

Dégradation thermique d'un câble électrique multiconducteur en absence d'oxygène.

Modibo DEMBELE^{1,2,*}, Damien Marquis¹, Lucas TERREI², Anthony COLLIN²

¹Laboratoire national de métrologie et d'essais (LNE)

29, Avenue Roger Hennequin, 78197 Trappes Cedex, France

² Université de Lorraine, CNRS, LEMTA

2, Avenue de la Forêt de Haye, 54500 Vandœuvre-lès-Nancy, France

*(modibo.dembele@lne.fr)

Résumé - Cette étude examine la pyrolyse de câbles électriques multiconducteurs en l'absence d'oxygène, afin d'analyser le comportement thermique du matériau en supprimant tout phénomène de flamme et d'oxydation. Des essais au cône calorimètre ont été réalisés pour des densités de flux thermique externe de 5000 à 60000 W·m⁻². Une méthode tenant compte de la répartition réelle de la densité de flux thermique sur la surface cylindrique est proposée définissant une densité de flux thermique moyen spatial absorbé. Cette approche corrige le biais lié à l'hypothèse d'un échantillon plat et fournit une estimation plus réaliste de l'énergie reçue par le câble. La vitesse moyenne de perte de masse augmente linéairement avec la densité de flux thermique moyen spatial absorbé, tandis que la masse résiduelle diminue. La pyrolyse débute à une densité de flux thermique moyen spatial absorbé critique de 4805 W·m⁻² fournissant des données quantitatives pour améliorer les modèles avant oxydation et inflammation.

1. Introduction

Dans le cadre de la transition énergétique et de la réduction de l'empreinte carbone encouragées par des initiatives internationales telles que l'Accord de Paris [1], le développement à grande échelle des réseaux électriques est devenu un enjeu majeur. Cette électrification croissante s'accompagne toutefois d'une augmentation significative du risque incendie, en particulier en milieu confiné, du fait de l'utilisation généralisée de câbles électriques dont les gaines polymériques favorisent la propagation de flamme en cas de sollicitations thermiques, de courts-circuits ou de surcharges. D'après l'Observatoire National de la Sécurité Électrique (ONSE) [2], en France 20 à 35 % des incendies d'habitation sont d'origine électrique, ce qui fait de la défaillance électrique l'une des principales causes d'incendie domestique. Les câbles électriques jouent un rôle critique dans la propagation du feu en raison de la nature combustible de leurs gaines polymériques et de l'âme conducteur influant le transfert thermique. Plusieurs études ont montré que les polymères utilisés pour les gaines en PVC (Polychlorure de vinyle) et les mélanges PE/EVA/ATH (Polyéthylène/Acétate d'éthylène et de vinyle/Trihydrate d'aluminium) influencent fortement les temps d'inflammation et la propagation de la flamme [3–5]. L'âme métallique agit également comme puits thermique, modifiant la dynamique de propagation selon sa conductivité (Cu, Fe, NiCr) [4, 6]. Cependant, l'essentiel des études existantes a été réalisé dans des milieux ouverts et oxygénés. Les environnements appauvris en oxygène, pourtant courants dans les installations réelles (conduits de câbles, planchers surélevés, cloisons fermées) demeurent largement peu explorés. En particulier, la décomposition en l'absence de flamme reste peu étudiée, notamment pour des câbles multi-conducteurs. Le présent travail vise ainsi à étudier expérimentalement des câbles multi-conducteurs soumis à des atmosphères appauvries en oxygène au moyen d'un cône calorimètre à atmosphère contrôlée. Cette première étape se concentre sur le comportement de la phase solide en milieu inerte (azote), afin d'éliminer les contributions de la flamme et des réactions d'oxydation.

2. Matériel et méthodes

2.1. Matériel

Les échantillons étudiés sont des câbles électriques rigides commerciaux U-1000 R2V (3G2.5 mm²), couramment utilisés dans les installations industrielles et résidentielles. Chaque câble est composé de trois conducteurs en cuivre (section de 2,5 mm² chacun) isolés individuellement par du polyéthylène réticulé (XLPE) et protégés par une gaine extérieure en polychlorure de vinyle (PVC). Le diamètre extérieur des câbles est d'environ 9 mm et les échantillons ont été coupés en sections de $10 \pm 0,07$ cm avec une masse moyenne de $12,8 \pm 0,1$ g chacune. Les caractéristiques chimiques du câble n'ont pas été caractérisées dans cette étude. Une photographie et un schéma représentatif en coupe transversale (conducteurs, isolants, gaine) sont présentés sur la figure 1.

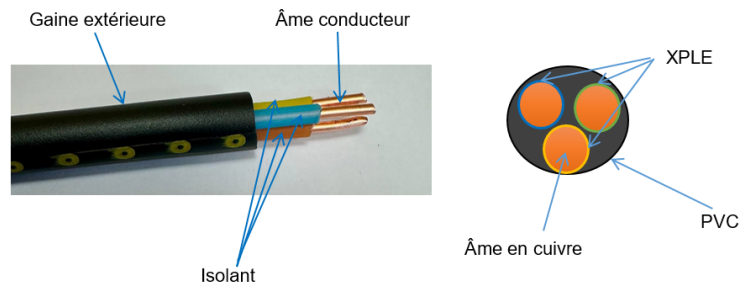


Figure 1 : Photographies et schéma de coupe du câble étudié.

Les principales propriétés thermophysiques (conductivité thermique λ et capacité thermique massique c) des matériaux constitutifs ont été rapportées par Huang et Nakamura [4]. Les masses sont mesurées expérimentalement sur des échantillons de 10 cm, tandis que les volumes sont estimés à partir des dimensions géométriques du câble. Les masses volumiques (ρ) sont ensuite déduites du rapport masse/volume. Les valeurs correspondantes sont présentées dans le tableau 1.

Propriétés	Âme (Cuivre)	Isolation (XLPE)	Gaine (PVC)	Référence
λ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	398	0,23	0,19	[4]
c (kJ·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	0,4	1,55	1,37	[4]
Volume (mm ³)	750	1290	4322	Géométrie
Masse (g)	6,2	1,3	5,3	Mesurée
Fraction massique (%)	48,1	10,2	41,7	Mesurée
ρ (kg·m ⁻³)	8267	1008	1227	Masse/Volume

Tableau 1 : Propriétés thermophysiques et composition massique des matériaux du câble.

2.2. Dispositif expérimental

Les essais ont été réalisés à l'aide d'un cône calorimètre à atmosphère contrôlée, décrit dans la norme ISO 5660-5 [7]. Le dispositif est équipé d'une chambre de combustion en acier inoxydable mesurant $380 \times 320 \times 350$ mm³ (longueur $\times$ largeur $\times$ hauteur) est placée sous une hotte, comme illustré sur la figure 2.

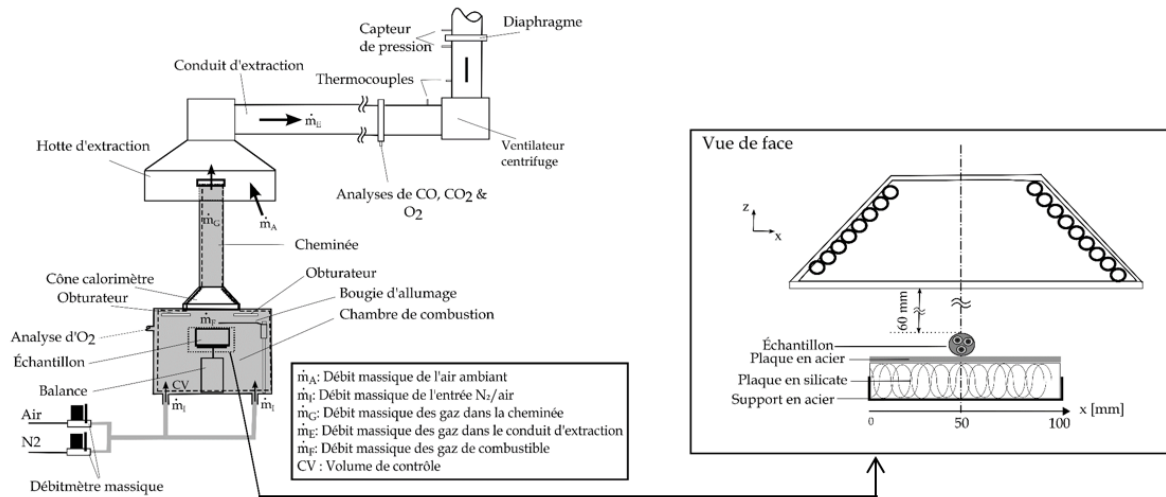


Figure 2 : Dispositif expérimental.

La chambre est équipée d'un élément chauffant conique tronqué en partie supérieure dont la température est maintenue constante et régulée par trois thermocouples de contrôle. L'émetteur du cône se comporte comme un corps noir quasi parfait [8]. Les conditions initiales du test étaient contrôlées par un obturateur actionné à distance, positionné sous l'émetteur et qui limitait le chauffage de l'échantillon avant son exposition à la sollicitation thermique externe. Le banc d'essai était équipé d'un système de pesée (précision : $\pm 0,1$ g) enregistrant les données avec une fréquence d'acquisition de 1 Hz afin de mesurer l'évolution de la perte de masse. La chambre est alimentée via deux orifices situés à la base permettant l'injection contrôlée de gaz à l'aide de débitmètres massiques indépendants pour l'air et l'azote. Dans cette étude, seule une atmosphère d'azote pur a été utilisée avec un débit volumique fixe de $160 \text{ L} \cdot \text{min}^{-1}$ à température ambiante, conformément à la recommandation de Marquis *et al.* [9]. L'analyse a été réalisée sur un seul câble afin d'éviter les phénomènes d'interaction entre câbles adjacents et de mieux évaluer le comportement intrinsèque d'un câble unique. Les échantillons étaient placés horizontalement au centre d'une plaque d'acier de 3 mm d'épaisseur montée sur le support standard (figure 2). Une plaque de silicate de calcium de 19,7 mm d'épaisseur ($\lambda = 0,086 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ à 300 K [10]) était placée sous la plaque en acier à la base du support afin d'assurer l'isolation thermique. Cette configuration horizontale correspond aux conditions réelles d'installation dans les bâtiments et environnements industriels où les câbles sont généralement positionnés horizontalement dans des chemins de câbles métalliques. Les parois à proximité direct peuvent amplifier la décomposition thermique et influencer la propagation du feu. Il est toutefois reconnu que cette plaque en acier peut influencer l'échauffement du câble par plusieurs mécanismes : conduction vers la face inférieure non exposée à la densité de flux thermique externe, ré-rayonnement dû à l'élévation de température de la plaque et réflexion du rayonnement thermique reçu par la plaque. Une comparaison expérimentale entre une plaque d'acier et une plaque de silicate de calcium a été réalisée dans les mêmes conditions ($22281 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$). Les vitesses de perte de masse obtenues ($6,8 \pm 1,2$ contre $7,5 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) sont du même ordre de grandeur, ce qui peut indiquer un effet limité de la plaque en acier. Les essais ont été réalisés avec une distance cône-échantillon de 60 mm. Une série de densités de flux thermique externe a été appliquée : 5000, 10000, 15000, 25000, 35000, 40000, 50000 et $60000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$. Afin d'évaluer la répétabilité des résultats, chaque condition expérimentale a été répétée trois fois.

2.3. Post-traitement

2.3.1. Densité de flux thermique moyen spatial absorbé

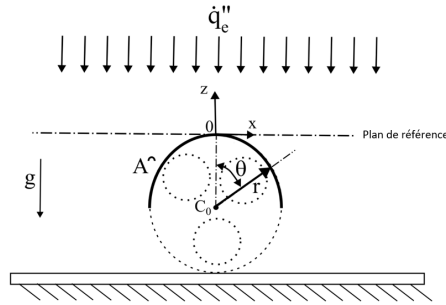


Figure 3 : Schéma d'un câble exposé à une densité de flux thermique externe uniforme parallèle à l'axe Z . Les cercles en pointillés représentent trois conducteurs en cuivre massif.

Contrairement à un échantillon plat, la surface cylindrique d'un câble ne reçoit pas de densité de flux thermique provenant d'un cône calorimètre de manière uniforme en raison de sa géométrie cylindrique. L'intensité locale de la densité de flux thermique externe dépend de l'angle θ entre la normale à la surface en chaque point et la direction de la densité de flux externe. Pour simplifier le problème, la densité de flux thermique externe $\dot{q}_e''$ est supposé unidirectionnel et aligné avec l'axe z . En réalité, la distribution spatiale de la densité de flux est influencée par la divergence du cône et par les facteurs de vue entre le cône et la surface cylindrique, ce qui peut conduire à une non-uniformité de la densité de flux radiatif. Une analyse plus rigoureuse tiendrait compte de cette divergence du cône et du facteur de vue correspondant pour capturer la distribution spatiale réelle de la densité de flux radiatif sur la surface du câble, comme l'ont récemment souligné Pinto *et al.* [11]. Le câble est modélisé comme un cylindre de rayon r et de longueur L , orienté horizontalement le long de l'axe y comme montré sur la figure 3. Un élément différentiel de la surface latérale est $dS = r d\theta dy$, où θ est l'angle azimutal autour du cylindre et y la coordonnée axiale. L'émissivité hémisphérique totale est supposée égale à l'unité, $\varepsilon = 1$. La densité de flux thermique élémentaire absorbé par cette surface est exprimé comme suit (équation 1) :

$$d\dot{q}'' = \dot{q}_e'' \cos \theta r d\theta dy \quad (1)$$

La puissance totale absorbé par la portion exposée du cylindre correspondant à la surface latérale du demi-cylindre exposé est obtenu par intégration sur sa surface $A^\cap = \pi r L$:

$$\dot{Q}_{\text{abs}} = \int_0^L \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \dot{q}_e'' \cos \theta r d\theta dy = 2 \dot{q}_e'' r L \quad (2)$$

La densité de flux thermique moyen spatial absorbé $\overline{\dot{q}''}$ sur le demi-cylindre exposé est :

$$\overline{\dot{q}''} = \frac{\dot{Q}_{\text{abs}}}{A^\cap} = \frac{2 \dot{q}_e'' r L}{\pi r L} = \frac{2}{\pi} \dot{q}_e'' \approx 0,6366 \dot{q}_e'' \quad (3)$$

En raison de sa géométrie cylindrique et sous les hypothèses de densité de flux unidirectionnel et de surface noire, le câble n'absorbe en moyenne qu'environ 64 % de la densité de flux

thermique externe nominal sur la face exposée. Les valeurs correspondantes sont présentées dans le tableau 2.

$\dot{q}_e''$ (W·m ⁻²)	5000	10000	15000	25000	35000	40000	50000	60000
$\bar{\dot{q}}''$ (W·m ⁻²)	3183	6366	9549	15915	22281	25464	31830	38196

Tableau 2 : Densité de flux thermique externe et densité de flux thermique moyen spatial absorbé correspondant.

Dans la suite de ce travail, l'analyse des résultats expérimentaux est menée uniquement en fonction de la densité de flux thermique moyen spatial absorbé $\bar{\dot{q}}''$.

2.3.2. Perte de masse et temps caractéristiques

Les données brutes de masse ont été lissées à l'aide d'un filtre passe-bas de Butterworth (ordre 4, fréquence de coupure 0,02 Hz) afin de réduire le bruit haute fréquence tout en préservant la cinétique de dégradation. La fraction massique a ensuite été calculée en corrigeant la masse mesurée de la masse de cuivre, considérée constante dans les conditions expérimentales puisqu'il ne s'est pas décomposé :

$$Y(t) = \frac{m(t) - m_{Cu}}{m_0 - m_{Cu}} \quad (4)$$

avec $m(t)$ la masse à l'instant t , m_0 la masse initiale de l'échantillon et m_{Cu} la masse de cuivre.

La détermination des temps caractéristiques (t_0 et t_f) est basée sur l'évolution de la dérivée de la fraction massique $\dot{Y}(t)$. Le début de la dégradation t_0 est défini comme le premier instant où $\dot{Y}(t)$ est nulle. La fin de la dégradation t_f correspond au dernier instant où $\dot{Y}(t)$ revient vers zéro. L'évolution de $Y(t)$ et $\dot{Y}(t)$ est illustrée pour une densité de flux 38196 W·m⁻² sur la figure 4.

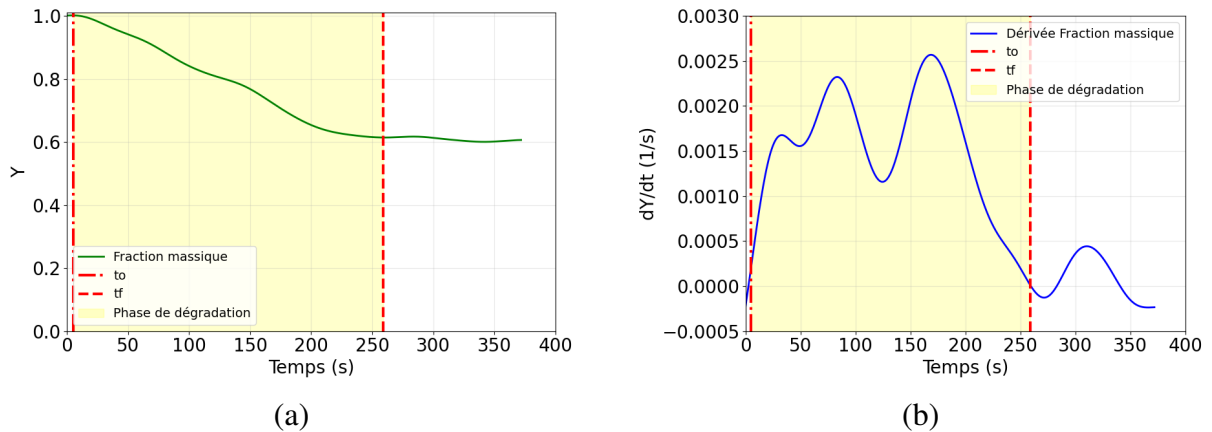


Figure 4 : Évolution de la fraction massique (a) et de sa dérivée (b) pour une densité de flux externe de 38196 W·m⁻².

La fraction massique résiduelle Y_f correspond à la valeur de $Y(t)$ à la fin de la pyrolyse t_f . La vitesse moyenne de perte de masse par unité de surface sur la surface exposée $A^\cap$ est définie par :

$$\bar{m}'' = \frac{m_0}{A^{\cap}(t_f - t_o)} \int_{t_o}^{t_f} \frac{dY}{dt} dt \quad (5)$$

3. Résultats et discussion

3.1. Durée de la pyrolyse

La décomposition soutenue des constituants polymères (gaine et isolant) se déroule sur une durée Δt_p (définie comme $\Delta t_p = t_f - t_o$). La Fig. 5 montre l'évolution de cette durée de pyrolyse soutenue Δt_p en fonction de la densité de flux thermique moyen spatial absorbé ($\bar{q}''$).

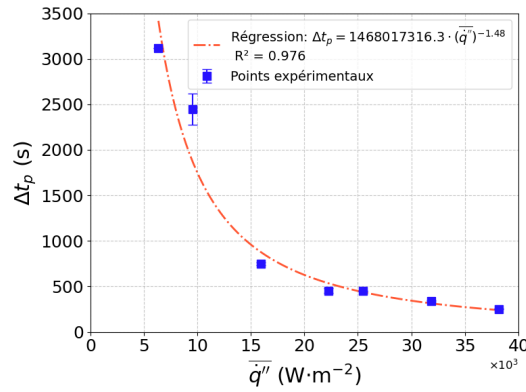


Figure 5 : Évolution de la durée de pyrolyse Δt_p en fonction de la densité de flux thermique moyen spatial absorbé.

La durée de pyrolyse diminue avec l'augmentation de la densité de flux thermique moyen spatial absorbé, suivant une tendance de loi de puissance. Ce comportement est attribué à une pénétration thermique amplifiée et à une atteinte plus rapide de la température de décomposition dans le matériau.

3.2. Fraction massique résiduelle et vitesse moyenne de perte de masse

La fraction massique résiduelle Y_f mesurée à la fin de chaque essai et la vitesse moyenne de perte de masse par unité de surface $\bar{m}''$ ont été analysées en fonction de la densité de flux thermique moyen spatial absorbé $\bar{q}''$. Les résultats sont présentés sur la figure 6 pour la fraction résiduelle et la figure 7 pour la vitesse de perte de masse.

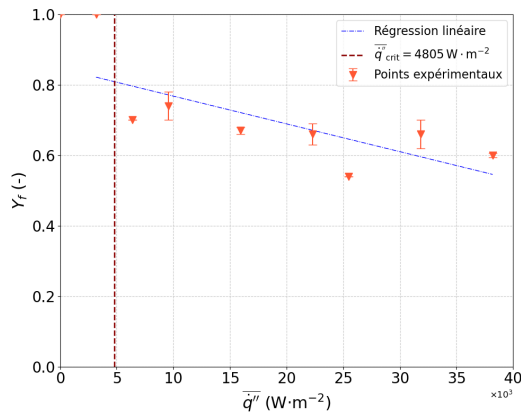


Figure 6 : Fraction massique résiduelle Y_f en fonction $\bar{q}''$.

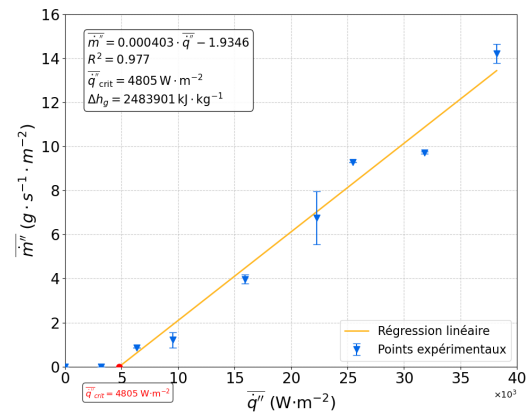


Figure 7 : Vitesse moyenne de perte de masse par unité de surface $\bar{m}''$ en fonction $\bar{q}''$.

La fraction massique résiduelle décroît quasi-linéairement avec $\bar{q}''$ sous l'expression $Y_f = 0,85 - 7,88 \times 10^{-6} \cdot \bar{q}''$. À faible densité de flux thermique moyen spatial absorbé ($\bar{q}'' = 9549 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$), la fraction résiduelle reste élevée ($Y_f \approx 0,74$) tandis qu'à densité de flux thermique moyen spatial absorbé élevée ($\bar{q}'' = 38196 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$) elle diminue à $Y_f \approx 0,60$.

La vitesse moyenne de perte de masse $\bar{m}''$ augmente linéairement avec la densité de flux thermique moyen spatial absorbé indiquant une dégradation thermique plus rapide à densité de flux thermique élevé. À $38196 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$, $\bar{m}''$ atteint environ $14,25 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ alors qu'à $6366 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$, elle est de $0,87 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ correspondant à une cinétique de décomposition plus lente. À partir de la régression linéaire de $\bar{m}''$ en fonction de $\bar{q}''$, la densité de flux thermique moyen spatial absorbé critique pour la dégradation thermique est estimé à $\bar{q}''_{crit} = 4805 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ correspondant à l'intersection de la droite avec l'axe des abscisses. En se basant sur la densité de flux thermique moyen spatial absorbé critique et en supposant que les pertes de chaleur sont principalement radiatives, il est possible d'estimer la température de pyrolyse (T_p) nécessaire pour initier la décomposition du matériau du câble, comme établi dans les travaux de Delichatsios [12]. Celle-ci peut être exprimée à l'aide de la loi de Stefan-Boltzmann :

$$T_p = \left(\frac{\bar{q}''_{crit}}{\epsilon \sigma} \right)^{1/4} \quad (6)$$

avec une émissivité $\epsilon = 1$, donnant $T_p \approx 539 \text{ K}$.

L'inverse de la pente de la régression linéaire fournit l'enthalpie effective de gazéification $\Delta h_g = 2483901 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$, comme établi dans les études sur la pyrolyse des polymères par Vovelle *et al.* [13]. Pour tenir compte de la fraction résiduelle Y_f , l'enthalpie corrigée est :

$$\Delta h_g^\circ = \frac{\Delta h_g}{1 - Y_f} \quad (7)$$

En prenant $Y_f = 0,7 \pm 0,14$, on obtient $\Delta h_g^\circ \approx 8279670 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$. La dépendance de Y_f à $\bar{q}''$ permet ainsi un calcul plus précis de l'enthalpie libérée, contrairement à l'hypothèse classique d'une fraction résiduelle constante. De plus, cette valeur de l'enthalpie de gazéification observée pour le câble électrique peut être attribuée à sa composition hétérogène. Contrairement aux polymères homogènes, les câbles contiennent des conducteurs métalliques (par exemple le cuivre) des matériaux isolants et peut être des additifs, qui influencent à la fois le processus de décomposition thermique et la fraction résiduelle.

4. Conclusion

Cette étude améliore la caractérisation du comportement thermique des câbles électriques en considérant leur géométrie cylindrique et qui introduit une densité de flux thermique moyen spatial absorbé. Contrairement aux approches basées sur des échantillons plats, cette méthode prend en considération l'énergie réellement reçue. Toutefois, cette étude présente plusieurs limites. Elle a été menée en absence d'oxygène et sur un câble unique et elle repose sur des hypothèses simplificatrices (densité de flux unidirectionnel, émissivité unité). Ces hypothèses seront progressivement levées dans des travaux futurs qui incluront des niveaux d'oxygène variables, une modélisation du système permettant l'estimation du facteur de vue et la quantification des échanges thermiques avec le support.

Références

- [1] Nations Unies, Accord de paris (2015), <https://unfccc.int/process-and-meetings/the-paris-agreement/the-paris-agreement>.
- [2] Observatoire National de la Sécurité Electrique (ONSE), Baromètre 2025 de la sécurité électrique en france, <https://www.onse.fr/> (2025).
- [3] R. Meinier, Experimental and analytic study of ignition and fire spreading along an electric cable tray, Ph.D. thesis, IMT - MINES ALES (2021).
- [4] X. Huang, Y. Nakamura, A review of fundamental combustion phenomena in wire fires, *Fire Technol.* 56 (1) (2020) 315–360, <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00918-5>.
- [5] B. Shi, C. Yang, H. Long, Research on the fire hazard of different cables based on cone calorimetry, *Fire* 6 (11) (2023) 431, <https://doi.org/10.3390/fire6110431>.
- [6] Y. Konno, N. Hashimoto, O. Fujita, Role of wire core in extinction of opposed flame spread over thin electric wires, *Combust. Flame* 220 (2020) 7–15, <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2020.06.026>.
- [7] International Organization for Standardization, Iso/ts 5660-5 :2020 - international organization for standardization, <https://www.iso.org/standard/71346.html>.
- [8] P. Boulet, G. Parent, Z. Acem, T. Rogaume, T. Fateh, J. Zaida, F. Richard, Characterization of the radiative exchanges when using a cone calorimeter for the study of the plywood pyrolysis, *Fire Saf. J.* 51 (2012) 53–60, <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.03.003>.
- [9] D. Marquis, E. Guillaume, A. Camillo, Effects of oxygen availability on the combustion behavior of materials in a controlled atmosphere cone calorimeter, *Fire Saf. Sci.* 11 (2014) 138–151, <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.11-138>.
- [10] H.-P. Ebert, F. Hemberger, Intercomparison of thermal conductivity measurements on a calcium silicate insulation material, *Int. J. Therm. Sci.* 50 (10) (2011) 1838–1844, <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2011.05.007>.
- [11] P. E. Pinto, J. Valdivia, A. Singh, X. Xi, J. Cuevas, J. L. Urban, Investigating radiation heat transfer from the cone calorimeter heater : A new view factor model and uncertainty quantification, *Int. J. Heat Mass Transf.* 245 (2025) 126976, <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2025.126976>.
- [12] M. A. Delichatsios, M. M. Delichatsios, Upward flame spread and critical conditions for pe/pvc cables in a tray configuration, *Fire Safety Science—Proceedings of the Fourth International Symposium* (1994) 433–444 Factory Mutual Research Corporation, Norwood, Massachusetts, USA.
- [13] C. Vovelle, R. Akrich, J. L. Delfau, Mass loss rate measurements on solid materials under radiative heating, *Combust. Sci. Technol.* 36 (1-2) (1984) 1–18, <https://doi.org/10.1080/00102208408923722>.

Remerciements

Les auteurs remercient vivement l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT) pour son soutien dans le cadre CIFRE n° 2024/0770, ayant permis le financement de la thèse de Modibo DEMBELE.