
Modélisation des cinétiques de torréfaction

Le modèle de torréfaction en four tournant a pour objectif de prédire la perte de masse des plaquettes de bois au cours du traitement ce qui rend nécessaire l'évaluation des cinétiques de décomposition thermique du matériau. Pour cela, des expériences de torréfaction en thermo-balance ont été réalisées et les résultats obtenus ont permis l'identification des constantes cinétiques du modèle de Di-Blasi & Lanzetta présenté dans l'état de l'art.

IV.1. Etude thermogravimétrique

L'objectif de l'étude thermogravimétrique est d'évaluer l'impact de la température et de la durée de torréfaction sur la perte de masse d'un échantillon.

IV.1.1. Matériel et méthode utilisés

Le matériau utilisé pour cette étude est constitué de plaquettes séchées en étuve à 105 °C puis broyées finement à l'aide d'un cryobroyeur.

La thermo-balance (ou ATG) utilisée est une TG-ATD 92 (Setaram®, Caluire, France). Une masse de $30,6 \pm 1,0$ mg (pesée à 0,01 mg près) de bois est introduite dans un creuset en platine. Ce creuset est placé dans l'ATG qui, une fois fermée, est balayée avec de l'azote (2 NL/h) pour maintenir une atmosphère inerte et évacuer les matières volatiles. Un profil de température, présenté **Figure 68**, est alors imposé à l'échantillon et l'évolution de la masse du creuset est mesurée.

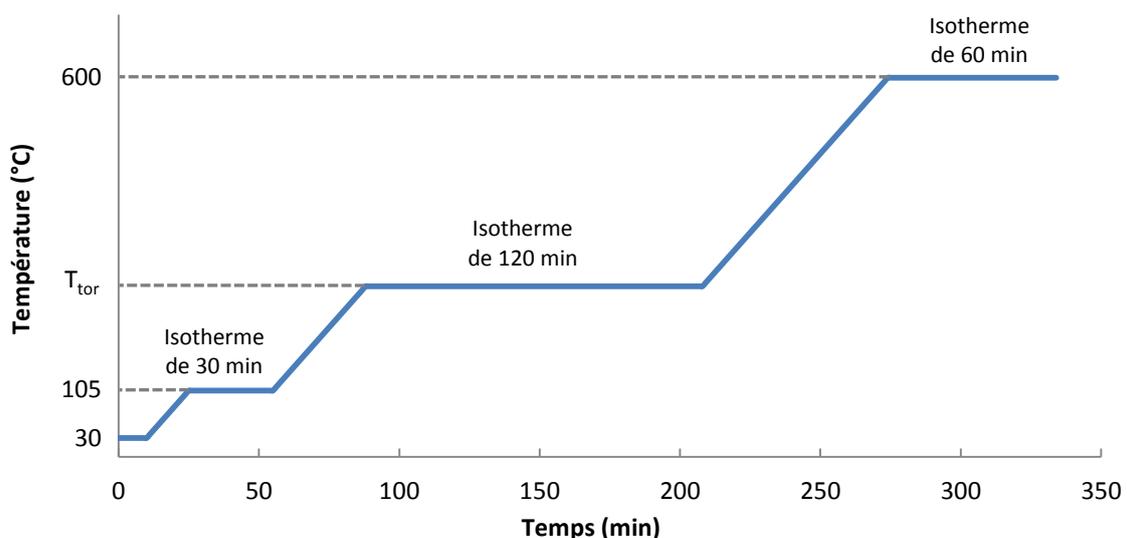


Figure 68 : Profil de température appliqué à la biomasse lors des essais en ATG.

Après stabilisation à 30 °C, la température augmente jusqu'à 105 °C. Un palier de 30 min à cette température permet l'évaporation de l'humidité résiduelle de la biomasse. Une nouvelle rampe de température est alors appliquée jusqu'à la température de torréfaction T_{tor} . A cette température, un nouveau palier est réalisé pendant 120 min. Pour finir, l'échantillon est porté à 600 °C avant d'être ramené à température ambiante.

Les paramètres de l'ensemble des essais sont rassemblés dans le **Tableau 19**.

Tableau 19 : Paramètres des essais ATG.

Essai	CIN1	CIN2	CIN3	CIN4	CIN5	CIN6	CIN7
Température T_{tor} (°C)	250	250	270	270	290	290	310
Vitesse de chauffe (°C/min)	5	5	5	5	5	15	5
Masse initiale (mg)	30,62	29,05	9,55	31,45	30,19	31,84	31,84

Quatre températures T_{tor} ont été étudiées afin de couvrir le domaine de la torréfaction. Les essais CIN1 et CIN2, réalisés dans des conditions identiques, seront utilisés pour évaluer la répétabilité. Les essais CIN3 et CIN4 permettront l'étude de l'influence de la masse initiale, et les essais CIN5 et CIN6 l'effet de la vitesse de chauffe. Pour chaque essai, un blanc (sans échantillon) a été réalisé pour prendre en compte l'influence de la montée en température de l'installation sur la masse mesurée. Les valeurs présentées sont les valeurs corrigées.

Le résultat brut obtenu pour l'essai CIN3 est présenté **Figure 69**.

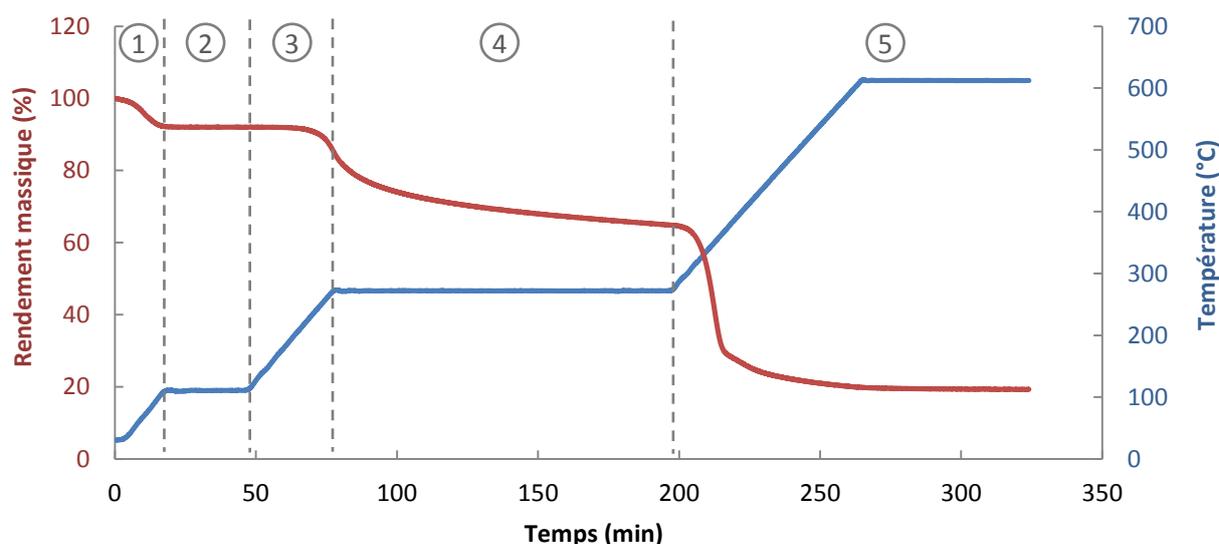


Figure 69 : Évolution de la température de l'échantillon et du rendement massique au cours de l'essai CIN3.

Le séchage semble achevé à la fin de la première montée en température (**zone 1**) ; l'évolution du rendement massique est très limitée lors du palier à 105 °C (**zone 2**). Le rendement massique à la fin de ce palier est appelé $\eta_{séchage}$ et vaut en moyenne $91,3 \pm 0,4 \%$ sur l'ensemble des essais. La perte de masse due à la dégradation thermique commence ensuite dans la **zone 3** mais ne devient significative que lorsque la température atteint environ 200 °C. La dégradation se poursuit dans la **zone 4** et la perte de masse est encore significative à la fin des 120 min de palier. La **zone 5** correspond à une phase de pyrolyse de la biomasse torréfiée ; la perte de masse a lieu principalement au cours de la montée en température.

Pour l'étude des cinétiques de torréfaction, seules les zones 1 à 4 sont conservées. Le rendement massique sur sec η (en %) est calculé suivant l'Équation 82.

$$\begin{cases} \eta = 100 \% & \text{pour les zones 1 et 2} \\ \eta = \frac{\eta_{brut}}{\eta_{séchage}} \times 100 & \text{pour les zones 3 et 4} \end{cases} \quad \text{Équation 82}$$

Où η_{brut} est le rendement sur base humide mesuré expérimentalement (en %).

IV.1.2. Résultats expérimentaux

Les résultats des essais CIN1, CIN2, CIN3 et CIN4 sont représentés **Figure 70**.

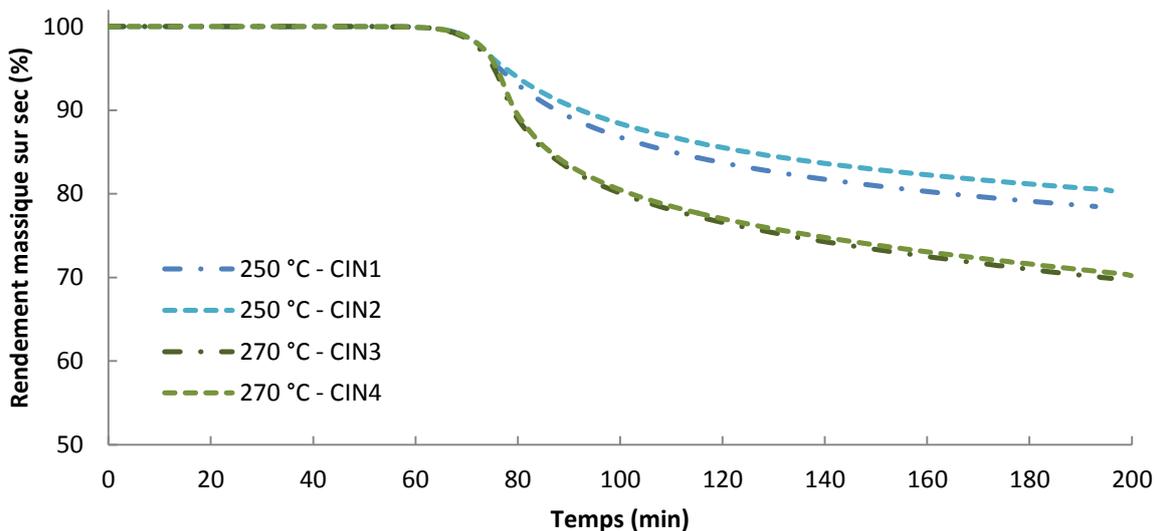


Figure 70 : Évaluation de la répétabilité des expériences et validation du régime cinétique.

Les deux échantillons traités à 250 °C (CIN1 et CIN2) présentent en fin de palier une différence de rendement de 2 %, ce qui correspond à une incertitude relative de 2,5 %. La répétabilité des essais est donc bonne.

Pour les deux essais à 270 °C (CIN3 et CIN4), les rendements diffèrent seulement de 0,7 % en fin de palier, soit une erreur relative de 1 %. La masse initialement introduite dans le creuset (9,55 et 31,45 mg pour les essais CIN3 et CIN4 respectivement) n'a donc pas d'influence significative sur les courbes de perte de masse. Il peut en être conclu que les transferts de chaleur et de masse au sein de la matière contenue dans le creuset ne sont pas limitants. Les courbes obtenues correspondent donc bien à une évolution de la matière en régime chimique intrinsèque.

Les résultats des autres essais sont regroupés **Figure 71**.

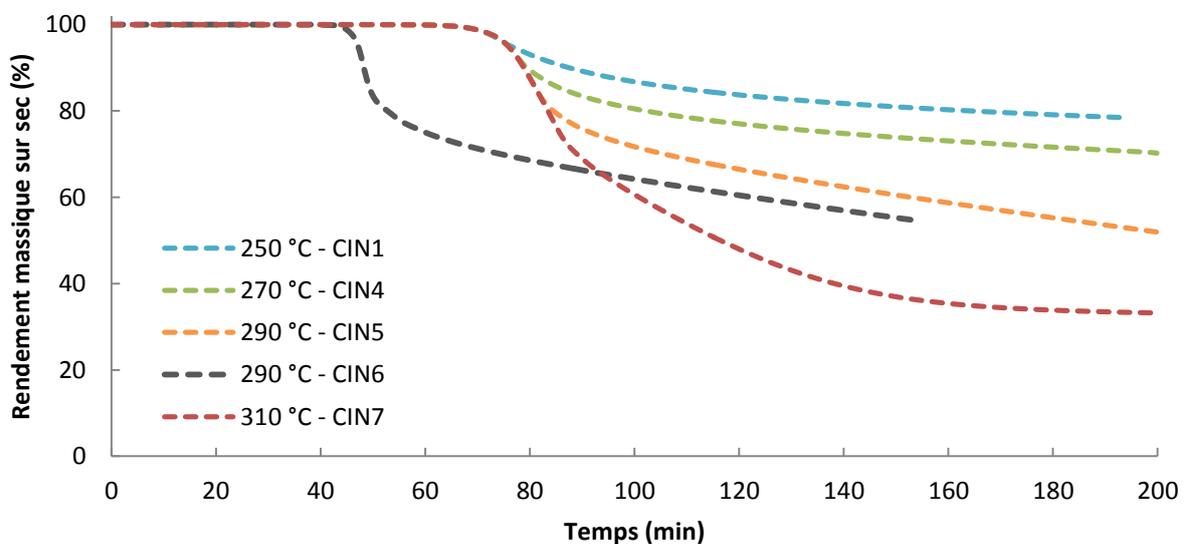


Figure 71 : Évolution du rendement massique sur sec lors de la torréfaction à différentes températures et avec différentes vitesses de chauffe.

La perte de masse pendant la montée en température est identique pour tous les échantillons. La vitesse de perte de masse diminue ensuite une fois les paliers de température atteints. Aucun échantillon n'a achevé sa dégradation en fin de palier et il apparaît que pour les échantillons traités à 250, 270 et 290 °C, la vitesse de dégradation en fin de palier augmente avec la température de traitement.

Le décalage entre les essais CIN5 et CIN6 est dû à la vitesse de montée en température qui modifie le temps nécessaire pour atteindre le palier. La cinétique est peu affectée par cette différence et les rendements en fin de palier sont sensiblement identiques.

L'échantillon traité à 310 °C montre un comportement plus singulier. Alors que les courbes obtenues lors des autres essais présentaient un seul point d'inflexion (en début de palier), la courbe de l'essai CIN7 en présente deux : un en début de palier et l'autre environ 1 h plus

tard. Ce comportement différent tend à prouver que pour les plus hautes températures de torréfaction, de nouvelles réactions apparaissent. De plus, la dégradation étant plus importante que lors des autres essais, la vitesse de perte de masse en fin de palier est quasiment nulle car la plupart des matières volatiles ont été extraites.

IV.2. Ajustement des paramètres du modèle de Di Blasi & Lanzetta

Différents comportements ont donc été observés lors des essais de torréfaction en thermobalance. L'objectif est désormais de mettre en équations les cinétiques de perte de masse afin de représenter au mieux les résultats expérimentaux. Lors de l'état de l'art, le modèle de Di Blasi & Lanzetta était apparu comme l'un des plus adaptés, de par sa simplicité et la qualité des résultats obtenus. Il a donc été décidé d'adapter ce modèle au bois de hêtre étudié ici.

IV.2.1. Mise en équation et méthode d'ajustement

Pour rappel, le modèle de Di Blasi et Lanzetta est présenté **Figure 72**.

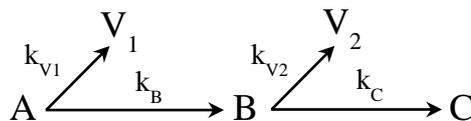


Figure 72 : Schéma cinétique de Di Blasi & Lanzetta.

Lors de la première étape, la biomasse brute A est décomposée en solide intermédiaire B et en matières volatiles V_1 . Le solide B est transformé en solide C et en matières volatiles V_2 lors de la deuxième étape. L'évolution de la masse des différents composés est régie par le système d'équations différentielles du premier ordre présenté **Équation 83**.

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dm_A}{dt} = -K_1 m_A \\ \frac{dm_B}{dt} = k_B m_A - K_2 m_B \\ \frac{dm_{V1}}{dt} = k_{V1} m_A \\ \frac{dm_C}{dt} = k_C m_B \\ \frac{dm_{V2}}{dt} = k_{V2} m_B \end{array} \right. \quad \text{Équation 83}$$

Avec m_i la masse du composé i et K_1 et K_2 les constantes définies **Équation 84**.

$$\left\{ \begin{array}{l} K_1 = k_{V1} + k_B \\ K_2 = k_{V2} + k_C \end{array} \right. \quad \text{Équation 84}$$

Les constantes de vitesse k_{V1} , k_B , k_{V2} et k_C suivent une loi d'Arrhenius ce qui implique que 8 paramètres cinétiques (4 facteurs pré-exponentiels et 4 énergies d'activation) doivent être déterminés. Afin de mener à bien cette détermination, une démarche en deux temps, dont le concept est présenté **Figure 73**, a été choisie.

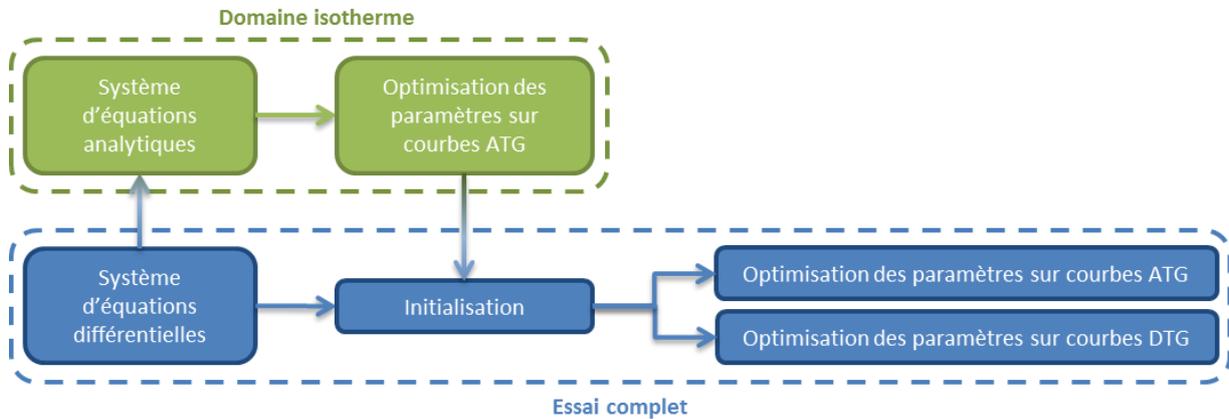


Figure 73 : Démarche adoptée pour la détermination des paramètres cinétiques.

Les paramètres sont dans un premier temps identifiés dans le domaine isotherme. En effet, lorsque la température ne varie pas, il est possible de résoudre le système présenté précédemment de manière analytique. Il prend alors la forme suivante :

$$\begin{cases} m_A(t) = m_0 e^{-K_1 t} \\ m_B(t) = \frac{k_B m_0}{K_1 - K_2} (e^{-K_2 t} - e^{-K_1 t}) \\ m_{V1}(t) = \frac{k_{V1} m_0}{K_1} (1 - e^{-K_1 t}) \\ m_C(t) = \frac{k_C k_B m_0}{(K_1 - K_2) K_1 K_2} (K_1 - K_2 - K_1 e^{-K_2 t} + K_2 e^{-K_1 t}) \\ m_{V2}(t) = \frac{k_{V2} k_B m_0}{(K_1 - K_2) K_1 K_2} (K_1 - K_2 - K_1 e^{-K_2 t} + K_2 e^{-K_1 t}) \end{cases} \quad \text{Équation 85}$$

Où m_0 est la masse initiale de solide. Le rendement massique est alors calculé à partir de la somme des masses des pseudo-composés solides A, B et C :

$$\eta(t) = \frac{m_A(t) + m_B(t) + m_C(t)}{m_0} \quad \text{Équation 86}$$

Les paramètres cinétiques sont déterminés pour minimiser l'écart entre le rendement massique expérimental et le rendement calculé sur l'ensemble des essais. Les résultats, présentés **Tableau 20**, sont alors utilisés comme valeurs d'initialisation pour une autre identification. Celle-ci prend en compte la totalité des essais, montées en température comprises. Deux types d'identification ont été testés lors de cette étape :

- L'un basé sur la minimisation de l'écart entre les rendements expérimentaux et calculés (courbes ATG),
- L'autre basé sur la minimisation de l'écart entre les dérivées de perte de masse expérimentales et calculées (courbes DTG).

Dans les deux cas, une stratégie de reparamétrisation a été appliquée. En effet, le rapport A_0/E_a est souvent supérieur à 1000, ce qui pose des problèmes numériques lors de la détermination simultanée de ces deux paramètres. La reparamétrisation proposée par Reverte [191] permet de pallier cette difficulté. A_r et E_r sont respectivement le facteur pré-exponentiel et l'énergie d'activation reparamétrisés suivant l'Équation 87.

$$\begin{cases} A_r = \ln(A_0) \\ E_r = \frac{E_a}{R_{GP}} \end{cases} \quad \text{Équation 87}$$

Les constantes de vitesse sont alors calculées de la manière suivante :

$$k = \exp(A_r) \cdot \exp\left(\frac{-E_r}{T}\right) \quad \text{Équation 88}$$

Par la suite, seules les valeurs « réelles » de A_0 et E_a seront présentées.

IV.2.2. Résultats de l'ajustement

Les paramètres déterminés lors des trois séries d'identifications paramétriques sont rassemblés dans le **Tableau 20**.

Tableau 20 : Paramètres cinétiques obtenus lors des trois identifications paramétriques.

Identification	Constante	k_{v1}	k_B	k_{v2}	k_C
Sur domaine isotherme	A_0 (s^{-1})	$2,22 \cdot 10^6$	$1,20 \cdot 10^9$	$1,38 \cdot 10^8$	1,09
	E_a ($kJ \cdot mol^{-1}$)	104	124	132	43
Sur résultats ATG	A_0 (s^{-1})	$2,76 \cdot 10^6$	$1,55 \cdot 10^9$	$2,04 \cdot 10^8$	1,15
	E_a ($kJ \cdot mol^{-1}$)	103	123	132	43
Sur résultats DTG	A_0 (s^{-1})	$3,23 \cdot 10^6$	$6,23 \cdot 10^8$	$8,93 \cdot 10^7$	1,05
	E_a ($kJ \cdot mol^{-1}$)	104	123	129	41

Pour simplifier l'analyse de ces résultats, les constantes de vitesse ont été tracées sur le graphique d'Arrhenius **Figure 74**.

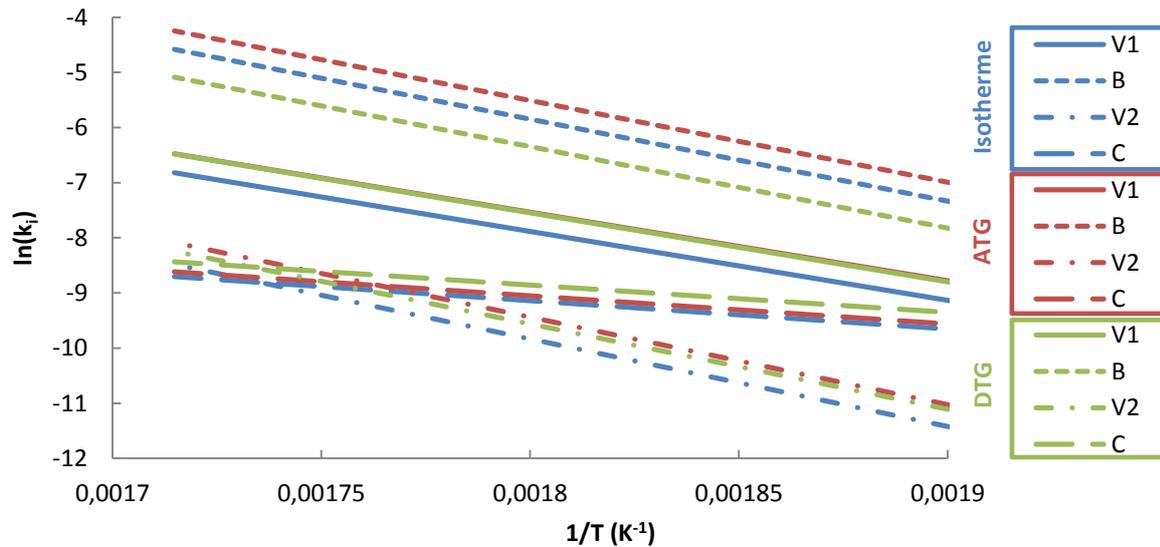


Figure 74 : Graphique d'Arrhenius pour les quatre constantes de vitesse dans le domaine 250-310 °C pour les trois identifications.

Pour chaque constante de vitesse, les droites correspondant aux trois identifications sont quasiment parallèles ce qui traduit que les énergies d'activation sont très proches. Les principales différences résident donc dans les valeurs des facteurs pré-exponentiels qui conditionnent l'ordonnée à l'origine des droites.

Dans les 3 cas, les deux réactions de la première étape du schéma cinétique sont les plus rapides sur le domaine de température considéré. De plus, comme $k_B > k_{V1}$, la réaction menant à la formation de solide est prépondérante par rapport à celle produisant des matières volatiles. Enfin, les droites correspondant aux réactions de la deuxième étape se croisent en un point situé entre 294 et 303 °C suivant le type d'identification considéré. Au-delà de cette température, la deuxième étape produit donc plus de matières volatiles que de solide.

L'objectif du modèle cinétique est de décrire la perte de masse dans le four. La majeure partie du cylindre étant utilisée pour la montée en température de la charge, le domaine de torréfaction isotherme est restreint, voire inexistant. Un choix doit donc être réalisé entre les deux jeux de paramètres établis sur les domaines de température complets.

Les courbes de rendements massiques obtenues avec les deux jeux de paramètres sont comparées aux résultats expérimentaux **Figure 75**.

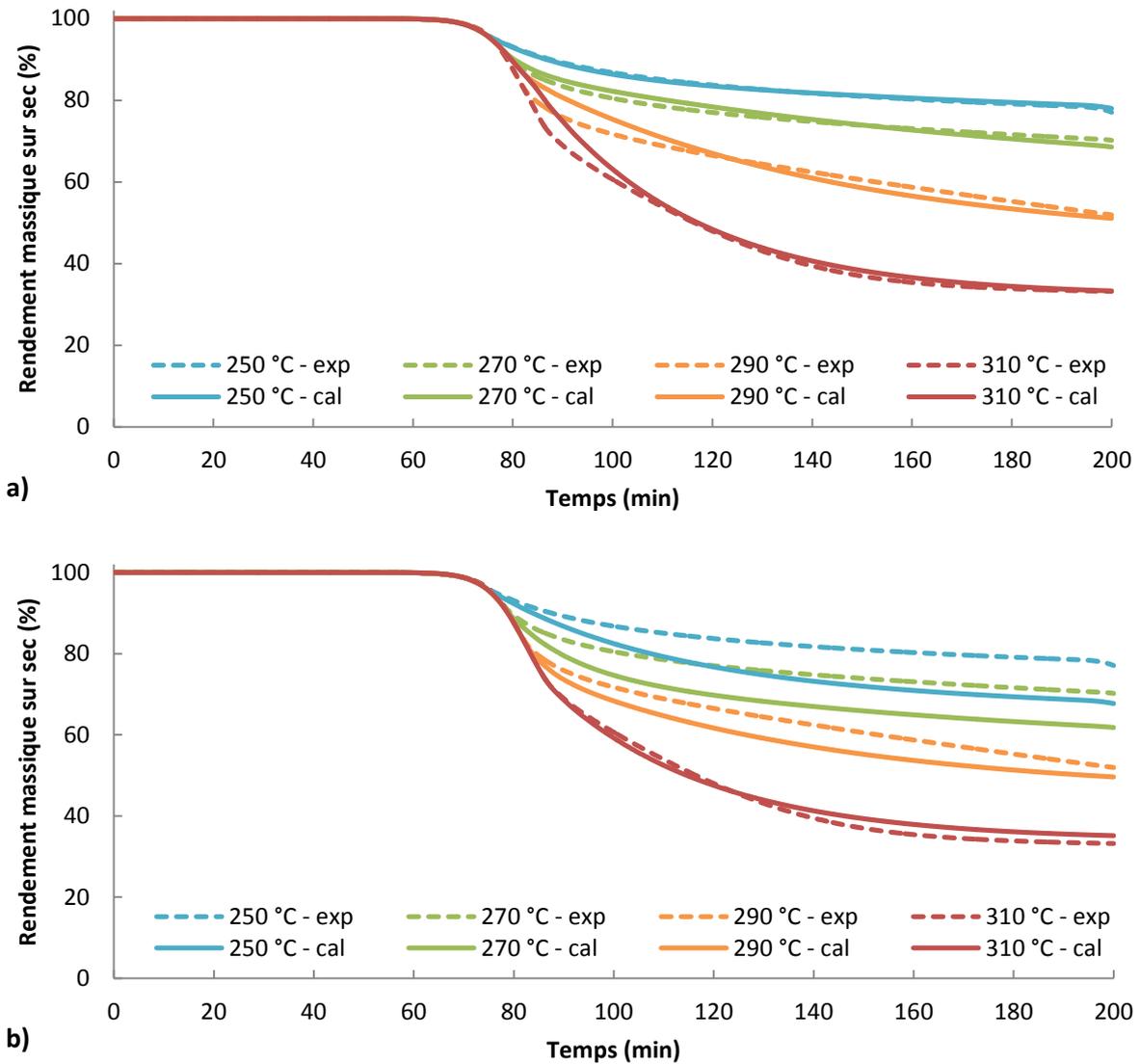


Figure 75 : Comparaison des rendements expérimentaux avec les rendements calculés après identification a) sur les courbes ATG et b) sur les courbes DTG.

Lorsque l'**identification des paramètres a été réalisée sur les courbes ATG**, le rendement calculé par le modèle représente très bien les résultats expérimentaux. Ceci est confirmé par les valeurs d'écart moyens et maximaux entre expérience et modèle présentés **Tableau 21**.

Tableau 21 : Écarts absolus moyens et maximaux entre les résultats expérimentaux et les résultats du modèle pour les deux jeux de paramètres déterminés.

		CIN1	CIN2	CIN3	CIN4	CIN5	CIN6	CIN7
Identification ATG	Ecart moyen (%)	0,2	1,1	0,7	0,6	1,3	1,8	0,9
	Ecart maximal (%)	0,9	2,0	2,2	1,8	4,8	6,7	6,6
Identification DTG	Ecart moyen (%)	4,5	5,5	3,9	4,3	2,4	2,3	1,0
	Ecart maximal (%)	9,9	11,9	7,8	8,5	5,4	4,5	2,5

L'écart moyen est inférieur à 2 % pour l'ensemble des essais, ce qui est tout à fait acceptable étant donné que la répétabilité observée précédemment était également de 2 %. L'écart maximal est également faible aux plus basses températures de torréfaction (250 et 270 °C lors des essais CIN1 à CIN4) mais devient plus important pour les températures élevées (290 et 310 °C). Une hypothèse pour expliquer cette légère divergence est que ce modèle a été établi initialement pour représenter la perte de masse lors de la dégradation des hémicelluloses. Or, aux températures les plus élevées, les autres composants de la biomasse commencent à se décomposer.

Les résultats des dérivées du rendement sont également présentés **Figure 76**.

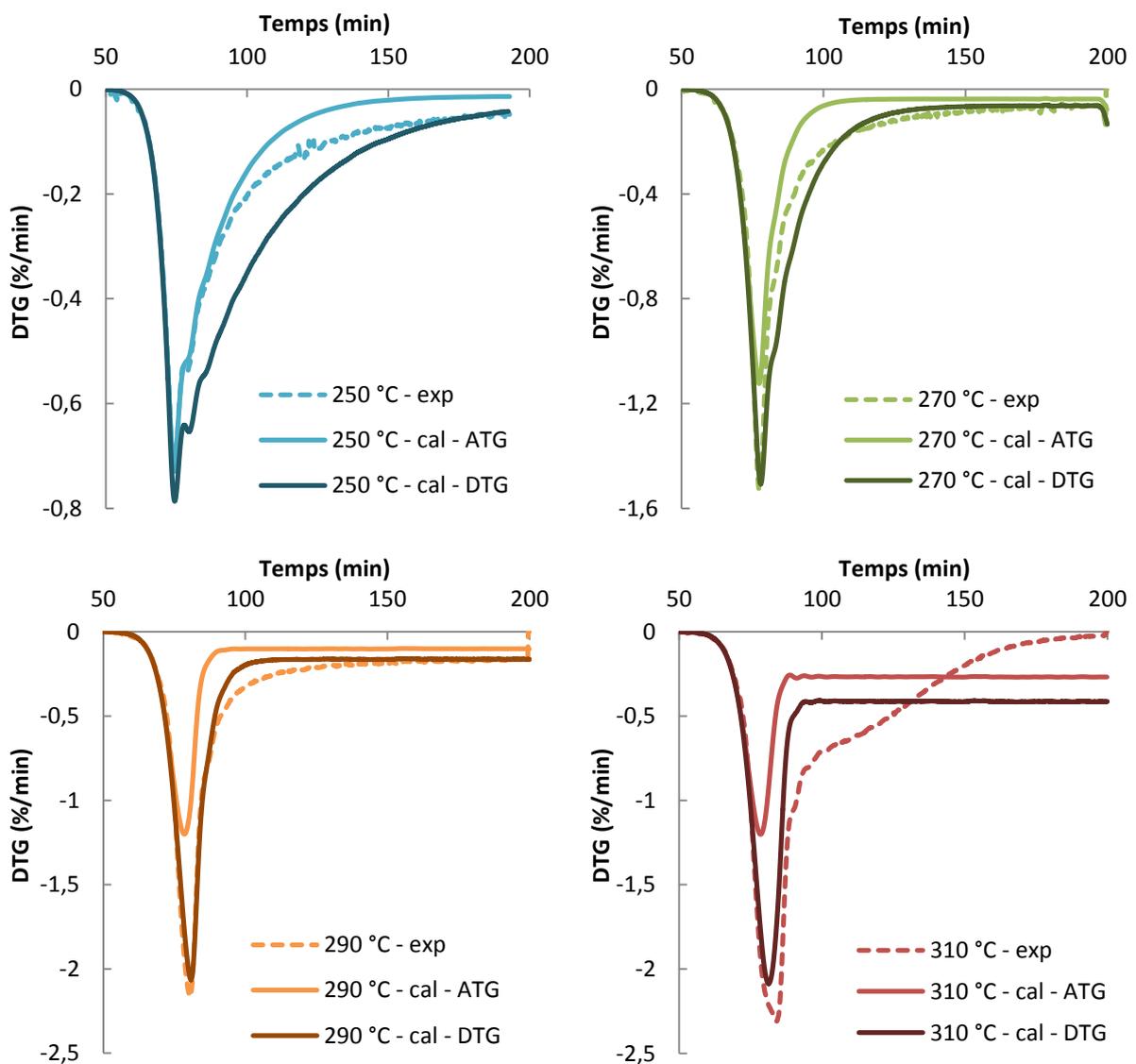


Figure 76 : Comparaison des courbes DTG obtenues expérimentalement et par calcul avec les deux jeux de paramètres.

Avec le jeu de paramètres déterminé sur les courbes ATG, les résultats expérimentaux sont représentés correctement pendant les 75 premières minutes mais le ralentissement prédit est bien plus brusque que celui observé expérimentalement. L'allure des courbes reste cependant acceptable aux basses températures. Pour l'essai à 310 °C, l'épaulement intervenant à environ 100 min (correspondant probablement au début de dégradation de la cellulose) n'est pas du tout représenté.

Lorsque l'**identification des paramètres a été réalisée sur les courbes DTG**, l'écart entre le rendement calculé et les valeurs expérimentales est très important (**Figure 75b**). Le modèle ne présente une légère amélioration de son pouvoir prédictif que pour l'essai à 310 °C. Pour les températures les plus faibles, l'écart expérience/modèle se creuse avec des écarts moyens 5 fois plus grands que ceux obtenus par l'identification sur les courbes ATG. L'amélioration est, par contre, conséquente sur la prévision des dérivées du rendement, ce qui paraît cohérent. Cependant, l'objectif du modèle étant de prédire avec précision la perte de masse, les résultats de cette identification ne seront pas utilisés par la suite. Il faut également noter qu'une identification ayant pour objectif de minimiser simultanément l'écart entre les résultats ATG et les résultats DTG a été testée. Le résultat final n'étant pas concluant, il ne sera pas présenté ici.

Pour finir, l'évolution des fractions massiques des différents pseudo-composés du modèle de Di Blasi & Lanzetta est présentée **Figure 77**, pour les 4 températures de torréfaction étudiées. Par définition, le solide brut est initialement composé uniquement de solide A qui est rapidement dégradé lors de la montée en température. Plus la température de traitement est élevée, plus la dégradation est rapide. Cette dégradation se traduit par une production massive de l'intermédiaire solide B et d'une production plus restreinte de volatiles V_1 . La température influence peu la répartition entre ces deux espèces. Peu avant la disparition totale du composé A, le composé B entame sa décomposition pour former le composé solide C et les volatiles V_2 . Pour les températures inférieures à 290 °C, la production de C est supérieure à celle de V_2 , ce qui explique le plus fort rendement massique total de la torréfaction. A 290 °C, ces deux productions sont équivalentes, ce qui correspond au croisement des courbes de la **Figure 74** avec $k_c = k_{V_2}$. A 310 °C, la production de V_2 est majoritaire. Enfin, le rendement en B en fin d'expérience est d'autant plus faible que la température de torréfaction est élevée.

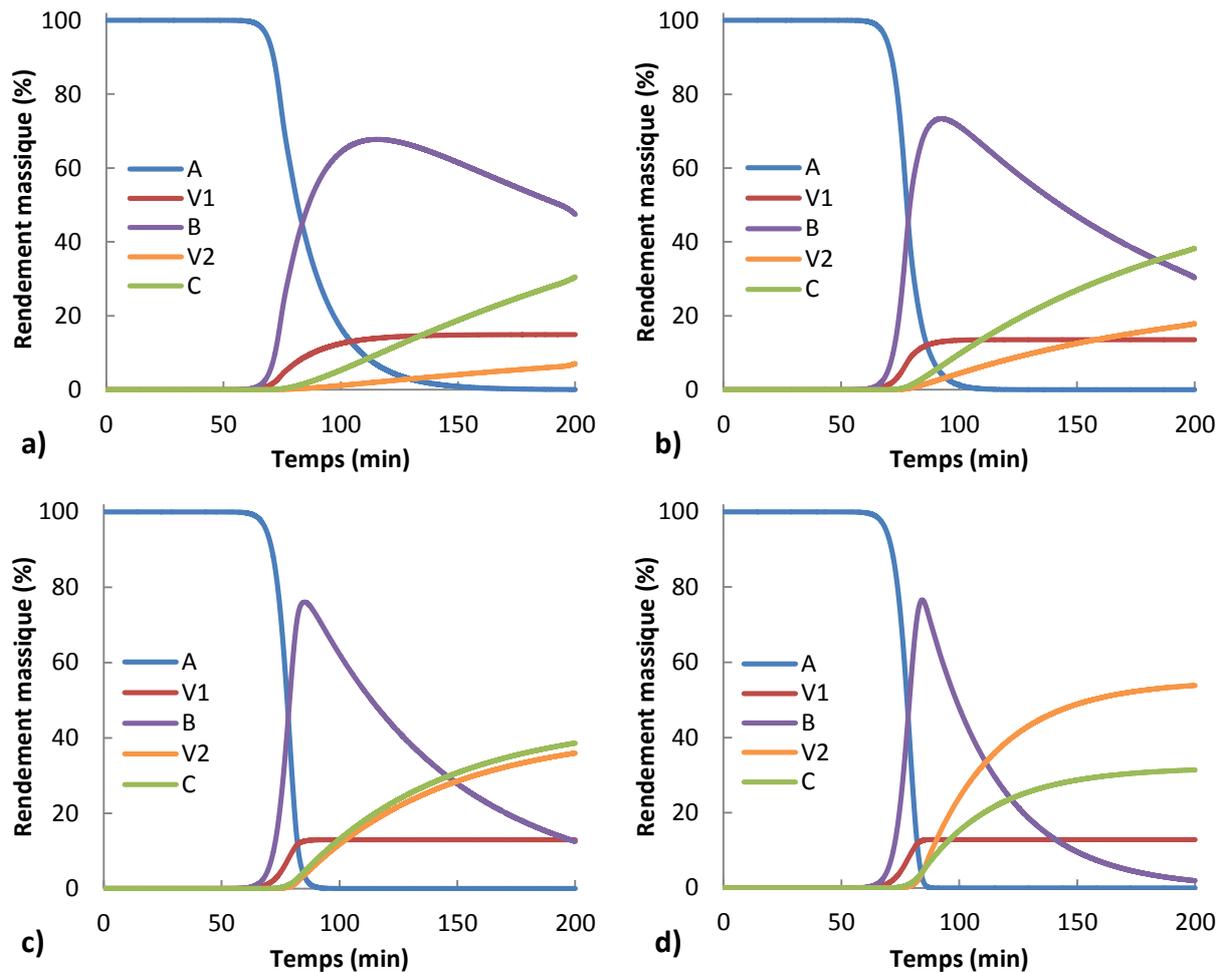


Figure 77 : Évolution des rendements des différents pseudo-composants lors de la torréfaction à a) 250 °C, b) 270 °C, c) 290 °C et d) 310 °C.

Ces évolutions sont cohérentes et devraient permettre de représenter efficacement la perte de masse du bois quelle que soit la température de torréfaction.

IV.3. Intégration au modèle de four tournant

Bien que les cinétiques de torréfaction aient été établies en régime chimique intrinsèque, il a été décidé de les utiliser directement dans le modèle de torréfaction en four tournant. Il est donc considéré que les transferts de chaleur et de masse au sein des particules ne sont pas limitants. Cette hypothèse forte est appuyée sur le fait que les particules sont de petites tailles et que les vitesses de chauffe mises en œuvre dans le four tournant sont faibles (Voir l'étude par temps caractéristiques, **Annexe 5**).

Le modèle cinétique présenté précédemment est réécrit sous la forme proposée par Descoins [134] pour être intégré au modèle de four tournant :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_s \frac{d\rho_A}{dz} = \dot{r}_A \\ V_s \frac{d\rho_B}{dz} = \dot{r}_B \\ V_s \frac{d\rho_C}{dz} = \dot{r}_C \\ \frac{d\dot{m}_{V1}}{dz} = \dot{R}_{V1} \\ \frac{d\dot{m}_{V2}}{dz} = \dot{R}_{V2} \end{array} \right. \quad \text{Équation 89}$$

Les vitesses de réaction \dot{r} sont exprimées en $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$. Dans le cas des espèces volatiles, il apparait plus commode d'exprimer ces vitesses en $\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$. Les vitesses sont alors nommées \dot{R} et permettent le calcul des débits massiques de matières volatiles dégagées \dot{m}_V (en $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$). Les expressions des différentes vitesses sont proposées **Équation 90**.

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{r}_A = -(k_{V1} + k_B)\rho_A \\ \dot{r}_B = k_B\rho_A - (k_{V2} + k_C)\rho_B \\ \dot{r}_C = k_C\rho_B \\ \dot{R}_{V1} = k_{V1}\rho_A S_s \\ \dot{R}_{V2} = k_{V2}\rho_B S_s \end{array} \right. \quad \text{Équation 90}$$

Les réactions de torréfaction ont également un impact sur la température des différentes phases. En effet, en affectant une chaleur de réaction ΔH_i (en J/kg) à chaque réaction i , le terme source de la phase solide $\dot{\theta}_S$ (en W/m^3) est calculé suivant l'**Équation 91**.

$$\dot{\theta}_S = \rho_A k_{V1} \Delta H_{V1} + \rho_A k_B \Delta H_B + \rho_B k_{V2} \Delta H_{V2} + \rho_B k_C \Delta H_C \quad \text{Équation 91}$$

Les valeurs des chaleurs de réaction seront discutées au chapitre suivant.

Enfin, le dégagement des matières volatiles (à la température du solide) implique un apport de chaleur à la phase gaz. Le terme source correspondant est $\dot{\theta}_g^{mv}$.

$$\dot{\theta}_g^{mv} = \frac{(\dot{R}_{V1} + \dot{R}_{V2}) C_{p,mv} (T_s - T_g)}{S_g} \quad \text{Équation 92}$$

$C_{p,mv}$ est la capacité thermique des matières volatiles dont le calcul sera présenté **Chapitre 4** et S_g est la section de passage du gaz.

IV.4. Conclusions du modèle cinétique

Les analyses thermogravimétriques ont permis l'étude de l'influence de la température et de la durée de torréfaction sur le rendement massique du hêtre. Les données expérimentales ainsi obtenues ont été utilisées pour déterminer les constantes cinétiques du modèle de Di

Blasi & Lanzetta. Une démarche en deux temps a été adoptée pour approcher le plus efficacement possible ces constantes cinétiques :

- Les constantes ont tout d'abord été déterminées dans le **domaine isotherme** : les rendements des différents pseudo-composés peuvent ainsi être exprimés de manière analytique ce qui facilite la détermination des constantes.
- Les résultats obtenus ont ensuite été utilisés pour initialiser l'identification dans le **domaine complet** de dégradation : les expressions des rendements sont alors sous forme différentielle. Deux voies ont été testées pour mener à bien cette résolution : l'une consistait à minimiser l'écart entre les courbes de pertes de masse expérimentales et calculées alors que l'autre était basée sur l'écart entre les courbes de vitesses de pertes de masse.

En conclusion, le jeu de paramètres optimaux a été obtenu lors de l'utilisation des courbes de perte de masse, et représente les résultats expérimentaux avec une précision du même ordre de grandeur que l'incertitude expérimentale. Les résultats sont donc tout à fait satisfaisants et seront utilisés pour alimenter le modèle de torréfaction en four tournant.

V. Conclusions générales de la modélisation

La méthode adoptée pour l'établissement du modèle de torréfaction en four tournant est la décomposition en sous-modèles représentant les différents phénomènes intervenant dans le procédé.

L'**écoulement** des plaquettes de bois a été étudié par la réalisation d'essais de distribution des temps de séjour. Ces essais ont montré que l'écoulement est de type piston avec faible dispersion axiale, malgré la mise en évidence de phénomènes de ségrégation dans certaines conditions opératoires. Des essais similaires ont été menés avec des plaquettes de bois torréfié et la comparaison de l'écoulement de ces deux types de biomasses n'a pas fait ressortir de différence significative. Un modèle tiré de la littérature a ensuite été modifié afin de représenter fidèlement les résultats de temps de séjour moyen obtenus dans le four tournant pilote. Un dispositif expérimental basé sur l'analyse d'images a également permis d'identifier les profils de chargement du cylindre qui ont été comparés avec succès aux résultats du modèle. Le modèle d'écoulement permet le calcul des surfaces d'échange entre les différentes phases et des profils de vitesse du solide et du gaz le long du four.

Le **modèle de transferts thermiques** a été établi par assemblage de coefficients de transferts disponibles dans la littérature. Le coefficient d'échange paroi-lit, prépondérant lorsque la chauffe du solide est indirecte, a été sélectionné afin de représenter au mieux les profils de température de la charge lors d'essais de chauffe de biomasse sèche. Ces essais ont été menés à des températures où les réactions de décomposition sont inexistantes. Le modèle obtenu montre notamment que le rayonnement n'est pas négligeable dans cette configuration de four tournant.

L'approche choisie pour l'élaboration du **modèle de séchage** est expérimentale. Des essais ont été menés dans le four tournant pilote et un dispositif a été développé pour réaliser des prélèvements à différentes positions le long du four. Des profils d'humidité de la biomasse ont ainsi été obtenus pour différentes conditions opératoires. La méthode de la courbe caractéristique de séchage a ensuite été appliquée et permet de calculer le profil d'humidité le long du four en fonction des conditions opératoires.

Le **modèle cinétique** de la torréfaction a été déterminé par ajustement d'un modèle « classique » sur des courbes de perte de masse obtenues par analyse thermogravimétrique. Une méthode originale a été proposée pour obtenir une bonne représentation des résultats expérimentaux. Deux approches ont été testées : l'une consistait à minimiser l'écart entre les courbes d'ATG et l'autre à minimiser l'écart entre les courbes de DTG. Les résultats optimaux ont été obtenus avec les courbes ATG. La perte de masse est alors correctement représentée pour des profils de température anisothermes dans le domaine 250 – 310 °C.