

SIMULATION PAR CORRELATIONS DES CONDITIONS DE LA CRISE D'EBULLITION DANS UN TUBE VAPORISATEUR A HAUTE PRESSION

Ahmed Rahmani et Kamel Chaoui***

* Centre de Recherche Nucléaire de Birine, (CRNB), BP180, Ain Ousseara, Djelfa 17200.

** Laboratoire de Recherche Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de l'Ingénieur, Université Badji Mokhtar, BP 12, Annaba 23000, Tel/Fax: (038) 87 65 66, e-mail : chaoui@univ-annaba.org

RESUME

Cette étude concerne les régimes de transfert de chaleur lors de l'ébullition de l'eau dans les tubes vaporisateurs d'un générateur de vapeur de haute pression. L'objectif est de délimiter les conditions qui concourent à l'apparition probable du phénomène de crise d'ébullition. La méthode utilisée s'appuie sur une combinaison judicieuse des corrélations empiriques décrivant les différents régimes et choisies en raison du niveau de précision et de l'intervallé d'application. Ainsi, un programme de calcul qui donne en même temps la variation de la température de la paroi et la qualité de vapeur, a été élaboré. Il permet aussi d'étudier l'influence des paramètres physiques du système comme la densité de flux thermique, le débit massique et la pression, sur la nature et l'intensité de la crise d'ébullition. La variation de la température de la paroi longitudinalement montre les divers modes de transfert thermique et indique la position exacte de la crise d'ébullition le long du tube.

MOTS-CLES: Générateur de vapeur, Crise d'ébullition, Corrélation, Flux de chaleur critique.

ABSTRACT

This study deals with heat transfer modes during water boiling in tubes of a high-pressure steam generator. The objective is to delimit the conditions, which contribute to the probable appearance of the phenomenon of departure from nucleate boiling. The approach is based on a judicious combination of empirical correlations describing the various heat transfer mode. The choice of the correlations is based on the precision level and the defined interval of applicability. Thus, a computing scheme is devised to obtain at the same time both temperature variations at the tube wall surface and vapor quality. It also makes it possible to study the influence of the system physical parameters such as the thermal flux density, the mass flowrate and the pressure, on the nature and the intensity of the boiling crisis. The wall temperature variation along the tube clearly shows the various modes of heat transfer and indicates the exact position where the boiling crisis takes place.

KEY WORDS: Steam boiler, Departure from nucleate boiling, Correlation, Critical heat flux.

1. INTRODUCTION

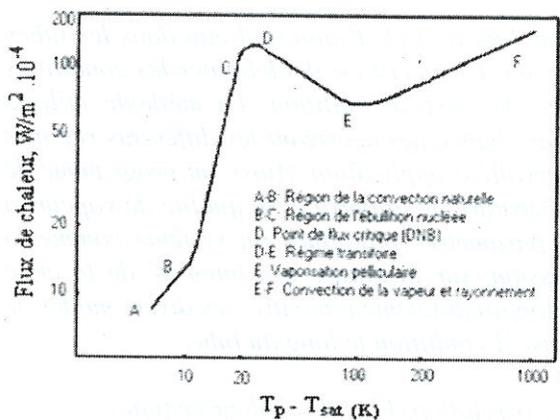
Les installations d'utilités industrielles constituent une importance majeure dans les différents procédés de transformation chimiques, pétrochimiques, hydroélectriques ou alimentaires parce qu'elles contribuent à rendre disponible les ressources énergétiques indispensables à l'entraînement des machines et au bon fonctionnement [1-3]. Le recours à la production de la vapeur utilitaire ou à l'énergie électrique est subordonné au maintien de paramètres opératoires qui assurent la disponibilité opérationnelle requise dans les

meilleures conditions de sécurité et de fiabilité du procédé. Cependant, les détériorations de tubes vaporisateurs dans les générateurs de vapeur industriels tels que l'éclatement, la fissuration ou la déformation sont les résultats de paramètres opératoires qui ne sont pas correctement définis surtout dans le cas des chaudières à vapeur de grandes puissances thermiques et à haute pression [3,4].

Le régime d'ébullition nucléée représente le plus d'intérêt pour la plupart des appareillages de production de vapeur. Quand il est souhaité d'évacuer rapidement des quantités importantes de chaleur comme c'est

le cas des centrales nucléaires, il est nécessaire d'utiliser l'ébullition d'un liquide et d'opérer aussi près que possible du point critique indiqué par le point « D » sur la courbe de Nukiyama illustrée par la figure (1).

Dans le but d'assurer un fonctionnement adéquat des machines à vapeur, il est indispensable d'étudier le phénomène de crise d'ébullition et de prédire les régimes de transfert thermique dans le système. En Algérie, plusieurs incidents d'éclatement catastrophiques de tubes ont eu lieu suite à des surchauffes importantes [3].



L'objectif visé par ce travail est l'étude de la crise d'ébullition dans les tubes vaporisateurs d'un générateur de vapeur à haute pression en tant que cause probable de défaillance. Par conséquent, la connaissance des conditions de crise d'ébullition devient une priorité pour l'exploitant afin d'éviter les arrêts intempestifs en production. L'association de ces résultats avec ceux de la maintenance et l'analyse des éclatements permet de mener correctement l'opération d'expertise et de formuler des recommandations aux exploitants et aux concepteurs des générateurs de vapeur pour réduire les risques d'endommagements voire d'accidents.

2. APPROCHE DU PROBLEME

Le problème d'ébullition est complexe car il comporte de nombreuses variables régissant le processus de changement de phase. Comme il n'existe aucune solution théorique satisfaisante pour étudier ce phénomène, il faut donc, recourir aux corrélations empirique et semi empirique établies à partir de résultats expérimentaux réalisés parfois dans des conditions bien limitées en termes de vitesse massique, de pression et de géométrie

d'écoulement [5,6]. La prédiction de la crise d'ébullition passe par une approche rigoureuse des régimes de transferts thermiques afin d'arriver à l'estimation du titre critique ainsi qu'à la température de surface de la paroi [7].

2.1 Calcul du titre critique

Dans le cas de transfert de chaleur à flux imposé, on définit la variable (titre critique) qui correspond à l'apparition probable d'une crise d'ébullition. La fonction générale est de la forme :

$$X_c = f(p, G, q, x) \quad (1.a)$$

L'équation (1.a) donne la possibilité d'étudier soigneusement toutes les combinaisons possibles. La corrélation spécifique (1.b) d'Auracher [3], permet d'obtenir le titre critique qui correspond à l'apparition d'une crise d'ébullition lorsque le titre de vapeur est faible:

$$X_c = \frac{\ln\left(\frac{G}{1000}\right)\left(0,68\left(\frac{P}{P_c}\right)^{-0,3} - \ln(q) + \ln(C)\right)}{1,2\ln\left(\frac{G}{1000}\right) + 1,5} \quad (1.b)$$

Où :

$$C = 10^3 \left(10,3 - 17,5 \left(\frac{P}{P_c} \right) + 8 \left(\frac{P}{P_c} \right)^2 \right) \left(\frac{8}{1000D} \right)^{0,5} \quad (2)$$

Par contre, l'écoulement à titre de vapeur élevé, la corrélation de Kon-Kov le décrit très bien avec les mêmes variables [3]:

$$x_c = 19,398q^{-0,125} G^{-0,333} (1000D)^{-0,07} e^{\frac{2,57P}{1000}} \quad (3)$$

2.2 Calcul de température de la paroi

Pratiquement, la température de la paroi, est la seule quantité mesurable pendant l'opération d'ébullition. Elle permet aussi d'exprimer les différents régimes de transferts thermiques ; en indiquant si l'ébullition nucléée ou dispersée en référence au titre de vapeur par rapport au titre critique.

2.2.1 Régime d'ébullition nucléée ($x < x_c$)

La corrélation de l'ébullition nucléée représentée par (eq. 4) et proposée par Chen [7,8] contient un terme de convection

macroscopique, h_{mac} (éq. 5), et un terme d'ébullition microscopique, h_{mic} (éq. 6). Cette corrélation est exprimée par la relation:

$$q = h_{mac} (T_p - T_{Sat}) F + h_{mic} (T_p - T_{Sat}) S \quad (4)$$

Pour le terme macroscopique, Chen propose de multiplier la corrélation de Dittus-Boelter [9] par un facteur d'amplification (F). Inversement, pour l'ébullition nucléée, la corrélation de Foster-Zuber est multipliée par un facteur de suppression (S) décrit par (éq. 7) :

$$h_{mic} = 0,00122 \left(\frac{\lambda_f^{0,79} C_p^{0,45} \rho_f^{0,49} g^{0,25}}{\sigma^{0,5} \mu_f^{0,29} L_v^{0,24} \rho_v^{0,24}} \right) \Delta T_{Sat}^{0,24} \Delta P_{Sat}^{0,75} \quad (5)$$

$$h_{mac} = 0,023 \frac{\lambda_f}{D} \left(\frac{GD (1-x)}{\mu_f} \right)^{0,8} Pr_f^{0,4} \quad (6)$$

$$S = \begin{cases} (1 + 0,12 Re_{tp})^{-1,14}, & Re_{tp} < 32,5 \\ (1 + 0,42 Re_{tp}^{0,78})^{-1,14}, & 32,5 \leq Re_{tp} < 70 \\ 0,0797 & , Re_{tp} > 32,5 \end{cases} \quad (7)$$

Le terme ΔP_{sat} dans l'équation (5) est donné par la relation de Clapeyron qui est valable en régime saturé :

$$\Delta P_{Sat} = \frac{L_v (T_p - T_{Sat})}{T_{Sat} \left(\frac{1}{\rho_v} - \frac{1}{\rho_f} \right)} \quad (8)$$

Le facteur d'amplification (F) est donné en fonction de l'inverse du nombre de Lockhart-Martinelli:

$$F = \begin{cases} 1 & ; \text{ si } \frac{1}{X} \leq 0,1 \\ 2,35 \left(\frac{1}{X} + 0,213 \right)^{0,736} & ; \text{ si } \frac{1}{X} > 0,1 \end{cases} \quad (9)$$

Où :

$$\chi_u^{-1} = \left(\frac{G_v}{G_f} \right)^{0,9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_v} \right)^{0,5} \left(\frac{\mu_v}{\mu_f} \right)^{0,1} \quad (10)$$

Le calcul de la température de la paroi dans cette région repose sur la combinaison des équations (4, 5, 6, 7, 8, 9 et 10) qui donnent suivant le régime une équation non linéaire où la variable est ΔT_{sat} (éq. 11):

$$A(x) \Delta T_{sat}^{1,99} + B(x) \Delta T_{sat} = 0 \quad (11)$$

Cette équation traduit l'écart de température entre le liquide et la paroi chauffante qui est physiquement le démarrage de l'ébullition nucléée sur la surface interne du tube. Par conséquent, la température de la paroi est exprimée par la relation:

$$T_p = T_{Sat} + \Delta T_{Calculée} \quad (12)$$

2.2.2 Régime d'ébullition dispersé ($x > x_c$)

La zone d'écoulement à gouttelettes est caractérisée par ($x_c < x \leq 1$). L'étude est simplifiée, en admettant que les phases liquide et vapeur sont en équilibre thermodynamique. Pour la zone d'écoulement surchauffé, le coefficient de transfert de chaleur peut être calculé à partir de la corrélation de Groeneveld & Delorme [10,11] comme suit :

$$h_m = 0,0012 \frac{\lambda_v}{D} Re_v \left(x + \left(\frac{\rho_f}{\rho_v} \right) (1-x) Pr_v^{0,61} \right)^{0,87} \quad (13)$$

Dans cette région, la température de la paroi est exprimée en fonction de titre critique :

$$T_p = T_v + \frac{q}{h_{FB}} \quad (14)$$

$$T_v = T_{Sat} + \frac{1}{X_c G C p_v} \int_{z_c}^z q dz \quad (15)$$

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

La solution de ce problème est approchée par des corrélations pour chaque régime de transfert thermique. Le programme de calcul offre une simulation maniable à travers toutes combinaisons possibles des paramètres du système (p, G, q et x). L'ensemble des courbes obtenues donne la variation de la température de la paroi sous l'influence des variables associées au système.

3.1 Effet du flux de chaleur

La Figure (2) montre que l'augmentation du flux de chaleur a un faible effet sur le transfert thermique dans la région d'ébullition nucléée. C'est un point de fonctionnement recherché en exploitation. Par contre, dans la région d'écoulement post-flux thermique critique, la

température de la paroi augmente selon l'accroissement du flux de chaleur imposé.

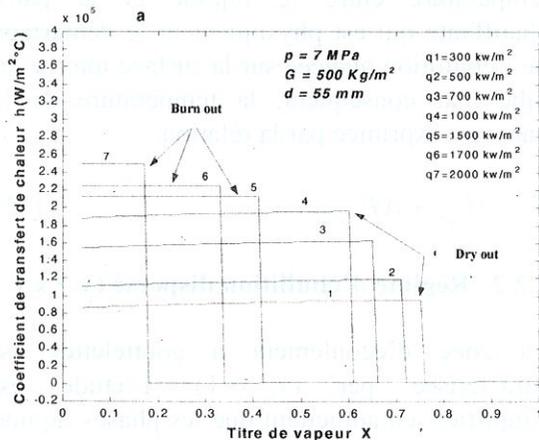


Figure 2 : Effet du flux de chaleur sur le coefficient de transfert thermique.

Ce résultat exprime aussi l'existence de deux types de crise d'ébullition à travers les variations du coefficient de transfert thermique. Ainsi, l'augmentation du flux de chaleur fait changer l'écoulement de l'ébullition nucléée à un écoulement convectif où le type de la crise d'ébullition fait une transition de l'assèchement critique de la paroi (dry-out) vers le phénomène de caléfaction (burn-out). Dans ce cas, le coefficient de transfert de chaleur correspondant à cette région reste constant pour la zone d'ébullition nucléée. Cependant, pour le type assèchement, il évolue selon l'augmentation du titre de vapeur dans l'écoulement à cause de la formation de bulles de vapeur sur la paroi chauffante.

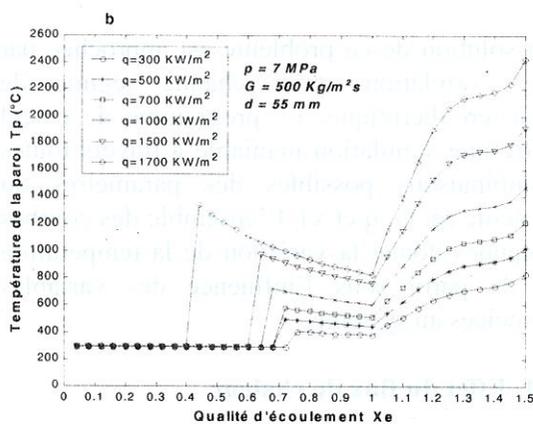


Figure 3: Effet du flux de chaleur sur la température de la paroi.

La figure (3) montre la variation de la température de la paroi sous l'effet du flux de chaleur imposé. Evidemment, l'accroissement

de la température de la paroi s'expliquerait par la proportionnalité entre la différence de température et le flux de chaleur imposé.

3.2 Effet de la vitesse massique

L'expérience montre que la crise d'ébullition est rapidement atteinte lorsque le titre se trouve diminué et qui correspond donc à une augmentation de la vitesse massique comme obtenu dans la figure (4). En effet, le coefficient de transfert de chaleur est amélioré à mesure que le titre de vapeur s'améliore jusqu'au point de crise d'ébullition. Cependant, à mesure que la vitesse massique diminue dans le régime d'ébullition nucléée, le point de suppression de l'ébullition nucléée (DNB) se trouve poussé vers des titres de vapeur plus élevés mais avec des coefficients de transfert thermique moins importants, figure (5).

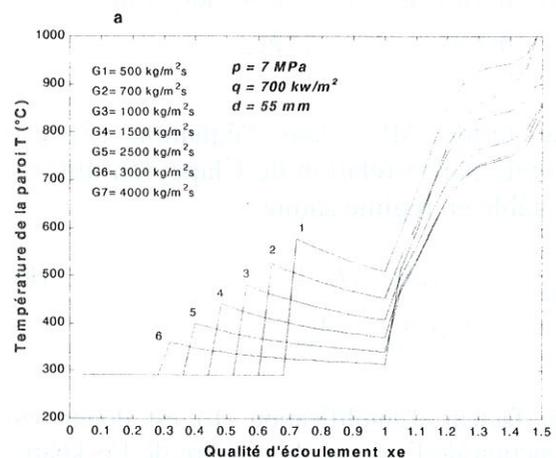


Figure 4: Effet de la vitesse massique sur la température de la paroi.

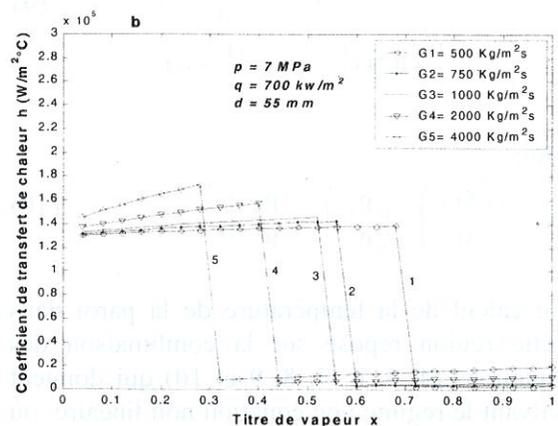


Figure 5 : Effet de la vitesse massique sur le coefficient de transfert thermique.

L'explication de la diminution de l'intensité de la crise d'ébullition avec le débit massique (G) réside dans l'accroissement des transferts thermiques de convection.

3.3 Effet de la pression

En ce qui concerne l'effet de la pression pour des titres inférieurs au titre critique, la température de la paroi reste plus au moins homogène car la phase est caractérisée par plus de liquide que de vapeur. Au-delà du titre critique, la température de la paroi est importante parce que l'effet de la pression est prépondérant sur les propriétés thermodynamiques de la phase vapeur, figures (6 et 7). Il y a même une réduction notable de la température maximale avec l'augmentation de pression. Le saut de température est aussi réduit avec une pression élevée dans les alentours du point de DNB.

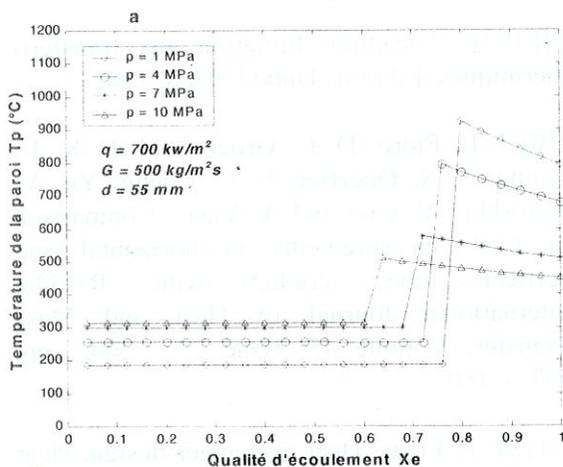


Figure 6: Effet de la pression sur la température de la paroi.

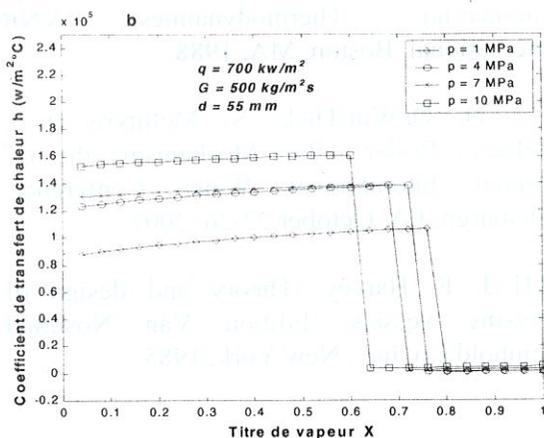


Figure 7: Effet de la pression sur le coefficient de transfert de chaleur.

Les mêmes tendances sont obtenues pour une augmentation de la pression du système. Pour rester dans les conditions opératoires, une valeur de 70 bars est limitée pour ce cas, car c'est la valeur de fonctionnement du générateur de vapeur HP de GL₁K (Skikda). D'ailleurs, c'est la répétition de la même défaillance, représentée par des éclatements de tubes plus ou moins sérieux, qui a incité à l'examen de la probabilité d'une crise d'ébullition répétée au niveau des tubes de plafond du foyer principal.

Globalement les effets des paramètres étudiés ont une influence certaine sur le phénomène de crise d'ébullition et qu'il doit y avoir une limite sur ces conditions pour le contrôle de l'effet néfaste de DNB dans les installations industrielles [3,12]. Dans d'autres études [13], il a été montré qu'il y avait un certain nombre de facteurs dont les effets aboutissent à des ruptures catastrophiques des tubes comme le phénomène de fluage à court et à long termes [14]. Si les conditions de crise d'ébullition se trouvent atteintes, les risques de défaillance se trouvent amplement augmentés. Les conséquences d'une crise d'ébullition peuvent être dangereuses sur le comportement des tubes de générateurs de vapeur en fonctionnement à régime maximal. Le choix de conditions adéquates va permettre de réduire les risques d'éclatement et de détérioration des faisceaux tubulaires de vaporisation.

4. CONCLUSION

Cette étude a permis d'analyser l'influence de la densité de flux de chaleur, du débit massique et de la pression sur les conditions d'apparition de la crise d'ébullition. Le programme développé sous MatLab offre la possibilité de voir l'effet des différents paramètres reconnus dans les corrélations d'ébullition. Dans ce cas, l'utilité industrielle d'une telle contribution est de mettre en évidence les conditions qui concourent à l'apparition d'une crise d'ébullition et de définir des paramètres opératoires loin des points critiques. Le programme de calcul élaboré donne la possibilité de retrouver ces paramètres et de les optimiser en fonction de la demande en vapeur des autres installations du procédé.

NOMENCLATURE

Symbole	Désignation et Unité
CHF	Flux de chaleur critique, (W/m ²)
C _p	Capacité calorifique, (J/kg°C)
D, d	Diamètre du tube, (m)
DNB	Suppression de l'ébullition nucléée
F	Facteur de déséquilibre thermodynamique
G	Débit massique, (kg/m ² s)
g	Gravité terrestre, (m/s ²)
h	Coefficient de transfert de chaleur, (W/m ² °C)
L _v	Chaleur latente de vaporisation, (J/kg)
P	Pression du système, (bar)
q	Densité de Flux de chaleur, (W/m ²)
Re	Nombre de Reynolds
S	Facteur de suppression de l'ébullition nucléée
T	Température, (°K)
x	Qualité d'écoulement/Titre
ρ	Masse volumique, (kg/m ³)
μ	Viscosité dynamique, (kg/m ² s)
λ	Conductivité thermique, (W/m°C)
σ	Tension superficielle, (N/m)

REFERENCES

[1] M. T. Amrouni, Thèse de Magister, Option Energétique, Université Badji Mokhtar, Annaba, 1998.

[2] A. Deghal, A. Rahmani, A. Dadda, Simulation des condition de crise d'ébullition dans un canal vertical par le code RELAP5/Mod3.2, 7^{ème} Congrès National de la physique et ses applications, CNPA'2006, Bechar, du 18-20 décembre 2006.

[3] M.T. Amrouni et K. Chaoui, Modélisation de l'écoulement lors de l'ébullition de l'eau dans un générateur de vapeur, Séminaire International sur la Physique Energétique, SIPE'2, Bechar, 1996.

[4] L. Ihadadene, S. A. Bousabia, Rapport CHF, Laboratoire de thermodynamique, Centre de Recherche Nucléaire de Ain-Ouessara, 1996.

[5] V.A. Dorochenko et M. Tebal, Transfert de chaleur lors de changement de phase, OPU, 1995.

[6] E.A. Bergles, J.G. Collier, J.M. Delhaye, J.F. Hewitt, F. Mayinger, Two phase flow and heat transfer in the power industries, Hemispheres Publication Corporation, 1981.

[7] J. G. Collier, Convective boiling and condensation, McGraw Hill, 1983.

[8] A. Rahmani et K. Chaoui, Analyse des conditions de crise d'ébullition dans un générateur de vapeur, Séminaire International, SIGMA'02, Oran, avril 2002.

[9] J. F. Sacadura, Initiation aux transferts thermiques, Editions Dunod, Paris, 1982.

[10] I. L. Pioro, D. C. Groeneveld, L. K. H. Leung, S. S. Doerffer, S. C. Cheng, Yu. V. Antoshko, Y. Guo and A. Vasic, Comparison of CHF measurements in horizontal and vertical tubes cooled with R-134a, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 45, Issue 22, 2002, pp. 4435-4450.

[11] A. P. Fraas, Heat exchanger design, Heat transfer and flow stability, p 87-124, 1990.

[12] D. C. Look Jr. et H. J. Sauer, Jr., Engineering Thermodynamics, VNR International, Boston, MA, 1988.

[13] D. DeWitt-Dick, S. McIntyre et J. Hofilena, Boiler Failure Mechanisms, the 61st Annual International Water Conference, Pittsburgh, PA, October 22-26, 2002.

[14] J. F. Harvey, Theory and design of pressure vessels, Edition Van Nostrand Reinhold Co. Inc., New York, 1985.