
Implémentation et validation
expérimentale du modèle global

Après avoir été identifiés, les différents phénomènes intervenant lors de la torréfaction en four tournant ont été modélisés séparément (voir **Chapitre 3**). L'objectif de ce chapitre est donc de présenter les modalités d'assemblage des sous-modèles dans un modèle global. Des essais de torréfaction en four tournant pilote, dont les résultats sont présentés ici, ont également été menés. Dans un premier temps, ces essais ont permis d'identifier l'influence des principaux paramètres opératoires sur la température du lit et sur le rendement du procédé. Ils ont ensuite été utilisés comme référence pour la validation du modèle. Cette confrontation modèle/expérience met en évidence les points forts mais également les limites du modèle développé dans ces travaux. Enfin, une étude de sensibilité du modèle aux différents paramètres ainsi qu'un bilan énergétique basé sur les résultats des simulations ont été réalisés.

I. Implémentation du modèle global de torréfaction en four tournant

I.1. Résumé de la structure du modèle

La structure générale du modèle de torréfaction en four tournant est schématisée **Figure 78**.

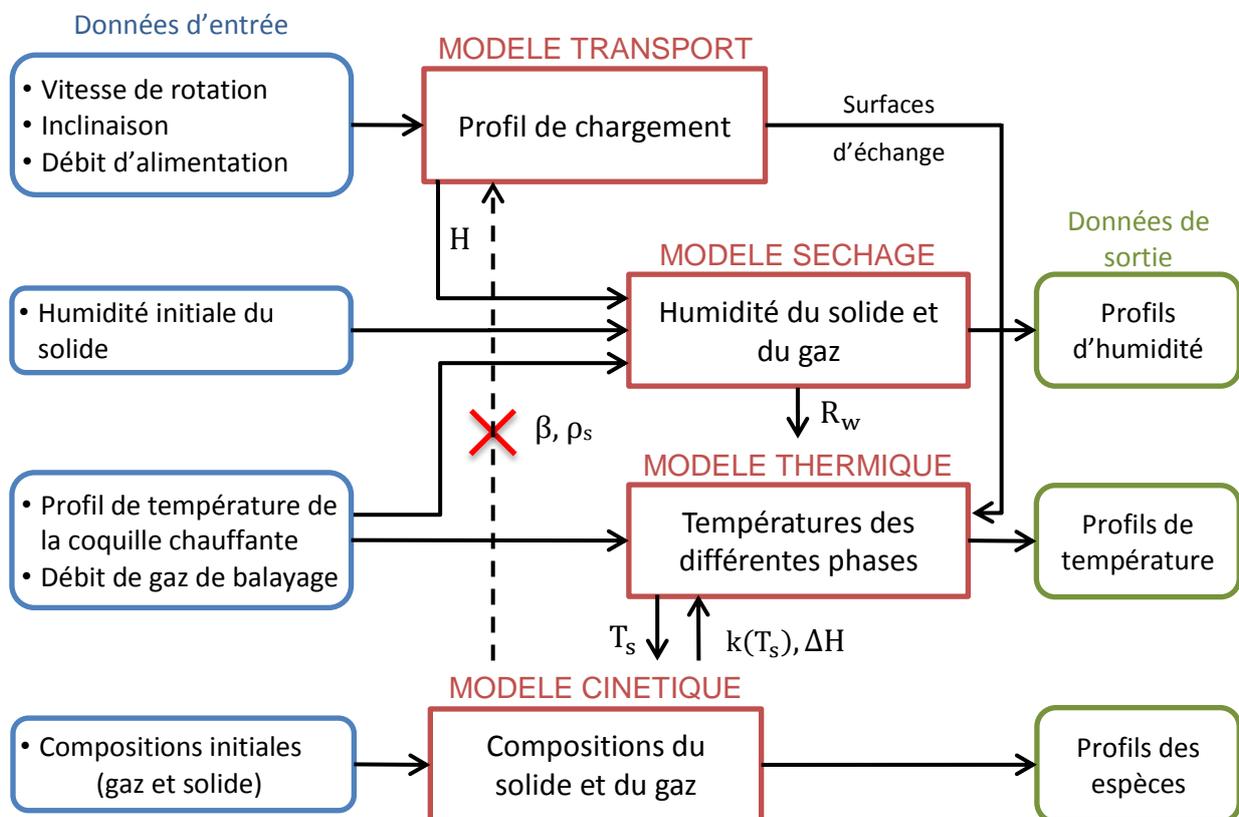


Figure 78 : Représentation schématique du modèle de torréfaction en four tournant.

Les données d'entrée du modèle sont les paramètres opératoires du four (vitesse de rotation, inclinaison et débit d'alimentation), le profil de température estimé de la coquille chauffante, le débit de gaz de balayage et les compositions initiales de la biomasse et du gaz.

Le modèle de transport permet le calcul du profil de chargement du cylindre, à partir duquel sont déduites les surfaces d'échange entre les différentes phases. Ces surfaces alimentent le modèle de transferts thermiques qui calcule les températures de la paroi, du lit de plaquettes et du gaz. Ces températures sont également influencées par la vitesse de séchage calculée indépendamment. Enfin, la température du solide est utilisée pour le calcul des constantes cinétiques qui déterminent la vitesse de dégradation de la biomasse. L'énergie dégagée ou consommée par les réactions influence également la température de la phase solide.

Il existe théoriquement une interaction entre le modèle cinétique et le modèle de transport *via* les modifications de la masse volumique apparente et de l'angle de repos dynamique du lit de plaquettes. Comme aucune différence significative n'a été observée à ce niveau entre le bois brut et le bois torréfié, cette interaction est ici inexistante. Le retrait volumique dû au séchage est également négligé.

Les grandeurs de sortie du modèle sont :

- Le profil de chargement du cylindre (évolution de la hauteur du lit de plaquettes),
- Les profils d'humidité du solide et du gaz le long du four,
- Les profils de température de la charge solide, de la paroi et du gaz,
- Les profils de masse volumique des espèces solides et de débit massique des espèces gazeuses.

Les résultats qui pourront être comparés aux valeurs expérimentales sont le rendement massique en bois torréfié en sortie du four, calculé à partir des masses volumiques des espèces solides, et la température du lit de plaquettes en 3 points.

Les équations prenant en compte l'ensemble de ces phénomènes sont synthétisées dans le **Tableau 22** (le détail de la mise en équations est présenté en **Annexe §II**). Les conditions aux limites sont également données.

Tableau 22 : Résumé des équations constitutives du modèle de torréfaction en four tournant.

Équation de transport	Lit de particules	$\begin{cases} \frac{dh(z)}{dz} = \frac{3\dot{Q}_v^{C_Q} \tan(\beta)}{4\pi\omega^{C_\omega} R^3} \left(\frac{2h}{R} - \frac{h^2}{R^2} \right)^{-3/2} - \frac{\tan^{C_\alpha}(\alpha)}{\cos(\beta)} \\ h(z=L) = d_p \end{cases}$
	Solide	$\begin{cases} \rho_s(C_{p,s} + XC_{p,eau})V_s \frac{dT_s}{dz} = \lambda_s \frac{d^2T_s}{dz^2} + \frac{\Phi_s}{\Omega_s} - L_v R_w \rho_s - \dot{\theta}_s \\ T_s(z=0) = T_{amb} \\ \left. \frac{dT_s}{dz} \right _{z=L} = 0 \end{cases}$
Équations de conservation de l'énergie	Gaz	$\begin{cases} \rho_g(C_{p,g} + YC_{p,vap})V_g \frac{dT_g}{dz} = \frac{\Phi_g}{\Omega_g} + C_{p,vap} R_w \rho_s \frac{S_s}{S_g} (T_s - T_g) + \dot{\theta}_g^{mv} \\ T_g(z=0) = T_{amb} \end{cases}$
	Paroi	$\begin{cases} -\lambda_p \frac{d^2T_p}{dz^2} = \frac{\Phi_p}{\Omega_p} \\ \left. \frac{dT_p}{dz} \right _{z=0} = 0 \\ \left. \frac{dT_p}{dz} \right _{z=L} = 0 \end{cases}$
	Humidité de la biomasse	$\begin{cases} V_s \frac{dX}{dz} = -R_w \\ X(z=0) = X_{ini} \end{cases}$
	Humidité du gaz	$\begin{cases} \dot{m}_{gaz} \frac{dY}{dz} = \rho_s S_s R_w \\ Y(z=0) = 0 \end{cases}$
Équations de conservation de la masse	Solide A	$\begin{cases} V_s \frac{d\rho_A}{dz} = \dot{r}_A \\ \rho_A(z=0) = \rho_s \end{cases}$
	Solide B	$\begin{cases} V_s \frac{d\rho_B}{dz} = \dot{r}_B \\ \rho_B(z=0) = 0 \end{cases}$
	Solide C	$\begin{cases} V_s \frac{d\rho_C}{dz} = \dot{r}_C \\ \rho_C(z=0) = 0 \end{cases}$
	Volatiles V ₁	$\begin{cases} \frac{d\dot{m}_{V1}}{dz} = \dot{R}_{V1} \\ \dot{m}_{V1}(z=0) = 0 \end{cases}$
	Volatiles V ₂	$\begin{cases} \frac{d\dot{m}_{V2}}{dz} = \dot{R}_{V2} \\ \dot{m}_{V2}(z=0) = 0 \end{cases}$

Il est nécessaire de résoudre simultanément 11 équations différentielles dont 9 sont du premier ordre et 2 du second ordre. La résolution est effectuée avec le logiciel Matlab® à l'aide de la fonction BVP4C évoquée précédemment.

Jusqu'ici, la phase gaz était assimilée à un mélange de diazote et d'eau provenant du séchage. Cependant, les propriétés de cette phase étant fortement dépendantes de sa composition, il a été décidé d'affiner cet aspect du modèle comme détaillé ci-dessous.

I.2. Évolution des propriétés de la phase gaz

Le modèle de torréfaction en four tournant n'a pas pour objectif de prédire la composition de la phase gaz. Cependant, il apparaît important de prendre en compte cette composition pour estimer au mieux les propriétés thermiques du gaz. La méthode adoptée pour calculer ces propriétés est présentée dans cette partie.

La phase gaz est constituée du diazote utilisé pour le balayage, de la vapeur d'eau produite par le séchage et des matières volatiles issues de la décomposition de la biomasse. En l'absence de données expérimentales sur la composition de ces matières volatiles, les données ont été extraites de la littérature. En effet, comme précisé au **Chapitre 1**, Nocquet *et al.* [18] ont utilisé une biomasse similaire (même essence et même fournisseur), et ont réalisé le bilan des espèces condensables et incondensables produites lors de la torréfaction. Les résultats sont disponibles pour des températures de traitement de 220, 250, 280 et 300 °C. Ici, par souci de simplicité, une moyenne des teneurs en matières volatiles à ces 4 températures a été utilisée. Les valeurs retenues sont présentées dans le **Tableau 23**.

Tableau 23 : Composition massique des matières volatiles produites lors de la torréfaction (en %).

Dioxyde de carbone	Monoxyde de carbone	Méthanol	Furfural	Formaldéhyde	Eau	Acide acétique	Acide formique
10,95	2,85	4,63	0,51	19,87	42,24	15,51	3,44

Il est donc fait l'hypothèse que les matières volatiles ont une composition fixe, indépendante du temps de traitement et de la température. Connaissant cette répartition, la quantité d'eau évaporée lors du séchage et le débit d'azote, il est possible de calculer la composition de la phase gaz.

La capacité thermique, la conductivité et la viscosité de ces gaz sont calculées suivant l'**Équation 93** [176].

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{p,i} (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}) = \left[A_i + B_i \left(\frac{C_i}{T \sinh(C_i/T)} \right)^2 + D_i \left(\frac{E_i}{T \sinh(E_i/T)} \right)^2 \right] \times \frac{1000}{M_i} \\ \lambda_i (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}) = \frac{AA_i \cdot T^{BB_i}}{CC_i + DD_i/T + EE_i/T^2} \\ \mu_i (\text{Pa} \cdot \text{s}) = \frac{AAA_i \cdot T^{BBB_i}}{CCC_i + DDD_i/T} \times 1/1000 \end{array} \right. \quad \text{Équation 93}$$

Où M_i est la masse molaire de l'espèce i en g/mol et T la température en Kelvin.

Les coefficients de ces équations pour les différents gaz sont rassemblés dans le **Tableau 24**.

Tableau 24 : Coefficients utilisés pour le calcul des propriétés des matières volatiles [176].

	CO2	CO	Méthanol	Furfural	Form-aldéhyde	H2O	Acide acétique	Acide formique
A_i	$2,94 \cdot 10^1$	$2,91 \cdot 10^1$	$3,93 \cdot 10^1$	$4,73 \cdot 10^1$	$3,33 \cdot 10^1$	$3,34 \cdot 10^1$	$4,02 \cdot 10^1$	$3,38 \cdot 10^1$
B_i	$3,45 \cdot 10^1$	8,77	$8,79 \cdot 10^1$	$1,98 \cdot 10^2$	$4,95 \cdot 10^1$	$2,68 \cdot 10^1$	$1,37 \cdot 10^2$	$7,59 \cdot 10^1$
C_i	$1,43 \cdot 10^3$	$3,09 \cdot 10^3$	$1,92 \cdot 10^3$	$1,04 \cdot 10^3$	$1,87 \cdot 10^3$	$2,61 \cdot 10^3$	$1,26 \cdot 10^3$	$1,19 \cdot 10^3$
D_i	$2,64 \cdot 10^1$	8,46	$5,37 \cdot 10^1$	$1,09 \cdot 10^2$	$2,81 \cdot 10^1$	8,90	$7,00 \cdot 10^1$	$3,18 \cdot 10^1$
E_i	$5,88 \cdot 10^2$	$1,54 \cdot 10^3$	$8,97 \cdot 10^2$	$4,73 \cdot 10^2$	$9,35 \cdot 10^2$	$1,17 \cdot 10^3$	$5,70 \cdot 10^2$	$5,50 \cdot 10^2$
AA_i	3,69	$5,99 \cdot 10^{-4}$	-7,76	$1,98 \cdot 10^{-4}$	$4,48 \cdot 10^1$	$6,93 \cdot 10^{-5}$	$1,69 \cdot 10^{-6}$	$3,75 \cdot 10^{-4}$
BB_i	$-3,84 \cdot 10^{-1}$	$6,86 \cdot 10^{-1}$	1,03	$9,29 \cdot 10^{-1}$	$-7,10 \cdot 10^{-1}$	1,13	1,67	$8,46 \cdot 10^{-1}$
CC_i	1	1	1	1	1	1	1	1
DD_i	$9,64 \cdot 10^2$	$5,71 \cdot 10^1$	$-7,44 \cdot 10^7$	$6,95 \cdot 10^2$	$-3,49 \cdot 10^3$	$8,48 \cdot 10^2$	$6,58 \cdot 10^2$	$6,74 \cdot 10^2$
EE_i	$1,86 \cdot 10^6$	$5,02 \cdot 10^2$	$6,77 \cdot 10^9$	0	$5,35 \cdot 10^6$	$-1,50 \cdot 10^5$	$-9,54 \cdot 10^4$	0
AAA_i	$2,15 \cdot 10^{-3}$	$1,11 \cdot 10^{-3}$	$3,07 \cdot 10^{-4}$	$5,02 \cdot 10^{-5}$	$4,76 \cdot 10^{-4}$	$1,79 \cdot 10^{-4}$	$2,74 \cdot 10^{-5}$	$2,86 \cdot 10^{-4}$
BBB_i	$4,60 \cdot 10^{-1}$	$5,34 \cdot 10^{-1}$	$6,97 \cdot 10^{-1}$	$9,16 \cdot 10^{-1}$	$6,41 \cdot 10^{-1}$	$8,13 \cdot 10^{-1}$	1,01	$6,96 \cdot 10^{-1}$
CCC_i	1	1	1	1	1	1	1	1
DDD_i	$2,90 \cdot 10^2$	$9,47 \cdot 10^1$	$2,05 \cdot 10^2$	$4,51 \cdot 10^1$	$1,62 \cdot 10^2$	$3,05 \cdot 10^2$	7,49	$1,84 \cdot 10^2$

Les propriétés de la phase gaz sont considérées comme la moyenne des propriétés des différents composants, pondérée par leur fraction massique respective.

I.3. Ajustement des chaleurs de réaction

Le calcul du terme source θ_s nécessite de connaître les chaleurs de réaction. En l'absence de consensus quant aux valeurs de ces chaleurs dans la littérature, il a été choisi de les considérer comme des paramètres d'ajustement du modèle. Elles ont donc été déterminées par méthode inverse.

D'après l'état de l'art (**Chapitre 1** §II.4.1), les réactions menant à la formation de matières volatiles sont endothermiques alors que celles menant à la formation de solide sont exothermiques. Il a donc été décidé de déterminer un couple de chaleurs de réaction (ΔH_{MV} , ΔH_S) appliquées aux réactions produisant les matières volatiles et le solide respectivement. Selon les notations de l'**Équation 91**, ΔH_{MV} et ΔH_S vérifient l'**Équation 94**.

$$\begin{cases} \Delta H_{V1} = \Delta H_{V2} = \Delta H_{MV} \geq 0 \\ \Delta H_B = \Delta H_C = \Delta H_S \leq 0 \end{cases} \quad \text{Équation 94}$$

Deux possibilités étaient envisageables pour l'ajustement de ces chaleurs de réaction :

- Minimiser l'écart entre les trois températures mesurées expérimentalement et les températures calculées par le modèle,
- Minimiser l'écart entre les rendements massiques expérimentaux et prédits en sortie du four.

Les temps de calcul associés au processus d'optimisation sont très importants en raison des nombreuses itérations (plusieurs centaines, la résolution complète du modèle du four tournant étant réalisée 9 fois pour chacune d'entre elles). La stratégie suivante a donc été adoptée. Plusieurs couples de chaleurs de réaction ont été sélectionnés et évalués dans un processus de type "essais / erreurs". Il a alors été constaté qu'une bonne précision sur la prédiction des profils de température entraînait une perte considérable de précision sur l'évaluation du rendement. Par contre, lorsque le rendement est choisi comme critère d'optimisation, les profils de températures calculés montrent des écarts acceptables avec l'expérience. Le couple de chaleurs de réaction ainsi choisi, le processus d'optimisation numérique, basé sur la minimisation de l'écart entre les rendements expérimentaux et prédits, a été effectué pour affiner les valeurs optimales des chaleurs. Les valeurs obtenues seront présentées suite à l'étude expérimentale.

II. Étude expérimentale de la torréfaction de bois humide en four tournant

II.1. Choix des paramètres opératoires

La vitesse de rotation, l'inclinaison et le débit d'alimentation ont précédemment été corrélés au temps de séjour et au taux de remplissage moyens. Par conséquent, les paramètres opératoires dont l'influence sera discutée ici sont :

- Le temps de séjour moyen \bar{t}_s ,
- Le taux de remplissage moyen H ,
- La température de consigne T_{cons} .

Neuf essais, dont les caractéristiques sont présentées dans le **Tableau 25**, ont été réalisés.

Tableau 25 : Paramètres opératoires des essais de torréfaction en four tournant (TFT) et principaux résultats obtenus (rendement massique η , température mesurée maximale T_{max} et numéro du thermocouple TC_{max} ayant mesuré T_{max}).

Essai	Paramètres						Résultats		
	T_{cons} (°C)	α (°)	ω (tr/min)	\dot{Q} (kg/h)	H (%)	\bar{t}_s (min)	η (%)	T_{max} (°C)	TC_{max}
TFT1	250	2	2	4	10,8	66,7	98,3	238	5
TFT2	280	2	2	4	10,8	66,7	83,6	286	5
TFT3	280	2	4	4	5,2	32,7	89,4	277	5
TFT4	280	2	4	8	10,6	33,0	87,1	287	6
TFT5	270	2	2	4	10,8	66,7	88,2	270	5
TFT6	300	2	2	4	10,8	66,7	75,0	304	5
TFT7	270	1,5	3	6	13,0	54,4	89,8	260	5
TFT8	270	1,5	3	8	18,1	55,9	88,7	277	6
TFT9	280	2	5,5	5,5	4,9	21,8	92,4	269	5

L'influence du débit d'azote sur le procédé de torréfaction n'est pas étudiée ici. Un faible débit (800 NL/h) est donc utilisé afin d'éviter l'entrée d'air dans le four. Ce débit est injecté à différentes positions selon la répartition suivante :

- Trémie d'alimentation : 200 NL/h,
- Extrémité du couloir vibrant + bride transparente : 400 NL/h,
- Joint tournant d'entrée : 200 NL/h,
- Joint tournant de sortie : 200 NL/h.

L'azote injecté au niveau du joint tournant de sortie n'est pas comptabilisé comme gaz de balayage car il est évacué directement vers l'oxydateur thermique sans circuler dans le cylindre.

II.2. Résultats expérimentaux

Les principaux résultats obtenus lors de ces essais sont également résumés dans le **Tableau 25**. Le rendement expérimental a été déterminé comme présenté **Équation 43** et la température mesurée maximale (ainsi que la position du thermocouple l'ayant mesurée) ont été identifiés au cours du régime permanent.

II.2.1. Influence de la température de consigne

L'influence de la température de consigne peut être observée en comparant les essais TFT1, TFT2, TFT5 et TFT6. Ces essais ont été réalisés avec des conditions d'écoulement identiques (même temps de séjour et même taux de remplissage) et avec des températures de consigne de 250, 280, 270 et 300 °C respectivement.

Les essais TFT1 et TFT2 ont été réalisés consécutivement. L'évolution des températures de la phase solide lors de ces essais est présentée **Figure 79**.

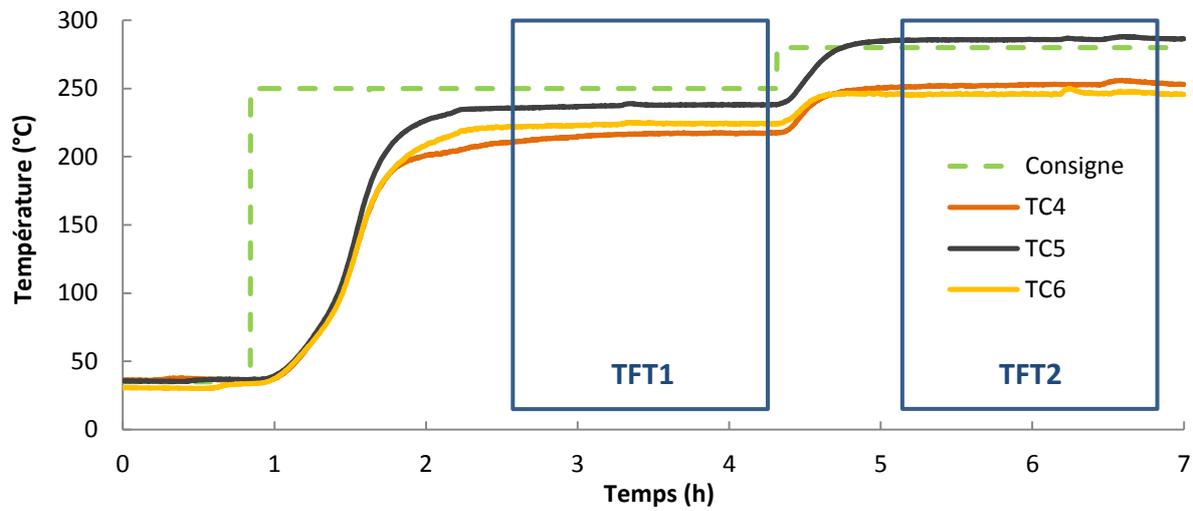


Figure 79 : Températures mesurées lors des essais TFT1 et TFT2.

Lors de l'essai TFT1, les températures mesurées par les thermocouples TC4, TC5 et TC6, positionnés dans la charge, sont inférieures à la température de consigne. Ces températures sont très stables une fois le régime permanent atteint. Après le changement de consigne (4h20 après le début d'essai), toutes les températures augmentent avant d'atteindre un nouveau régime permanent. Celui-ci constitue l'essai TFT2. La température mesurée par le thermocouple TC5 est supérieure à la température de consigne. Ceci met en évidence la présence de réactions exothermiques lors de la torréfaction, notamment pour les températures de traitement les plus élevées.

Le rendement massique et la température mesurée maximale obtenus lors des essais TFT1, TFT2, TFT5 et TFT6 sont représentés **Figure 80** en fonction de la température de consigne.

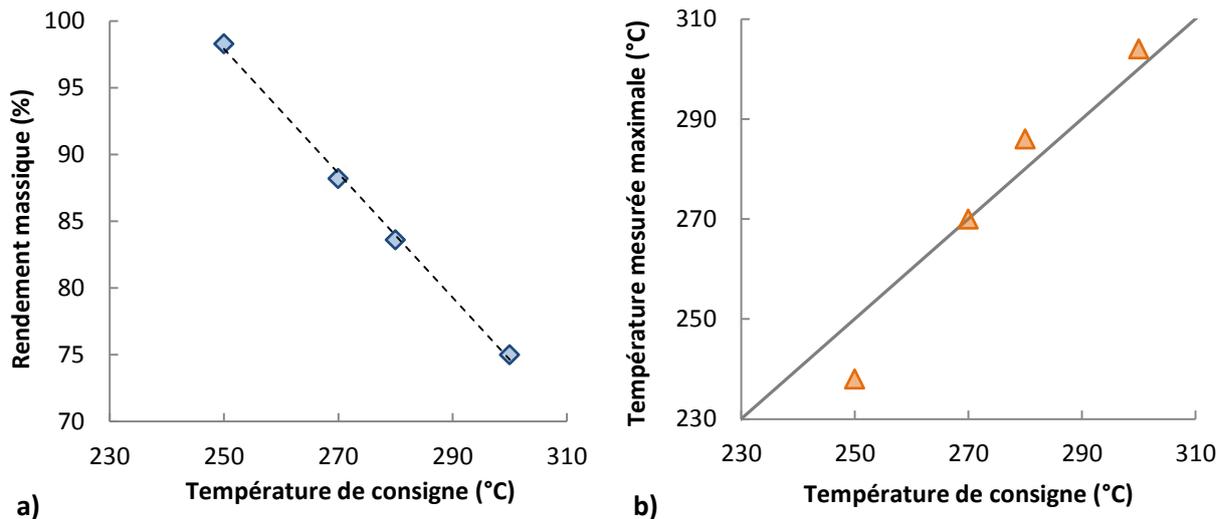


Figure 80 : Évolution a) du rendement massique et b) de la température mesurée maximale en fonction de la température de consigne lors des essais de torréfaction en four tournant.

Comme attendu, plus la température de consigne est élevée et plus le rendement massique du procédé est faible (**Figure 80a**). De plus, il apparaît que le rendement est corrélé linéairement à la température de consigne dans la gamme étudiée.

Pour ces 4 essais, la température mesurée maximale est systématiquement détectée par le thermocouple 5 situé dans la 4^{ème} zone de chauffe. Lorsque la température de consigne est basse (inférieure à 270 °C), la température mesurée maximale est inférieure à la température de consigne (voir **Figure 80b**). Aux plus hautes températures (supérieures à 270 °C), la température mesurée maximale est supérieure à la température de consigne. Ceci est le résultat du comportement exothermique évoqué précédemment. Il est cependant impossible d'affirmer que lors de la torréfaction à 250 °C les réactions sont exclusivement endothermiques.

II.2.2. Influence du temps de séjour moyen

L'influence du temps de séjour moyen des plaquettes sur le procédé est observée par comparaison des essais TFT2 et TFT4. Ces deux essais ont été menés avec des températures de consigne identiques (280 °C) et des taux de remplissage similaires (10,8 et 10,6 % respectivement). Ils diffèrent donc uniquement par le temps de séjour. Les profils de température mesurés lors de ces essais sont présentés **Figure 81**.

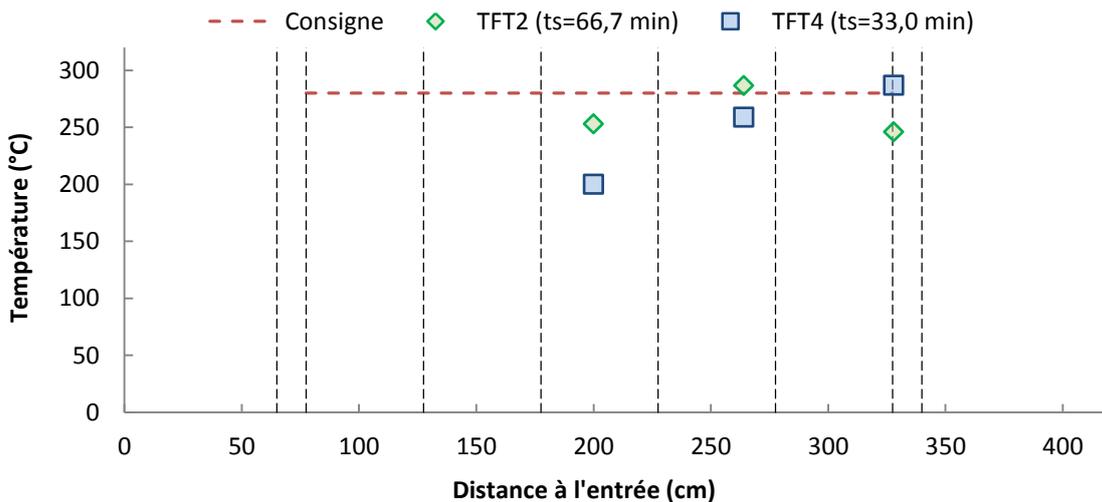


Figure 81 : Influence du temps de séjour : profils de température le long du cylindre mesurés lors des essais TFT2 et TFT4.

Lorsque le temps de séjour est court (33 minutes, essai TFT4), la température de la charge solide s'élève tout au long des 5 zones de chauffe. A contrario, lorsque le temps de séjour est long (67 minutes, essai TFT2), la température s'élève jusqu'à la fin de la 4^{ème} zone ; il y a ensuite un refroidissement partiel dans la 5^{ème} zone. Une évolution similaire avait été observée lors des essais de chauffe de bois sec (voir **Chapitre 3** §II.4.1). Dans les deux cas, la température mesurée maximale est supérieure de 6 à 7 °C à la température de consigne. En conséquence, le rendement massique est plus faible lorsque le temps de séjour est long. Ceci s'explique par une durée plus importante passée par les plaquettes aux températures de dégradation thermique de la biomasse (supérieures à 200 °C). Ceci est cohérent avec les tendances observées dans la littérature [73]. En effet, il est classiquement considéré que les principaux paramètres opératoires de la torréfaction sont la température et le temps de traitement (voir **Chapitre 1** §II.5).

II.2.3. Influence du taux de remplissage

Lors de l'utilisation d'un four tournant, le taux de remplissage H est un paramètre supplémentaire à prendre en compte. Son influence peut être identifiée par comparaison des essais TFT3 et TFT4 dont les paramètres opératoires diffèrent uniquement par le taux de remplissage. Les profils de températures mesurés lors de ces essais sont présentés **Figure 82**.

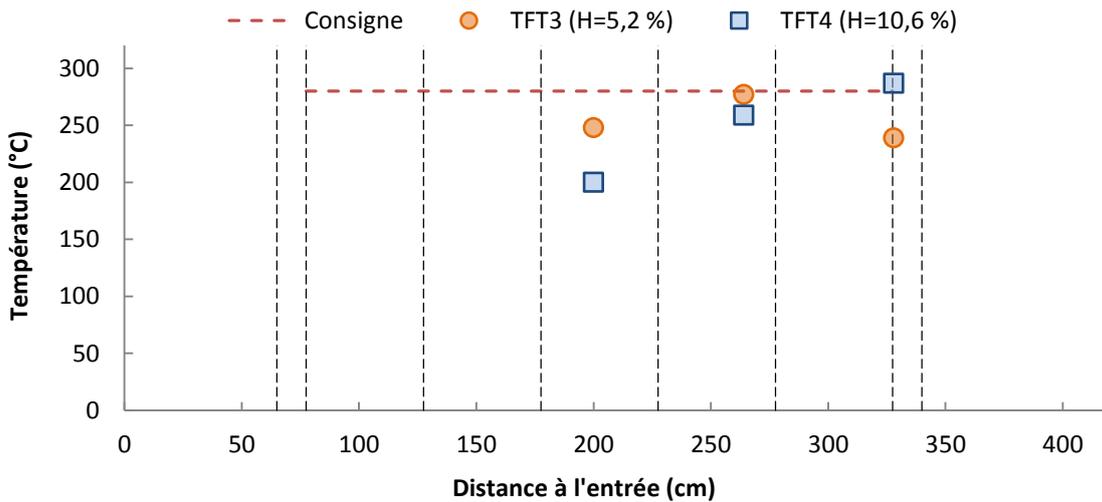


Figure 82 : Influence du taux de remplissage : profils de température mesurés lors des essais TFT3 et TFT4.

Lorsque le taux de remplissage est élevé (10,6 %, essai TFT4), l'inertie de la charge implique une montée en température plus lente.

La température mesurée maximale est inférieure à la température de consigne (280 °C) dans le cas de l'essai TFT3 ($T_{max}=277$ °C) et supérieure lors de l'essai TFT4 ($T_{max}=287$ °C). Là encore, les réactions exothermiques sont responsables du dépassement de la consigne. La contribution du taux de remplissage à ce phénomène peut être expliquée de la manière suivante : les surfaces d'échange augmentent plus lentement que le volume occupé par les plaquettes. Ainsi, lorsque le taux de remplissage est élevé, les surfaces permettant d'évacuer la chaleur produite par les réactions de torréfaction deviennent insuffisantes. Ceci se traduit par une augmentation de la température du lit qui mène à son tour à une diminution du rendement massique du procédé.

Il est à noter qu'une limitation des transferts de masse peut également être à l'origine de ces élévations de température. En effet, lorsque le taux de remplissage est élevé, l'évacuation des matières volatiles est plus difficile ce qui augmente leur temps de contact avec le bois torréfié et pourrait mener à l'apparition de réactions exothermiques (voir **Chapitre 1** §II.4).

Enfin, des tendances identiques (non représentées ici) ont été observées par comparaison des essais TFT7 et TFT8, ce qui confirme les observations effectuées dans cette partie.

II.2.4. Influence des réactions exothermiques sur la stabilité du traitement

Un essai long a été réalisé dans les conditions de l'essai TFT8. L'objectif était d'étudier la stabilité de la torréfaction en four tournant au cours du temps dans des conditions où l'exothermicité des réactions avait été clairement identifiée. L'évolution des températures mesurées dans le lit de plaquettes lors de cet essai est présentée **Figure 83**.

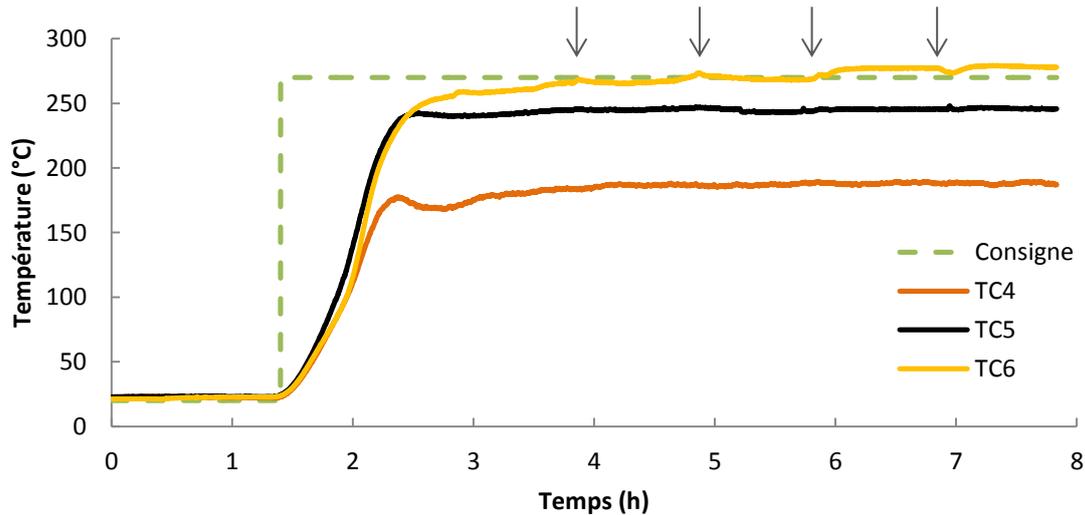


Figure 83 : Évolution de la température du lit de plaquettes lors d'un essai de torréfaction réalisé dans les conditions de l'essai TFT8.

Tout d'abord, il apparaît que la température maximale est mesurée par le thermocouple TC6, comme dans le cas de l'essai TFT8 (voir **Tableau 25**). Ensuite, les températures les plus basses (mesurées par les thermocouples TC4 et TC5) ne sont pas sensibles aux étapes de rechargement de la trémie (signalées par les flèches). Par contre, la température la plus haute est impactée par l'ouverture de la trémie. En effet, après chaque ouverture, la température augmente de quelques degrés avant de se stabiliser. Il est donc probable que le contact avec l'oxygène présent dans l'air provoque l'apparition de nouvelles réactions exothermiques. L'absence de détection d'un tel comportement par les thermocouples TC4 et TC5 tend également à montrer qu'une certaine température (supérieure à 250 °C) est requise pour permettre l'activation de ces réactions.

Afin d'évaluer l'impact de ces instabilités en termes de rendement massique, 4 prélèvements (d'une heure chacun) ont été effectués pendant cet essai. La valeur de rendement mesurée à partir de ces prélèvements est de $90,9 \pm 2,7$ %. Bien que ces valeurs soient en accord avec le rendement calculé lors de l'essai TFT8 (88,7 %), il apparaît que les

instabilités dues aux réactions exothermiques ont une incidence non négligeable sur le rendement du procédé.

II.3. Conclusions de l'étude expérimentale

Différents essais de torréfaction ont été menés avec succès dans le four tournant pilote. Ils ont permis d'évaluer l'influence de la température de consigne et du temps de séjour sur le profil de température de la charge et sur la perte de masse des plaquettes. Les tendances observées sont en accord avec celles présentées dans la littérature. Il a été démontré que des réactions exothermiques s'établissent lorsque la température de torréfaction est élevée, même pour les faibles temps de séjour. Le taux de remplissage a également un impact important sur la température atteinte par la charge et donc sur le rendement massique du procédé. La prédiction du rendement nécessite par conséquent la prise en compte simultanée de ces différents paramètres mais également de leurs interactions : c'est l'objectif attribué au modèle numérique. A ce stade, une base de données expérimentales est disponible pour comparaison aux résultats des simulations.

III. Validation et évaluation du modèle numérique

III.1. Résultats du modèle de torréfaction en four tournant

Comme expliqué précédemment (§I.3), les rendements des essais présentés dans le **Tableau 25** ont servi de base à l'ajustement des chaleurs de réactions. Les valeurs ainsi déterminées sont :

- $\Delta H_{MV} = 80,23 \text{ kJ/kg}$
- $\Delta H_S = -2,01 \text{ kJ/kg}$

Ces valeurs sont faibles mais se situent dans les gammes identifiées dans la littérature. La chaleur de réaction associée à la formation du solide est quasiment nulle, ce qui implique que les réactions associées sont très faiblement exothermiques. Il est proposé ici d'évaluer l'influence de ces chaleurs sur le rendement calculé.

III.1.1. Rendements massiques et profils de température

La **Figure 84** représente la comparaison des rendements expérimentaux avec les rendements calculés, d'une part, sans chaleur de réaction et, d'autre part, avec les chaleurs de réactions ajustées.

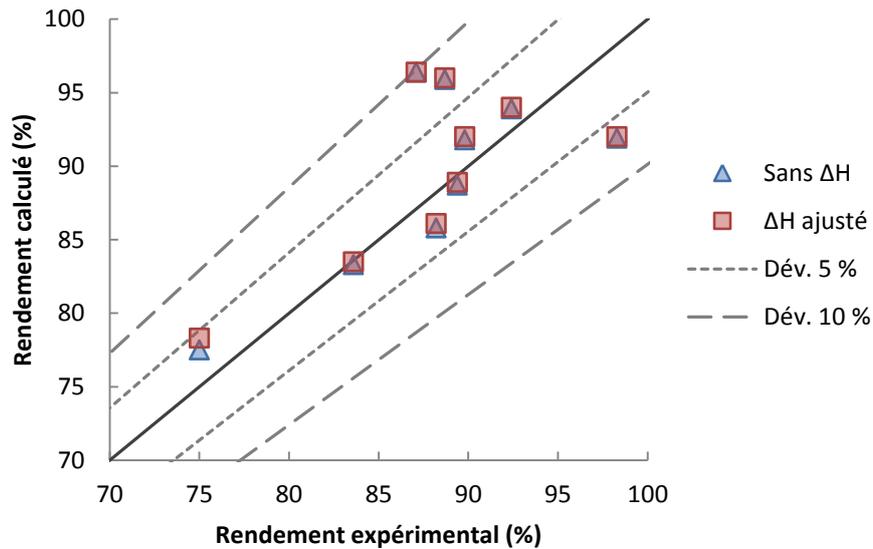


Figure 84 : Rendements expérimentaux et rendements calculés par le modèle avec et sans chaleur de réaction.

Il apparaît que l'ajout des chaleurs de réaction préalablement identifiées n'a quasiment pas d'impact sur les rendements matière calculés puisqu'ils diffèrent de quelques dixièmes de points avec les simulations sans chaleur de réaction. Ce résultat peut s'expliquer par la faible intensité des phénomènes exothermiques observés expérimentalement. En effet, la précision du modèle établi dans ces travaux n'est probablement pas suffisante pour estimer correctement des chaleurs de réaction provoquant de faibles augmentations de la température de la charge. Par la suite, les chaleurs de réaction seront donc négligées. De ce fait, en l'état actuel, le modèle développé ne permettra pas la prédiction des emballements thermiques.

Les résultats du modèle présentent tous une déviation inférieure à 10 % par rapport aux résultats expérimentaux. Les deux tiers des résultats présentent même une déviation inférieure à 5 %.

Deux cas peuvent ainsi être différenciés :

- Les essais à fort débit de bois présentant une déviation située entre 5 et 10 % par rapport aux résultats expérimentaux,
- Les essais à faible débit de bois présentant une déviation inférieure à 5 %.

Les profils de température calculés sont présentés **Figure 85** pour chacun de ces cas. Les essais TFT3 et TFT4 ont été choisis car ils ont été menés avec des paramètres opératoires identiques, hormis le débit d'alimentation.

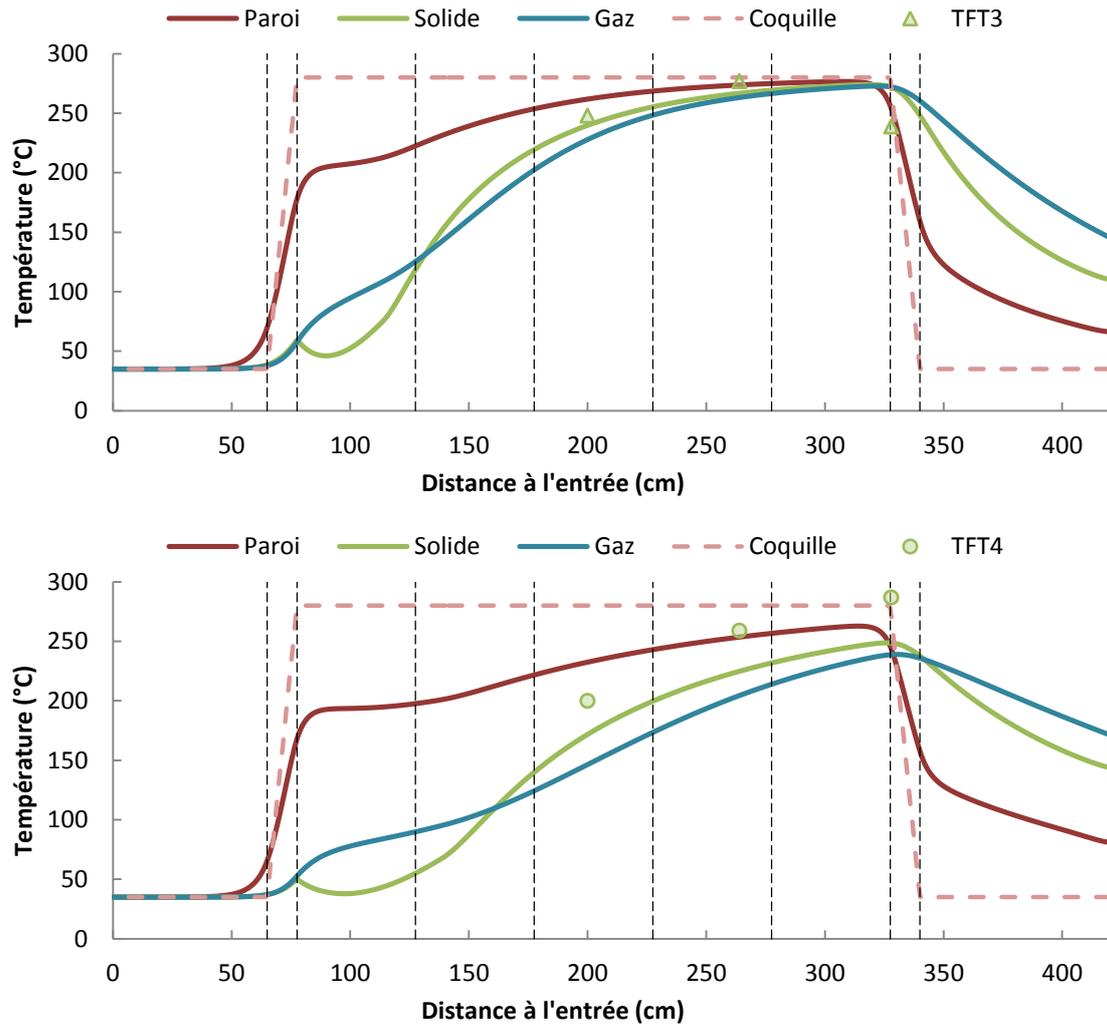


Figure 85 : Comparaison des profils de température calculés par le modèle avec les relevés de température expérimentaux pour un essai à faible débit (TFT3) et un essai à fort débit (TFT4).

Le profil de température du solide, calculé dans le cas de l'essai **TFT3**, représente correctement la température mesurée expérimentalement dans les zones de chauffe 3 et 4. En sortie de zone 5, le refroidissement n'est pas prédit. Cet écart à la réalité avait déjà été identifié lors de l'établissement du modèle de transferts thermiques. Il est dû à une mauvaise connaissance du profil de température réel de la coquille chauffante. La température maximale prédite pour cet essai est de 274 °C contre une température mesurée maximale de 277 °C. Le modèle prédit un rendement de 88,9 % alors que le rendement expérimental est de 89,4 %. Il faut noter que les écarts entre les températures maximales prédites et mesurées sont inférieurs à 12 °C pour tous les essais où le rendement est correctement estimé. Cependant, pour l'essai TFT1, le rendement est sous-estimé (92,0 % contre un rendement expérimental de 98,3 %) alors que le profil de température calculé est en accord avec les relevés de température expérimentaux.

En l'absence de données expérimentales, les profils de température de la paroi et de la phase gaz ne peuvent être validés. Ces profils sont similaires à ceux observés après implémentation du modèle de séchage (voir **Chapitre 3 §III.2.4**).

Pour l'**essai TFT4**, la température de la phase solide est très largement sous-estimée, avec un décalage de 30 à 40 °C par rapport aux températures expérimentales. En conséquence, le rendement massique est fortement surestimé : 96,4 % pour une valeur expérimentale de 87,1 %. Pour expliquer un tel écart, il est proposé de s'intéresser aux puissances échangées entre l'installation et le solide.

III.1.2. Puissance thermique échangée entre le lit de plaquettes et l'installation

Lors des essais de torréfaction, la puissance électrique consommée par les résistances de chaque zone de chauffe a été enregistrée. Les valeurs sont ensuite moyennées sur une période d'une heure. Des « blancs » ont été réalisés pour prendre en compte la puissance consommée pour compenser les pertes et chauffer le gaz. Pendant ces blancs, les débits d'azote sont identiques à ceux utilisés pendant les essais de torréfaction, mais le cylindre n'est pas alimenté en plaquettes. Les puissances mesurées pendant ces blancs peuvent ensuite être soustraites aux valeurs enregistrées au cours des essais de torréfaction. Un exemple est présenté **Figure 86**.

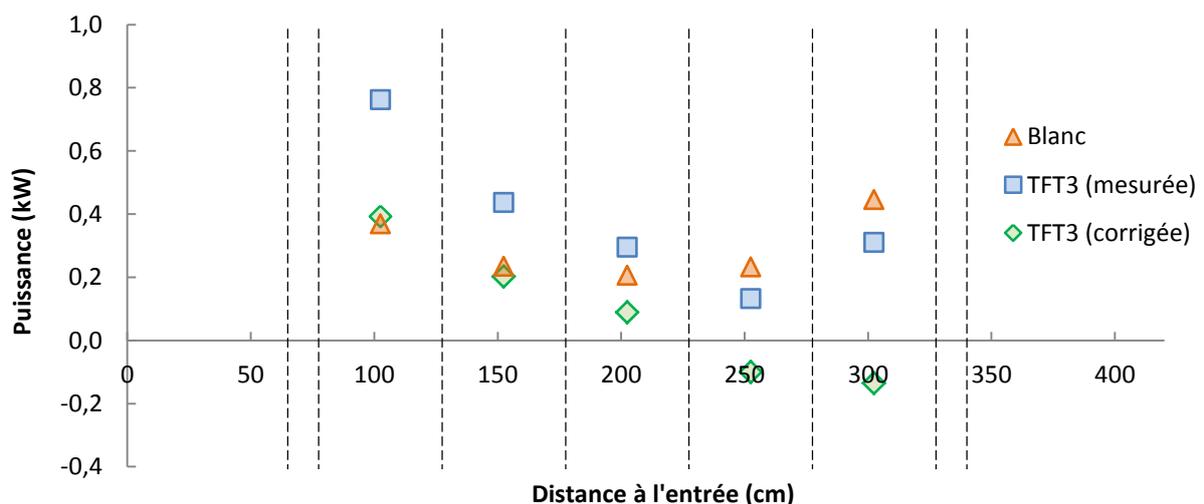


Figure 86 : Puissance délivrée par les résistances lors d'un blanc, lors de l'essai TFT3 et valeurs corrigées pour l'essai TFT3.

La puissance consommée pendant le blanc est plus élevée dans les zones de chauffe 1 et 5 que dans les zones 2 à 4. Ceci permet de compenser les pertes thermiques aux extrémités du

four. Il apparaît également que la puissance de fonctionnement du four à vide représente plus de la moitié de la puissance consommée pendant l'essai de torréfaction. Cette puissance est utilisée pour chauffer l'installation et le gaz de balayage. L'observation de la puissance corrigée de l'essai TFT3 révèle que, dans les zones 4 et 5, le solide cède de l'énergie à l'installation.

Ces observations peuvent être comparées aux valeurs renvoyées par le modèle. Pour cela, la puissance fournie par l'installation au solide est assimilée au flux échangé avec le solide par rayonnement ϕ_s^r (l'apport du gaz au terme de rayonnement est négligé) et par contact paroi/solide $h_{ps}^c S_{pc} (T_p - T_s)$. Les résultats sont présentés **Figure 87**.

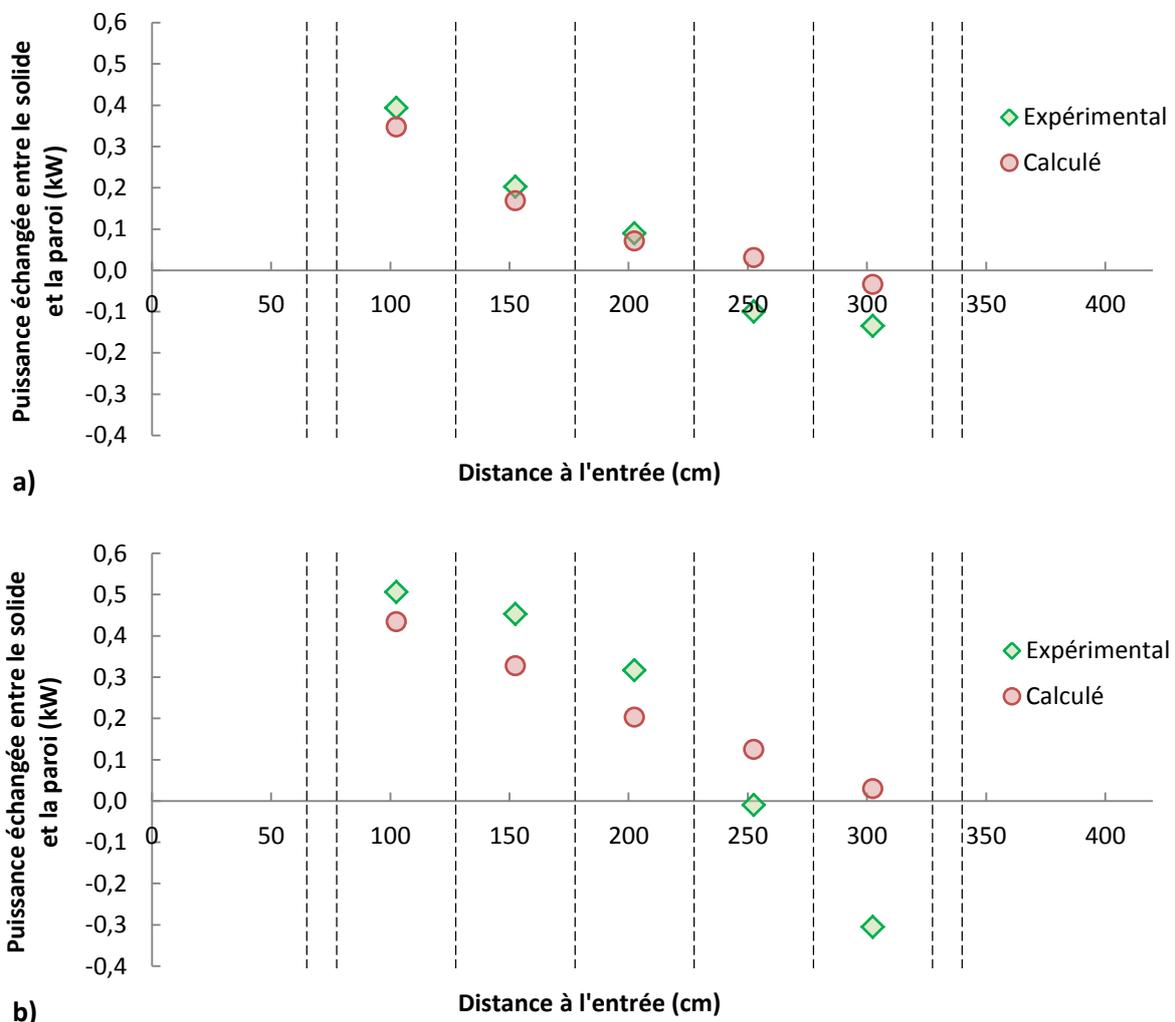


Figure 87 : Profils de puissance expérimentaux et calculés pour les essais a) TFT3 à faible débit de bois et b) TFT4 à fort débit de bois.

Lorsque le **débit d'alimentation est faible** (essai TFT3), l'estimation de la puissance échangée entre le lit de plaquettes et la paroi est correcte pour les zones de chauffe 1 à 3.

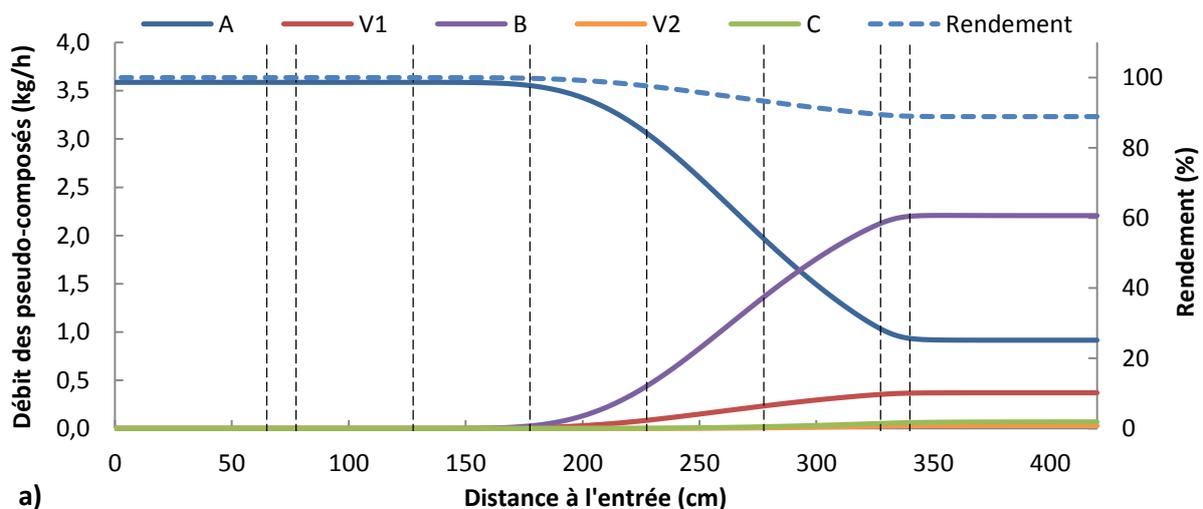
Ceci correspond à la montée en température de la charge. Pour les zones 4 et 5, où le solide cède de la chaleur à l'installation, le modèle thermique est moins satisfaisant. Là encore, la mauvaise prise en compte des pertes en sortie de four justifie cette observation.

Lorsque le **débit d'alimentation est élevé** (essai TFT4), un écart conséquent entre les puissances mesurée et prédite est visible dès les premières zones de chauffe. Ceci explique que la montée en température prédite par le modèle est faible par rapport à celle observée expérimentalement.

Ceci met donc en évidence une limitation importante du modèle de transferts thermiques : sous sa forme actuelle, il ne permet pas de prédire précisément la montée en température de la charge lorsque le débit d'alimentation est important. Cependant, ce modèle ayant été validé à basse température (160 °C), son amélioration nécessiterait des expérimentations à des températures plus élevées. Dans le cas du bois, ceci reste incompatible avec l'absence de réactions chimiques. Il faudrait donc passer par l'intermédiaire d'un matériau inerte aux caractéristiques proches de celles des plaquettes.

III.1.3. Production des différents pseudo-composés du modèle

Il est proposé ici d'identifier la zone de dégradation thermique du bois. Pour cela, l'évolution de la production des différents pseudo-composés du modèle (voir **Chapitre 3 §IV.2.1**) est présentée **Figure 88** pour un essai à 280 °C (TFT3) et un essai à 300 °C (TFT6). L'évolution du rendement en solide a également été tracée.



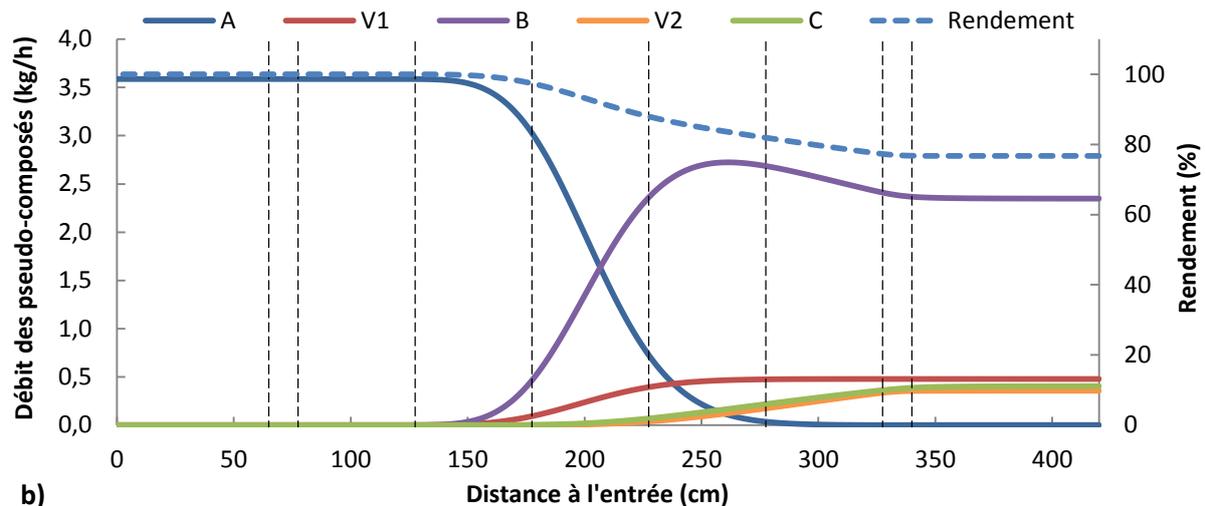


Figure 88 : Évolution des débits de pseudo-composés et du rendement massique le long du four pour les essais a) TFT3 et b) TFT6.

Lors de l'**essai TFT3**, la décomposition du pseudo-composé A débute à la fin de la deuxième zone de chauffe. Comme attendu, la production du composé B est largement majoritaire. La production des matières volatiles V_1 , et donc la perte de masse du solide, n'intervient qu'au milieu de la deuxième zone de chauffe. Ceci signifie que la moitié du four est utilisée pour le séchage et la montée en température de la charge. Lors de cet essai, la température est insuffisante pour permettre aux réactions de la deuxième étape du modèle cinétique de s'établir. Les productions des pseudo-composés C et V_2 sont donc quasi-inexistantes. L'arrêt de l'apport de chaleur à la sortie du four stoppe brutalement les réactions.

Dans le cas de l'**essai TFT6**, la montée en température plus rapide permet un début de torréfaction dès la deuxième zone de chauffe. Seul un tiers du four est donc utilisé pour sécher et chauffer la matière. La production de matières volatiles V_1 est légèrement plus importante que lors de l'essai à 280 °C mais la perte de masse plus importante provient principalement des réactions qui consomment le pseudo-composé B. Ces réactions interviennent principalement dans les zones de chauffe 4 et 5.

Ces résultats sont cohérents avec ceux présentés lors de l'établissement du modèle en ATG. Il est cependant difficile de conclure sur la validité de l'intégration d'un modèle établi en régime chimique intrinsèque dans un modèle de torréfaction de plaquettes de bois à l'échelle pilote. L'étude des temps caractéristiques présentée en annexe tend cependant à montrer que cette approximation est acceptable pour les plaquettes utilisées dans cette étude. Si les plaquettes étaient de plus grande taille, il faudrait prendre en compte la conduction intraparticulaire.

III.2. Analyse de sensibilité du modèle aux paramètres

III.2.1. Principe de la méthode

L'analyse de sensibilité a pour objectif de déterminer l'impact d'une variation des paramètres sur les réponses du modèle. Une telle démarche permet ainsi de hiérarchiser les paramètres par ordre d'influence. Dans cette étude, deux types de paramètres ont été analysés :

- Les paramètres opératoires du procédé,
- Les données du modèle : cela permettra d'identifier celles dont une connaissance précise est indispensable à la modélisation et qui pourraient permettre une amélioration des capacités prédictives du modèle.

Pour réaliser l'étude paramétrique, il est tout d'abord nécessaire de déterminer une simulation de référence. La simulation de l'essai TFT3 a été choisie car elle a montré une bonne représentation des résultats expérimentaux et a été menée à une température située au milieu du domaine d'étude.

Si β est le paramètre étudié et G la réponse du modèle, le coefficient de sensibilité SG_{β} de la réponse du modèle à β est défini suivant l'Équation 95.

$$SG_{\beta} = \frac{\partial G(\beta)}{\partial \beta} \quad \text{Équation 95}$$

Pour réaliser ce calcul, la méthode de la perturbation centrée a été utilisée. La réponse du modèle est calculée après avoir perturbé positivement ($+\delta\beta$), puis négativement ($-\delta\beta$) le paramètre β . Le coefficient de sensibilité peut alors être calculé par la formule :

$$SG_{\beta} = \frac{G(\beta + \delta\beta) - G(\beta - \delta\beta)}{2\delta\beta} \quad \text{Équation 96}$$

Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus pour les différents paramètres, le coefficient de sensibilité réduit SG'_{β} est ensuite calculé :

$$SG'_{\beta} = \beta \times SG_{\beta} \quad \text{Équation 97}$$

Le coefficient de sensibilité réduit a la même dimension que la réponse du modèle.

Les réponses du modèle dont la sensibilité a été étudiée ici sont la température du lit de plaquettes et le rendement en solide le long du cylindre. Les paramètres dont l'influence a été évaluée sont :

- Paramètres opératoires : T_{cons} , \dot{Q} , X_{ini} , α , ω , \dot{Q}_{v,N_2} .
- Données du modèles : $C_{p,s}$, D_p , β , ε_s , ε_{lit} , λ_s , $C_{p,g}$, E_{av1} , E_{aB} , E_{av2} , E_{aC} , A_{v1} , A_B , A_{v2} , A_C , h_{PS} , h_{GS} , h_{GP} .

Il a été décidé d'appliquer une perturbation de $\pm 10\%$ ($\delta=0,1$) à chacun de ces paramètres.

La sensibilité des résultats aux chaleurs de réaction n'a pas été étudiée faute de valeurs de départ fiables. Il est cependant probable que ces grandeurs auraient un impact important sur le modèle appliqué à un four tournant à l'échelle industrielle

III.2.2. Sensibilité de la température du lit de plaquettes

Les coefficients de sensibilité réduits de la température, calculés le long du cylindre, sont présentés **Figure 89**. Afin d'améliorer la lisibilité, seuls les plus importants sont représentés.

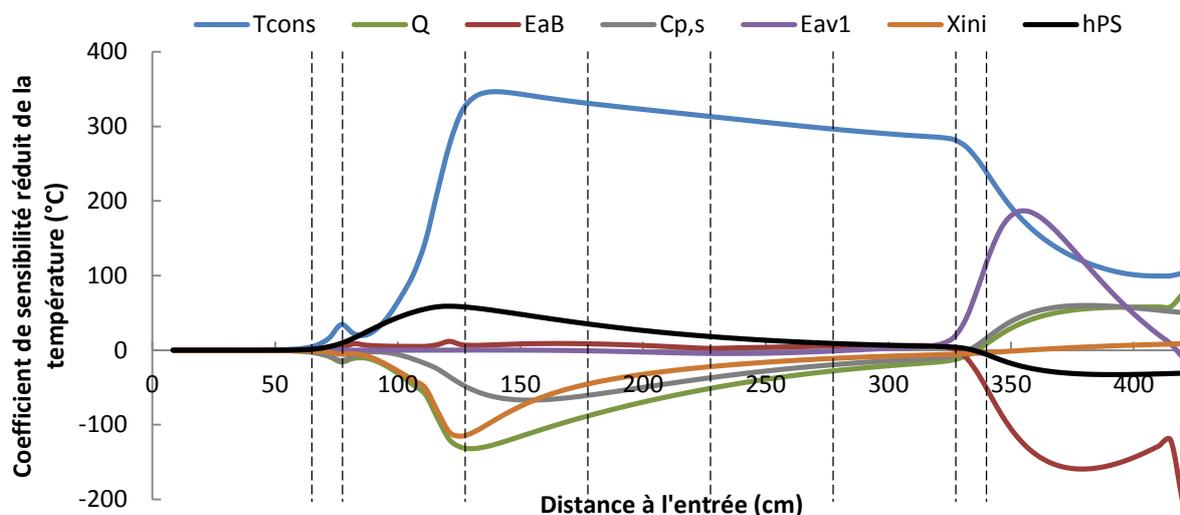


Figure 89 : Évolution des coefficients de sensibilité réduits de la température.

Comme attendu, le paramètre influençant le plus la température de la charge est la température de consigne : une augmentation de la température de consigne provoque une augmentation de la température du lit de plaquettes. Les coefficients de sensibilité réduits associés au débit de solide \dot{Q} et à la teneur en eau initiale de la biomasse X_{ini} sont négatifs. Ceci signifie que l'augmentation de ces paramètres conduit à une diminution de la température du lit de plaquettes. En effet, lorsque ces paramètres augmentent, il y a plus de

matière à chauffer et plus d'eau à évaporer. Cela se traduit par une diminution de la température atteinte par le produit, en particulier dans les premières zones de chauffe.

Le coefficient de sensibilité réduit associé au coefficient d'échange h_{ps} est non négligeable, ce qui confirme la nécessité de trouver une expression précise pour ce coefficient. Il en est de même pour la capacité calorifique à pression constante du bois $C_{p,s}$.

Enfin, les paramètres cinétiques E_{aB} et E_{av1} conditionnent la quantité de solide dégradé et donc l'inertie de la charge en sortie des zones de chauffe. Ceci explique l'allure des courbes associées à ces deux paramètres.

Afin de comparer rapidement les influences respectives d'un plus grand nombre de paramètres, il est proposé de calculer un coefficient de sensibilité réduit moyen \overline{SG}'_{β} . Ce coefficient, représentant l'influence du paramètre sur toute la longueur du cylindre, est calculé suivant l'Équation 98.

$$\overline{SG}'_{\beta} = \frac{1}{L} \int_0^L |SG'_{\beta}| dL \quad \text{Équation 98}$$

Les valeurs de ce coefficient sont présentées **Figure 90**.

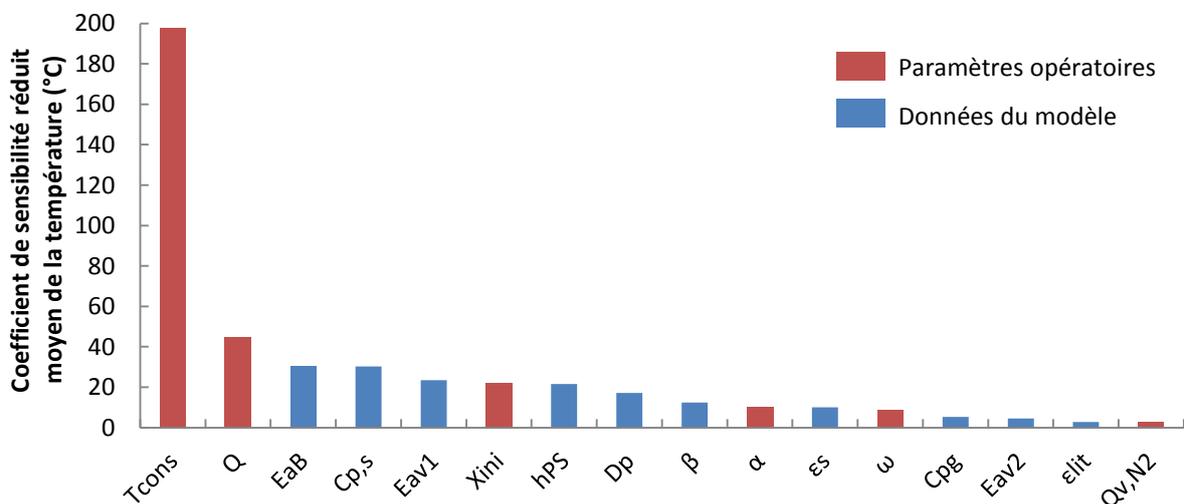


Figure 90 : Coefficients de sensibilité réduits moyens de la température.

Un tel graphique permet de confirmer les observations réalisées sur la **Figure 89** mais également de quantifier l'impact d'autres paramètres. Il apparaît notamment que les caractéristiques du solide (D_p et β) ont une influence plus importante que l'inclinaison du cylindre α ou que sa vitesse de rotation ω . Le débit d'azote a très peu d'impact sur la température du lit. Il faut cependant nuancer ces conclusions en rappelant que ces résultats

ont été obtenus avec de faibles variations des paramètres autour du point de référence choisi.

III.2.3. Sensibilité du rendement en solide

Les résultats de l'analyse de sensibilité du rendement sont présentés **Figure 91** sous la forme réduite et sous la forme réduite moyennée.

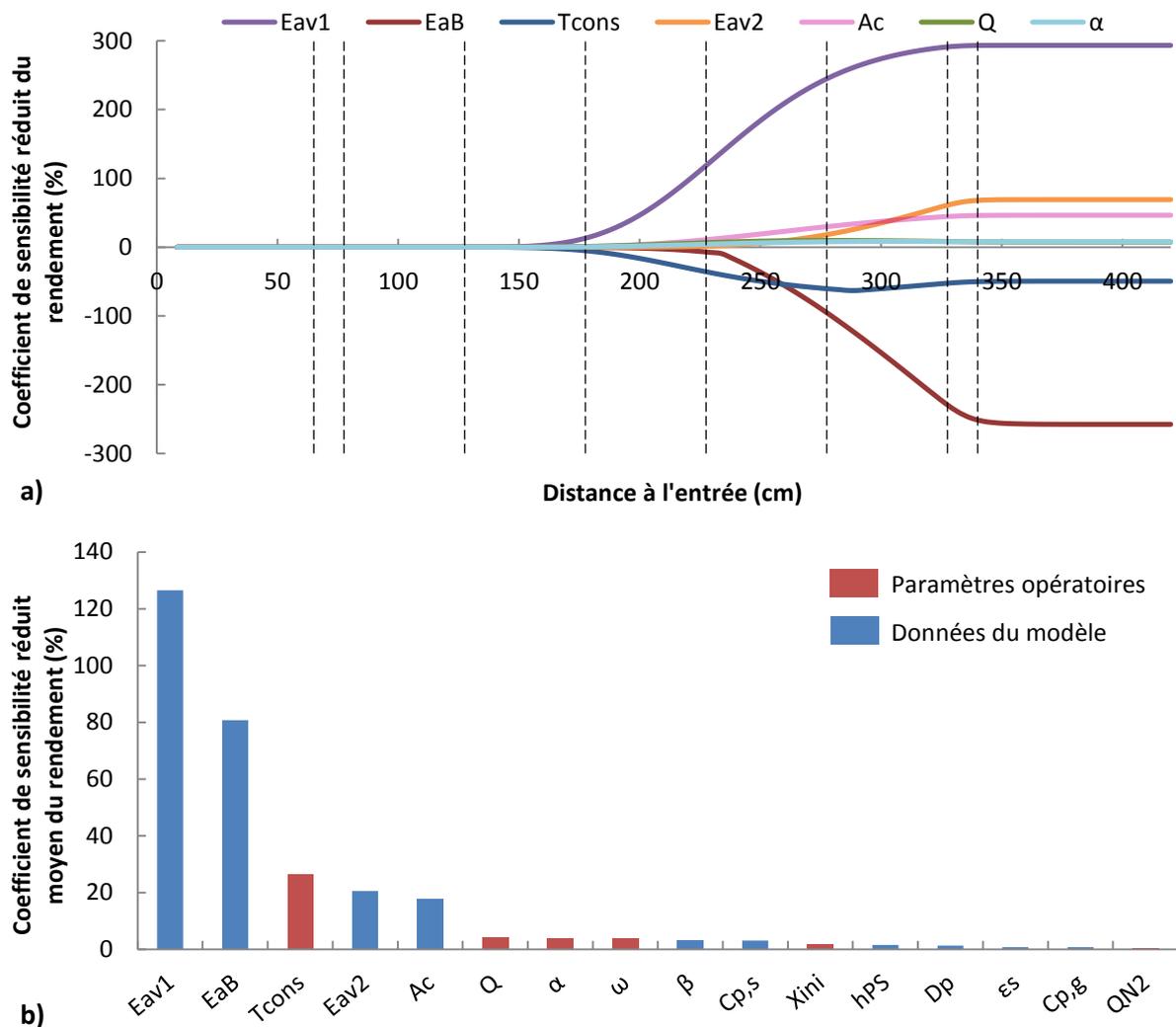


Figure 91 : a) Coefficients de sensibilité réduits et b) coefficients de sensibilité réduits moyens du rendement.

Les paramètres les plus influents sont les énergies d'activation de la première étape du modèle cinétique et la température de consigne du four. Lorsque E_{av1} augmente, la réaction de production des matières volatiles s'établit à plus haute température, ce qui implique une augmentation du rendement en solide. A contrario, lorsque E_{aB} augmente, le composé B est produit en plus faible quantité. Il y a donc plus de composé A pour former des matières volatiles, ce qui mène à une diminution du rendement en solide.

La diminution du rendement avec l'augmentation de la température de consigne était attendue et est la conséquence directe de l'augmentation de la température de la charge.

L'impact de E_{av2} n'est visible que dans la dernière zone de chauffe car la réaction de production de matières volatiles V_2 intervient aux températures les plus élevées et seulement lorsque le composé B a été produit. Enfin, les courbes correspondant à Q et α sont confondues et leur influence est limitée en comparaison avec les autres paramètres qui viennent d'être évoqués.

La **Figure 91b** montre que les paramètres les plus influents, hormis les constantes cinétiques, sont les paramètres opératoires du four. Viennent ensuite les propriétés du solide (β , $C_{p,s}$) et le coefficient de transfert paroi/solide h_{ps} . Ceci démontre la forte dépendance du rendement du procédé aux propriétés du produit à traiter.

III.3. Bilan énergétique du procédé

Le modèle développé donne accès à des données non disponibles expérimentalement. C'est notamment le cas de la consommation énergétique du procédé présentée dans cette partie.

III.3.1. Consommation des différentes étapes du procédé

Le modèle développé permet d'estimer la consommation des différentes étapes du procédé :

- échauffement du solide (solide sec + eau liquide),
- évaporation de l'eau,
- chauffe du gaz (azote + matières volatiles + vapeur d'eau),

Il a été constaté que la répartition des consommations dans ces étapes varie peu suivant les essais. La **Figure 92** présente la répartition pour l'essai TFT3.

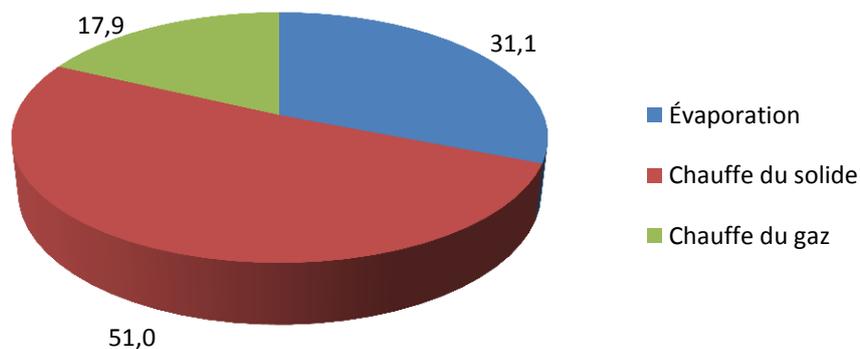


Figure 92 : Consommation (en %) des différentes étapes du procédé d'après la simulation de l'essai TFT3.

Dans tous les cas, la chauffe des plaquettes est l'étape la plus énergivore et représente environ 50 % de l'énergie consommée. La quantité d'énergie nécessaire à l'évaporation de l'eau est également importante malgré la faible teneur en eau initiale de la biomasse utilisée ici. L'énergie nécessaire à la chauffe du gaz n'est pas non plus négligeable (15-20 %). En effet, malgré le faible débit d'azote, la vapeur d'eau et les matières volatiles qui constituent la phase gaz font que la masse totale de gaz à chauffer est importante.

Ainsi, la maîtrise de la consommation énergétique du procédé doit être basée sur la limitation des débits de gaz utilisés et sur l'alimentation du four avec une biomasse à faible teneur en eau.

III.3.2. Consommation énergétique et pertes du four tournant

Comme présenté précédemment il est possible de calculer, avec le modèle, la puissance thermique reçue par le solide. Il est également possible de calculer la puissance thermique totale consommée par l'installation. Celle-ci correspond à la puissance échangée entre la coquille chauffante et le cylindre par convection et par rayonnement (voir l'Équation 57 du Chapitre 3). En ramenant ces puissances au débit de biomasse sèche, l'énergie spécifique nécessaire au traitement de la matière (séchage, chauffe et torréfaction) peut être calculée. Les résultats sont présentés **Figure 93** en fonction du rendement massique du procédé.

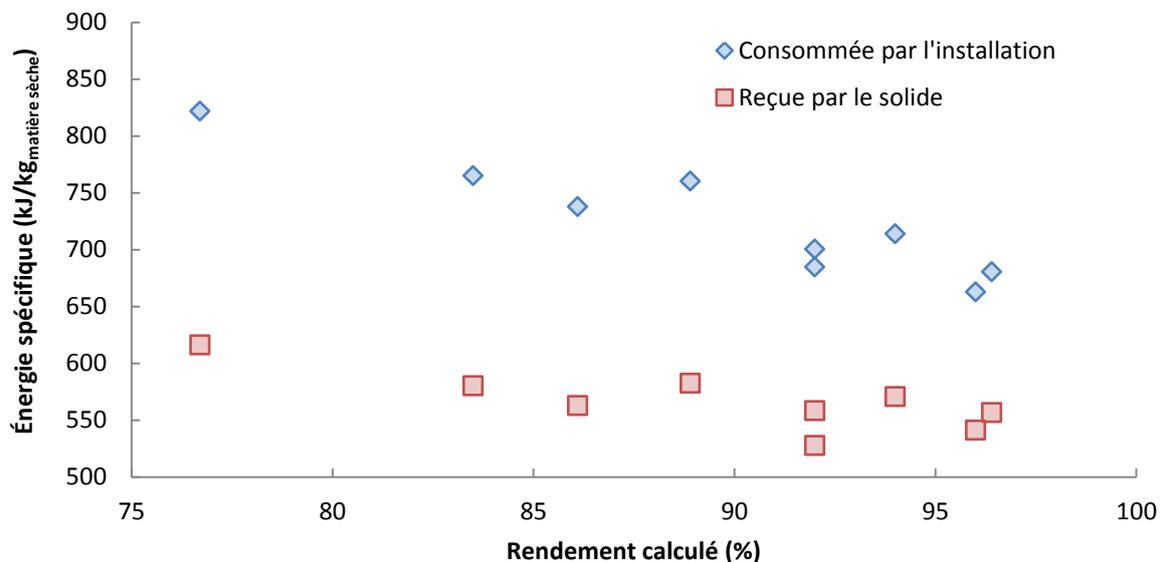


Figure 93 : Energie consommée par le solide et par l'installation en fonction du rendement calculé par le modèle.

Plus la torréfaction est sévère (plus le rendement est bas), et plus l'énergie consommée est importante. Ceci est dû à l'énergie supplémentaire utilisée pour élever la température de la

charge de manière plus importante. L'énergie consommée par l'installation est plus élevée que l'énergie réellement apportée au solide car elle prend en compte l'énergie fournie à la phase gaz et les pertes par la paroi du cylindre dans les zones non chauffées.

Il apparaît que l'ensemble de ces pertes représentent entre 18 et 25 % de l'énergie totale du procédé. Il faut également noter que ces pertes augmentent sensiblement lorsque le rendement massique diminue. Industriellement, ces pertes seraient fortement réduites du fait du facteur d'échelle et éventuellement par récupération de la chaleur des gaz (chaleurs latente et sensible).

IV. Conclusions

Dans ce chapitre, des **essais de torréfaction** en four tournant ont été présentés. L'influence des paramètres opératoires sur la température de la charge ainsi que sur le rendement massique de la torréfaction a ainsi pu être observée. Si les effets de la température et du temps de séjour avaient déjà été identifiés, le fort impact du taux de remplissage n'avait pas été rapporté. Il a notamment été montré qu'un taux de remplissage important favorise l'apparition de réactions exothermiques. Les hypothèses pour expliquer ce phénomène sont basées sur des transferts de chaleur et/ou de matière limités. D'une part, l'évacuation insuffisante de la chaleur produite par les réactions provoquerait une montée en température de la charge. D'autre part, l'évacuation insuffisante des matières volatiles produites augmenterait le temps de contact de ces matières avec les plaquettes torréfiées menant à l'établissement de réactions exothermiques supplémentaires. Mal maîtrisées, notamment dans un four à plus grande échelle, ces réactions pourraient conduire à un emballement thermique du lit de plaquettes.

Le **modèle de torréfaction en four tournant** a été utilisé pour évaluer les chaleurs de torréfaction. Les résultats de cet ajustement se sont avérés infructueux, ce qui est probablement dû à la faible intensité des phénomènes exothermiques observés, en comparaison avec les incertitudes liées à l'établissement du modèle.

En négligeant ces chaleurs de réaction, les résultats de simulation de la torréfaction en four tournant ont montré un bon accord avec les résultats expérimentaux dans le cas des **essais à faible débit d'alimentation** en plaquettes. L'écart relatif entre les rendements expérimentaux et calculés est alors inférieur à 5 %. Les profils de température prédits par le

modèle concordent également avec les mesures expérimentales. Cependant, l'élévation de la température de la charge au-delà de la température de consigne ainsi que le refroidissement en fin de zone de chauffe ne sont pas prédits. Dans le cas des **essais à fort débit d'alimentation**, la montée en température du lit de plaquettes est largement sous-estimée. Par comparaison expérience/modèle, les puissances échangées avec le lit de particules ont permis d'expliquer cet écart. En effet, lorsque le débit est élevé, la puissance échangée avec la charge est sous-estimée. La cause de la mauvaise estimation du profil de température peut donc être attribuée à un coefficient d'échange paroi/solide peu adapté à ces conditions. D'autres incertitudes, liées aux hypothèses du modèle, pourraient également contribuer à la mauvaise estimation de la montée en température des plaquettes. En effet, si l'hypothèse de température homogène dans une section du lit paraît acceptable lorsque le débit d'alimentation (et donc le taux de remplissage) est faible, il est probable que de forts gradients de température apparaissent lorsque le débit d'alimentation est élevé. De même, pour les débits d'alimentation élevés, les phénomènes de condensation à l'entrée du cylindre sont importants et pourraient influencer de manière significative la montée en température du lit de plaquettes.

Une **analyse paramétrique** a permis d'identifier les paramètres les plus influents du modèle et ainsi de dégager de potentielles voies d'amélioration. Les paramètres cinétiques, en particulier, influencent de manière conséquente l'évolution du rendement le long du four, mais également la température atteinte par la charge. Les propriétés du solide, ainsi que les valeurs du coefficient d'échange paroi-solide, ont également un impact non négligeable sur les résultats du modèle. Enfin, un **bilan énergétique** a pu être réalisé à partir du modèle. Ce bilan a montré l'importance de la consommation énergétique des phases de chauffe et de séchage du bois. L'énergie spécifique du procédé varie de 500 à 650 kJ/kg_{matière sèche}. Ces valeurs pourront être comparées aux valeurs de gain d'énergie de broyage qui découleront de l'analyse des bois torréfiés produits.