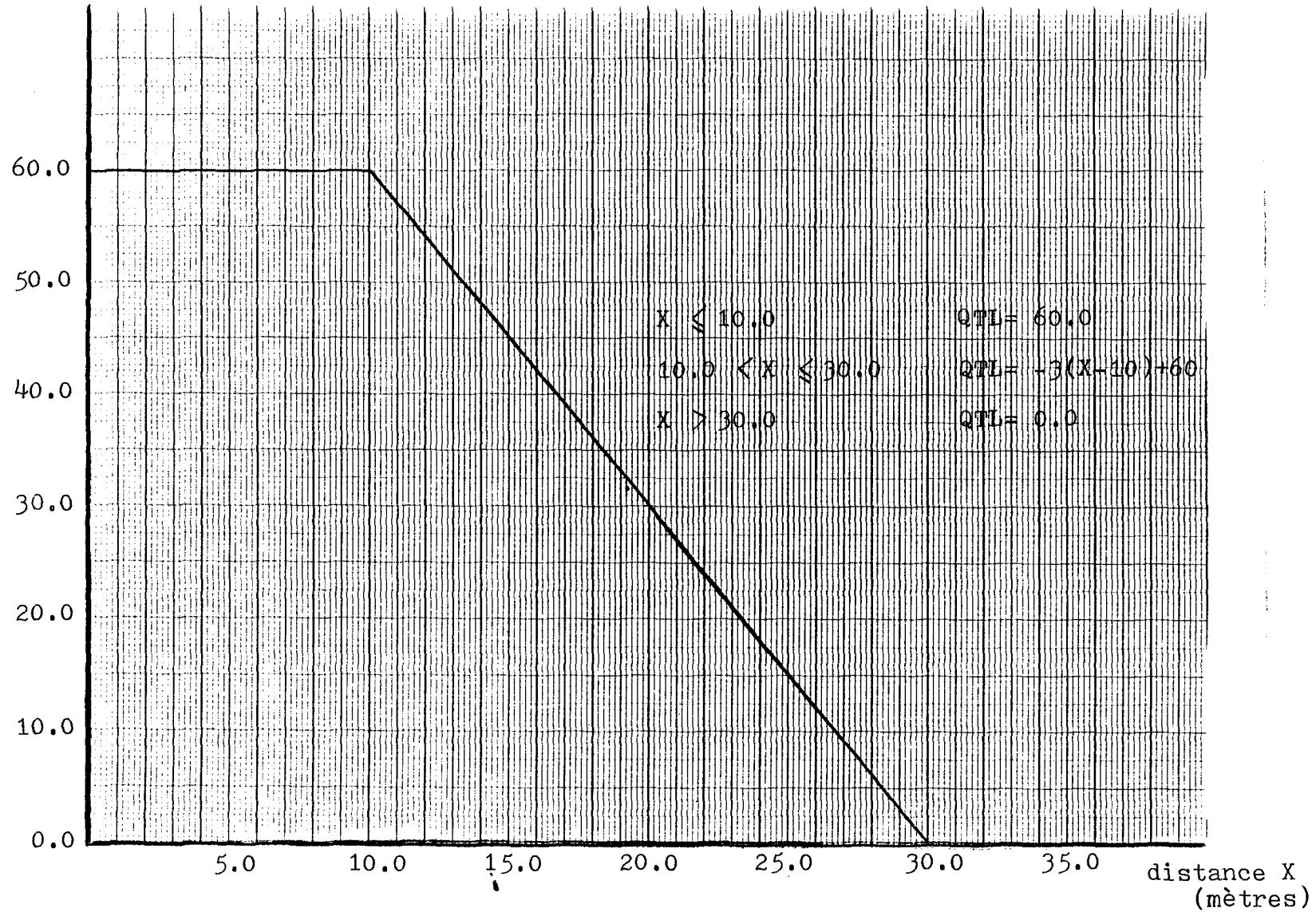


FIGURE B.3.1 Pertes thermiques par la partie supérieure des anodes

pertes thermiques (W/m)

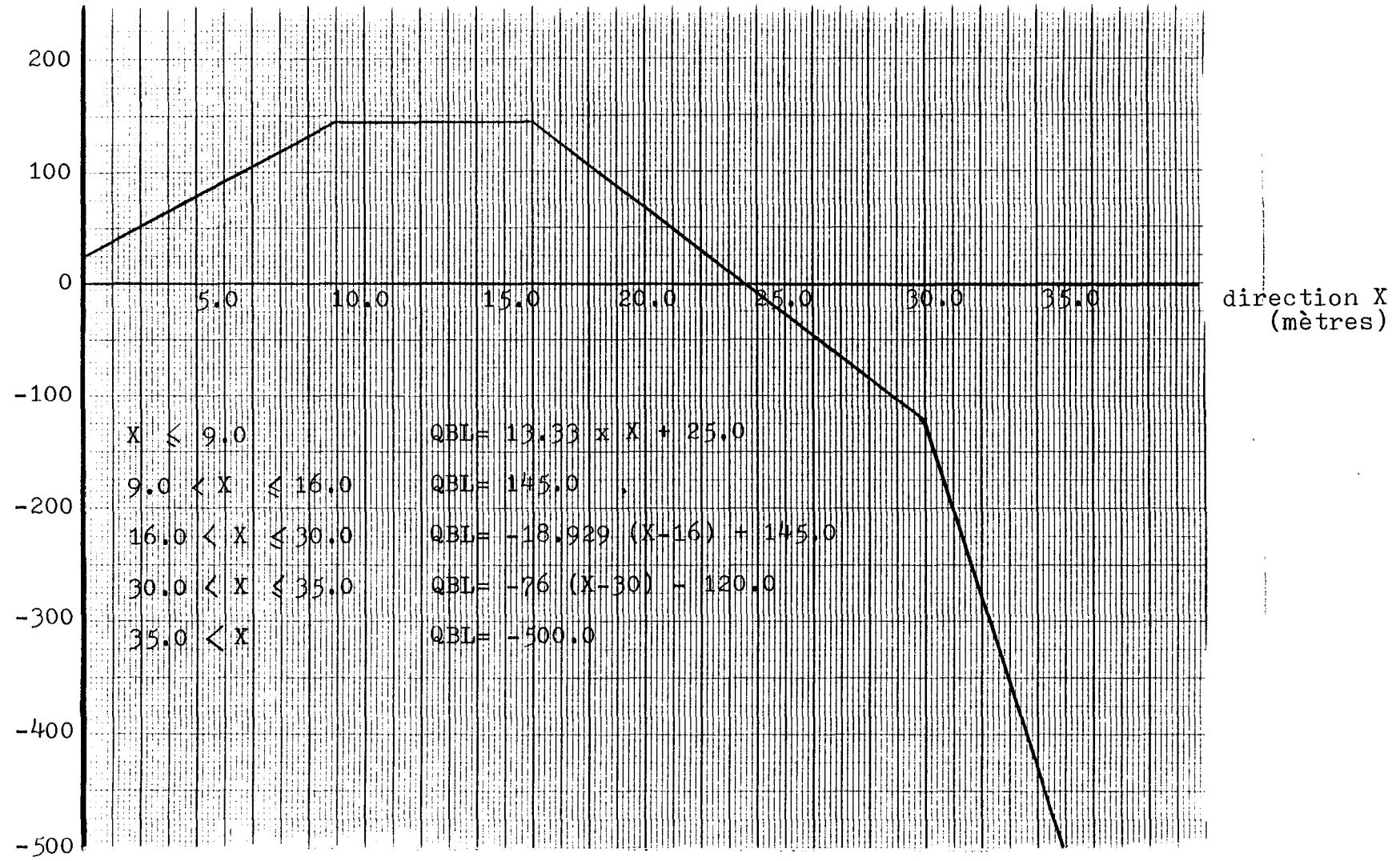


FIGURE B.3.2 : Pertes thermiques par la partie inférieure des anodes

pertes thermiques (W/m)

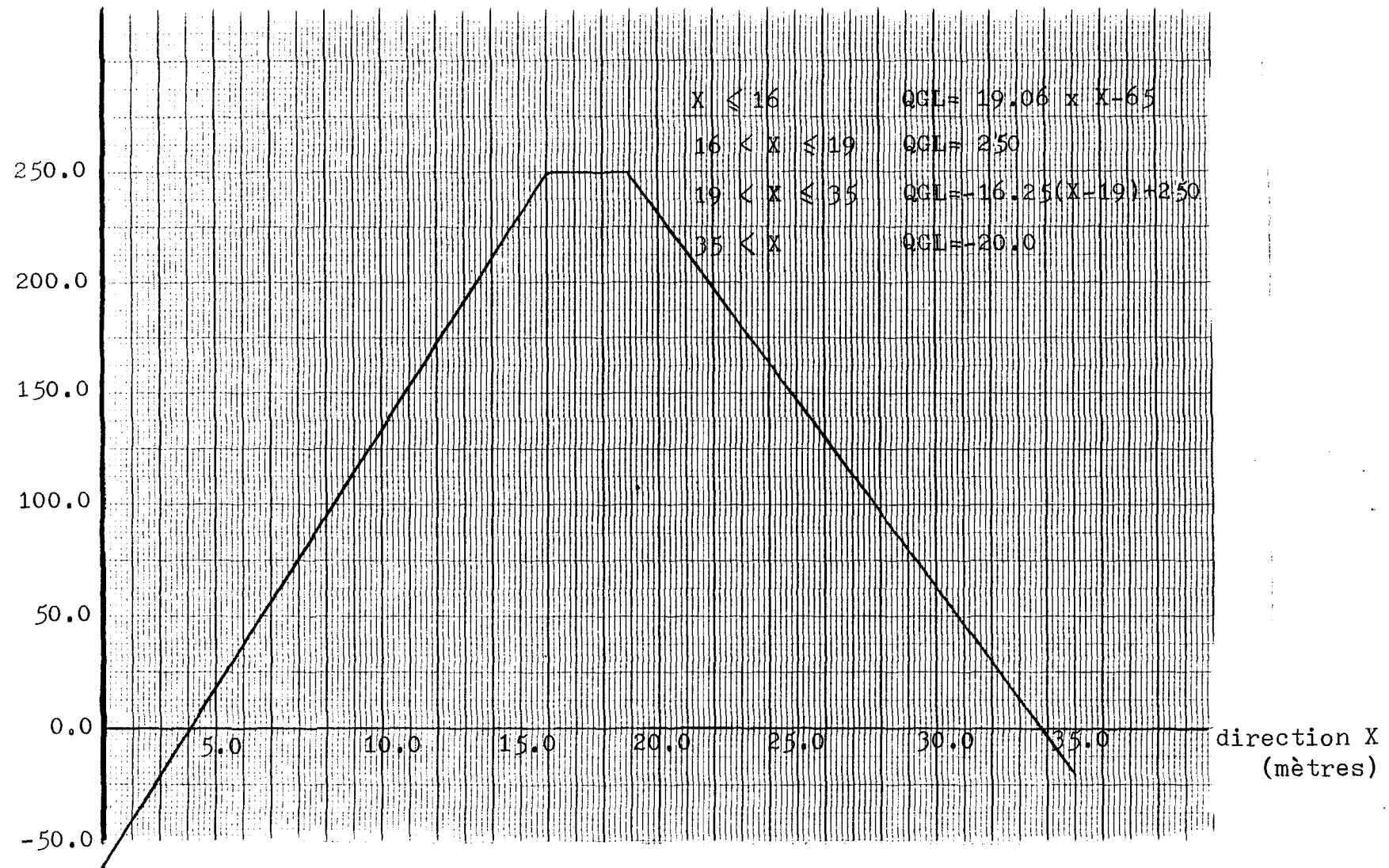


FIGURE B.3.3 : Petres thermiques à travers la conduite

#### B.4 CONDUCTIVITÉ THERMIQUE

La conductivité thermique des différents matériaux est variable en fonction de la température.

Ces fonctions sont énumérées dans ce qui suit.

- Conductivité des anodes:

La conductivité thermique des anodes est exprimée sous forme de polynôme et est tirée de la référence [2].

$$k_a = C_0 + C_1 T + C_2 T^2 + C_3 T^3 \left[ \frac{W}{mK} \right]$$

- Section de chauffage:

$$C_0 = 2,2297 \quad C_1 = 0,8917 \times 10^{-3}$$

$$C_2 = -0,1526 \times 10^{-5} \quad C_3 = 0,2713 \times 10^{-8}$$

.

- Section de refroidissement:

$$C_0 = -0,8030 \quad C_1 = 0,1635 \times 10^{-1}$$

$$C_2 = -0,1319 \times 10^{-4} \quad C_3 = 0,3516 \times 10^{-8}$$

- Conductivité de la brique:

La brique qui compose les parois du four porte le nom de brique "fireclay". La conductivité thermique est tirée de la référence suivante:

"A Simplified Method for Calculating Heat Transfer Through Refractory Walls".

par A.P. Green Refractories Co., Mexico, MO.

La Figure B.4.1 illustre la variation de la conductivité de la brique en fonction de la température.

$$k_{\text{brique}} = 5,785 \times 10^{-4} * T + 0,66 \quad [\text{W/m K}]$$

- Conductivité du poussier de garnissage:

La valeur de la conductivité thermique du poussier de garnissage en fonction de la température est tirée de la référence [3]. Le diamètre moyen du poussier est de 3 mm.

$$k_{\text{poussier}} = 8,475 \times 10^{-4} * T + 0,0287 \quad [\text{W/m K}]$$

La Figure B.4.2 illustre la variation de la conductivité du poussier en fonction de la température.

conductivité thermique

(W/mK)

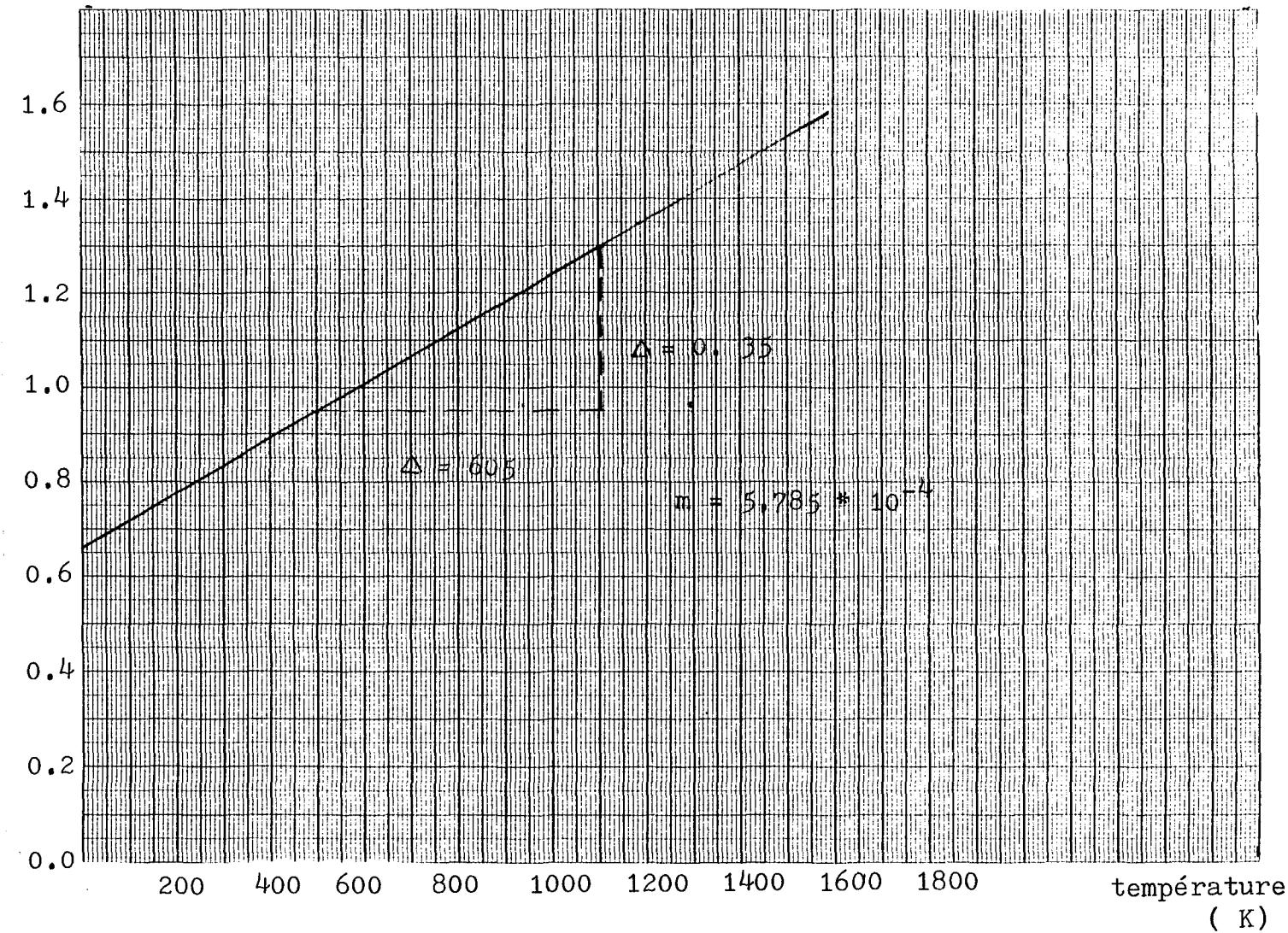


FIGURE B.4.1: Conductivité thermique de la brique

conductivité thermique  
(W/mK)

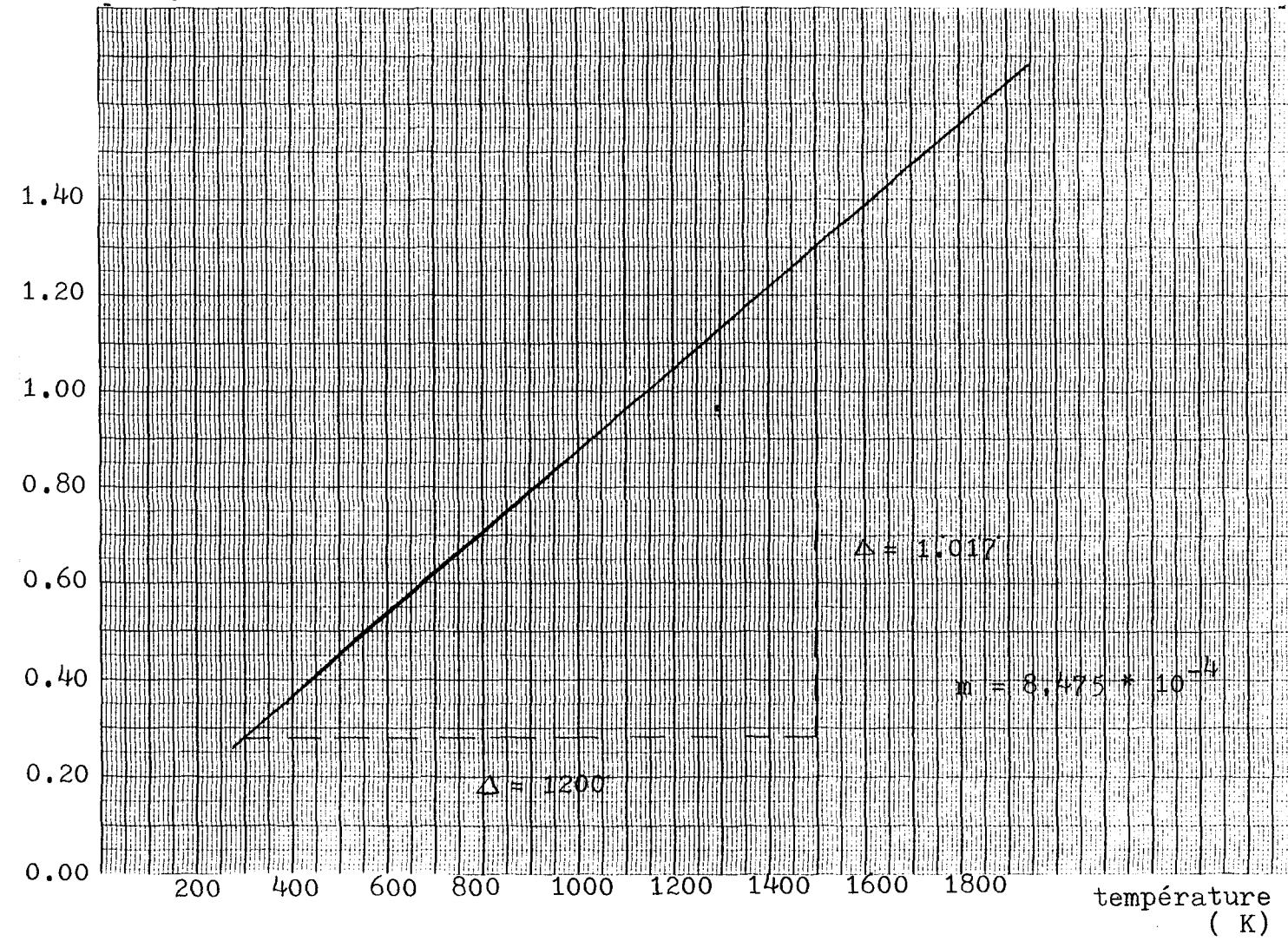


FIGURE B.4.2 : Conductivité thermique du poussier de garnissage

## B.5 MASSE VOLUMIQUE ET CHALEUR MASSIQUE

### - Masse volumique de l'air:

La variation de la masse volumique de l'air en fonction de la température sera approximée par un polynôme de degré 5. Les valeurs théoriques sont tirées de la référence [10].

$$\rho = C_0 + C_1 T + C_2 T^2 + C_3 T^3 + C_4 T^4 + C_5 T^5$$

$$C_0 = 0,29618280 \text{ E} + 1$$

$$C_1 = -0,95898369 \text{ E} - 2$$

$$C_2 = 0,15339076 \text{ E} - 4$$

$$C_3 = -0,13009324 \text{ E} - 7$$

$$C_4 = 0,56080878 \text{ E} - 11$$

$$C_5 = -0,96651404 \text{ E} - 15$$

$$\rho : \begin{bmatrix} \text{kg} \\ \text{m}^3 \end{bmatrix}$$

$$T : \text{K}$$

### - Masse volumique des matériaux solides:

La masse volumique de ces matériaux est constante. Leurs valeurs sont tirées de la référence [2].

$$\rho_{\text{anode}} = 1320 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_{\text{poussier}} = 800 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_{\text{brique}} = 2400 \text{ kg/m}^3$$

### - Chaleur massique de l'air:

La variation de la chaleur massique de l'air en fonction de la température peut être approximée par l'équation d'une droite. Les valeurs théoriques sont tirées de la référence [10].

$$C_{pg} = 0,13 * T + 973$$

$$C_{pg}: \left[ \frac{J}{kgK} \right]$$

$$T : \left[ K \right]$$

- Chaleur massique des matériaux solides:

La chaleur massique des anodes et du poussier est considérée comme étant variable en fonction de la température; la chaleur massique de la brique étant constante. Ces fonctions sont tirées de la référence [2].

Brique:

$$C_p \text{ brique} = 1047 \left[ \frac{J}{kgK} \right]$$

Anode:

$$C_p \text{ anode} = C_0 + C_1 * T + C_2 * T^2 + C_3 * T^3 + C_4 * T^4$$

Anodes cuites:

$$C_0 = -0,13731392 \times 10^4$$

$$C_1 = 0,95663719 \times 10^1$$

$$C_2 = -0,11572658 \times 10^{-1}$$

$$C_3 = 0,64604614 \times 10^{-5}$$

$$C_4 = -0,13374402 \times 10^{-8}$$

Anode crues:

$$C_0 = -0,152396 \times 10^4$$

$$C_1 = 0,112353 \times 10^2$$

$$C_2 = -0,152660 \times 10^{-1}$$

$$C_3 = 0,948515 \times 10^{-5}$$

$$C_4 = -0,217026 \times 10^{-8}$$

Poussier:

$$C_p \text{ poussier} = 933,0 + 0,916 \times T - 4,08 \times 10^7 / T^2$$

## B.6 FACTEURS D'ÉMISSION

La vapeur d'eau contenue dans l'air ambiant affecte le facteur d'émission pour le calcul du coefficient de transfert de chaleur par radiation. On doit donc tenir compte de l'humidité relative de l'air ambiant.

On trouve dans Kreith et Black [10] la valeur du facteur d'émission en fonction de la température ainsi que du produit  $P_{H_2O} \times L_m$

où:  $P_{H_2O}$ : pression partielle de la vapeur d'eau

$L_m$  : épaisseur utile moyenne

Pour une enceinte aux dimensions de la cloison du four de Grande-Baie, l'épaisseur utile moyenne est de 0,45 mètre.

La pression partielle de la vapeur d'eau est:

$$P_{H_2O} = P_{H_2O,S} * \phi$$

où:  $P_{H_2O,S}$ : pression de saturation de la vapeur d'eau  
 $= 2,5 \text{ kPa } (T = 20^\circ\text{C})$

$\phi$  : humidité relative

Le Tableau B.6.1 donne les valeurs de  $P_{H_2O} \times L_m$  en fonction de l'humidité relative.

TABLEAU B.6.1

$P_{H_2O} \times L_m$  EN FONCTION DE L'HUMIDITÉ RELATIVE ( $\phi$ )

$\phi$ (%)	$P_{H_2O}$ (kPa)	$P_{H_2O}$ (ATM)	$P_{H_2O} \times L_m^*$ (ATM - m)
15	0,375	0,00375	0,0017
20	0,50	0,005	0,0023
30	0,75	0,0075	0,0034

$$* L_m = 0,45 \text{ m}$$

La Figure B.6.1 tirée de la référence [10] représente la valeur du facteur d'émission pour trois valeurs d'humidité relative.

Le Tableau B.6.2 illustre les moyennes mensuelles des valeurs de pression partielle de vapeur d'eau et de température. On peut ainsi ajuster la valeur de l'humidité relative en fonction de la période pour laquelle on veut simuler le comportement du four. Pour le cas de base, la valeur de la pression partielle a été prise égale à la moyenne annuelle soit 0,70 kPa. Celle-ci correspond à une valeur d'humidité relative de 30% basée sur une température de 20°C.

Le calcul du facteur d'émission tel que décrit précédemment est valable lorsque la pression partielle est constante; ce qui est le cas pour les chambres en refroidissement. Cependant, puisque la combustion de l'huile et des matières volatiles produit de la vapeur d'eau et du dioxyde de carbone la valeur des pressions partielles de ces produits est

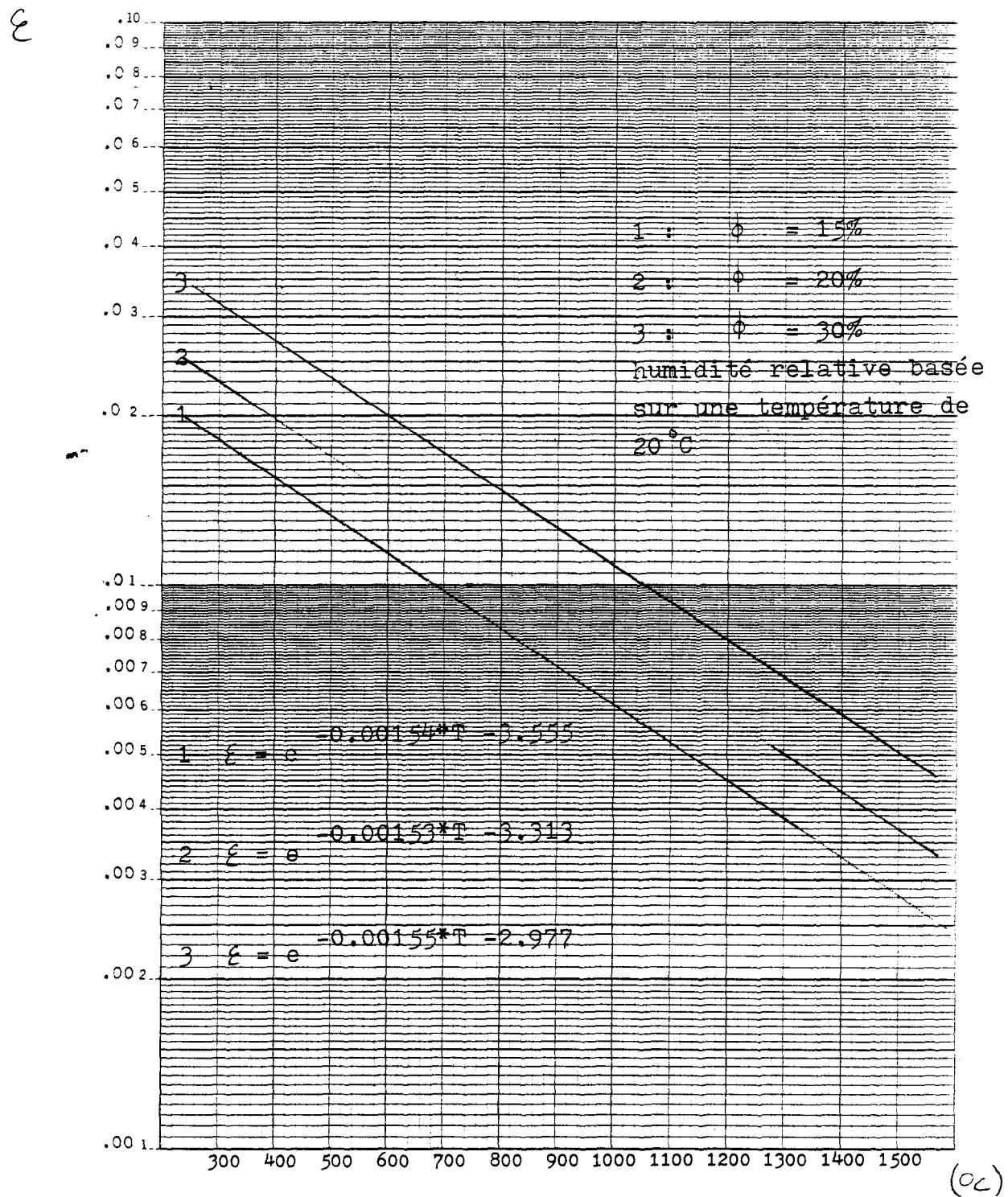


FIGURE B.6.1 : Facteur d'émission de la vapeur d'eau

TABLEAU B.6.2

MOYENNES MENSUELLES DES TEMPÉRATURES  
ET DES PRESSIONS PARTIELLES DE VAPEUR D'EAU

MOIS	PRESSION PARTIELLE $H_2O$ (kPa)	TEMPÉRATURE MOYENNE ( $^{\circ}C$ )
	PÉRIODE DE MESURE 1953-1972 <sup>1</sup>	PÉRIODE DE MESURE 1951-1980 <sup>2</sup>
JANVIER	0,19	-15,8
FÉVRIER	0,21	-13,8
MARS	0,32	-6,5
AVRIL	0,49	2,2
MAI	0,74	9,3
JUIN	1,14	15,5
JUILLET	1,43	17,9
AOÛT	1,36	16,4
SEPTEMBRE	1,06	11,1
OCTOBRE	0,73	5,3
NOVEMBRE	0,49	-2,0
DÉCEMBRE	0,25	-12,1
MOYENNE ANNUELLE	0,70	2,3

<sup>1</sup> Réf.: Normal Values of Temperature, Precipitation Station and Sea Level Pressure, Vapor Pressure and Sunshine in Canada Climat Station. Publication: CSD No. 9-77. De: Service de l'environnement atmosphérique, Environnement Canada, 15 décembre 1977.

<sup>2</sup> Réf.: Normales climatiques au Canada 1951-1980, Températures et précipitations Québec, Publication du Service de l'Environnement Atmosphérique, Environnement Canada.

donc variable. Pour les chambres en préchauffage, on doit donc posséder des fonctions plus générales. Celles-ci sont tirées des courbes de Hottel que l'on retrouve à la référence [11]. La formulation mathématique est reproduite dans ce qui suit.

### Équations des courbes d'émissivité du CO<sub>2</sub> et H<sub>2</sub>O

#### H<sub>2</sub>O

$$e_H = 10^{(A_H + B_H * T * ,001)} \quad (1)$$

avec

$$A_H = -,3429 + ,5763 \log_{10} (P_H L) \quad (2)$$

$$B_H = -,2663 + ,209 \log_{10} (P_H L) \quad (3)$$

où

$e_H$  est l'émissivité du gaz H<sub>2</sub>O

$P_H L$  = pression partielle de H<sub>2</sub>O \* épaisseur utile moyenne  
(atm•pi)

T est la température du gaz en °C

#### CO<sub>2</sub>

$$(A_C + B_C * T * ,001)$$

$$e_C = 10^{(A_C + B_C * T * ,001)} \quad (4)$$

$$A_C = -,5494 + ,3023 \log_{10} (P_C L) \quad (5)$$

$$B_C = -,2586 + ,09913 \log_{10} (P_C L) \quad (6)$$

où

les mêmes définitions que précédemment s'appliquent (l'indice C référant au gaz CO<sub>2</sub>).

Domaine d'application

Ces relations s'appliquent avec une précision raisonnable à l'intérieur des limites suivantes:

Gaz H<sub>2</sub>O

$$560 < T < 2500^\circ\text{C}$$

$$,007 < P_H^L < ,6 \text{ pi. atm}$$

L'erreur est maximum aux limites de ce domaine:

$$\text{erreur} \approx 15\% \text{ à } P_H^L = ,007$$

$$T = 560^\circ\text{C}$$

$$\approx 12\% \text{ à } P_H^L = ,6$$

$$T = 838^\circ\text{C}$$

$$\approx 20\% \text{ à } P_H^L = ,8$$

$$T = 838^\circ\text{C}$$

Gaz CO<sub>2</sub>

$$840^\circ\text{C} < T < 2500^\circ\text{C}$$

$$,01 < P_C^L < ,8 \text{ pi. atm}$$

$$\text{erreur} \approx 12\% \text{ à } P_C^L = ,8$$

$$T = 838^\circ\text{C}$$

$$\approx 8\% \text{ à } P_C^L = ,01$$

$$T = 838^\circ\text{C}$$

### B.7 LONGUEUR ET PÉRIMÈTRE ÉQUIVALENT

- Périmètre équivalent

La présence de chicanes à l'intérieur des cloisons augmente la surface d'échange pour le transfert de chaleur entre le gaz et la cloison. Pour tenir compte de la surface totale d'échange, on calcule ce que l'on appelle le périmètre équivalent ( $P_{EQ}$ ). Celui-ci est défini comme étant le périmètre qui correspond à la surface totale d'échange (STE) lorsque multiplié par la longueur d'une chambre.

D'où:

$$STE = P_{EQ} \times 5,0$$

ainsi:

$$P_{EQ} = \frac{STE}{5,0}$$

**Calcul de la surface totale d'échange (STE):**

Puisque les pertes par les parties inférieures et supérieures de la conduite sont données sous forme de fonctions, ces surfaces d'échange ne sont pas comprises dans le calcul de STE.

- parois verticales = 36,2 m<sup>2</sup>  
(sauf chicanes)
- chicanes = 5,3 m<sup>2</sup>
- briques de liaison = 3,6 m<sup>2</sup>
- STE = 36,2 m<sup>2</sup> + 5,3 m<sup>2</sup> + 3,6 m<sup>2</sup>  
= 45,1 m<sup>2</sup>
- $P_{EQ} = \frac{45,1 \text{ m}^2}{5,0 \text{ m}}$   
= 9,0 mètres

- Longueur équivalente d'une chambre

Le calcul de la longueur équivalente de la conduite est basée sur la longueur équivalente des coudes à 90°.

De la référence [13] on tire que:

1- Pour un coude à 90° ( $r/D \rightarrow 0$ )

$$\frac{L}{D} = 58,0$$

2- 2 coudes à 180°C  $\equiv$  3 coudes à 90°

Dans les conduites du four de Grande-Baie:

Pour une chambre il y a

- 3 coudes à 180°
- 2 coudes à 90°

Avec la règle d'équivalence en 2) ceci est équivalent à:

- 6,5 coudes à 90°

Longueur équivalente pour une chambre:

$$= 6,5 \times \frac{L}{D} \times \text{diamètre équivalent}$$

+ distance parcourue par les gaz

La distance parcourue par les gaz est de 17 mètres et le diamètre équivalent est de 0,45 mètre, d'où:

$$\begin{aligned} \text{longueur équivalente} &= 6,5 \times 58,0 \times 0,45 + 17 \\ &= 170 + 17 \\ &= 187 \approx 200 \text{ mètres} \end{aligned}$$

## APPENDICE C

### ORDINOGRAMMES

La programmation du modèle dynamique consiste en un programme principal (MODDYN) où plusieurs des variables de modélisation sont définies. Ce programme appelle les sous-programmes de résolution des équations de bilan. Le sous-programme TEMPGAZ résout l'équation [2-A] du bilan d'énergie appliqué aux gaz. Le sous-programme TEMPSOL consiste en une méthode de différences finies en une dimension utilisant une méthode explicite pour la résolution en régime dynamique. Le sous-programme RESULT amène l'impression des résultats.

Une description plus complète de tous les fichiers ainsi que des ordinogrammes est présentée dans les pages suivantes.

DESCRIPTION DES FICHIERSPROGRAMMES ET SOUS-PROGRAMMES

- MODDYN.FOR: Programme principal qui contrôle le déroulement de la simulation.
- TEMPGAZ.FOR: Sous-programme, appelé par MODDYN qui détermine le profil de température du gaz ainsi que la consommation de mazout.
- TEMPSOL.FOR: Sous-programme, appelé par MODDYN, qui détermine la nouvelle distribution de température à l'intérieur des solides après un intervalle de temps.
- RESULT.FOR: Sous-programme, appelé par MODDYN, qui imprime les résultats.
- HTOTAL.FOR: Sous-programme, appelé par TEMPGAZ, qui calcule le coefficient de transfert total.
- COMPOSI.FOR: Sous-programme, appelé par TEMPGAZ, qui détermine la composition du gaz.
- VOLATILE.FOR: Sous-programme, appelé par TEMPGAZ, qui détermine la quantité de volatiles brûlés.
- ITERDEBIT.FOR: Sous-programme, appelé par TEMPGAZ, qui calcule le débit des gaz et la pression à la sortie de la tranche d'intégration.
- ITERFEU.FOR: Sous-programme, appelé par TEMPGAZ, qui calcule le flux de chaleur qu'il faut fournir à la paroi dans les chambres situées vis-à-vis les rampes de brûleurs.

DESCRIPTION DES UNITÉS LOGIQUES D'ENTRÉES-SORTIESENTRÉES

- FOR010: Fichier contenant les positions de référence ainsi que les températures initiales de paroi de brique.
- FOR012: Fichier contenant le profil initial des températures à l'intérieur des solides.

SORTIES

- FOR015: Fichier du profil des températures à l'intérieur des solides.
- FOR017: Fichier principal de résultats où sont imprimées les principales variables de la simulation.
- FOR025: Fichier donnant l'évolution de la température des anodes durant la période correspondant au temps de séjour des anodes dans le four (0 h à 224 h).
- FOR030: Fichier utilitaire servant d'entrées pour un post-processeur de traçage.
- FOR040: Fichier correspondant à FOR010 pour simulations ultérieures.
- FOR045: Fichier correspondant à FOR012 pour simulations ultérieures.

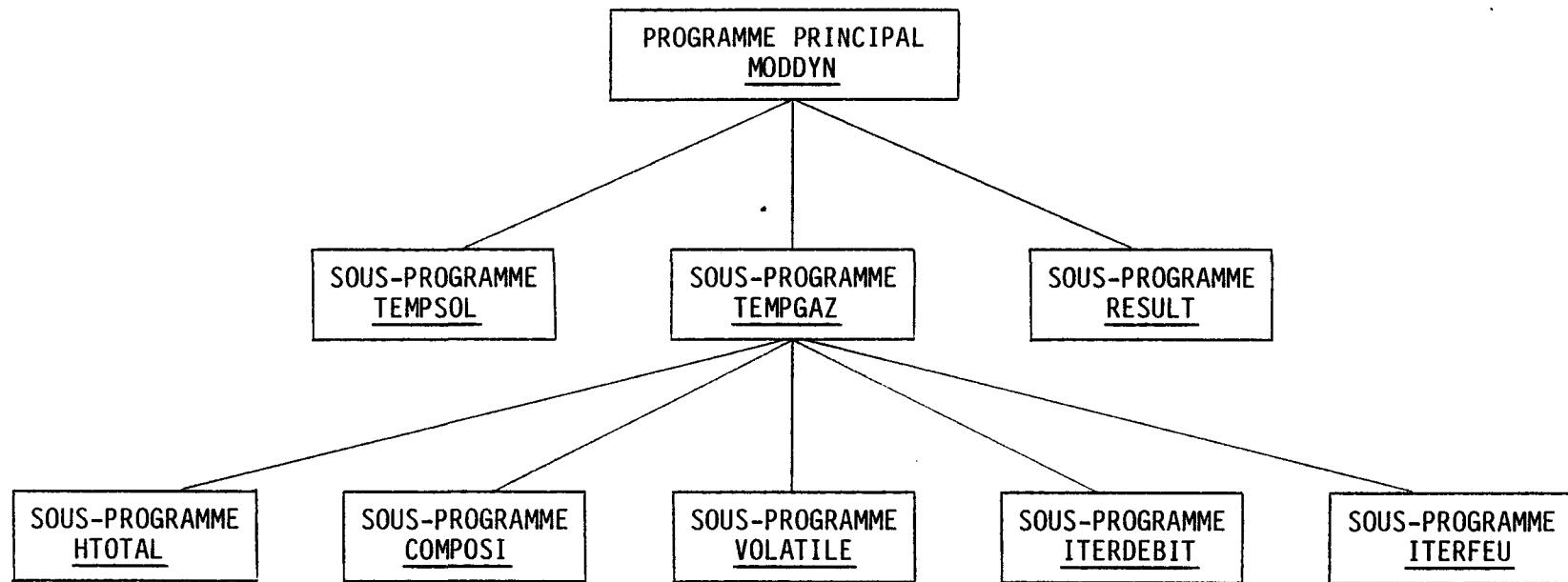


Figure C.1 Organigramme général du modèle dynamique

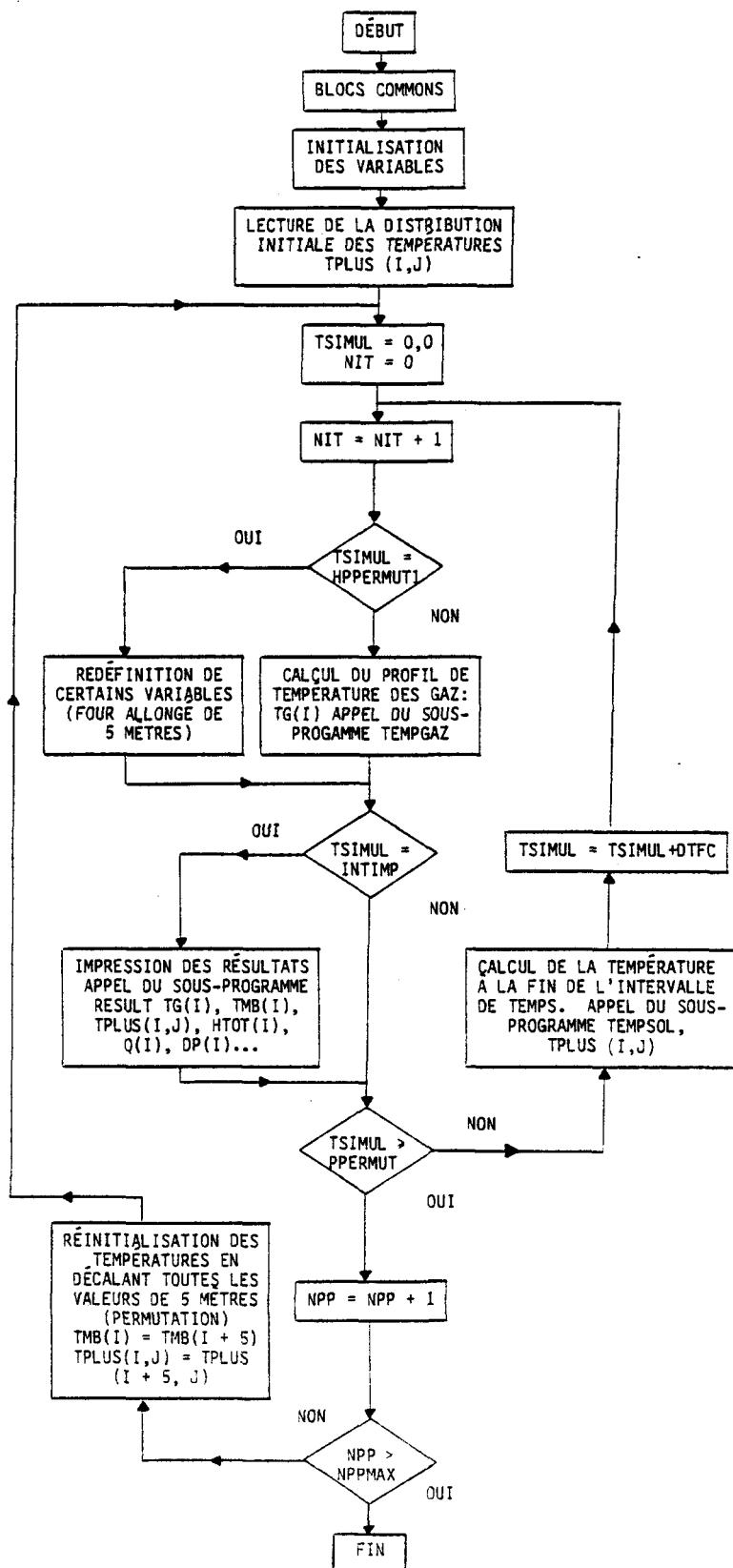


Figure C.2 Ordinogramme du programme principal MODDYN

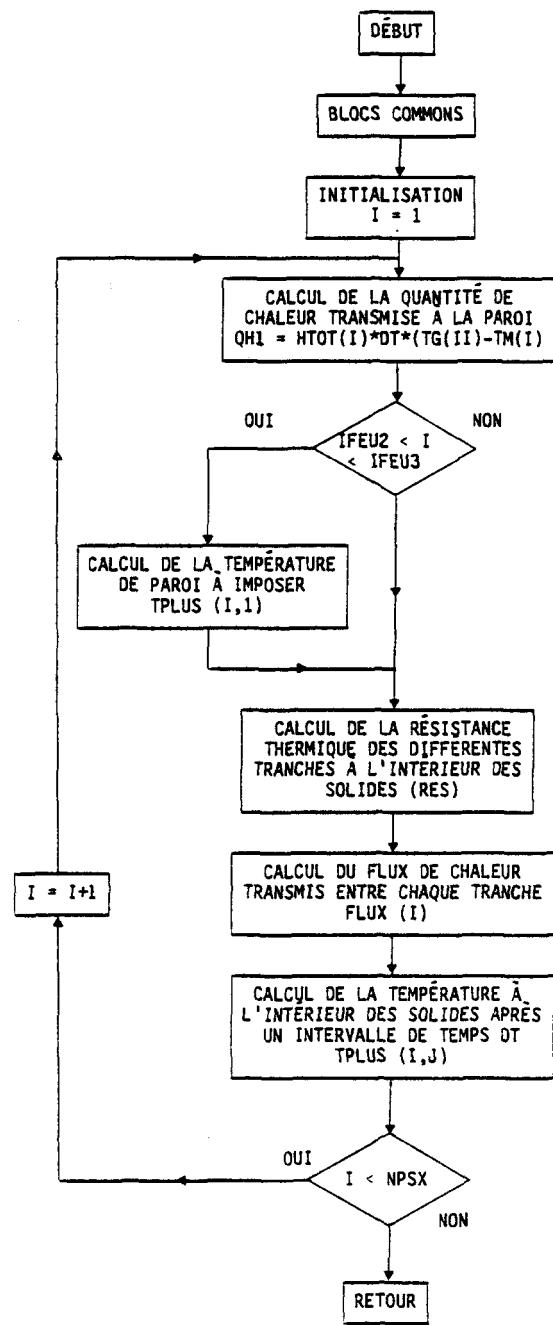


Figure C.3 Ordinogramme du sous-programme TEMPSOL

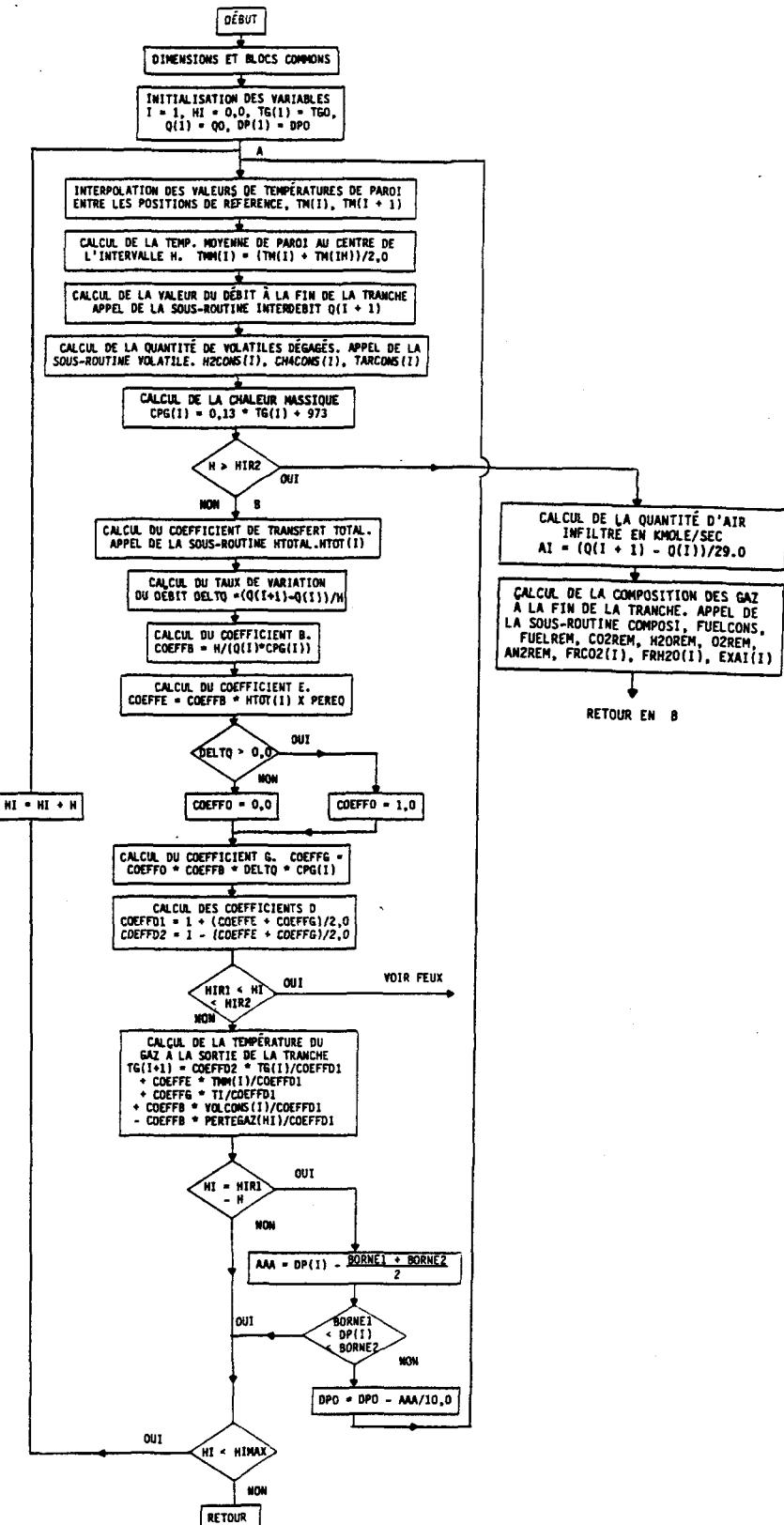


Figure C.4 Ordinogramme du sous-programme TEMPGAZ

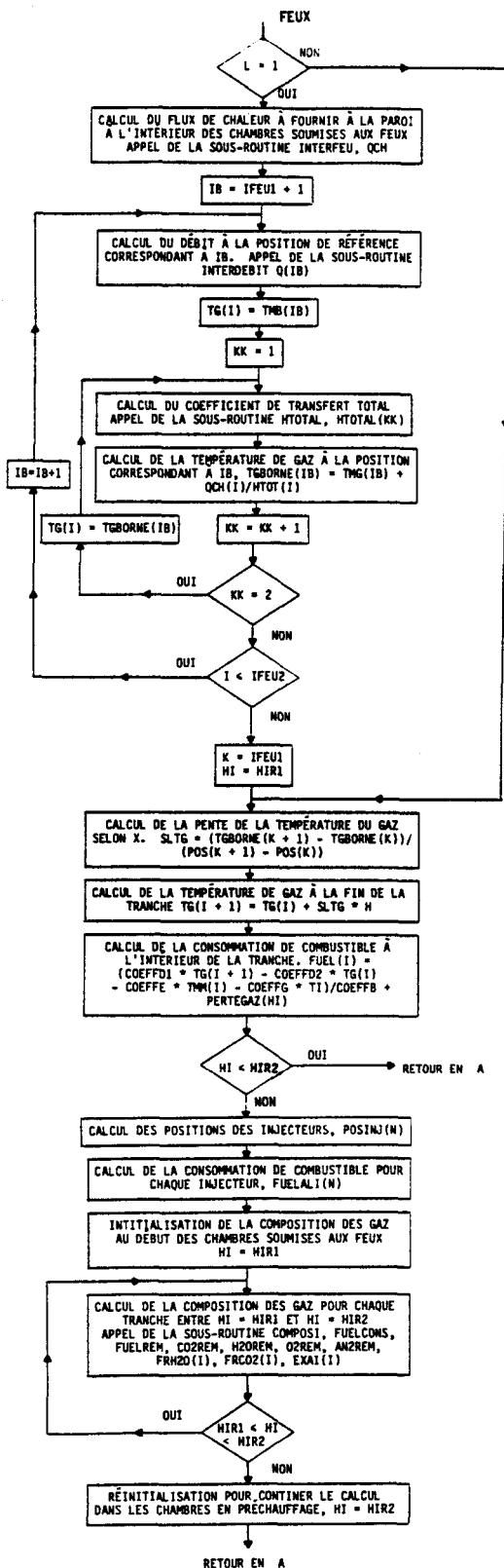


Figure C.4 (Suite)

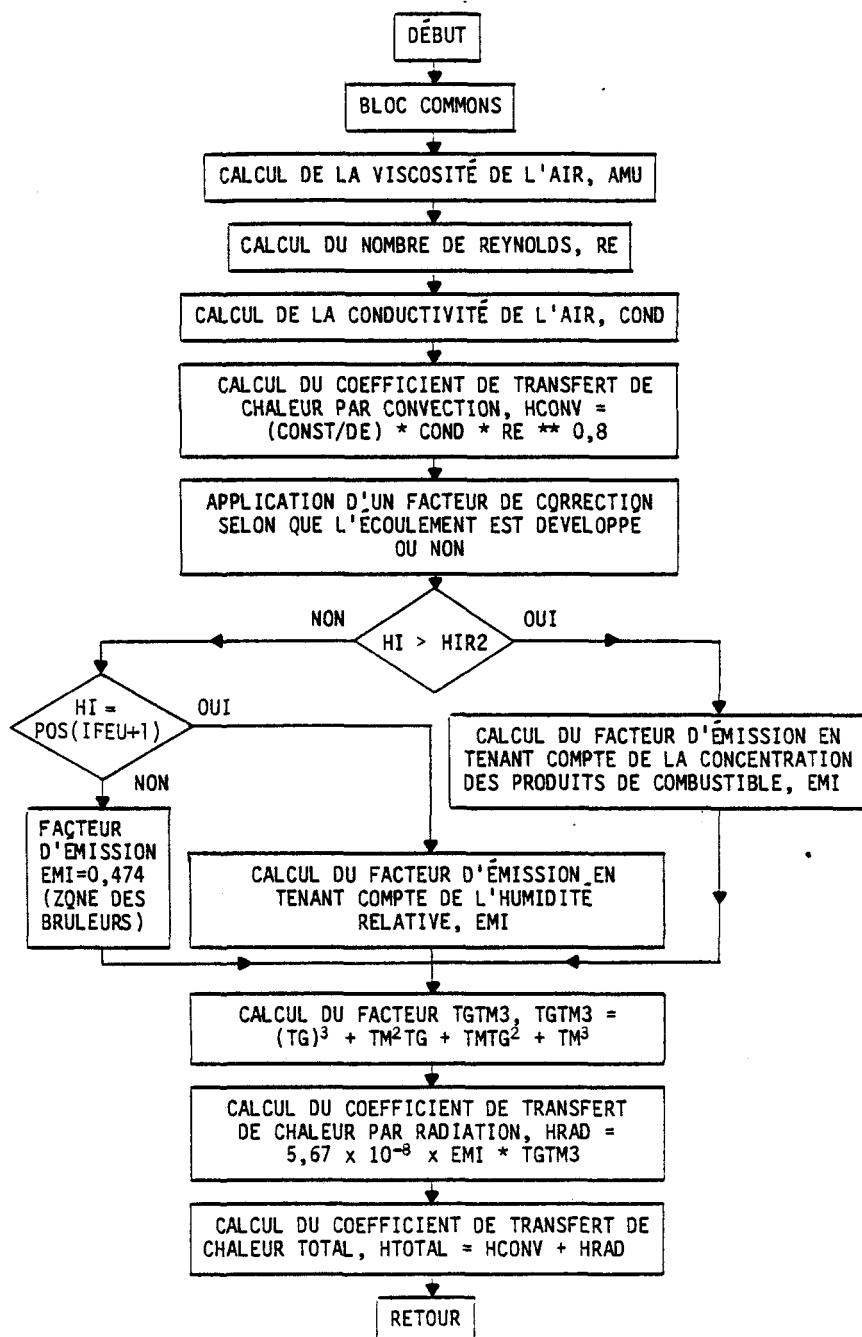


Figure C.5 Ordinogramme du sous-programme HTOTAL

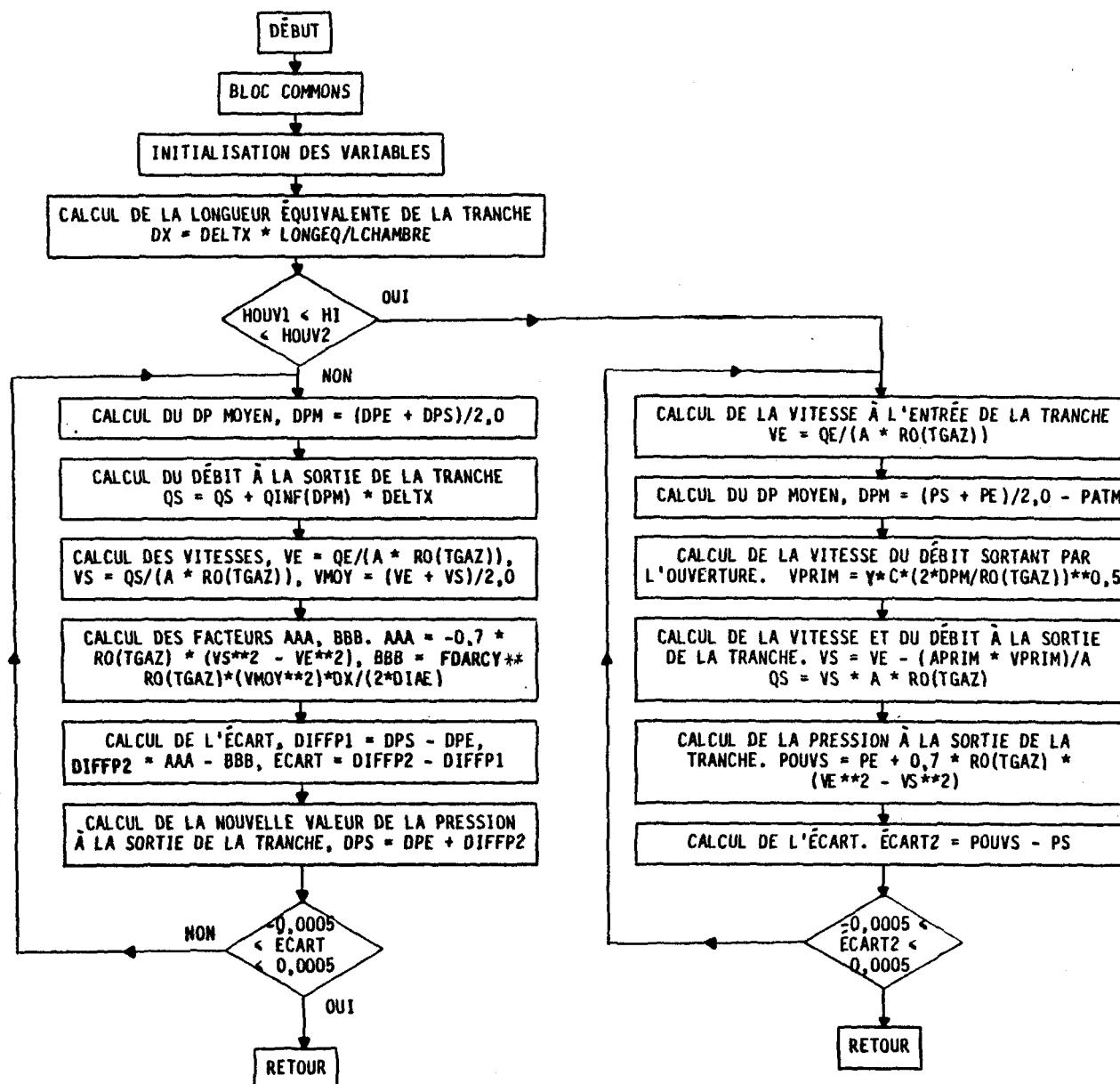


Figure C.6 Ordinogramme du sous-programme ITERDEBIT

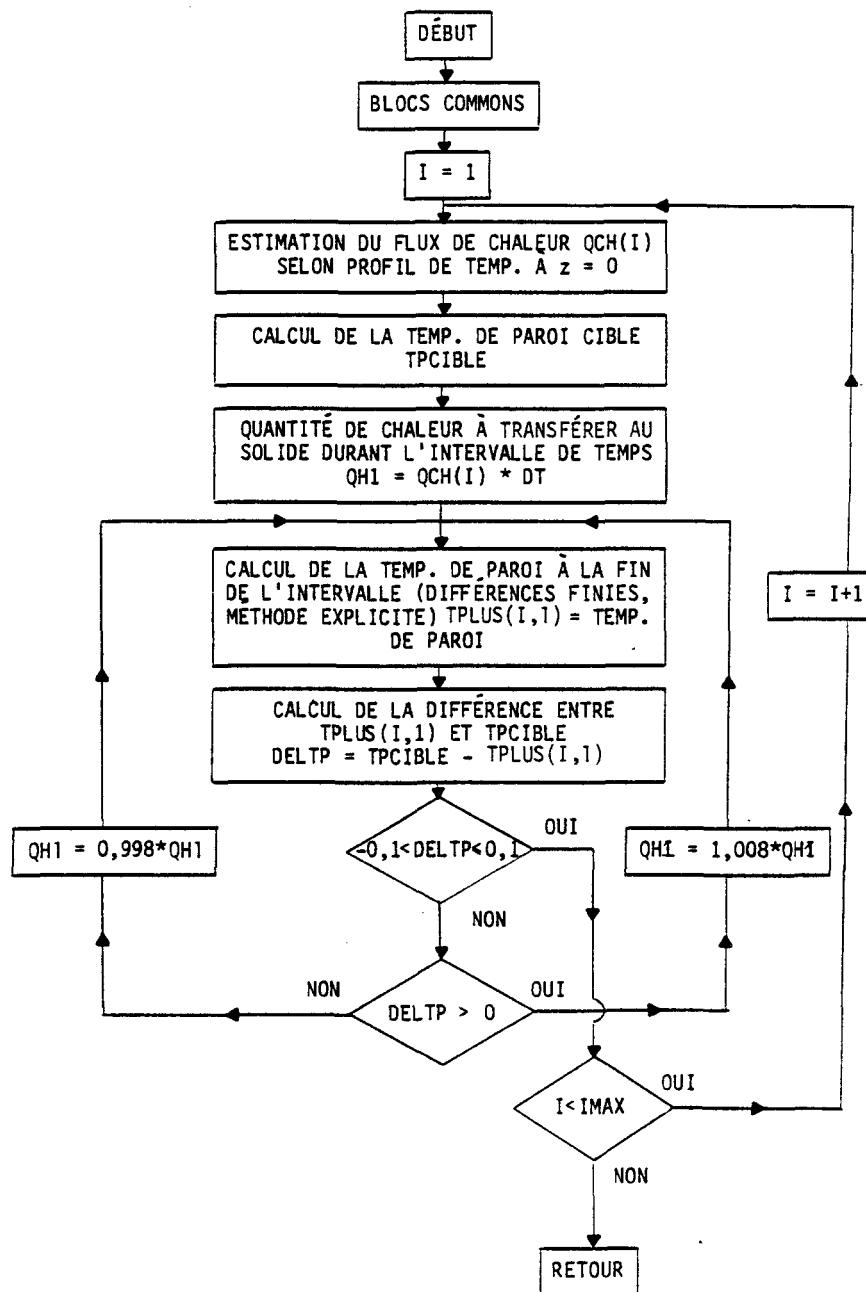


Figure C.7 Ordinogramme du sous-programme ITERFEU

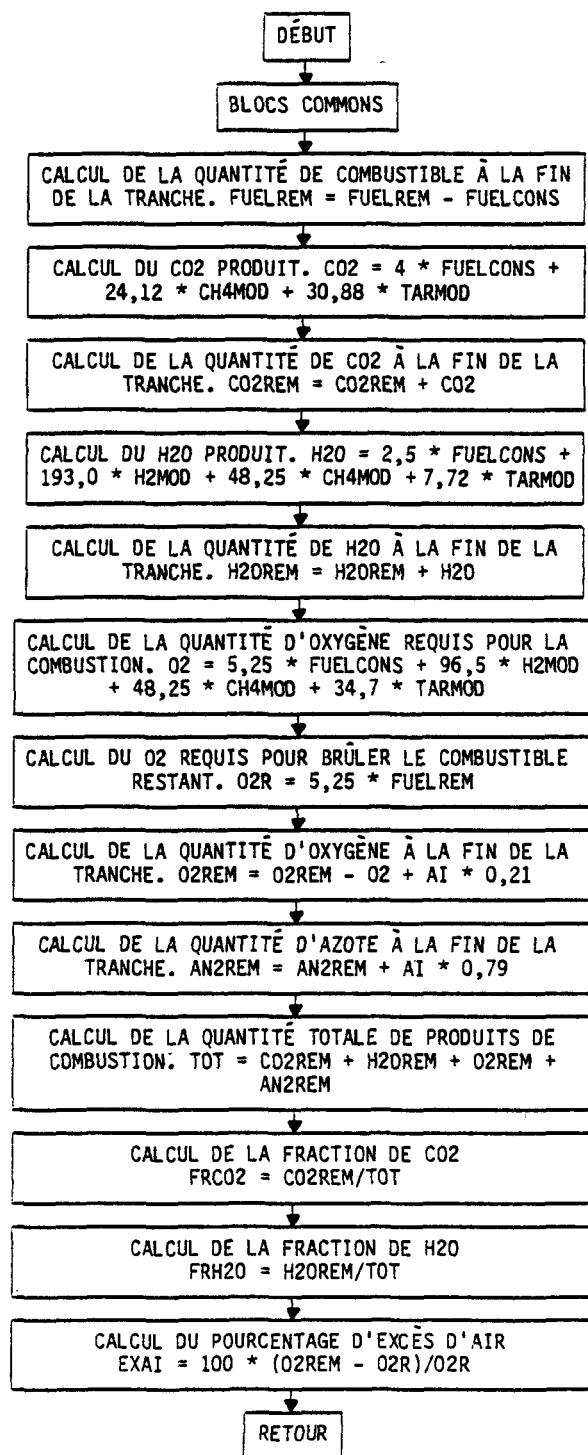


Figure C.8 Ordinogramme du sous-programme COMPOSI

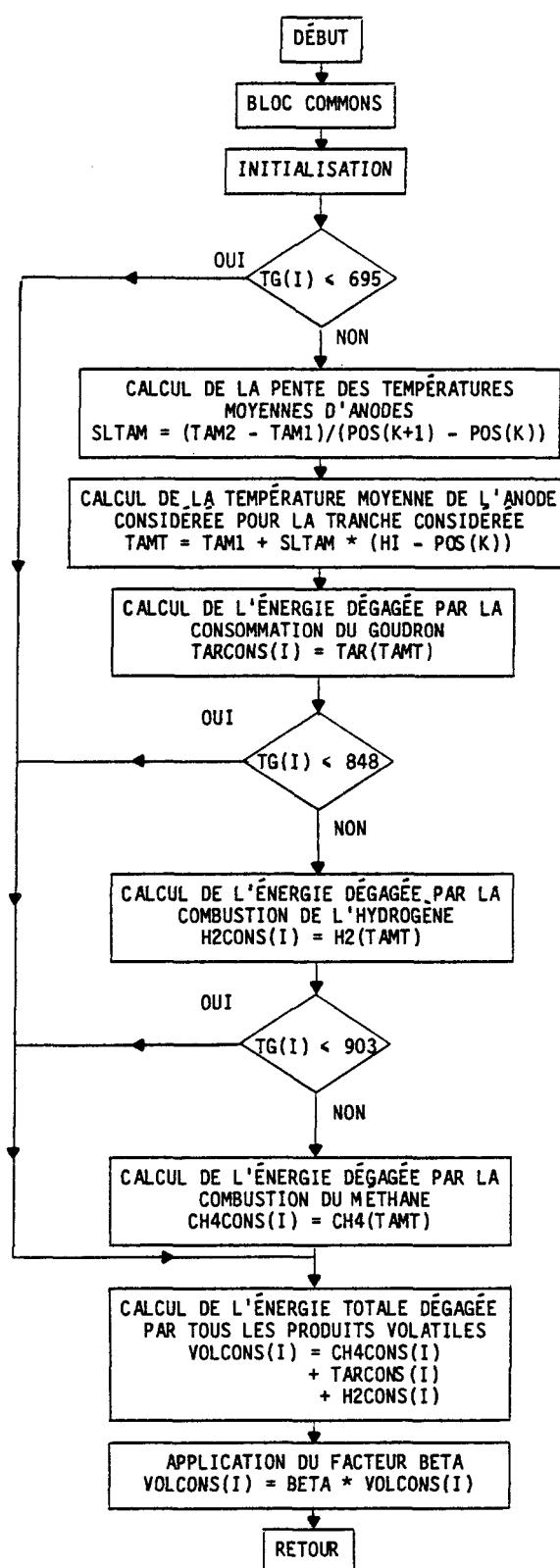


Figure C.9 Ordinogramme du sous-programme VOLATILE

## APPENDICE D

### LISTE DES VARIABLES

A : Section de la conduite ( $A_c$ ) [ $\text{m}^2$ ]

ALC : Épaisseur utile moyenne [pieds]

AMU : Viscosité de l'air ( $\mu$ )  $\left[ \frac{\text{kg}}{\text{ms}} \right]$

APRIM : Dimension (surface) de l'ouverture ( $A'$ ) [ $\text{m}^2$ ]

BETA : Facteur contrôlant la quantité de volatiles qui est consommée ( $\beta$ )

C : Coefficient d'écoulement pour un orifice carré (C)

CDA : Conductivité thermique ( $k_a$ ) (anode)  $\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{k}} \right]$

CDB : Conductivité thermique ( $k_b$ ) (brique)  $\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{k}} \right]$

CDC : Conductivité thermique ( $k_c$ ) (poussier)  $\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{k}} \right]$

CH4 : Fonction de dégagement du CH<sub>4</sub>  $\left[ \frac{\text{J}}{\text{m}\cdot\text{s}} \right]$

CH4BRUL	: Quantité totale de CH <sub>4</sub> dégagée durant un intervalle DTFC	[ kg ]
CH4CONS	: Énergie fournie par le méthane	$\left[ \frac{J}{m\ s} \right]$
CH4DEG	: Débit de méthane dégagé par tranche	[ kg/s ]
CH4INST	: Quantité de CH <sub>4</sub> dégagée ( $\dot{m}_{CH_4}$ )	$\left[ \frac{kg}{s} \right]$
CH4TOT	: Sommation des quantités CH <sub>4</sub> dégagées	[ kg ]
COND	: Conductivité de l'air	$\left[ \frac{W}{mK} \right]$
CONSMOY	: Débit moyen de combustible ( $\dot{m}_f$ )	[ kg/s ]
CONSTOT	: Sommation de la quantité de combustible consommée	[ kg ]
CPA	: Chaleur massique (C <sub>Pa</sub> ) (anode)	$\left[ \frac{J}{kgK} \right]$
CPB	: Chaleur massique (C <sub>Pb</sub> ) (brique)	$\left[ \frac{J}{kgK} \right]$
CPC	: Chaleur massique (C <sub>Pc</sub> ) (poussier)	$\left[ \frac{J}{kgK} \right]$
CPG	: Chaleur massique (air) (C <sub>Pg</sub> )	$\left[ \frac{J}{kgK} \right]$

DCHAMBRE	: Dimension longitudinale d'une chambre	[m]
DELTX	: Intervalle correspondant pour pertes de charge ( $\Delta X_c$ )	[m]
DIAE	: Diamètre équivalent de la conduite ( $D_e$ )	[m <sup>2</sup> ]
DP	: Différentiel de pression dans la conduite	[Pa]
DPØ	: Différentiel de pression à l'entrée de la conduite	[Pa]
DPØIN	: Différentiel de pression initial à l'entrée de la conduite	[Pa]
DT	: Intervalle de temps (sous-programme de différences finies)	[secondes]
DTFC	: Intervalle de temps (flux de chaleur) ( $\Delta t$ )	[minutes]
DTFCIN	: Intervalle de temps au début de la période	[minutes]
DX1	: Distance entre les noeuds ( $\Delta Z_1$ ) (brique)	[m]
DX2	: Distance entre les anodes ( $\Delta Z_2$ ) (poussier)	[m]
DX3	: Distance entre les anodes ( $\Delta Z_3$ ) (anode)	[m]
EC02	: Facteur d'émission du CO <sub>2</sub> ( $\varepsilon_{CO_2}$ )	

EH20	: Facteur d'émission de la vapeur d'eau ( $\varepsilon_{H_2O}$ )	
EMI	: Facteur d'émission dans les chambres ( $\varepsilon$ ) soumises aux feux	
ETOT	: Facteur d'émission total ( $\varepsilon_{TOT}$ )	
EXAI	: Pourcentage d'excès d'air	
FDARCY	: Coefficient de friction (Darcy) (f)	
FONCINF	: Débit d'air infiltré par tranche	$\left[ \frac{kg}{ms} \right]$
FRCO2	: Fraction de $CO_2$	
FRH20	: Fraction de $H_2O$	
FUEL	: Énergie fournie par le combustible par tranche	$\left[ \frac{J}{m \cdot s} \right]$
FUELALI	: Débit de combustible alimenté à chaque brûleur	[kg/s]
FUELBRUL	: Quantité totale de combustible brûlé durant un intervalle de temps DTFC	[kg]
FUELCONS	: Débit de combustible consommé	$\left[ \frac{mole}{s} \right]$
H	: Pas d'intégration ( $\Delta x$ )	[m]

H2	: Fonction de dégagement du H <sub>2</sub>	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]$
H2BRUL	: Quantité totale de H <sub>2</sub> dégagée durant un intervalle DTFC	[ kg ]
H2CONS	: Énergie fournie par 1'hydrogène	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]$
H2DEG	: Débit d'hydrogène dégagé par tranche	[ kg/s ]
H2INST	: Quantité de H <sub>2</sub> dégagée ( $\dot{m}_{H_2}$ )	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]$
H2TOT	: Sommation des quantités de H <sub>2</sub> dégagées	[ kg ]
HAPAL	: Heure d'atteinte du palier en température	[ heures ]
HCH4	: Chaleur de combustion CH <sub>4</sub> (H <sub>CH<sub>4</sub></sub> )	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{kg}} \right]$
HCONV	: Coefficient de transfert de chaleur par convection (h <sub>CONV</sub> )	$\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}} \right]$
HF	: Chaleur de combustion du combustible (H <sub>f</sub> )	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{kg}} \right]$
HH2	: Chaleur de combustion H <sub>2</sub> (H <sub>H<sub>2</sub></sub> )	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{kg}} \right]$
HI	: Position le long du four	[ m ]
HIMAX	: Longueur maximale du four	[ m ]

HIR1	: Position délimitant les chambres des brûleurs	[ m]
HIR2	: Position délimitant les chambres des brûleurs	[ m]
HIR3	: Position du mur de tête précédent la pipe d'aspiration	[ m]
HOUV	: Position de l'ouverture	[ m]
HPERMUT1	: Heure de pré-permutation	[ heures]
HRAD	: Coefficient de transfert de chaleur par radiation ( $h_{RAD}$ )	[ $\frac{W}{m^2 K}$ ]
HTAR	: Chaleur de combustion $C_x H_y$ ( $H_{C_x H_y}$ )	[ $\frac{J}{kg}$ ]
HTOT	: Coefficient de transfert total ( $h_T$ )	[ $\frac{W}{m^2 K}$ ]
HUMREV	: Humidité relative (fraction)	
IFEU (1,2,3)	: Numéro des positions de référence délimitant les chambres soumises aux feux.	
IMAX	: Nombre de positions de référence soumises aux feux	
INTIMPFI	: Intervalle d'impression des résultats	[ heures]

LONGEQ	: Longueur équivalente d'une chambre (Le)	[m]
NCHFOUR	: Nombre de chambres du four	
NCHFOURIN	: Nombre de chambres qui compose le four au début de la période de permutation	
NIT	: Nombre d'intervalles de temps	
NNSZ	: Nombre de noeuds selon Z	
NPP	: Nombre de périodes de permutation	
NPPMAX	: Nombre maximum de périodes de permutation à simuler	
NPSX	: Nombre de positions de référence selon X	
NPSXIN	: Nombre de positions de référence au début d'une période de permutation	
PATM	: Pression atmosphérique	[Pa]
PEREQ	: Périmètre équivalent de la conduite ( $P_{EQ}$ )	[m]
POS	: Position de référence	[m]
POSINJ	: Positions des injecteurs (brûleurs)	[m]
PPERMUT	: Période de permutation	[heures]

PPH20	: Pression partielle de la vapeur d'eau	[ATM]
PRESSAT	: Pression de saturation de la vapeur d'eau	[ATM]
Q	: Débit d'air dans la conduite ( $\dot{m}_g$ )	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]$
QØ	: Débit d'air à l'entrée de la conduite	[kg/s]
QINF	: Fonction d'infiltration	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]$
RE	: Nombre de Reynolds	
RO	: Densité de l'air ( $\rho_g$ )	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
ROA	: Masse volumique ( $\rho_A$ ) (anode)	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
ROB	: Masse volumique ( $\rho_B$ ) (brique)	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
ROC	: Masse volumique ( $\rho_C$ ) (poussier)	$\left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$
SECTSOL	: Section transversale du four délimitée par la paroi de brique et le centre des anodes	[m <sup>2</sup> ]
SIGMA	: Constante de Stefan Boltzmann ( $\sigma$ )	$\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4} \right]$
TAMB	: Température ambiante	[K]

TANODE	: Température au milieu de l'anode	[°C]
TAR	: Fonction de dégagement du $C_xH_y$	$\left[ \frac{J}{m \cdot s} \right]$
TARBRUL	: Quantité totale de $C_xH_y$ dégagée durant un intervalle DTFC	[kg]
TARCONS	: Énergie fournie par les hydrocarbures lourds	$\left[ \frac{J}{m \cdot s} \right]$
TARDEG	: Débit de $C_xH_y$ dégagé par tranche	[kg/s]
TARINST	: Quantité de $C_xH_y$ dégagée ( $\dot{m}_{C_xH_y}$ )	$\left[ \frac{kg}{s} \right]$
TARTOT	: Sommation des quantités de $C_xH_y$ dégagées	[kg]
TBRIQUE	: Température au milieu de la brique	[°C]
TEMPINIT	: Température des solides dans la chambre morte	[K]
TG	: Température de l'air dans la conduite ( $T_g$ )	[K]
TGØ	: Température de l'air à l'entrée de la conduite	[K]
TGAZ	: Température du gaz	[°C]
TGBORNE	: Température de gaz aux bornes (position de référence)	[K]

TMB : Température de paroi correspondant aux positions de référence ( $T_M$ ) [K]

TMURMAX : Température maximale de paroi [K]

TPAROI : Température de paroi [ $^{\circ}\text{C}$ ]

TPOUSSIER : Température au milieu du poussier [ $^{\circ}\text{C}$ ]

TPLUS : Température à l'intérieur des solides correspondant aux positions de référence [K]

TSIMUL : Nombre d'heures de simulation depuis la dernière permutation (âge du feu) [heures]

VOLCONS : Énergie fournie par l'ensemble des volatiles  $\left[ \frac{\text{J}}{\text{m s}} \right]$

$\gamma$  : Facteur d'expansion pour un orifice ( $\gamma$ )

APPENDICE E

EXEMPLE DE RÉSULTATS

## MODELE DINAMIQUE DU FOUR A CUISSON D'ANODES

PAS DE TEMPS (MINUTES) : 60.00

PAS D'INTEGRATION (METRES) : 0.10

FACTEUR SETA (VOLATILES) : 0.75

NOMBRE DE PERIODES DE PERMUTATION SIMULEES = 1

AGE DU FEU (HEURES) : 0.00

POS	IG	T <sub>PAROI</sub>	T <sub>AP</sub>	T <sub>ANODE</sub>	H <sub>TOT</sub>	DEBIT	DP
0.00	20.00	463.20	649.90	782.20	15.54	0.450	35.71
0.80	105.80	588.20	776.60	821.40	10.44	0.437	32.61
2.00	223.26	664.80	831.90	872.00	10.50	0.421	26.95
3.00	322.85	729.70	874.80	910.00	12.03	0.411	21.30
4.20	428.30	789.60	913.60	943.90	12.16	0.405	14.00
5.00	503.93	808.70	900.70	961.80	12.25	0.403	7.26
5.80	600.45	891.00	1011.30	1041.50	7.26	0.137	9.31
7.00	730.08	938.50	1035.40	1059.70	7.43	0.136	8.02
8.00	808.61	969.30	1048.70	1068.50	7.14	0.134	6.85
9.20	878.53	997.10	1058.70	1074.10	7.23	0.133	5.37
10.00	910.30	984.80	1017.70	1035.10	7.16	0.133	4.34
10.80	967.25	1200.00	1160.30	1150.60	8.09	0.132	3.29
12.00	1067.16	1200.00	1149.20	1136.50	7.96	0.132	1.62
13.00	1115.16	1200.00	1138.30	1122.70	7.90	0.132	0.15
14.20	1148.60	1200.00	1124.30	1105.30	7.86	0.132	-1.65
15.00	1161.39	1200.00	1088.20	979.60	7.85	0.132	-2.87
15.80	1203.34	1200.00	1082.60	1050.80	348.96	0.133	-4.11
17.00	1204.35	1200.00	1046.00	1002.70	349.34	0.133	-6.03
18.00	1205.25	1200.00	1011.70	956.70	349.68	0.134	-7.64
19.20	1206.41	1200.00	967.70	896.50	350.14	0.136	-9.64
20.00	1208.30	1200.00	919.60	659.00	350.85	0.138	-11.01
20.80	1181.13	1168.10	853.60	749.40	331.85	0.140	-12.23
22.00	1119.18	1108.50	777.30	659.40	291.18	0.144	-14.55
23.00	1061.60	1048.70	705.40	585.50	256.35	0.148	-16.39
24.20	970.78	956.30	626.50	497.90	207.80	0.155	-18.66
25.00	903.66	883.40	537.50	254.10	175.25	0.160	-20.21
25.80	861.84	740.40	418.70	293.60	36.07	0.166	-21.80
27.00	698.31	570.20	315.80	222.70	26.91	0.177	-24.22
28.00	563.31	464.40	257.50	185.50	20.77	0.187	-26.17
29.20	447.09	371.60	210.40	156.80	16.05	0.201	-28.47
30.00	387.34	301.40	161.10	74.80	13.51	0.211	-30.02
30.80	322.97	160.10	34.10	29.50	10.18	0.233	-31.59
32.00	242.58	121.70	32.60	29.50	8.76	0.241	-33.92
33.00	197.17	101.30	31.90	29.50	8.15	0.258	-35.91
34.20	158.14	84.50	31.30	29.50	7.77	0.280	-38.43
35.00	138.37	76.00	28.80	27.90	7.66	0.296	-40.32

Nombre de periodes de permutation simulees = 5

Age du feu (heures): 0.00

PUS	TG	IPAROI	IAP	IANODE	HTOT	DEBIT	DP
0.00	10.00	390.58	606.24	759.07	15.28	0.450	35.29
0.20	97.03	575.79	768.70	814.46	10.31	0.437	32.24
2.00	212.61	652.99	824.83	866.05	10.39	0.421	26.70
3.00	311.32	719.61	869.67	905.99	11.93	0.412	21.16
4.20	416.57	780.87	909.45	940.78	12.07	0.406	13.98
5.00	492.57	801.78	898.04	961.97	12.19	0.404	7.32
5.80	590.58	884.35	1008.57	1039.64	7.17	0.135	9.38
7.00	722.39	933.32	1033.54	1058.62	7.35	0.133	8.14
8.00	802.53	965.60	1048.01	1068.59	7.08	0.132	7.02
9.20	874.12	994.54	1058.55	1074.46	7.17	0.131	5.59
10.00	906.88	983.54	1018.74	1037.49	7.10	0.130	4.60
10.80	955.23	1200.00	1161.95	1152.65	8.04	0.130	3.59
12.00	1066.86	1200.00	1150.42	1138.07	7.91	0.130	1.98
13.00	1115.38	1200.00	1139.67	1124.41	7.84	0.130	0.57
14.20	1149.22	1200.00	1125.79	1106.65	7.80	0.130	-1.17
15.00	1162.25	1200.00	1089.50	982.20	7.79	0.130	-2.35
15.80	1203.25	1200.00	1086.28	1055.59	348.87	0.130	-3.54
17.00	1204.29	1200.00	1048.27	1005.70	349.25	0.131	-5.38
18.00	1205.22	1200.00	1012.82	958.25	349.60	0.132	-6.93
19.20	1206.39	1200.00	968.40	897.46	350.05	0.133	-8.83
20.00	1208.27	1200.00	920.49	660.01	350.75	0.135	-10.13
20.80	1187.03	1175.02	959.84	754.46	335.83	0.136	-11.30
22.00	1123.29	1112.73	780.31	661.05	293.68	0.140	-13.50
23.00	1061.19	1048.27	704.77	584.13	255.99	0.144	-15.23
24.20	973.95	959.38	624.21	492.66	209.22	0.149	-17.34
25.00	909.79	889.39	534.93	248.02	177.79	0.154	-18.78
25.80	840.03	743.66	415.88	289.38	50.44	0.159	-20.24
27.00	665.79	572.23	311.84	218.11	35.27	0.168	-22.38
28.00	533.90	462.83	252.35	180.55	26.16	0.177	-24.08
29.20	424.81	366.23	204.38	151.89	19.51	0.190	-26.06
30.00	367.02	298.53	155.99	72.66	16.05	0.199	-27.39
30.80	303.20	166.55	34.33	29.53	11.68	0.208	-28.72
32.00	224.64	120.49	32.53	29.52	9.57	0.224	-30.67
33.00	181.03	37.62	31.73	29.51	8.67	0.239	-32.31
34.20	144.18	79.74	31.14	29.51	8.09	0.258	-34.37
35.00	125.74	71.06	28.66	27.93	7.88	0.272	-35.83

NOMBRE DE PERIODES DE PERMUTATION : Sautances = 5

AGE DU FEU (HEURES): 32.00

## CONSOMMATION DE MAZOUT(KG/S)

INSTANTANEE = 0.004678

MOYENNE = 0.004970

## DEGAGEMENT DE VOLATILES (KG/S)

INSTANTANEE MOYEN

HYDROGENE : 0.0006225 0.0000885

METHANE : 0.0008821 0.0003913

GOUDRUN: 0.0018961 0.0031665

POS	TG	TPAROI	TAP	TANODE	HTOT	DEBIT	DP
0.00	20.00	126.07	346.56	511.38	14.67	0.450	36.12
0.80	43.39	223.16	473.31	529.52	8.76	0.442	23.20
2.00	82.60	281.92	528.97	584.74	8.32	0.433	18.60
3.00	117.90	306.02	560.72	618.23	9.34	0.428	14.46
4.20	157.71	353.37	603.83	660.70	9.24	0.425	9.52
- 5.00	191.16	390.62	606.32	759.17	9.34	0.424	5.13
5.80	253.19	576.07	769.11	814.90	5.13	0.134	6.54
7.00	376.00	653.26	825.17	866.40	5.64	0.133	5.77
8.00	469.39	719.86	869.95	906.28	5.72	0.132	5.01
9.20	570.74	781.17	909.77	941.11	6.11	0.132	3.98
10.00	628.88	802.25	898.62	962.61	6.25	0.131	3.23
10.80	687.51	884.64	1008.82	1039.87	6.66	0.131	2.44
12.00	774.43	933.59	1033.75	1058.81	6.90	0.131	1.16
13.00	834.25	965.80	1048.13	1068.69	7.05	0.131	0.01
14.20	891.40	994.65	1058.55	1074.43	7.16	0.131	-1.44
15.00	917.32	983.45	1018.47	1037.07	7.11	0.131	-2.45
15.80	1201.12	1200.00	1161.88	1152.57	348.15	0.131	-31.57
17.00	1201.45	1200.00	1150.28	1137.90	348.29	0.132	-5.44
18.00	1201.76	1200.00	1139.38	1124.03	348.42	0.133	-7.01
19.20	1202.15	1200.00	1125.54	1106.33	348.59	0.134	-8.95
20.00	1203.36	1200.00	1089.16	981.52	349.06	0.136	-10.29
20.80	1203.27	1200.00	1086.08	1055.33	349.07	0.132	-11.47
22.00	1204.31	1200.00	1048.04	1005.39	349.53	0.141	-13.77
23.00	1205.27	1200.00	1012.29	957.54	349.97	0.143	-15.66
24.20	1206.44	1200.00	968.04	896.96	350.53	0.151	-18.09
25.00	1208.33	1200.00	920.13	659.28	351.32	0.156	-19.85
25.80	1206.19	1175.15	859.38	753.87	95.12	0.162	-21.75
27.00	1146.07	1112.78	779.77	660.38	91.41	0.173	-24.85
28.00	1089.33	1047.59	704.23	583.49	85.51	0.184	-27.71
29.20	999.06	959.13	623.71	491.96	74.73	0.200	-31.51
30.00	942.62	889.00	534.31	247.49	66.95	0.212	-34.30
30.80	797.49	743.25	415.38	288.91	51.67	0.226	-37.40
32.00	630.84	571.79	311.44	217.79	36.15	0.250	-41.69
33.00	522.88	462.42	252.02	180.32	27.93	0.272	-46.05
34.20	424.21	365.37	204.13	151.73	21.65	0.304	-50.55
35.00	368.85	298.21	155.78	72.62	18.38	0.327	-54.15
35.80	309.93	166.39	34.32	29.53	14.23	0.351	-57.75
37.00	234.83	120.41	32.53	29.52	12.40	0.394	-64.01
38.00	190.70	97.57	31.73	29.51	11.70	0.432	-67.46
39.20	152.07	79.71	31.14	29.51	11.40	0.463	-70.76
40.00	132.30	71.03	28.86	27.93	11.40	0.521	-72.21

APPENDICE F

LISTAGES

```

C
C      PROGRAMME PRINCIPAL DU MODELE DYNAMIQUE      (VERSION 3)
C
C
C
COMMON/BL1/H,DT,DTFC,NIT,NPSX,HIMAX,TMURMAX,TG0,Q0,DPO
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000),HTOT
1 (4000)
COMMON/BL3/Q(4000),DP(4000),FUELALI(10),FUELBRUL(200)
COMMON/BL4/VOLCONS(500),H2CONS(500),CH4CONS(500),TAR
1 CONS(500)
COMMON/BL5/FRC02(2200),FRH20(2200),EXAI(2200)
COMMON/BL6/NCHFOUR,PPERMUT,NPP,NPPMAX
COMMON/BL7/A,DIAE,PEREQ,TI,HIR1,HIR2,HIR3,DCHAMBRE
COMMON/BL8/H2BRUL(200),CH4BRUL(200),TARBRUL(200)
COMMON/BL9/H2INST,CH4INST,TARINST,BETA
COMMON/BL10/PPH20
COMMON/BL11/SECTSOL,DX1,DX2,DX3
COMMON/BL12/HH2,HCH4,HTAR,HF
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX,HAPAL
COMMON/BL14/NCHFOURIN,INTIMPFI,NPSXIN
COMMON/BL15/H2DEG,CH4DEG,TARDEG
COMMON/BL16/LONGEQ,FDARCY,PATM,AFRIM,HOUV,Y,C
C
REAL LONGEQ
C
C
C      INITIALISATION
C
NPP=1
INTIMPFI=8
NPPMAX=5
DT=300.00
DTFCIN=60.00
H=0.1
C
BETA=.90
HUMREV=0.30
C
TEMPINIT=300.00
TAMB=293.0
PATM=101.3E3
TI=TAMB
TMURMAX=1473.00
C
PPERMUT=32.00
HPPERMUT1=30.00
HAPAL=30.00
C
NPSXIN=36
NCHFOURIN=7

```

```

HIMAX=35.00
DCHAMBRE=5.00
SECTSOL=1.54
A=0.289
HIR1=15.00
HIR2=25.00
HIR3=30.00
DIAE=0.448
PEREQ=9.00
HOUV=5.00
APRIM=0.120
LONGER=200.00
FDARCY=0.04
Y=1.0
C=0.8
C
C
NNSZ=10
IMAX=10
DX1=0.0376
DX2=0.035
DX3=0.056667
IFEU1=16
IFEU2=21
IFEU3=26
C
HF=40.1865E6
HCH4=55.5E6
HH2=142.0E6
HTAR=39.8E6
C
C      CALCUL DE LA PRESSION PARTIELLE DE LA VAPEUR
C      D'EAU CONTENUE DANS L'AIR
C
PPH20=HUMREV*PRESSAT(TAMB)
C
C
Q0=.270
TGO=TAMB
DP0IN=13.0
C
TSIMULINIT=0.0
C
C      LECTURE DES CONDITIONS INITIALES
C
DO 30 I=1,NPSXINT+5
READ(10,10) POS(I),TMB(I)
READ(12,20) (TPLUS(I,J),J=1,NNSZ)
10 FORMAT(2F10.1)
20 FORMAT(1X,10F10.1)
30 CONTINUE
C

```

```

C CYCLE DE SIMULATION (APRES CHAQUE DEPLACEMENT
C DES RAMPES DE BRULEURS)
C
35 DTFC=DTFCIN
NPSX=NPSXIN
NCHFOUR=NCHFOURIN
DPO=DPOIN
INTIMP=IFIX(PPERMUT)
NIT=0
C
36 WRITE(6,36) NPP
FORMAT(//,10X,'PERIODE DE PERMUTATION =',I3,//)
C
C TSIMUL=0.00
C CREATION DES FICHIERS POUR SIMULATIONS ULTERIEURES
C
IF(NPP.EQ.NPPMAX.AND.TSIMUL.EQ.0.0) THEN
DO 37 I=1,NPSXIN
WRITE(40,10) POS(I),TMB(I)
WRITE(45,20) (TPLUS(I,J),J=1,NNSZ)
37 CONTINUE
ENDIF
C
C CYCLE DE SIMULATION (APRES CHAQUE INTERVALLE DTFC)
C
40 NIT=NIT+1
C
WRITE(6,* ) TMB(25)
WRITE(6,* ) TMB(26)
C
C PRE-PERMUTTATION DE LA PIPE D'ASPIRATION
C
IF(TSIMUL.GE.HPPERMUT1) THEN
NPSX=NPSXIN+5
DTFC=15.00
NCHFOUR=NCHFOURIN+1
HIMAX=40.00
ENDIF
IF(TSIMUL.GE.HPPERMUT1.AND.TSIMUL.LT.HPPERMUT1+.24) THEN
DTFC=5.00
ENDIF
C
C INITIALISATION DES TEMPERATURES DANS LA CHAMBRE MORTE
C
EPSIDTFC=DTFC/(2.*60.)
IF(TSIMUL.GT.HPPERMUT1-EPSIDTFC.AND.TSIMUL.LT.
1 HPPERMUT1+EPSIDTFC) THEN
DO 130 I=NPSXIN+1,NPSX+5

```

```

DO 140 J=1,NNSZ
TPLUS(I,J)=TEMPINIT
140 CONTINUE
130 CONTINUE
ENDIF
C
C APPEL DE LA SOUS-ROUTINE TEMPGAZ
C CALCUL DU PROFIL DE TEMPERATURE DES GAZ.
C
CALL TEMPGAZ(TSIMUL)
C
C MISE EN MEMOIRE DE LA PRESSION A L'ENTREE DE LA
C CONDUITE
C
IF(TSIMUL,EQ.,0.0) THEN
DPOIN=DPO
ENDIF
C
C MODIFICATION DE L'INTERVALLE D'IMPRESSION
C A LA FIN DE LA SIMULATION
C
IF(NPP,EQ.,NPPMAX) THEN
INTIMP=INTIMPFI
ENDIF
C
IF(TSIMUL,GE,PPERMUT-0.05,AND.,NPP,EQ.,NPPMAX) GO TO 55
C
TEST POUR VERIFIER SI TSIMUL CORRESPOND
C A UNE HEURE D'IMPRESSION
C
ITSIMUL=IFIX(TSIMUL)
COMPIMP=TSIMUL-(ITSIMUL/INTIMP)*INTIMP
IF(COMPIMP,NE.,0.0) GO TO 50
C
APPEL DE LA SOUS-ROUTINE RESULT
C (IMPRESSION DES RESULTATS)
C
55 CALL RESULT(TSIMUL)
C
TEST POUR PERMUTER LES RAMPES DE BRULEURS
C
50 IF(TSIMUL,GE,PPERMUT-0.01) GO TO 60
C
APPEL DE LA SOUS-ROUTINE TEMPSOL
C (EVOLUTION DES TEMPERATURES DANS LES SOLIDES)
C
CALL TEMPSOL(TSIMUL)
C
C
TSIMUL=TSIMUL+DTFC/60.0
GO TO 40

```

```
C  
C      TEST POUR TERMINER LA SIMULATION  
C  
60      NPP=NPP+1  
        IF (NPP.GT.NPPMAX) GO TO 90  
C  
C      DEPLACEMENT DES RAMPES DE BRULEURS  
C  
DO 70 I=1,NPSXIN  
      TMB(I)=TMB(I+5)  
DO 80 J=1,NNSZ  
      TPLUS(I,J)=TPLUS(I+5,J)  
80      CONTINUE  
70      CONTINUE  
C  
C      SUITE DE LA SIMULATION  
C  
      GO TO 35  
C  
90      STOP  
      END  
$
```

```

SUBROUTINE TEMPGAZ(TSIMUL)
C
C SOUS-PROGRAMME POUR CALCULER LE PROFIL DE
C TEMPERATURE DES GAZ A PARTIR D'UN PROFIL
C DE TEMPERATURE DE PAROI.
C
C
DIMENSION FUEL(1100),TM(4000),TMM(4000),CPG(4000)
DIMENSION POSINJ(10),IINJ(10),QCH(30),TGBORNE(30)
C
C
COMMON/BL1/H,DT,DTFC,NIT,NPSX,HIMAX,TMURMAX,TG0,Q0,DPO
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000),HTDT
1 (4000)
COMMON/BL3/Q(4000),DP(4000),FUELALI(10),FUELBRUL(200)
COMMON/BL4/VOLCONS(500),H2CONS(500),CH4CONS(500),TAR
1 CONS(500)
COMMON/BL5/FRC02(2200),FRH20(2200),EXAI(2200)
COMMON/BL7/A,BIAE,PEREQ,TI,HIR1,HIR2,HIR3,BCHAMBRE
COMMON/BL8/H2BRUL(200),CH4BRUL(200),TARBRUL(200)
COMMON/BL9/H2INST,CH4INST,TARINST,BETA
COMMON/BL10/PPH20
COMMON/BL12/HH2,HCH4,HTAR,HF
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL15/H2DEG,CH4DEG,TARDEG
COMMON/BL16/LONGEQ,FDARCY,PATM,APRIM,HOUV,Y,C
C
C
C
      KKK=0
      IND=1
      COEFF0=0.0
      CONSUM=0.0
      VOLBRUL=0.0
      CH4INST=0.0
      H2INST=0.0
      TARINST=0.0
C
      IMAXFEU=10
      EPSI=0.005
      NDT=HIMAX/H+1
C
C
C
INITIALISATION DES VARIABLES.
C
C
C
      KKK=KKK+1
      L=1
      K=1
      I=1

```

```

HI=0.0
Q(1)=00
TG(1)=TGO
DP(1)=DPO
GO TO 50
C
5 HI=H*(I-1)
C
C   VERIFICATION POUR SAVOIR SI ON A ATTEINT LA POSITION
C   DE REFERENCE SUPERIEURE.
C
IF(HI.LT.POS(K+1)-EPSI) GO TO 50
C
K=K+1
C
C   INTERPOLATION DES TEMPERARURES DE PAROI
C
50 SLTM=(TMB(K+1)-TMB(K))/(POS(K+1)-POS(K))
TM(I)=TMB(K)+SLTM*(HI-POS(K))
TM(I+1)=TM(I)+SLTM*H
C
LL=1
C
C   EVALUATION DE LA TEMPERATURE MOYENNE SUR LA TRANCHE
C
TMM(I)=(TM(I)+TM(I+1))/2.0
C
C   CALCUL DE LA VALEUR DU DEBIT A LA FIN DE LA TRANCHE
C
CALL ITERDEBIT(H,HI,Q(I),DP(I),TG(I),Q(I+1),DP(I+1))
C
IF(Q(I+1).LT.0.0) THEN
DPO=DPO-(DPO/10.)
GO TO 9
ENDIF
C
IF(DP(I+1).LT.0.0.AND.HT.LT.HOUV) THEN
DPO=DPO+(DPO/10.)
GO TO 9
ENDIF
C
C   CALCUL DE LA QUANTITE DE VOLATILES CONSOMMMES
C
100 VOLCONS(I)=0.0
C
IF(HI.LT.HIR2.OR.HI.GE.HIR3) GO TO 55
C
C   APPEL DE LA SOUS-ROUTINE VOLATILE
C
CALL VOLATILE(K,I,H,HI)

```

```

C
C VOLCONS(J)=BETA*VOLCONS(I)
C
H2DEG=H2CONS(I)*H/HH2
CH4DEG=CH4CONS(I)*H/HCH4
TARDEG=TARCONS(I)*H/HTAR
C
H2INST=H2INST+H2DEG
CH4INST=CH4INST+CH4DEG
TARINST=TARINST+TARDEG
C
C CALCUL DE LA CAPACITE CALORIFIQUE
C
55 CPG(I)=0.13*TG(I)+973.00
C
C CALCUL DE LA COMPOSITION DES GAZ DANS LES CHAMBRES
C EN PRECHAUFFAGE (HI.GE.25.00)
C
IF(HI.LT.HIR2-EPSI) THEN
FRH20(I)=PPH20
GO TO 60
ENDIF
C
AI=(Q(I+1)-Q(I))/29.
IF(AI.LT.0.0) AI=0.0
C
C CALL COMPOSI(AI,FUELCONS,FUELREM,C02REM,H20REM,O2REM,
1 AN2REM,FRC02(I),FRH20(I),EXAI(I))
C
C APPEL DE LA SOUS-ROUTINE HTOTAL
C
60 CALL HTOTAL(H,HI,Q(I),TG(I),TM(I),FRH20(I),FRC02(I)
1 ,HTOT(I))
C
C EVALUATION DE DELTQ
C
DELTQ=(Q(I+1)-Q(I))/H
C
C CALCUL DE COEFFB
C
COEFFB=H/(Q(I)*CPG(I))
C
C CALCUL DE COEFFE
C
COEFFE=COEFFB*HTOT(I)*PEREQ
C
C CALCUL DE COEFFG
C

```

```

IF(DELTO.GT.0.0) COEFF0=1.0
C
COEFFG=COEFF0*COEFFB*DELTQ*CPG(I)
C
CALCUL DES COEFFD
C
COEFFD1=1+(COEFFE+COEFFG)/2.0
COEFFD2=1-(COEFFG-COEFFE)/2.0
C
C
TEST POUR SAVOIR SI LES CHAMBRES SOUMISES AUX FEUX SONT
ATTEINTES.
C
IF(HI.GE.HIR1.AND.HI.LT.HIR2) GO TO 150
C
CALCUL DE LA NOUVELLE VALEUR DE TG
C
TG(I+1)=COEFFD2*TG(I)/COEFFD1+TMM(I)*COEFFE/COEFFD1+
1 (COEFFG/COEFFD1)*TI+(COEFFB/COEFFD1)*VOLCONS(I)-
1 (COEFFB/COEFFD1)*PERTEGAZ(HI)
C
C
VERIFICATION POUR TERMINER LE CALCUL
C
IF(HI.LT.HIR1-H.OR.HI.GE.HIR1) GO TO 900
AAAA=DP(I)+2.5
WRITE(6,*) TSIMUL,KKK,DPO,DP(I),AAAA,
IF(DP(I).GE.-3.0.AND.DP(I).LE.-2.0) GO TO 900
DPO=DPO-(AAAA/10.0)
GO TO 9
900 CONTINUE
C
IF(HI.GE.HIMAX) GO TO 300
I=I+1
GO TO 5
C
SUITE DU CALCUL DANS LES CHAMBRES DE FEU
C
150 IF(L.NE.1) GO TO 180
C
APPEL DE LA SOUS-ROUTINE ITERFEU
C
CALL ITERFEU(TSIMUL,QCH)
C
C
CALCUL DES TEMPERATURES DE GAZ AUX POSITIONS
DE REFERENCE DANS LES CHAMBRES DE FEU
C
POSITION 17 A 26
C
158 L=L+1
DO 160 IB=IFEU1+1,IFEU3

```

```

IENTREE=IFIX(POS(IB-1)/H)+1
ISORTIE=IFIX(POS(IB)/H)+1
DELTX=POS(IB)-POS(IB-1)
C
CALL ITERDEBIT(DELTX,HI,Q(IENTREE),DP(IENTREE),TMB(IB),
1 Q(ISORTIE),DP(ISORTIE))
C
IC=IB-IFEU1
I=IC+2000
HI=POS(IB)
KK=1
TM(I)=TMB(IB)
TG(I)=TM(I)
Q(I)=Q(ISORTIE)
C
165 CALL HTOTAL(H,HI,Q(I),TG(I),TM(I),FRH20(I),FRC02(I)
1 ,HTOT(I))
C
TGBORNE(IB)=TMB(IB)+QCH(IC)/HTOT(I)
KK=KK+1
IF(KK.EQ.2) THEN
TG(I)=TGBORNE(IB)
GO TO 165
ENDIF
160 CONTINUE
C
C CALCUL DE LA CONSOMMATION DE PETROLE POUR TOUTES
C LES POSITIONS ENTRE HI=15.00 ET HI=25.00
C
K=IFEU1
I=IFIX(HIR1/H)+1
HI=HIR1
TGBORNE(K)=TG(I)
C
C EVALUATION DE LA TEMPERATURE DE GAZ
C
180 SLTG=(TGBORNE(K+1)-TGBORNE(K))/(POS(K+1)-POS(K))
C
C
TG(I+1)=TG(I)+SLTG*H
C
C
190 AB=COEFFD1*TG(I+1)
AC=COEFFD2*TG(I)
AD=COEFFE*TMM(I)
AE=COEFFG*TI
FUEL(I)=((AB-AC-AD-AE)/COEFFB)+PERTEGAZ(HI)
CONSOM=CONSOM+FUEL(I)*H/HF
IF(FUEL(I).LT.0.0) THEN
FUEL(I)=0.0

```

```

ENDIF
I=I+1
IF(HI.LT.HIR2-1.5*H) GO TO 5
C
C      CALCUL DE LA COMPOSITION DU GAZ DANS LES CHAMBRES
C      DE FEU.
C
C      EVALUATION DES POSITIONS D'INJECTION ET CALCUL DE LA
C      QUANTITE DE PETROLE INJECTEE.
C
C
      POSINJ(1)=HIR1
      POSINJ(2)=DCHAMBRE/2.0+HIR1
      POSINJ(3)=DCHAMBRE+HIR1
      POSINJ(4)=1.5*DCHAMBRE+HIR1
      POSINJ(5)=HIR2
C
      DO 320 N=1,4
      IINJ(N)=IFIX(POSINJ(N)/H)+1
      IINJ(N+1)=IFIX(POSINJ(N+1)/H)+1
C
      FUELALI(N)=0.0
      DO 330 I=IINJ(N),IINJ(N+1)
      FUELALI(N)=FUELALI(N)+FUEL(I)*H/HF
330    CONTINUE
C
C
320    CONTINUE
C
      FUELBRUL(NIT)=(FUELALI(1)+FUELALI(2)+FUELALI(3)+FUEL
      1 ALI(4))*DTFC*60.0
C
C      CALCUL DE LA COMPOSITION
C
      I=IFIX(HIR1/H)
C
      H2OREM=0.0
      CO2REM=0.0
      O2REM=(Q(I+1)/29.)*.21
      AN2REM=(Q(I+1)/29.)*.79
C
      DO 340 N=1,4
C
      HI=POSINJ(N)
      I=IFIX(HI/H)
      FUELREM=FUELALI(N)/53.
350    I=I+1
      HI=(I-1)*H
      AI=(Q(I+1)-Q(I))/29.
      FUELCONS=(FUEL(I)*H/HF)/53.
C
      IF(AI.LT.0.0) AI=0.0

```

```
C
C      CALL COMPOSI(AI,FUELCONS,FUELREM,CO2REM,H2OREM,
1  O2REM,AN2REM,FRCO2(I),FRH20(I),EXAI(I))
C
C      IF(FUELREM.LT.0.00) GO TO 340
C      IF(HI.LT.POSINJ(N+1)-EPSI) GO TO 350
340    CONTINUE
C
C      REINITIALISATION POUR CONTINUER LE CALCUL DANS LES
C      CHAMBRES EN PRECHAUFFAGE
C
C      K=IFEU3
C      I=IFIX(HIR2/H)+1
C
C      FUELREM=0.0
C      FUELCONS=0.0
C
C      SUITE DU CALCUL DANS LES CHAMBRES EN PRECHAUFFAGE
C
C      GO TO 5
C
300    H2BRUL(NIT)=H2INST*DTFC*60.0
        CH4BRUL(NIT)=CH4INST*DTFC*60.0
        TARBRUL(NIT)=TARINST*DTFC*60.0
C
C      RETURN
C      END
C
C      FUNCTION PERTEGAZ(Z)
C
C      PERTES A TRAVERS LA CONDUITE
C
C      IF(Z.LE.16.0) PERTEGAZ=19.06*Z-65.0
C      IF(Z.GT.16.0.AND.Z.LE.19.0) PERTEGAZ=240.0
C      IF(Z.GT.19.0.AND.Z.LE.35.0)PERTEGAZ=-16.25*(Z-19.)+240.
C      IF(Z.GT.35.0) PERTEGAZ=-20.0
C
C      PERTEGAZ=2.0*PERTEGAZ
C      RETURN
C      END
C
C      FUNCTION PRESSAT(Z)
C
C      PRESSION DE SATURATION DE LA VAPEUR D'EAU
C      PRESSAT : UNITES (ATM)
C
C      PRESSAT=2.1725E6*EXP(-5374.6/Z)
```

RETURN  
END

\$

```

      SUBROUTINE TEMPSOL(TSIMUL)
C
C      CALUL DES TEMPERATURES DANS LE SOLIDE PAR UNE METHODE
C      EXPLICITE.
C
C      DIMENSION T(100),FLUX(100)
C
COMMON/BL1/H,DT,DTFC,NIT,NPSX,HIMAX,TMURMAX,TG0,Q0,DPO
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000)
1,HTOT(4000)
COMMON/BL11/SECTSOL,DX1,DX2,DX3
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX,HAPAL
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
C
C      INITIALISATION
C
C      INDCALL=2
C
C      COMPT=0.0
C      I=0
C
C      TSEC=DTFC*60.00
N1=(0.09401-DX1/2.)/DX1
N2=0.07001/DX2
N3=(0.25501+DX3/2.)/DX3
N1P=N1+1
NI=N1+N2
NIP=NI+1
N=N1+N2+N3
NTETA=(TSEC+1.)/DT
350  RDA=1320.0
ROB=2400.0
ROC=800.0
CFB=1047.0
C
C      INDMDT=0
C
I=I+1
II=IFIX(POS(I)/H)+1
C
TPAROIIN=TMB(I)
C
C      EVALUATION DU FLUX DE CHALEUR A LA PAROI
C
QH1=HTOT(II)*DT*(TG(II)-TMB(I))
C
C      FLUX(N+1)=0.0
DO 290 KCOMP=1,NTETA
DO 230 J=1,N+1

```

```

      T(J)=TPLUS(I,J)
230  CONTINUE
C
C
DO 235 KL=0,8
KKL=I-KL*5
IF(KKL.EQ.1) THEN
INDMDT=1
ROA=ROB
ROC=ROB
GO TO 232
ENDIF
235  CONTINUE
C
C
C   EXCEPTION SI LA POSITION SE TROUVE DANS LES CHAMBRES
C   DE FEU
C
232  IF(TSIMUL.GE.HAPAL) GO TO 237
IF(I.GE.IFEU2.AND.I.LE.IFEU3) GO TO 233
GO TO 237
233  DTEMPE=(TMURMAX-TFAROIIN)/(HAPAL-TSIMUL)
TMB(I)=TMB(I)+(DTEMPE*DT)/3600.
TPLUS(I,1)=TMB(I)
T(1)=TPLUS(I,1)
C
C
237  DO 240 J=1,N
IF(J.LT.N1P) RES=DX1/CDB(T(J))
IF(J.EQ.N1P) RES=DX1/(2.*CDB(T(J)))+DX2/(2.*CDC(T(J)))
IF(J.GT.N1P.AND.J.LT.NIP) RES=DX2/CDC(T(J))
IF(J.EQ.NIP) RES=DX2/(2.*CDC(T(J)))+DX3/(2.*CDA(T(J)))
IF(J.GT.NIP) RES=DX3/CDA(T(J))
FLUX(J)=(T(J)-T(J+1))/RES
240  CONTINUE
IF(I.GT.IFEU1.AND.I.LE.IFEU3) GO TO 247
C
C   CALCUL DE LA NOUVELLE TEMPERATURE DE SURFACE
C
TPLUS(I,1)=T(1)+2.*((QH1-FLUX(1)*DT)/(ROB*CPB*DX1))
1-(DT/(ROB*CPB))*(PERTESOL(POS(I))/SECTSOL)
C
TMB(I)=TPLUS(I,1)
C
247  DO 250 J=2,N+1
IF(J.LE.N1P) CONST=DT/(DX1*ROB*CPB)
IF(J.GT.N1P.AND.J.LE.NIP) CONST=DT/(DX2*ROC*CPC(T(J)))
IF(J.GT.NIP) CONST=DT/(DX3*ROA*CPA(T(J)))
IF(J.EQ.N+1) CONST=(DT*2.)/(DX3*ROA*CPA(T(J)))
IF(J.LE.N1P) CONST1=DT/(ROB*CPB)
IF(J.GT.N1P.AND.J.LE.NIP) CONST1=DT/(ROC*CPC(T(J)))
IF(J.GT.NIP) CONST1=DT/(ROA*CPA(T(J)))

```

```

TPLUS(I,J)=T(J)+CONST*(FLUX(J-1)-FLUX(J))
1-(CONST1*PERTESOL(POS(I))/SECTSOL)
250  CONTINUE
290  CONTINUE
C
C
IF(I,LT,NPSX) GO TO 350
RETURN
END
FUNCTION CPA(Z)
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
IF(I,LT,IFEU1,AND,INDCALL,EQ,2) GO TO 10
C4=-.217026E-8
C3=.948514E-5
C2=-.152660E-1
C1=.112353E2
CO=-.152396E4
GO TO 20
C FONCTION POUR ANODES CUITES
10  C4=-0.13374402E-8
    C3=0.64604614E-5
    C2=-0.11572658E-1
    C1=0.95663719E1
    CO=-0.13731392E4
20  CPA=C4*Z**4+C3*Z**3+C2*Z**2+C1*Z+CO
C
CPA=1600.0
IF(INDMDT,EQ,1) THEN
CPA=CPB
ENDIF
RETURN
END
FUNCTION CDA(Z)
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
IF(I,LT,IFEU1,AND,INDCALL,EQ,2) GO TO 10
C3=.271284E-8
C2=-.152629E-5
C1=.891733E-3
CO=.222978E1
GO TO 20
C FONCTION POUR ANODES CUITES
10  C3=0.35156315E-8
    C2=-0.13191813E-4
    C1=0.16354184E-1
    CO=-0.80304999E0
20  CDA=C3*Z**3+C2*Z**2+C1*Z+CO
C
CDA=3.0
IF(INDMDT,EQ,1) THEN
CDA=CDB(Z)
ENDIF
RETURN

```

```

END
FUNCTION CDB(Z)
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
CDB=5.785E-4*Z+0.66
C CDB=1.44
RETURN
END
FUNCTION CPC(Z)
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
CPC=933.0+0.916*Z-4.08E7/Z**2
C CPC=1520.0
IF(INDMDT.EQ.1) THEN
CPC=CPB
ENDIF
RETURN
END
FUNCTION CDC(Z)
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX
COMMON/BL20/INDMDT,CPB,I,INDCALL
CDC=8.476E-4*Z+0.02861
C CDC=0.400
IF(INDMDT.EQ.1) THEN
CDC=CDB(Z)
ENDIF
RETURN
END
C
C FUNCTION PERTESOL(Z)
C
C PERTES PAR LA PARTIE SUPERIEURE DES ANODES
C UNITES: (W/M)
C
IF(Z.LE.10.0) QTL=60.0
IF(Z.GT.10.0.AND.Z.LE.30.0) QTL=-3.*((Z-10.))+60.0
IF(Z.GT.30.0) QTL=0.0
C
C PERTES PAR LA PARTIE INFERIEURE DES ANODES
C
IF(Z.LE.9.0) QBL=13.33*Z+25.0
IF(Z.GT.9.0.AND.Z.LE.16.0) QBL=145.0
IF(Z.GT.16.0.AND.Z.LE.30.0) QBL=-18.929*(Z-16.)+145.0
IF(Z.GT.30.0.AND.Z.LE.35.0) QBL=-76.0*(Z-30.)-120.0
IF(Z.GT.35.0) QBL=-500.0
C
C SOMMATION
C
PERTESOL=QTL+QBL
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE RESULT(TSIMUL)
C
C SOUS-PROGRAMME QUI IMPRIME LES RESULTATS.
C
DIMENSION TBRIQUE(150),TPOUSSIER(150),TANODE(150)
1 ,TAPOUSS(150),TGAZ(150),TPAROI(150)
DIMENSION TEMPTRACE(150,10)
DIMENSION TAPOS1(15,40),TAPOS2(15,40),TAPOS3(15,40)
1 ,TAPOS4(15,40)
C
COMMON/BL1/H,DT,DTFC,NIT,NPSX,HIMAX,TMURMAX,TG0,OO,DPO
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000),HTOT
1 (4000)
COMMON/BL3/Q(4000),DP(4000),FUELALI(10),FUELBRUL(200)
COMMON/BL4/VOLCONS(500),H2CONS(500),CH4CONS(500),TAR
1 CONS(500)
COMMON/BL5/FRC02(2200),FRH20(2200),EXAI(2200)
COMMON/BL6/NCHFOUR,PPERMUT,NPP,NPPMAX
COMMON/BL8/H2BRUL(200),CH4BRUL(200),TARBRUL(200)
COMMON/BL9/H2INST,CH4INST,TARINST,BETA
COMMON/BL14/NCHFOURIN,INTIMFFI,NPSXIN
C
C
CONSTOT=0.0
H2TOT=0.0
CH4TOT=0.0
TARTOT=0.0
C
IF(TSIMUL.NE.0.0.OR.NPP.GT.1) GO TO 60
C
C
DO 5 I=1,NPSXIN
WRITE(30,7) POS(I)
FORMAT(1X,1F10.1)
CONTINUE
C
WRITE(15,10)
WRITE(17,10)
10 FORMAT(//,10X,'MODELE DYNAMIQUE DU FOUR A
1 CUISSON D''ANODES')
WRITE(15,30) NCHFOUR,HIMAX,PPERMUT
WRITE(17,30) NCHFOUR,HIMAX,PPERMUT
30 FORMAT(//,15X,'NOMBRE DE CHAMBRES : ',I2//15X,'LON
1GUEUR TOTALE DU FOUR (METRES) : ',F5.2//15X,'PERIODE
1 DE PERMUTATION (HEURES) : ',F5.2)
WRITE(15,40) DTFC,H
WRITE(17,40) DTFC,H
40 FORMAT(//,15X,'PAS DE TEMPS (MINUTES) : ',F6.2//15X,
1 'PAS D''INTEGRATION (METRES) : ',F4.2)
C
WRITE(15,45) BETA

```

```

        WRITE(17,45) BETA
45      FORMAT(//,15X,'FACTEUR BETA (VOLATILES) : ',F4.2)
C
        WRITE(15,50)
50      FORMAT(///,20X,'DISTRIBUTION DE TEMPERATURE')
C
        WRITE(15,55) NPP
        WRITE(17,55) NPP
55      FORMAT(///,20X,'NOMBRE DE PERIODES DE PERMUTTATION
1 SIMULEES = ',I3)
        WRITE(15,70) TSIMUL
        WRITE(17,70) TSIMUL
70      FORMAT(///,20X,'AGE DU FEU (HEURES): ',F5.2)
C
        IF(TSIMUL.NE.0.0) THEN
C
C       CALCUL DES CONSOMMATIONS MOYENNES.
C
        DO 180 I=1,NIT-1
        CONSTOT=CONSTOT+FUELBRUL(I)
        H2TOT=H2TOT+H2BRUL(I)
        CH4TOT=CH4TOT+CH4BRUL(I)
        TARTOT=TARTOT+TARBRUL(I)
180      CONTINUE
        CONSMOY=CONSTOT/(TSIMUL*3600.)
        H2MOY=H2TOT/(TSIMUL*3600.)
        CH4MOY=CH4TOT/(TSIMUL*3600.)
        TARMOY=TARTOT/(TSIMUL*3600.)
C
        CONSINST=FUELALI(1)+FUELALI(2)+FUELALI(3)+FUELALI(4)
        WRITE(17,150) CONSINST,CONSMOY
150      FORMAT(///,10X,'CONSOMMATION DE MAZOUT(KG/S)///20X,
1 'INSTANTANEE = ',F8.6//20X,'MOYENNE = ',F8.6)
C
        WRITE(17,160) H2INST,H2MOY,CH4INST,CH4MOY,TARINST,
1 TARMOY
160      FORMAT(//,10X,'DEGAGEMENT DE VOLATILES (KG/S)///
1 18X,'INSTANTANEE MOYEN'///5X,'HYDROGENE : '
1 ,1F10.7,4X,1F10.7///5X,'METHANE : ',1X,1F10.7,4X,1F10.
1 7//5X,'GOUDRON:',3X,1F10.7,4X,1F10.7)
C
        ENDIF
C
        WRITE(15,90)
90      FORMAT(//,1X,'POSITION (METRES)',24X,'TEMPERATURES(K)'
1 ///26X,'GAZ',9X,'PAROI',8X,'BRIQUE',6X,'POUSSIER',6X,
1 'ANODE')
        WRITE(17,100)
100     FORMAT(//,4X,'POS',5X,'TG',7X,'TPAROI',6X,'TAP',6X,
1 'TANODE',6X,'HTOT',5X,'DEBIT',8X,'DP')
C
        DO 110 I=1,NPSX

```

```

II=IFIX(POS(I)/H)+1
C
TBRIQUE(II)=(TPLUS(I,2)+TPLUS(I,3))/2.0-273.0
TPOUSSIER(II)=(TPLUS(I,4)+TPLUS(I,5))/2.0-273.0
TAPOUSS(II)=TPLUS(I,5)-273.0
TANODE(II)=TPLUS(I,10)-273.0
TGАЗ(II)=TG(II)-273.0
TPAROI(I)=TMB(I)-273.0
C
120 WRITE(15,120) POS(I),TGАЗ(II),TPAROI(I),TBRIQUE(II)
1 ,TPOUSSIER(II),TANODE(II)
FORMAT(5X,1F5.2,8X,5(6X,F7.2))
C
130 WRITE(17,130) POS(I),TGАЗ(II),TPAROI(I),TAPOUSS(II)
1 ,TANODE(II),HTOT(II),Q(II),DP(II)
FORMAT(3X,F5.2,2X,F7.2,3X,F7.2,4X,F7.2,4X,F7.2,2X,F7.2,
1 5X,F5.3,4X,F7.2)
110 CONTINUE
C
C IMPRESSION DES TEMPERATURES A TRACER
C
140 IF(NPP.LT.NPPMAX) GO TO 170
C
150 JJJJ=JJJJ+1
DO 115 I=1,NPSXIN
TEMPTRACE(I,JJJJ)=TMB(I)
WRITE(30,125) TEMPTRACE(I,JJJJ)
FORMAT(1X,1F10.1)
115 CONTINUE
C
160 KL=NPSXIN
KL1=KL-1
KL2=KL-2
KL3=KL-3
KL4=KL-4
C
170 DO 190 I=1,NCHFOURIN
C
TAPOS1(I,JJJJ)=TPLUS(KL1,5)-273.0
TAPOS2(I,JJJJ)=TPLUS(KL2,5)-273.0
TAPOS3(I,JJJJ)=TPLUS(KL3,5)-273.0
TAPOS4(I,JJJJ)=TPLUS(KL4,5)-273.0
KL1=KL1-5
KL2=KL2-5
KL3=KL3-5
KL4=KL4-5
190 CONTINUE
C
200 IF(TSIMUL.LT.FPERMUT-0.01) GO TO 170
C
HSIM=0.0
DO 230 I=1,NCHFOURIN

```

```
C
DO 200 J=1,.1JJJ-1
C
C      WRITE(25,220) HSIM,TAPOS1(I,J),TAPOS2(I,J),TAPOS3(I,J)
1 ,TAPOS4(I,J)
220 FORMAT(1X,5F10.1)
HSIM=HSIM+INTIMPF1
200 CONTINUE
HSIM=I*PPERMUT
230 CONTINUE
C
WRITE(25,220) HSIM,TAPOS1(7,5),TAPOS2(7,5),TAPOS3(7,5)
1 ,TAPOS4(7,5)
C
170 RETURN
END
$
```

```

SUBROUTINE HTOTAL(H,HI,Q,TG,TM,FRH20,FRC02,HTOT)
C
C
COMMON/BL7/A,DIAE,PEREQ, TI,HIR1,HIR2,HIR3,DCHAMBRE
C
INITIALISATION
C
SIGMA=5.67E-8
ALC=1.5
HCONV=0.0
HRAD=0.0
C
EVALUATION DU COEFFICIENT DE TRANSFERT TOTAL HTQT
CALCUL DU NOMBRE DE REYNOLDS
C
AMU=2.844E-8*TG+1.224E-5
C
RE=(DIAE*Q)/(AMU)
C
CALCUL DE LA CONDUCTIVITE DE L'AIR
C
COND=5.45E-5*TG+0.00882
C
CALCUL DE HCONV
C
IF(HI.LE.HIR1) CONST=0.0199
IF(HI.GT.HIR1) CONST=0.0207
C
HCONV=(CONST/DIAE)*COND*RE**0.8
C
IF(HI.LT.2.45) CORRE=1.0+(DIAE/(3.4*(HI+H)))**0.7
IF(HI.GE.2.45.AND.HI.LT.7.35) CORRE=1.0+1.765*DIAE/(HI
1 +H)
IF(HI.GE.7.35) CORRE=1.00
C
C
CALCUL DE HRAD
EMI=0.0
C
IF(HI.GT.HIR2) GO TO 10
EMI=0.474
IF(HI.LT.15.80) THEN
EMI=1./((1./0.9+1./EH20(TG))-1.)
ENDIF
GO TO 20
C
C
CALCUL DE L'EMISSIVITE EN TENANT COMPTE
DES PRODUITS DE COMBUSTION
C
10 A1=-0.3429+0.5763* ALOG10(ALC*FRH20)
B1=-0.2663+0.2090* ALOG10(ALC*FRH20)
AXP1=A1+B1*0.001*(TG-273.)
E1H20=10.0**AXP1

```

```
C
A2=-0.5494+0.3023*ALOG10(ALC*FRC02)
B2=-0.2586+0.09913*ALOG10(ALC*FRC02)
AXP2=A2+B2*0.001*(TG-273.)
EC02=10.0**AXP2
C
ESOM=E1H20+EC02
EMI=1./((1./0.9+1./ESOM-1.))
C
C
C
20   TGTM3=(TG**3)+((TG**2)*TM)+(TG*TM**2)
     1 +(TM**3)
     HRAD=EMI*SIGMA*TGTM3
C
90   HTOT=HCONV+HRAD
C
      RETURN
      END
C
C
FUNCTION EH20(Z)
C
EMISSIVITE DE LA VAPEUR D'EAU POUR UNE HUMIDITE
C
RELATIVE CORRESPONDANT A 30%.
C
EH20=EXP(-0.00155*Z-2.977)
C
      RETURN
      END
$
```

```

SUBROUTINE ITERFEU(TSIMUL,QCH)
C
C      CALCUL DES TEMPERATURES DANS LE SOLIDE PAR UNE METHODE
C      EXPLICITE.
C
DIMENSION T(100),TITER(40,20),FLUX(100)
DIMENSION TPAROI(40),TIN(40,20),QCH(30)
C
COMMON/BL1/H,DT,BTFC,NIT,NPSX,HIMAX,TMURMAX,T00,Q0,DFO
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000),
1HTOT(4000)
COMMON/BL11/SECTSOL,DX1,DX2,DX3
COMMON/BL13/IFEU1,IFEU2,IFEU3,IMAX,HAPAL
COMMON/BL20/INDMDT,CPR,I,INDCALL
C
C      INITIALISATION
C
INDCALL=1
C
C      PRECS: VALEUR MINIMALE DE PRECISION POUR LA TEMPERATURE
C          DE PAROI P/R A LA TEMP. CIBLE A LA FIN DE
C          L'INTERVALLE
PRECS=0.50
C
C
TSEC=DTFC*60.00
N1=(0.09401-DX1/2.)/DX1
N2=0.07001/DX2
N3=(0.25501+DX3/2.)/DX3
N1P=N1+1
NI=N1+N2
NIP=NI+1
N=N1+N2+N3
NTETA=(TSEC+1.)/DT
C
DO 50 I=1,IMAX
II=I+16
DO 100 J=1,N+1
TIN(I,J)=TPLUS(II,J)
100 CONTINUE
50 CONTINUE
C
C
I=0
350 I=I+1
II=I+16
C
INDMDT=0
K=0
ROA=1320.0
ROB=2400.0

```

```

ROC=800.0
CPE=1047.0
C
C
DO 200 KLL=0,8
KKL=II-KL*5
IF(KKL.EQ.1) THEN
INDMDT=1
ROA=ROB
ROC=ROB
GO TO 212
ENDIF
200 CONTINUE
C
C
CALCUL DU FLUX DE CHALEUR
C
212 TINM=(TIN(I,1)+TIN(I,2))/2.0
QCH(I)=((TIN(I,1)-TIN(I,2))/DX1)*CDB(TINM)
TPAROI(I)=TIN(I,1)
TPAROIIN=TIN(I,1)
C
C
EVALUATION DE LA TEMPERATURE DE FAROI CIBLE
C
IF(I.LE.4.OR.TSIMUL.GE.HAPAL) GO TO 215
DTEMPE=(TMURMAX-TPAROIIN)/(HAPAL-TSIMUL)
TPAROI(I)=TPAROI(I)+(DTEMPE*TSEC)/3600.
TPCIBLE=TPAROI(I)
IF(I.LT.7) GO TO 210
QCH(I)=1.08*QCH(I)
GO TO 210
215 TPCIBLE=TMURMAX
210 QH1=QCH(I)*DT
220 K=K+1
DO 225 J=1,N+1
TITER(I,J)=TIN(I,J)
225 CONTINUE
FLUX(N+1)=0.0
DO 290 KCOMP=1,NTETA
DO 230 J=1,N+1
T(J)=TITER(I,J)
230 CONTINUE
C
237 DO 240 J=1,N
IF(J.LT.N1P) RES=DX1/CDB(T(J))
IF(J.EQ.N1P) RES=DX1/(2.*CDB(T(J)))+DX2/(2.*CDC(T(J)))
IF(J.GT.N1P.AND.J.LT.NIP) RES=DX2/CDC(T(J))
IF(J.EQ.NIP) RES=DX2/(2.*CDC(T(J)))+DX3/(2.*COA(T(J)))
IF(J.GT.NIP) RES=DX3/COA(T(J))
FLUX(J)=(T(J)-T(J+1))/RES
240 CONTINUE
C

```

```

C      CALCUL DE LA NOUVELLE TEMPERATURE DE SURFACE
C
C      TITER(I,1)=T(1)+2.*((QH1-FLUX(1)*DT)/(ROB*CPB*0X1))
C      1-(DT/(ROB*CPB))*PERTESOL(POS(I1))/SECTSOL)
C
247      DO 250 J=2,N+1
        IF(J.LE.N1P) CONST=DT/(DX1*ROB*CPB)
        IF(J.GT.N1P.AND.J.LE.NIP) CONST=DT/(DX2*ROCK*CPC(T(J)))
        IF(J.GT.NIP) CONST=DT/(DX3*ROA*CPA(T(J)))
        IF(J.EQ.N+1) CONST=(DT*2.)/(DX3*ROA*CPA(T(J)))
        IF(J.LE.N1P) CONST1=DT/(ROB*CPB)
        IF(J.GT.N1P.AND.J.LE.NIP) CONST1=DT/(ROCK*CPC(T(J)))
        IF(J.GT.NIP) CONST1=DT/(ROA*CPA(T(J)))
        TITER(I,J)=T(J)+CONST*(FLUX(J-1)-FLUX(J))
        1-(CONST1*PERTESOL(POS(IT))/SECTSCL)
250      CONTINUE
290      CONTINUE
C
C      COMPARAISON DE TITER(I,1) AVEC TPCIBLE
C
        IF(K.GT.2000) GO TO 310
        DELTP=TITER(I,1)-TPCIBLE
        IF(DELTP.GE.-PRECS.AND.DELTP.LE.PRECS) GO TO 330
        IF(DELTP.GT.PRECS) GO TO 300
        QH1=1.005*QH1
        GO TO 220
300      QH1=0.996*QH1
        GO TO 220
310      WRITE(20,320)
320      FORMAT(1X,'LA CONVERGENCE N''EST PAS ATTEINTE APRES 2000
I ITERATIONS')
        WRITE(20,400) I,TPCIBLE,TITER(I,1)
400      FORMAT(1X,'I =',I5,'TPCIBLE =',1F10.1,'TITER =',1F10.1)
330      QCH(I)=QH1/DT
        IF(I.LT.ITMAX) GO TO 350
        RETURN
        END
$
```

```

SUBROUTINE ITERDEPIT(DELTX,HI,QE,DPE,TGAZ,QS,DPS)
C
COMMON/BL7/A,DIAE,PREQ,TI,HIR1,HIR2,HIR3,DCHAMBRE
COMMON/BL16/LONGEO,FDARCY,PATM,APRIM,HOUV,Y,C
C
REAL LONGEO,LCHAMBRE
C
LCHAMBRE=DCHAMBRE
LL=0
C
DDELTX=DELTX/2.0
DX=DELTX*LONGEO/LCHAMBRE
C
DPS=DPE
PS=DPS+PATM
PE=DPE+PATM
IF(HI.GE.HOUV-1.0DELTX.AND.HI.LE.HOUV+0.0DELTX) GO TO 20
10 DPM=(DPS+DPE)/2.0
QS=QE+QINF(DPM)*DELTX
VE=QE/(A*R0(TGAZ))
VS=QS/(A*R0(TGAZ))
VMOY=(VE+VS)/2.0
C
AAA=-1.*7*R0(TGAZ)*(VS**2-VE**2)
BBB=(FDARCY*R0(TGAZ)*(VMOY**2)*DX)/(2.*DIAE)
C
DIFFP1=DPS-DPE
DIFFP2=AAA-BBB
ECART=DIFFP2-DIFFP1
DPS=DPE+DIFFP2
C
IF(ECART.LE.0.0005.AND.ECART.GE.-0.0005) GO TO 40
LL=LL+1
IF(LL.GE.50) GO TO 40
GO TO 10
20 VE=QE/(A*R0(TGAZ))
DPM=(PS+PE)/2.0-PATM
VPRIM=Y*C*(2.*DPM/R0(TGAZ))**0.5
VS=VE-(APRIM*VPRIM)/A
QS=VS*A*R0(TGAZ)
POUVS=PE+0.7*R0(TGAZ)*(VE**2-VS**2)
C
ECART2=POUVS-PS
DPS=PS-PATM
IF(ECART2.LE.0.0005.AND.ECART2.GE.-0.0005) GO TO 40
PS=POUVS
LL=LL+1
IF(LL.GE.50) GO TO 40
GO TO 20
40 RETURN
END
C

```

```
C
C      FUNCTION QINF(DP)
C
C      FONCTION INFILTRATION
C
C      FONCINF=(ABS(DP)-10.)*6.786E-4
C      IF(ABS(DP).LT.20.0) THEN
C          FONCINF=1.4E-5*(DP**2)+6.0E-5*ABS(DP)
C      ENDIF
C      QINF=FONCINF
C      IF(DP.GE.0.0) THEN
C          QINF=-1.*FONCINF
C      END IF
C      RETURN
C      END
C
C
C      FUNCTION R0(Z)
C
C      MASSE VOLUMIQUE DE L'AIR (KG/M**3)
C
C      C0=0.29618280E+1
C      C1=-0.95898369E-2
C      C2=0.15339076E-4
C      C3=-0.13009324E-7
C      C4=0.56030878E-11
C      C5=-0.96651404E-15
C
C      R0=C0+C1*Z+C2*Z**2+C3*Z**3+C4*Z**4+C5*Z**5
C
C      RETURN
C      END
$
```

```
SUBROUTINE COMPOSI(AI,FUELCONS,FUELREM,CO2REM,H2OREM,
1 O2REM,AN2REM,FRC02,FRH20,EXAI)
C
COMMON/BL10/PPH20
COMMON/BL15/H2DEG,CH4DEG,TARDEG
C
H2MOD=H2DEG/384.0
CH4MOD=CH4DEG/384.0
TARMOD=TARDEG/384.0
C
FUELREM=FUELREM-FUELCONS
CO2=4.0*FUELCONS+24.12*CH4MOD+30.88*TARMOD
CO2REM=CO2REM+CO2
H2O=2.5*FUELCONS+193.0*H2MOD+48.25*CH4MOD+7.72*TARMOD
H2OREM=H2OREM+H2O
O2=5.25*FUELCONS+96.5*H2MOD+48.25*CH4MOD+34.74*TARMOD
O2R=5.25*FUELREM
O2REM=O2REM-O2+AI*0.21
AN2REM=AN2REM+AI*0.79
TOT=CO2REM+H2OREM+O2REM+AN2REM
C
FRC02=CO2REM/TOT
FRH20=H2OREM/TOT+PPH20
IF(O2R.GT.1.E-9) EXAI=100.*(O2REM-O2R)/O2R
IF(O2R.LE.1.E-9) EXAI=0.0
RETURN
END
$
```

```

SUBROUTINE VOLATILE(K,I,H,HI)
C
C SOUS-PROGRAMME QUI CALCULE LA QUANTITE DE VOLATILES
C QUI EST DEGAGEE PAR LES ANODES.
C
COMMON/BL2/POS(125),TMB(125),TPLUS(50,20),TG(4000),
1 HTOT(4000)
COMMON/BL4/VOLCONS(500),H2CONS(500),CH4CONS(500),TAR
1 CONS(500)
C
C INITIALISATION
C
C
C
H2CONS(I)=0.0
CH4CONS(I)=0.0
TARCONS(I)=0.0
C
C
IF(TG(I).LT.695.0) GO TO 50
C
TAM1=(TPLUS(K,6)+TPLUS(K,7)+TPLUS(K,8)+TPLUS(K,9)
1 +TPLUS(K,10))/5.0
TAM2=(TPLUS(K+1,6)+TPLUS(K+1,7)+TPLUS(K+1,8)+TPLUS
1 (K+1,9)+TPLUS(K+1,10))/5.0
C
SLTAM=(TAM2-TAM1)/(POS(K+1)-POS(K))
C
TAMT=TAM1+SLTAM*(HI-POS(K))
C
TARCONS(I)=TAR(TAMT)
C
IF(TG(I).LT.848.0) GO TO 50
C
H2CONS(I)=H2(TAMT)
C
IF(TG(I).LT.903.0) GO TO 50
C
CH4CONS(I)=CH4(TAMT)
C
50 VOLCONS(I)=CH4CONS(I)+H2CONS(I)+TARCONS(I)
C
C
RETURN
END
C
C
FUNCTION H2(Z)
C

```

```

IF(Z.LE.823.0,OR,Z.GT.1273) H2=0.0
IF(Z.GT.823.0,AND,Z.LE.873.0) H2=80.* (Z-823.)
IF(Z.GT.873.0,AND,Z.LE.973.0) H2=182.* (Z-873.)+4000.00
IF(Z.GT.973.0,AND,Z.LE.1003.0) H2=643.33*(Z-973.)
1 +22200.00
IF(Z.GT.1003.0,AND,Z.LE.1028.0) H2=41500.00
IF(Z.GT.1028.0,AND,Z.LE.1073.0) H2=-353.33*(Z-1028.)
1 +41500.00
IF(Z.GT.1073.0,AND,Z.LE.1223.0) H2=-150.667*(Z-1073.)
1 +25600.00
IF(Z.GT.1223.0,AND,Z.LE.1273.0) H2=-60.* (Z-1223.0)
1 +3000.00
RETURN
END
C
C
FUNCTION CH4(Z)
C
C
IF(Z.LE.698.0,OR,Z.GT.1173.0) CH4=0.0
IF(Z.GT.698.0,AND,Z.LE.823.0) CH4=64.8*(Z-698.0)
IF(Z.GT.823.0,AND,Z.LE.873.0) CH4=132.* (Z-823.)+8100.
IF(Z.GT.873.0,AND,Z.LE.903.0) CH4=446.667*(Z-873.)
1 +14700.00
IF(Z.GT.903.0,AND,Z.LE.938.0) CH4=28100.00
IF(Z.GT.938.0,AND,Z.LE.973.0) CH4=-580.0*(Z-938.0)
1 +28100.00
IF(Z.GT.973.0,AND,Z.LE.1023.0) CH4=-94.0*(Z-973.0)
1 +7800.00
IF(Z.GT.1023.0,AND,Z.LE.1173.0) CH4=-20.667*(Z-1023.)
1 +3100.00
C
RETURN
END
C
C
FUNCTION TAR(Z)
C
C
IF(Z.LE.473.0,OR,Z.GT.1048.0) TAR=0.0
IF(Z.GT.473.0,AND,Z.LE.598.0) TAR=312.0*(Z-473.0)
IF(Z.GT.598.0,AND,Z.LE.693.0) TAR=40.0*(Z-598.0)
1 +39000.00
IF(Z.GT.693.0,AND,Z.LE.758.0) TAR=42800.00
IF(Z.GT.758.0,AND,Z.LE.873.0) TAR=-252.17*(Z-758.0)
1 +42800.00
IF(Z.GT.873.0,AND,Z.LE.1048.0) TAR=-78.86*(Z-873.)
1 +13800.00
C
RETURN
END

```