

Modélisation du déclenchement de l'ébullition nucléée en convection forcée en régimes permanent et transitoire

Modeling the onset of nucleate boiling in forced convection under steady-state and transient conditions

Héloïse HENAFF^{1,2*}, Jean-Marc LABIT², Cassiano TECCHIO², Marie-Christine DULUC¹

¹ Conservatoire National des Arts et Métiers, LAFSET, 75003, Paris, France

² CEA, STMF, 91191, Gif-sur-Yvette, France

*(auteur correspondant : heloise.henaff@cea.fr)

Résumé - Les principaux modèles d'enclenchement de l'ébullition nucléée disponibles dans la littérature sont confrontés à une base de données expérimentales, en régimes permanent et transitoire. Afin d'intégrer l'influence de l'état de paroi sur le déclenchement de l'ébullition, un modèle est proposé, prenant en compte une répartition statistique de cavités à la paroi. Ce modèle est confronté à la base de données expérimentales. Les résultats montrent un bon accord entre le modèle et les données expérimentales.

Abstract - The main nucleate boiling models available in the literature are compared with an experimental database, in steady-state and transient conditions. In order to integrate the influence of surface conditions on the boiling incipience, a model is proposed, taking into account a statistical distribution of cavities at the wall. This model is compared with the experimental database. The results show a good agreement between the model and the experimental data

Nomenclature

| | | | |
|-----------------------|--|-----------------------------|---------------------------------------|
| D_h | Diamètre hydraulique, m | ρ | masse volumique, kg m^{-3} |
| h | coefficient d'échange convectif, $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ | σ | tension de surface, N m^{-1} |
| h_{lv} | enthalpie de vaporisation, J K^{-1} | σ^* | erreur quadratique moyenne, K |
| k | conductivité thermique, $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ | Σ | rapport de surfaces |
| P | pression, bar | <i>Indices et exposants</i> | |
| q'' | densité de flux, W m^{-2} | cl | convection liquide |
| Re | nombre de Reynolds = $\frac{GD_h}{\eta}$ | l | liquide |
| r_c | rayon de la cavité, m | obd | onset of boiling driven regime |
| R_m | rugosité moyenne, m | onb | onset of nucleate boiling |
| R_q | moyenne quadratique de la rugosité, m | p | paroi |
| T | température, K | sat | écart à la saturation |
| <i>Symboles grecs</i> | | sub | sous-saturation |
| η | viscosité dynamique, Pa s | v | vapeur |
| μ^* | erreur moyenne, K | | |

1. Introduction

Dans un réacteur nucléaire, une insertion de réactivité (RIA, *Reactivity Initiated Accident*) entraîne une augmentation exponentielle de la puissance générée dans le cœur, évoluant comme $e^{\frac{t}{\tau}}$ où τ est la période d'excursion du transitoire. Lors de ce type de transitoire, l'échange thermique entre la paroi du combustible et le fluide est dimensionnant pour la suite de l'accident. Le transfert thermique étant favorisé en régime d'ébullition nucléée, le déclenchement de l'ébullition nucléée (ONB, *Onset of Nucleate Boiling*) influence significativement le déroulement du transitoire. Il doit donc être correctement modélisé, notamment dans les codes de calculs de sûreté nucléaire. L'objectif de ce travail est, à terme, d'implémenter un modèle d'ONB dans le code CATHARE [5], code de thermo-hydraulique à l'échelle système. Plusieurs modèles existent pour déterminer le point d'ONB en fonction des conditions d'écoulement.

1.1. Modèles de la littérature

Le tableau 1 présente les principaux modèles de la littérature. Le modèle de Davis et An-

| Modèle | Année | Formule | Plage (bar) |
|------------------------|-------|--|-------------|
| Davis & Anderson [1] | 1966 | $\Delta T_{onb} = \sqrt{\frac{8C\sigma T_{sat} q''_{onb}}{kl h_{lv} \rho_v}}$ | 1-6 |
| Bergles & Rohsenow [2] | 1964 | $\Delta T_{onb} = 0.556 \left(\frac{q''_{onb}}{1082 P^{1.156}} \right)^{\frac{P^{0.0234}}{2.16}}$ | 1-138 |
| Jens & Lottes [3] | 1951 | $\Delta T_{onb} = 25 \left(\frac{q''_{onb}}{10^6} \right)^{0.25} e^{-\frac{P}{62}}$ | 35-138 |
| Thom [4] | 1965 | $\Delta T_{onb} = 22.65 \left(\frac{q''_{onb}}{10^6} \right)^{0.5} e^{-\frac{P}{87}}$ | 50-138 |
| Labit [5] | 2020 | $\Delta T_{onb} = \left(a + \frac{h}{k_l} b \Delta T_{sub} \right) \frac{1}{1 - \frac{h}{k_l} b}$ | 1 |

Tableau 1 : *Modèles*

derson est un modèle analytique découlant du critère de Hsu (présenté dans l'équation 3). Les modèles de Bergles et Rohsenow, Jens-Lottes et Thom sont empiriques. Le modèle de Labit part de la formulation de l'équilibre mécanique de la bulle dans un site de nucléation et est corrélé via les paramètres a et b dans le tableau 1 aux données expérimentales de Su [6], à 1 bar et en régime transitoire de puissance.

La définition classique de l'ONB est le point d'apparition de la première bulle à la paroi. Cependant, du point de vue de l'échange thermique et en vue d'une implémentation dans un code à échelle système, le point d'intérêt est le point d'inflexion de la courbe d'ébullition. Ce point, que l'on nommera OBD (*Onset of Boiling Driven regime*), est en général plus tardif que le point d'ONB. C'est ce point d'OBD qui sera utilisé pour évaluer les différents modèles. Ainsi, les modèles établis à partir du point d'ONB (premières nucléations à la paroi) présentés par la suite donnent des surchauffes à l'ébullition sous-estimées par rapport aux résultats expérimentaux, ce qui est dû à la différence de définition des différents points d'intérêt.

1.2. Exploitation des données expérimentales

1.2.1. Constitution d'une base de données expérimentales

La base de validation expérimentale est constituée d'études exclusivement en eau, en convection forcée, en régimes permanent et transitoire. Les études utilisées sont présentées dans les

tableaux 2 et 3. La colonne " ΔT_{sub} " correspond à la sous-saturation de la phase liquide en entrée.

| Etude | Année | P (bar) | Reynolds | ΔT_{sub} (K) | Géométrie | D_h (mm) |
|-----------------|-------|-----------|----------------------------|----------------------|-------------|------------|
| McAdams [7] | 1949 | 2.1 – 6.2 | $(0.39 - 4.7) \times 10^4$ | 11 – 83 | Annulaire | 13 |
| Jens-Lottes [3] | 1951 | 138 | 1.5×10^4 | 83 – 94 | Cylindrique | 5.7 |
| Thom [4] | 1965 | 138 | $(1.9 - 5.8) \times 10^4$ | 33 | Cylindrique | 13 |
| Goel [8] | 2017 | 1 | 220 – 440 | 10 – 30 | Annulaire | 33 |

Tableau 2 : *Données utilisées en régime permanent*

| Etude | Année | P (bar) | Reynolds | ΔT_{sub} (K) | τ (ms) | Géométrie | D_h (mm) |
|--------|-------|---------|-------------------------|----------------------|-------------|-----------|------------|
| Su [6] | 2015 | 1 | $(2.5 - 6) \times 10^4$ | 10 – 75 | 5 – 500 | Plane | 15 |

Tableau 3 : *Données utilisées en régime transitoire*

1.2.2. Confrontation aux modèles existants

La figure 1 présente une comparaison entre les modèles de la littérature et les données expérimentales en régimes permanent et transitoire pour ΔT_{obd} . Ainsi, " $\Delta T_{obd,exp}$ " représente les points d'OBD tirés de la base de données expérimentales, et " $\Delta T_{obd,calcule}$ " représente les points calculés à partir des différents modèles, aux conditions expérimentales correspondantes. On en tire les observations suivantes :

- Modèle de Bergles & Rohsenow : Ce modèle sous-estime grandement la valeur de l'OBD ($\mu^* = -9.1$ K). La détermination précise des points d'ONB utilisés pour calibrer le modèle n'est pas détaillée dans l'article de Bergles et Rohsenow, mais il est probable que le décalage entre le modèle et les valeurs expérimentales découle des différences de définitions pour le point d'ONB/OBD.
- Modèle de Jens & Lottes : Ce modèle prédit les données obtenues en régime permanent avec une marge d'erreur de ± 5 K. Les données de Su, en régime transitoire, sont moins bien décrites par le modèle (jusqu'à 15 K d'écart entre le modèle et l'expérience).
- Modèle de Thom : Ce modèle est également satisfaisant pour les données en régime permanent (μ^* et σ^* sous les 5 K). Pour les données en régime transitoire, les points calculés par le modèle sont très dispersés, avec une erreur allant jusqu'à 15 K.
- Modèle de Labit : Les points à haute pression ne sont pas bien prédits. Ils sortent de la plage de validation du modèle. Les autres points en régime permanent suivent une tendance proche de celle du modèle, mais avec un écart quantitatif significatif. Pour les points en régime transitoire, sur lesquels le modèle est corrélé, on observe un décalage entre les prédictions et les valeurs expérimentales, qui s'explique par une différence de calcul du coefficient h entre la présente étude et [5].
- Modèle de Davis & Anderson (non présenté en figure 1) : Ce modèle donne des résultats similaires à celui de Bergles et Rohsenow, avec une température d'OBD largement sous-estimée ($\mu^* = -10.5$ K). La principale raison est là encore la définition du point d'ONB/OBD, car Davis et Anderson établissent la température minimale de début de nucléation, et non le point d'inflexion de la courbe d'ébullition.

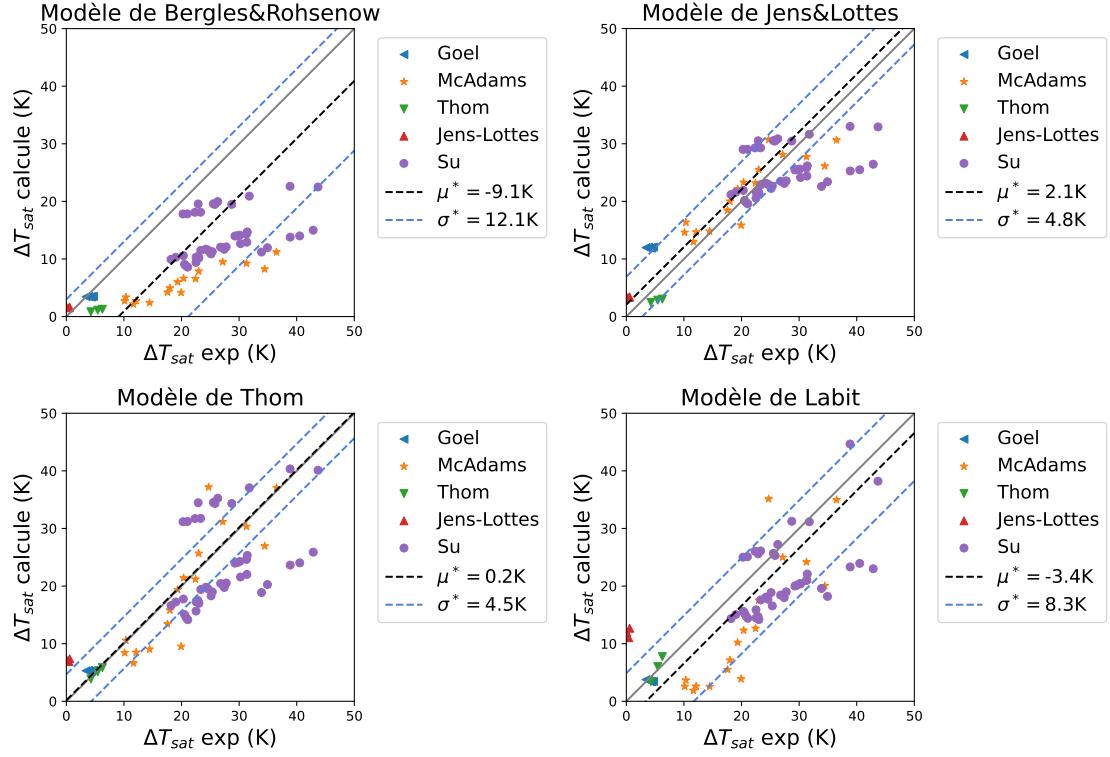


Figure 1 : Performances des différents modèles sur les données expérimentales : comparaison à la surchauffe pariétale à l’OBD

Aucun de ces modèles ne parvient à prédire à la fois les données en régime permanent et en régime transitoire. De plus, ces modèles ne prennent pas en compte l'influence de l'état de surface, or il a été montré que ce paramètre modifie de manière importante la courbe d'ébullition ([9],[10]). L'objectif de ce travail est donc de proposer un nouveau modèle intégrant ce paramètre, qui permette de rendre en compte des données expérimentales à disposition, aussi bien en régime permanent que transitoire.

2. Formulation du modèle

2.1. Esprit du modèle

Avant le déclenchement de l'ébullition nucléée, l'échange thermique à la paroi est purement dû à la convection dans la phase liquide. On peut exprimer le flux thermique à la paroi de la manière suivante :

$$q''_{cl} = h_{cl}(T_p - T_l) \quad (1)$$

À partir du début de l'ébullition, l'aire d'influence des bulles sur la paroi augmente, et l'aire concernée par la convection avec la phase liquide diminue. L'équation 2 exprime le flux thermique dû uniquement à la convection liquide.

$$q''_{cl}(\Delta T_{sat}) = (1 - \Sigma(\Delta T_{sat}))h_{cl}(\Delta T_{sat} + \Delta T_{sub}) \quad (2)$$

Avec Σ la proportion de la paroi influencée par l'ébullition. La perte d'influence de l'échange thermique par convection est compensée par l'augmentation de l'échange thermique due au développement de l'ébullition nucléée. On fait l'hypothèse qu'il existe un Σ_{obd} seuil au-delà

duquel la contribution de l'ébullition au transfert thermique devient significative par rapport à la convection liquide. L'approche mise en œuvre consiste donc à modéliser $\Sigma(\Delta T_{sat})$ et à faire émerger une valeur seuil de Σ à partir des données expérimentales disponibles.

2.2. Modèle

Le modèle de Hsu [11] donne la loi d'activation des sites à la paroi en fonction de la surchauffe et du flux en considérant un profil de température linéaire proche de la paroi. Il est exprimé par :

$$r_{c\min,max} = \frac{k_l \Delta T_{sat}}{2Cq''} \times \left(1 \pm \sqrt{1 - \frac{8\sigma T_{sat} C q''}{\rho_v h_{lv} k_l \Delta T_{sat}^2}} \right) \quad (3)$$

La constante C peut varier entre 1 et 2, et dépend de l'angle d'ouverture de la cavité et de l'angle de contact (donc de la mouillabilité). Dans le présent travail, les bulles sont prises hémisphériques (soit $C = 1$). À une surchauffe donnée, on peut associer une plage de tailles de cavités actives. Pour obtenir une surface active, il faut également modéliser le nombre de sites activables à la paroi en fonction de leur taille. Pour des raisons de simplicité, on implémente une loi gaussienne de répartition des cavités. L'article de McHale [12] étudie des surfaces surfaces dont la rugosité est modifiée par abrasion. Il donne une rugosité moyenne de $0.1 \mu\text{m} - 10 \mu\text{m}$, et un écart-type de l'ordre de la rugosité moyenne. On utilisera donc une loi normale de paramètres (R_m, R_q) avec $R_m \in [0.1 \mu\text{m}; 10 \mu\text{m}]$ et $R_q = R_m$.

$$f(r) = \frac{N}{R_q \sqrt{2\pi}} \times e^{-\frac{(r-R_m)^2}{2R_q^2}} \quad (4)$$

$$\Sigma(r_{c\min}, r_{c\max}) = \int_{r_{c\min}}^{r_{c\max}} \pi r^2 f(r) dr \quad (5)$$

La loi gaussienne est normalisée de sorte que $\lim_{r \rightarrow \infty} \Sigma(0, r) = 1$. La figure 2 représente l'évolution de l'état d'activation de la paroi en fonction de la surchauffe à la paroi. Le point $(r_0, \Delta T_0)$ est

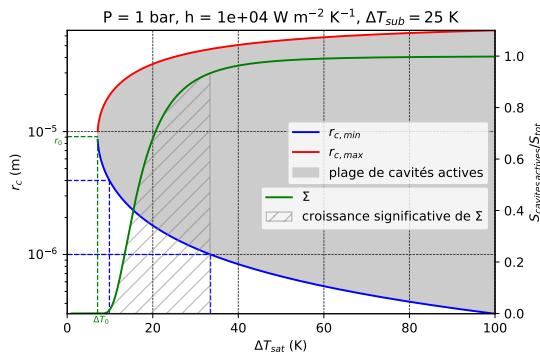


Figure 2 : Σ , $r_{c,\min}$ et $r_{c,\max}$ en fonction de ΔT_{sat}

le point d'activation des premières cavités, et correspond au point d'ONB dans le modèle de Davis & Anderson. La surface active croît sur une certaine plage de température à partir de ce point et le point d'OBD modélisé se situe nécessairement dans cette plage. L'étape suivante est de proposer une valeur seuil de Σ pour modéliser l'OBD.

2.3. Linéarisation et premières analyses

Le modèle décrit permet d'exprimer Σ en fonction de ΔT_{sat} . Cependant, l'objectif de la modélisation est d'exprimer ΔT_{sat} en fonction de Σ . $\Sigma(\Delta T_{sat})$ n'étant pas inversible, une linéarisation a été effectuée après observation de la forme générale de Σ . La dérivée de $\Sigma(\Delta T_{sat})$ est calculée à la surchauffe ΔT_{lin} à laquelle les sites de taille ($R_m + R_q$) sont activés. La forme linéarisée est donc la suivante :

$$\Sigma(\Delta T_{sat}) = \Sigma(\Delta T_{lin}) + (\Delta T_{sat} - \Delta T_{lin})\Sigma'(\Delta T_{lin}) \quad (6)$$

Grâce à cette expression, la surchauffe à l'OBD peut être calculée à partir des différents paramètres expérimentaux, et à la valeur seuil Σ_{obd} :

$$\Delta T_{obd} = \Delta T_{lin} + \frac{\Sigma_{obd} - \Sigma(\Delta T_{lin})}{\Sigma'(\Delta T_{lin})} \quad (7)$$

Les figures 3 à 6 montrent l'impact des différents paramètres expérimentaux sur l'évolution de Σ avec la surchauffe.

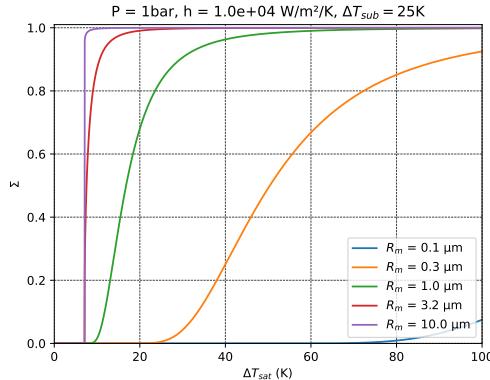


Figure 3 : Évolution de Σ avec R_m

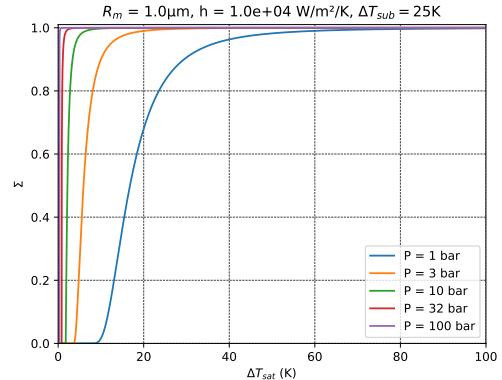


Figure 4 : Évolution de Σ avec P

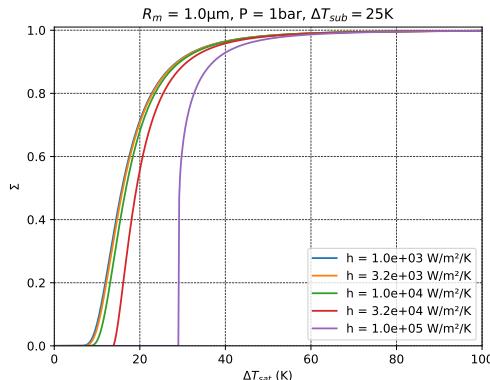


Figure 5 : Évolution de Σ avec h_{cl}

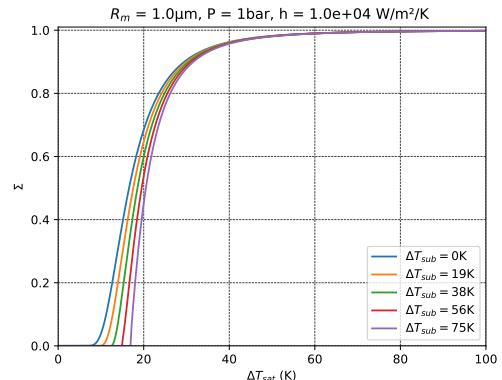


Figure 6 : Évolution de Σ avec ΔT_{sub}

Le déclenchement de l'ébullition est facilité par :

- des cavités de grande taille (un embryon de vapeur plus gros implique une surpression et une surchauffe plus faibles);

- une pression élevée (explicable par la forme de la courbe de saturation de l'eau);
- un coefficient d'échange faible (via l'influence sur l'épaisseur de la couche limite);
- une sous-saturation faible (via le profil de température près de la paroi);

Ces observations qualitatives sont conformes avec les résultats expérimentaux. Cependant, le modèle prédit une sensibilité vis-à-vis du paramètre R_m (donc de l'état de surface) très importante, or l'état de surface des données expérimentales n'est pas toujours connu avec précision.

3. Validation expérimentale

L'état de surface des parois utilisées dans la production des données expérimentales n'est pas connu avec précision. Il est donc difficile d'obtenir une valeur fiable de R_m . Une première confrontation du modèle aux données expérimentales permet de sélectionner une plage de R_m pour laquelle le modèle donne des résultats comparables aux données expérimentales.

3.1. Corrélation de Σ_{obd}

Pour les données en régime permanent, une valeur de R_m fixée à $0.2 \mu\text{m}$ permet d'obtenir des résultats cohérents. Il ressort de la confrontation aux données expérimentales que la valeur de Σ_{obd} est corrélée positivement au nombre de Reynolds. Ainsi, bien que les effets du nombre de Reynolds soient déjà pris en compte implicitement dans le modèle de Hsu, il semble également influencer le paramètre Σ_{obd} , et il faut ajouter au modèle une corrélation de ce type :

$$\Sigma_{obd} = e^{-\frac{5 \cdot 10^{-4}}{\text{Re}}} \quad (8)$$

Pour les données en régime transitoire, une valeur de $0.5 \mu\text{m}$ (proche des mesures effectuées par Su [6]) permet d'obtenir des résultats cohérents. Contrairement aux données en régime permanent, il ne semble pas y avoir de dépendance claire entre Σ_{obd} et le Re. Cependant, on trouve une dépendance de Σ_{obd} à la période exponentielle τ . En conséquence, une corrélation est ajoutée :

$$\Sigma_{obd} = 0.1(1 + 5e^{-50\tau}) \quad (9)$$

avec τ exprimé en secondes.

3.2. Résultats

La figure 7 évalue le modèle corrélé aux données expérimentales. Le modèle présente un μ^* et un σ^* comparables à celles des modèles de Jens-Lottes et de Thom, avec l'avantage de rester correct pour les données en régime transitoire. Seules les données de Goel, obtenues en régime d'écoulement laminaire, sortent de la plage d'erreur $\pm 8 \text{ K}$. L'utilisation de la version linéarisée du modèle entraîne une dégradation de ses performances (doublement de σ^*), principalement liée à la sur-estimations des données de Goel. Pour les autres données expérimentales, le modèle linéarisé donne des résultats très similaires au modèle de départ, son implémentation est donc envisageable.

4. Conclusion - Perspectives

Un modèle de déclenchement de l'ébullition nucléée a été proposé en combinant un modèle classique d'activation de cavité et un modèle de répartition des tailles de site à la paroi. Le modèle a été confronté aux données expérimentales, afin d'en tirer une corrélation sur des grandeurs macroscopiques d'intérêt. Les conclusions tirées de ce travail sont les suivantes :

- La dépendance de l'OBD aux grandeurs macroscopiques est cohérente qualitativement,

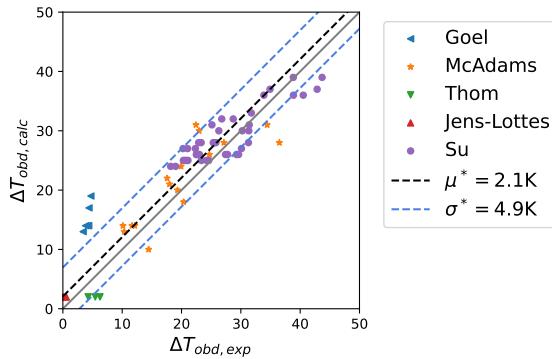


Figure 7 : Évaluation du modèle vis-à-vis données expérimentales

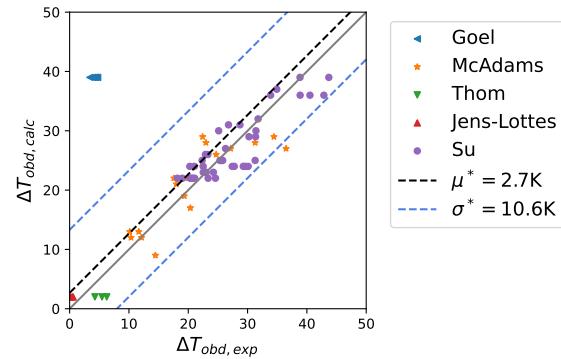


Figure 8 : Évaluation du modèle linéarisé vis-à-vis données expérimentales

- Une fois corrélé, le modèle donne des prédictions très prometteuses pour les données en régime permanent et en régime transitoire, avec une précision comparable à celle des meilleurs modèles existants,
- La sensibilité du modèle à l'état de surface est très forte, ce qui constitue une limitation vis-à-vis des données expérimentales où l'état de surface n'est pas précisément connu,
- La linéarisation du modèle ne dégrade pas significativement sa performance, et permet une implémentation facilitée dans un code de calcul.

Le modèle ayant été corrélé et validé sur la même base de données expérimentales, il est nécessaire de le valider sur un ensemble de données plus large afin de vérifier sa pertinence. Il sera également utile d'étudier l'influence de la mouillabilité, via la prise en compte de données expérimentales obtenues avec d'autres fluides que l'eau.

Références

- [1] E. J. Davis, G. H. Anderson, The incipience of nucleate boiling in forced convection flow, *AICHE Journal* (1966)
- [2] A. E. Bergles, W. M. Rohsenow. The determination of forced-convection surface-boiling heat transfer, 365-372. (1964)
- [3] W.H. Jens, P. A. Lottes, Analysis of heat transfer, burnout, pressure drop and density date for high-pressure water, No. ANL-4627. Argonne National Lab.(ANL), Argonne, IL (United States) (1951)
- [4] J.R.S. Thom et al, Paper 6 : boiling in sub-cooled water during flow up heated tubes or annuli, *Proceedings of the institution of mechanical engineers, conference proceedings*. Vol. 180. No. 3. Sage UK : London, England : Sage Publications (1965)
- [5] JM Labit, *Modélisation multiphysique des transitoires d'insertion de réactivité et méthodologie de validation appliquée au réacteur CABRI*, Université Grenoble Alpes (2020)
- [6] GY Su, et al., Transient boiling of water under exponentially escalating heat inputs. Part II : Flow boiling, *International journal of heat and mass transfer* : 685-698 (2016)
- [7] W.H. McAdams et al., Heat transfer at high rates to water with surface boiling, *Industrial & Engineering Chemistry* 41.9 : 1945-1953. (1949)
- [8] P. Goel et al., Experimental study of bubble departure characteristics in forced convective subcooled nucleate boiling., *Experimental heat transfer* 31.3 (2018) : 194-218 (2018)
- [9] G. M. Aguiar, Infrared Thermometry Analysis of Surface Effects in Subcooled and Saturated Boiling of Water, *Doctoral dissertation, Massachusetts Institute of Technology* (2024)
- [10] N. A. F. Campbell et al., Nucleate boiling investigations and the effects of surface roughness, No. 1999-01-0577. *SAE Technical Paper* (1999)
- [11] Y. Y. Hsu, On the size range of active nucleation cavities on a heating surface, *ASME* (1962)
- [12] John P. McHale, V. Garimella Suresh, Nucleate boiling from smooth and rough surfaces–Part 2 : Analysis of surface roughness effects on nucleate boiling, *Experimental Thermal and Fluid Science* (2013)