

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene



Faculté de Génie Mécanique et de Génie des Procédés

Mémoire

Présenté pour l'obtention du diplôme de **MAGISTER**

En: Génie des Procédés

Spécialité: Energétique des Procédés

Par :

M^r LADJALI Samir

Thème

**Etude de l'Encrassement par le Lait dans une
Conduite Cylindrique**

Mémoire soutenu publiquement le 11/05/2009 devant le jury composé de :

Mme. F. BENTAHAR
Mr. L. OUFER
Mr. A. AZZI
Mr. B. MADANI
Mr. A. MOUHEB

Professeur, USTHB
Professeur, USTHB
Professeur, USTHB
Maître de Conférence, USTHB
Chargé de Cours, USTHB

Présidente
Directeur de thèse
Examineur
Examineur
Invité

Année Universitaire 2008-2009

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au sein du laboratoire de transfert de chaleur du Département du Génie des Procédés de l'USTHB.

Je tiens particulièrement remercié Madame le Professeur F. BENTAHAR Directrice du laboratoire de Phénomènes de Transfert pour m'avoir accueilli au sein de son laboratoire, et de m'avoir permis de mener à bien mes recherches. Sans elle ce Mémoire n'aurait jamais vu le jour de plus d'accepter de présider le jury de ma soutenance. Qu'elle trouve ici l'expression de ma profonde reconnaissance.

Je remercie sincèrement Monsieur L. OUFER, Professeur au laboratoire de Phénomènes de Transfert, d'avoir accepté de diriger ce travail.

Ma gratitude et mes vifs remerciements s'adresse à Mr M. MOUHEB, Docteur à l'USTHB, qui voulu assurer mon aide, je le remercie surtout pour son soutien moral et la confiance qu'il m'a témoigné.

Je transmets ma grande estimation à Messieurs AZZI et MADANI qui ont bien voulu m'honorer de leur présence dans le jury en qualité d'examineurs.

Enfin je tiens à réitérer mes sincères remerciements en toutes mes reconnaissances à tous ceux qui, de près ou de loin, m'ont aidé à la réalisation de ce travail.

NOMENCLATURE

Lettres latines

C_0 :	Concentration initiale du fluide
C_b :	Concentration à la surface de déposition
C_p :	Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)
D :	Coefficient de diffusion (m^2/s)
e_d :	Epaisseur du dépôt (m)
eff :	Efficacité
f :	Facteur de friction
f_m :	Facteurs d'activité monovalent des ions
f_d :	Facteurs d'activité divalent des ions
h :	Coefficient de transfert convectif ($W.m^{-2}.K^{-1}$)
k :	Constant des réactions ($m^3.kg s^{-1}$)
K'_{sp} :	Constante de solubilité
k_r :	Constante de la vitesse de cristallisation [$m^2/kmol s$]
Q :	Flux de chaleur (kW/m^2)
L :	Longueur (m)
A :	Surface d'échange (m^2)
S_{gen} :	Generation d'entropie ($W K^{-1}$)
T_{fe} :	Température du fluide à l'entrée ($^{\circ}C$)
T_p :	Température de la paroi ($^{\circ}C$)
T_{fs} :	Température du fluide à la sortie ($^{\circ}C$)
t :	Temps (s)
U_d :	Coefficient global de transfert de chaleur à l'état encrassé ($kW/m^2^{\circ}C$)
U_c :	Coefficient global de transfert de chaleur à l'état propre ($kW/m^2^{\circ}C$)
q/A :	Densité du flux de chaleur (kW/m^2)
R_d :	Résistance d'encrassement ($m^2^{\circ}C/kW$)
R_d^* :	Résistance asymptotique d'encrassement ($m^2^{\circ}C/ kW$)
R_{do} :	Résistance d'encrassement initiale ($m^2^{\circ}C/kW$)
R_p :	Résistance d'encrassement à l'état propre ($m^2^{\circ}C/kW$)
V :	Vitesse d'écoulement du fluide (m/s)
Z :	Charge des ions
k_d :	Conductivité thermique du dépôt ($W/m^{\circ}C$)

Lettres Grecques

Φ_d :	Vitesse de déposition (kg/m^2s)
Φ_r :	Vitesse de réentraînement (kg/m^2s)
β :	Inverse de la relaxation(s^{-1})
λ :	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
Δp :	Perte de charge (Pa)
ρ :	masse volumique (kg/m^3)

Nombres adimensionnels

Ec : Nombre d'Ecker
Ha : nombre d'Hatta
Re : Nombre de Reynolds
St : Nombre de Stanton
Sc : Nombre de Schmidt

SOMMAIRE

NOMENCLATURE

INTRODUCTION GENERALE 1

CHAPITRE I: ECHANGEURS ET ENCRASSEMENT

I.1. INTRODUCTION	2
I.2. NOTIONS SUR LES ECHANGEURS	2
I.2.1. Echangeurs tubulaires	3
I.2.2. Echangeurs à plaques	3
I.3. ENCRASSEMENT DES ECHANGEURS	3
I.4. TYPES D'ENCRASSEMENT	4
I.5. EFFETS DE L'ENCRASSEMENT SUR LES PERFORMANCES THERMIQUES D'UN ECHANGEUR DE CHALEUR	5
I.6. MODELES D'ENCRASSEMENT	6
I.6.1. Modèle de Kern et Seaton	6
I.6.2. Modèle de Watkinson et Epstein	7
I.6.3. Modèle de Taborek	8
I.6.4. Modèle de Reitezer	9
I.6.5. Modèle de Hasson	10
I.6.6. Modèle de Crittenden et Kolackowski	14
I.6.7. Modèle d'Ebert -Panchal	15
I.7. PARAMETRES INFLUENÇANT L'ENCRASSEMENT	15
I.8. MESURE DE L'ENCRASSEMENT	16
I.9. CONCLUSION	18

CHAPITRE II: ENCRASSEMENT PAR LE LAIT

II.1. GENERALITES SUR LES PROTEINES	19
II .1.1. Définition	19
II .1.2. Structure des protéines	19
II .1.2.1. Structure primaire	19
II .1.2.2. Structure secondaire	20
II .1.2.3. Structure tertiaire	20
II .1.2.4. Structure quaternaire	20
II .1.3. Protéines du lait	20
II .1.4. Température du fluide et de la surface	22
II.2. PHENOMENES DE DENATURATION ET D'AGREGATION THERMIQUES DES PROTEINES	22
II.3. MECANISME D'ENCRASSEMENT	24
II.3.1. Modèle de Dejong	24
II.3.2. Modèle de Roefs et Dekruif	25
II.3.3. Modèle de Fryer	27
II.3.4. Modèle de Fryer et Slater	30
II.3.5. Modèle de Toyoda et Fryer	30

CHAPITRE III: INSTALLATION EXPERIMENTAL PROCEDURE- METHODES DE MESURES ET CALCULS

III.1. INSTALLATION EXPERIMENTALE	32
III.2. PROCEDURE EXPERIMENTALE	34
III.3. CALCUL D'ERURS	34

CHAPITRE IV : RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DISCUSSION

IV.1.CINETIQUE DE L'ENCRASSEMENT	38
IV.1. Influence du flux de chaleur	39
IV.2. Influence de la vitesse d'écoulement du fluide	42
IV.3. Influence de la température du fluide	43
IV.2. DETERMINATION DE L'ENERGIE D'ACTIVATION	46
IV.3. COMPARAISON ENTRE LE MODELE THEORIQUE ET EXPERIMENTAL	48
IV.3.1. Evolution de la Température de sortie	54
IV.3.2. Efficacité	56
IV.3.3. Degré de colmatage	57
IV.3.4. Analyse chimique du dépôt	59
IV.3.5. Cinétique de déposition	61
IV.3.6. Influence de la vitesse d'écoulement sur l'épaisseur du dépôt	63
IV.4. ETUDE DE LA GENERATION D'ENTROPIE	67
IV.4.1. Influence du flux de chaleur sur la génération d'entropie	69
IV.4.2. Influence de la vitesse d'écoulement du fluide sur la génération d'entropie	71
IV.4.3. Variation de la génération d'entropie en fonction de la Température	72

CHAPITRE V : MODELISATION DE L'ENCRASSEMENT PAR LA METHODE DES PLANS D'EXPERIENCES

V.1. INTRODUCTION	74
V.2. PLANIFICATION DES ESSAIS D'ENCRASSEMENT	74
V.3. MATRICE D'HADAMARD	74
V.4. ANALYSE DES RESULTATS	75
V.4 .1.Modèle général	78
V.4 .2. Vérification du modèle réduit	77
V.4 .3. Recherche d'un domaine optimal	77
V.4 .4. Courbe iso- rendement	78
V.4 .5. Recherche du meilleur rendement	80

CONCLUSION GENERALE

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES
ANNEXES

INTRODUCTION GENERALE

Très longtemps, l'encrassement a été considéré comme l'un des problèmes majeurs non résolu dans le domaine des échangeurs de chaleur. Ceci est particulièrement vrai dans les industries agro-alimentaires d'une part du fait de la thermosensibilité de nombreux constituants des produits alimentaires (protéines, sels minéraux, vitamines, etc.), et d'autre part, parce que la stabilisation thermique des produits, indispensable au maintien de leur qualité, prend des formes très variées.

Le lait, la crème, certains desserts sont autant de produits générateurs d'encrassements importants lors de leur pasteurisation, de leur stérilisation et éventuellement de leur concentration. Ce phénomène implique la mise en oeuvre de procédures de nettoyage longues et coûteuses afin de préserver les qualités hygiéniques des installations et par suite des produits traités.

Les études relatives à l'évaluation et à la compréhension des phénomènes d'encrassement et de nettoyage ont enregistré leurs premiers progrès significatifs aux environs des années 1965-1970. Ces dernières années, après une longue période de stagnation, grâce à l'amélioration des moyens d'investigations disponibles, des progrès décisifs sont intervenues. Ils concernent la composition et la répartition des dépôts ainsi que les cinétiques et les mécanismes mis en oeuvre.

Les conséquences industrielles de ces avancées sont néanmoins modestes dans la mesure ou elles se limitent à la conception des échangeurs de chaleur (pasteurisations, stérilisateurs) et à leur mode de fonctionnement (écart de températures entre le produit traité, les fluides de service et modalités de nettoyage).

Malgré les grands progrès techniques dans le design des échangeurs de chaleur et les différentes méthodes chimiques et mécaniques développées pour réduire l'impact préjudiciable de la formation de dépôts sur les surfaces de transfert thermique, la plupart des industries souffrent toujours des problèmes de l'encrassement de leurs échangeurs de chaleur, en particulier l'industrie agroalimentaire.

Le manuscrit comporte quatre chapitres. Le premier chapitre résume les généralités sur les échangeurs de chaleur, les principaux types rencontrés dans l'industrie. Une partie a été consacrée au phénomène d'encrassement dans le domaine de transfert de chaleur. Elle comprend les différents types d'encrassement, le mécanisme de développement, le calcul de la résistance d'encrassement et les différents modèles établis.

Le deuxième chapitre présente en particulier l'encrassement par le lait, son mécanisme et les différents modèles établis. L'installation expérimentale ainsi que les méthodes de calculs utilisés sont représentées dans le chapitre trois.

Les différents résultats expérimentaux et leur discussion sont exposés dans le chapitre quatre.

1. Suivi la cinétique de la résistance d'encrassement en fonction de temps pour différentes conditions opératoires tel que le flux de chaleur, la vitesse d'écoulement du fluide ainsi que la température du fluide. L'évaluation de certains paramètres liée aux paramètres de fonctionnement de l'installation tels que le flux de chaleur, la vitesse d'écoulement du fluide, la température du fluide montre que chaque paramètre à un effet bien particulier sur la résistance d'encrassement.

2. Application du modèle exponentiel de Kern et Seaton sur les valeurs de la résistance d'encrassement obtenues et calcul de la déviation entre les résultats expérimentaux et le modèle.

3. Analyse chimique du dépôt prélevé.

4. Etude de la cinétique de déposition et influence de la vitesse d'écoulement sur la vitesse de déposition.

5. Influence des paramètres opératoires sur la génération d'entropie

6-Dans le dernier volet du plan adopté, nous analyserons la résistance d'encrassement par une manière optimale. L'étude paramétrique sera menée selon la méthode des plans d'expériences.

Cette technique de programmation des essais expérimentaux nous permettra non seulement de connaître les effets des paramètres considérés et leurs interactions mais aussi, d'établir un modèle mathématique de prédiction et d'optimiser le procédé.

ÉCHANGEUR ET ENCRASSEMENT

I. 1. Introduction

Dans l'industrie, l'échangeur de chaleur est un élément essentiel de toute politique de maîtrise de l'énergie et donc, par voie de conséquence, de protection de l'environnement. Une grande part de l'énergie thermique, 90% selon *Tech* [1] utilisée dans les procédés industriels transite au moins une fois par un échangeur de chaleur, aussi bien dans les procédés eux-mêmes que dans les systèmes de récupération de l'énergie thermique de ces procédés. Ils sont utilisés principalement dans les secteurs de l'industrie (chimie, pétrochimie, sidérurgie, agro-alimentaire, production d'énergie, etc.), du transport (automobile, aéronautique), mais aussi dans le secteur résidentiel et tertiaire (chauffage, climatisation, etc.).

Les échangeurs de chaleur constituent un des dispositifs clé du thermicien, et sont un composant quasi inévitable dans la maîtrise de l'énergie. Compte-tenu de leurs multiples utilisations, les difficultés rencontrées par les utilisateurs d'échangeurs de chaleur sont diverses et variées. Un des principaux problèmes de fonctionnement auxquels ils se heurtent a trait aux phénomènes d'encrassement. En effet, l'encrassement reste encore, de nos jours, l'un des phénomènes le moins compris et le moins prédictible de l'industrie.

I. 2. Notion sur les échangeurs

L'échangeur de chaleur est un équipement qui permet d'assurer un transfert de chaleur d'un fluide chaud à un fluide froid sans contact direct entre les deux fluides. Le même fluide peut conserver son état physique (liquide ou gazeux) ou se présenter successivement sous les deux phases: c'est le cas des condenseurs, évaporateurs, bouilleurs, ou des tours de refroidissement.

De par leurs différentes applications, les caractéristiques des échangeurs se situent dans une gamme très étendue en encombrement, en puissance échangée, en pression et en température. Les exigences de fonctionnement, les différentes normes imposées par le législateur pour la conception de tels appareils, les technologies ainsi que les matériaux utilisés sont inévitablement variés et difficilement comparables.

Les principaux types d'échangeurs de chaleur rencontrés sont les suivants :

- Les échangeurs tubulaires.
- Les échangeurs à plaques.

Compte-tenu des diverses applications dans lesquelles interviennent les échangeurs de chaleur et de leurs développements actuels, nous donnons quelques descriptions.

I.2. 1. Echangeurs tubulaires

Les échangeurs tubulaires représentent encore près de la moitié des échangeurs thermiques vendus en France et en Europe [2]. Ils présentent un certain nombre d'avantages : en particulier, ils sont faciles à fabriquer, relativement bon marché, de maintenance aisée et surtout ils peuvent être utilisés à des pressions élevées et à des fortes températures.

I. 2. 2. Echangeurs à plaques

Ils sont formés par l'empilement d'un ensemble de plaques métalliques embouties, au travers desquelles s'effectue le transfert de chaleur entre deux fluides. S'ils ne peuvent pas toujours être utilisés pour les températures élevées et les fortes pressions, les échangeurs à plaques bénéficient d'avantages tenant notamment à leur meilleur rendement et à leur compacité. Plusieurs technologies sont en concurrence.

La principale, et la plus ancienne, est celle des échangeurs à plaques avec joints. Un joint par plaque assure l'étanchéité de l'échangeur ainsi que la répartition des fluides dans les canaux formés par deux plaques. Ces échangeurs ne peuvent être utilisés que pour des pressions maximales de 30 bars et des températures maximales de 200°C.

I. 3. Encrassement des échangeurs

Les principaux problèmes rencontrés par les utilisateurs d'échangeurs thermiques ont trait aux phénomènes d'encrassement, de corrosion, de vibration et de tenue mécanique. Malgré tout, un certain nombre d'études publiées [3, 4, 5], montrent que l'encrassement reste au premier rang des préoccupations des industriels du secteur des équipements de transferts thermiques.

Le couplage encrassement-dégradation des échanges thermiques a de fortes répercussions sur la rentabilité de l'opération. Les coûts liés à l'encrassement des échangeurs avoisinent les 700 millions d'euros par an [6]. Ces coûts intègrent les dépenses liées, d'une part, au dimensionnement (surdimensionnement de la surface d'échange à mettre en œuvre, incorporation d'équipements de nettoyage) à hauteur de 20% et d'autre part, au fonctionnement (perte de production, diminution du transfert, frais de maintenance et nettoyage) à hauteur de 80%. Malgré les efforts considérables déployés depuis les premiers travaux de Kern et Seaton en 1959, l'encrassement demeure encore un phénomène bien mal compris où l'empirisme reste le moyen le plus couramment utilisé.

L'encrassement qui, sous sa forme la plus générale, peut être défini comme l'accumulation d'éléments solides indésirables sur une interface, par sédimentation, cristallisation, précipitation, agrégation, réaction chimique, effet interfacial, colloïdal ou électrocinétique, ou encore par des phénomènes biologiques. La connaissance de l'origine du phénomène est un facteur déterminant pour répondre aux variations de ces paramètres.

I. 4. Types d'encrassement

L'encrassement peut être classé suivant deux critères: son origine et la nature de dépôt. Selon la classification établie en 1978 par Epstein [7], il existe six grands types d'encrassement :

- Encrassement par corrosion.
- Encrassement biologique.
- Encrassement par réaction chimique.
- Entartrage (cristallisation).
- Encrassement particulaire.
- Encrassement par solidification.

Quel que soit le phénomène d'encrassement considéré, il est plus ou moins critique selon la nature des fluides employés et/ou la conception des échangeurs. Dans les situations réelles d'encrassement, il est bien évident que ces différents mécanismes interagissent ou se superposent de manière plus ou moins complexe.

a. Encrassement par corrosion

L'encrassement par corrosion est le résultat d'une réaction chimique ou électrochimique entre la surface de transfert de chaleur et le fluide en écoulement [8]. Les produits qui se forment et s'accumulent sur la surface créent l'encrassement.

Il s'agit là d'un mécanisme de corrosion *in situ*. Lorsque l'encrassement est dû à des produits de corrosion générés *ex situ*, l'encrassement correspondant est de type particulaire. Il existe différents types de corrosion:

- La corrosion uniforme caractérisée par une perte d'épaisseur régulière mais dont la vitesse n'est pas forcément proportionnelle au temps ;
- La corrosion par piqûres où l'attaque est limitée à des zones de très petites surfaces ;
- La corrosion sélective où seul un élément d'un alliage subit une attaque sélective.

b. Encrassement biologique

L'encrassement biologique est dû au développement de micro-organismes qui créent un film encrassant au contact de la surface d'échange [9]. Il peut être causé par trois grands types de micro-organismes :

- Les bactéries dont le développement sont dues à un apport nutritif de type hydrocarbures.
- Les algues dont le développement sont dues à la présence d'énergie solaire avec photosynthèse.
- Les champignons dont le développement sont dus aux changements des conditions ambiantes tels que l'humidité, la température ou le *pH*.

Dans certains cas extrêmes, il peut même être caractérisé par l'apparition de coquillages.

c. Encrassement par réaction chimique

L'encrassement par réaction chimique est dû à la présence d'une réaction chimique au voisinage d'une surface d'échange [10]. Les produits solides ainsi formés s'y déposent. Il s'agit le plus souvent d'une réaction de polymérisation qui implique la formation d'un dépôt de haut poids moléculaire. Les vitesses de telles réactions chimiques dépendent fortement de la température, de la pression, de la concentration et de la présence d'éléments catalyseurs. Toutefois, la vitesse globale du mécanisme de dépôt dépend aussi de la dynamique des phénomènes de surface et de transfert.

d. Entartrage (cristallisation)

L'entartrage d'une surface d'échange est généralement associé à la production d'un solide cristallin à partir d'une solution liquide [11]. Il dépend donc fortement de la composition des eaux industrielles. L'entartrage se matérialise par une formation d'incrustations adhérentes et dures sur les surfaces d'échanges généralement métalliques.

e. Encrassement particulière

Il s'agit du dépôt puis de l'accumulation sur les surfaces d'échange de particules transportées par l'écoulement de fluides industriels tels que :

- L'eau des chaudières contenant des produits de corrosion.
- L'eau des tours de refroidissement.
- Les écoulements gazeux chargés de particules tels les résidus solides de combustion, ou les poussières résultant de l'incinération de déchets ménagers.

Toutefois, les types d'encrassement les plus fréquemment rencontrés dans l'industrie sont l'encrassement particulière et l'entartrage [12].

Le dépôt peut être de natures différentes :

- Dépôt dur : il s'agit d'une structure dense et renforcée qui ne s'atténue pas lors d'un simple jet d'eau ou de vapeur mais qui nécessite un traitement mécanique ou un nettoyage chimique approprié : c'est le cas de dépôt corrosif ou cristallin ;
- Dépôt poreux : c'est le matériau d'un dépôt dur qui se présente en une structure moins dense, sous l'effet des conditions opératoires ;
- Dépôt mou : c'est le cas de boues, poudres de coke ou fibres végétales, un simple soufflage peut donner des résultats satisfaisants lors du nettoyage.

I.5. Effets de l'encrassement sur les performances thermiques d'un échangeur de chaleur

Phénoménologiquement, l'encrassement est un problème transitoire de chaleur et de masse qui nécessite l'action simultanée de plusieurs processus complexes. Epstein [13] a décomposé les mécanismes d'encrassement selon cinq événements séquentiels :

- L'initiation comme étant le temps nécessaire avant la formation du dépôt sur une surface propre, la phase d'initiation du processus d'encrassement n'est pas toujours détectée ;
- Le transfert de particules à la paroi selon différents mécanismes : diffusion brownienne, impaction inertielle, thermophorèse, ou diffusion turbulente ;
- L'adhésion des particules sous l'effet des forces de Van der Waals, des forces électrostatiques ou capillaires ;
- Le réentraînement des particules déposées dû aux forces de cisaillement s'exerçant sur le dépôt, à l'érosion ou à l'écaillage ;
- Le vieillissement du dépôt caractérisé par un changement de texture et une usure du dépôt.

I.6. Modèles générales d'encrassement

Plusieurs modèles ont été proposés dans la littérature pour décrire l'évolution de l'encrassement.

I.6.1. Modèle de Kern et Seaton

Kern et Seaton [14] ont proposé un modèle simple décrivant l'évolution des résistances d'encrassement telle que :

$$\frac{dR_d}{dt} = \phi_d - \phi_r \quad (\text{I.1})$$

Où ϕ_d est la densité de flux massique du dépôt considéré comme constante, et ϕ_r est la densité de flux massique de réentraînement proportionnelle à R_d .

$$\text{Avec : } \phi_d = k_1 u c \quad (\text{I.2})$$

$$\text{et } \phi_r = k_2 \tau x \quad (\text{I.3})$$

En supposant que

$$R_d = \frac{x}{k_d} \quad (\text{I.4})$$

En intégrant l'équation (I.1), il vient :

$$R_d = R_d^* (1 - e^{-\beta t}) \quad (\text{I.5})$$

Où R_d^* est la résistance d'encrassement asymptotique et β une constante de temps qui est fonction des propriétés du système.

Ce type de comportement est caractéristique des dépôts fragiles s'écaillant facilement sous l'influence des forces de cisaillement provoquées par le passage du fluide. Le comportement asymptotique de cette résistance a été observé de nombreuses fois dans des situations d'encrassement particulaire et encrassement avec réaction chimique. Dans la pratique, les courbes expérimentales présentent quelque fois une évolution en dents de scie due au réentraînement d'une partie du dépôt par paquets.

Lorsque la densité de flux massique de dépôt ϕ_d est constante et qu'il n'y a pas de réentraînement, ou lorsque la différence entre ϕ_d et ϕ_r est constante, alors la résistance d'encrassement s'écrit :

$$R_d = C.t \quad (I.6)$$

Où, C représente le taux d'accroissement de la résistance d'encrassement et t le temps.

Ce type de comportement caractérise les dépôts durs et adhérents.

La Figure I.1 représente les deux types d'évolution temporelle de la résistance d'encrassement.

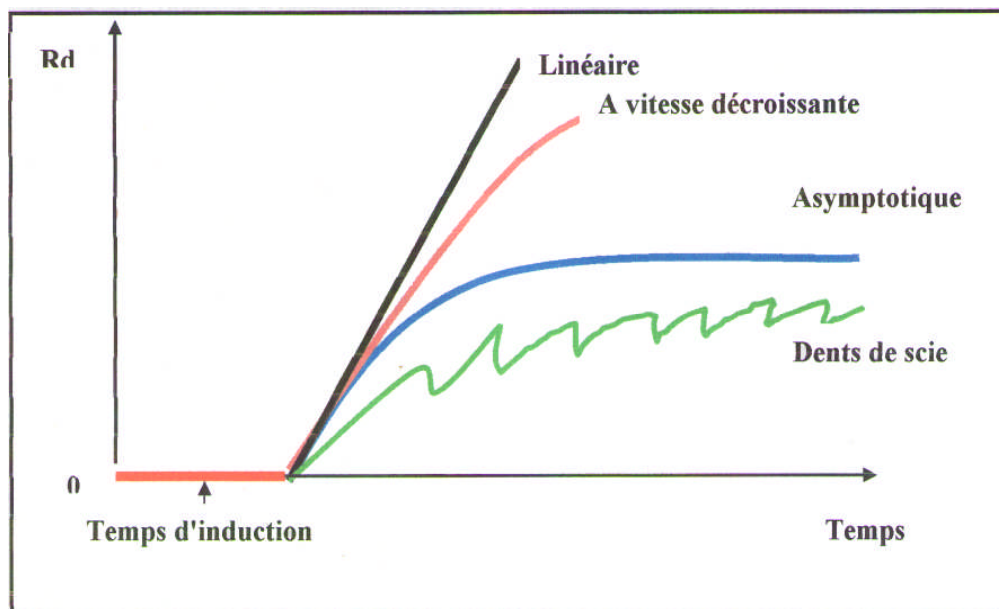


Figure I. 1 : Evolution temporelle de la résistance d'encrassement

I.6.2. Modèle de Watkinson et Epstein

Watkinson et Epstein [15] ont proposé un modèle qui comporte le transfert de l'élément encrassant vers la paroi et son adhésion à la surface solide. Ces deux processus ont une relation avec la vitesse de déposition et le taux de déposition et peut être obtenu en introduisant un facteur de probabilité de collage s :

$$\dot{m}_d = k_m s (C_b - C_s) \quad (I.7)$$

Avec k_m : le coefficient de transfert de masse du précurseur, C : la concentration, R la constante des gaz parfait et les indices b et s représentent respectivement le fluide et la surface de déposition.

Les chercheurs ont proposé que la probabilité de collage pourrait être définie comme le rapport des forces adhésives aux forces de résistance à l'avancement :

$$s = a_3 \frac{\exp(-E_{act} / R_g T_s)}{f u^2} \quad (I.8)$$

Dans cette expression, le numérateur est sous la forme de l'équation d'Arrhenius. Il représente le taux de cristallisation à la surface à la température T_s , f est le facteur de friction, R_g constante des gaz parfait et u la vitesse du fluide.

En utilisant aussi l'expression de la vitesse de réentraînement ϕ_r , suggérée par Kern et Seaton et en substituant l'expression de déposition et de réentraînement, ils ont obtenu l'expression de la résistance d'encrassement suivante:

$$R_d = a_4 \frac{(C_b - C_s) \exp(-E_{act} / R T_s)}{u^3} [1 - \exp(-\beta t)] \quad (I.9)$$

Excepté pour le terme de probabilité, le modèle de Watkinson et Epstein est identique au modèle de Kern et Seaton.

Gudmundson [16] a plus tard amélioré le modèle de Watkinson et Epstein en suggérant que la vitesse de réentraînement proportionnelle à la vitesse au lieu du carré de la vitesse.

I.6.3. Modèle de Taborek

Taborek et *Coll* [17] suggèrent que l'encrassement est contrôlé par le procédé de surface au lieu du procédé de transfert de matière de la solution vers la paroi. Ceci est vrai dans les systèmes de refroidissement d'eau dans lequel les vitesses d'écoulement sont élevées.

La vitesse de déposition est assimilée à une équation de type Arrhenius d'une réaction du $n^{\text{ième}}$ ordre:

$$\phi_d = a_s P_d \Omega^n \exp(-E_{act} / R_g T_s) \quad (I.10)$$

Avec

P_d : une fonction de probabilité déterminée empiriquement qui représente le temps de séjour de l'espèce encrassant dans la zone de réaction.

Ω : le facteur de la qualité d'eau qui fournisse une concentration efficace de l'eau.

n : la constante à déterminer en prenant en considération l'effet de la qualité de l'eau et la température.

R_g : la constante des gaz parfait.

L'importance des forces de cisaillement du fluide n'est pas suffisante pour éliminer des quantités de solides relativement grandes du film d'encrassement. Ils introduisent donc un paramètre de structure ϕ , et la vitesse de réentraînement devient:

$$\phi_r = \frac{a_6 \tau x_f^p}{\phi} \quad (I.11)$$

x_f : épaisseur du dépôt

τ : La contrainte au cisaillement

ϕ : Paramètre de structure

Un certain nombre de constantes empiriques a dû être déterminé dans le modèle de Taborek.

Avec ces constantes empiriques, le modèle était bien conforme aux données expérimentales obtenues dans des systèmes de tours de refroidissement. Cependant, il n'est pas clair si les constantes utilisées dans le modèle pourraient être applicables à d'autres systèmes d'échangeur de chaleur.

I.6.4. Modèle de Reitezer

Reitezer [18] a étudié le phénomène d'entartrage dans un échangeur de chaleur tubulaire, Il considère que la variation de la masse de dépôt (dm/dt) est en fonction de la variation de l'épaisseur du dépôt (dx/dt) qui peut s'exprimer sous forme d'une réaction de cristallisation d'ordre n telle que:

$$\frac{dm}{dt} = A\rho_f \frac{dx_f}{dt} = kA(C_b - C_s)^n \quad (\text{I.12})$$

Avec

A : la surface recouverte par le dépôt;

ρ_f : la densité du dépôt;

k : la constante de la vitesse de formation du dépôt;

C_b : la concentration du fluide d'alimentation;

C_s : la concentration à la surface.

Si la différence de température ΔT entre le fluide chaud et la fluide froid est constante, le coefficient global de transfert de chaleur peut s'exprimer comme:

$$\frac{1}{U_f^{n+1}} = \frac{1}{U_c^{n+1}} + 2b \left(\frac{k}{\rho_f k_f} \right) \left(\frac{\Delta T}{h_i} \right) t \quad (\text{I.13})$$

Avec

U : le coefficient global de transfert de chaleur à l'état encrassé;

U_c : le coefficient global de transfert de chaleur à l'état propre;

h_i : le coefficient de transfert de chaleur par convection à l'intérieur du tube;

b : la constante déterminée à partir de la courbe solubilité-température .

n : ordre de réaction

Si le flux de chaleur (q/A) est constant, U_f devient:

$$\frac{1}{U_f} = \frac{1}{U_c} + \left(\frac{k}{\rho_f k_f} \right) \left(\frac{q b}{A h_i} \right)^n t \quad (\text{I.14})$$

L'équation de Reitzer pour la résistance d'encrassement dans la condition où le flux de chaleur est constant suggère que la résistance d'encrassement augmente avec le temps. Néanmoins quelques facteurs, tels que le compactage du dépôt et les forces de cisaillement, peuvent diminuer le taux d'encrassement avec le temps, afin de rendre le modèle de Reitzer plus complet, l'addition d'une fonction de réentraînement au modèle semble être une exigence.

I.6.5. Modèle de Hasson et Bramson

Hasson et Bramson [19] ont proposé un modèle de diffusion ionique pour prévoir la vitesse de déposition du CaCO_3 , le modèle peut être employé quand les paramètres d'écoulement

et les valeurs chimiques de l'eau telles que le pH, la concentration du calcium et l'alcalinité totale sont disponibles.

Afin de formuler une équation globale de la vitesse de déposition, les auteurs ont proposé que le taux de cristallisation de CaCO_3 devrait être affecté par différents processus dans deux régions différentes: la première région est contrôlée par le processus de diffusion (mécanisme de transfert ionique) et la deuxième région est contrôlée par le processus de réaction (mécanisme de réaction ionique).

Les quatre processus suivants ont été considérés quand l'équation globale de la vitesse de déposition a été formulée:

- 1- la diffusion des ions vers l'interface;
- 2- la réaction chimique à l'interface menant à la formation de HCO_3^- et CO_2 ;
- 3- la cristallisation du CaCO_3 ;
- 4- la diffusion de production de la réaction (i.e CO_2 dissous sur la surface de réaction vers le fluide).

Les expressions des équilibres de l'acide carbonique, du calcium et de l'eau sont:



Avec
$$K_1 = f_m \frac{[\text{H}^+][\text{HCO}_3^-]}{[\text{H}_2\text{CO}_3]} \quad (\text{I.16})$$

Et
$$K_1' = \frac{K_1}{f_m^2} \quad (\text{I.17})$$



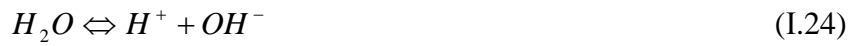
Avec
$$K_2 = f_d \frac{[\text{H}^+][\text{CO}_3^{2-}]}{[\text{HCO}_3^-]} \quad (\text{I.19})$$

Et
$$K_1' = \frac{K_1}{f_m^2} \quad (\text{I.20})$$



Où
$$K_{SP} = f_d^2 [Ca^{2+}] [CO_3^{2-}] \quad (I.22)$$

$$K'_{SP} = \frac{K_{SP}}{f_d^2} \quad (I.23)$$



Où
$$K_w = f_m [H^+] [OH^-] \quad (I.25)$$

$$K'_w = \frac{K_w}{f_m^2} \quad (I.26)$$

f_m et f_d représentent respectivement les facteurs d'activité monovalent et divalent des ions.

$$-\log f_m = 0.51 \cdot \left(\frac{\sqrt{I}}{1 + \sqrt{I}} - 0.30 \cdot I \right) \quad (I.27)$$

I : la force ionique qui dépend de la charge Z de l'ion et de la concentration C de la solution:

$$I = 0.5 \sum Z_i^2 C_i \quad (I.28)$$

Pour calculer la force ionique du bicarbonate de sodium ($NHCO_3$) et du chlorure de calcium ($CaCl_2$) en solution, on a:

$$I = 0.5 ([H^+] + [Na^+] + 4[Ca^{2+}] + [OH^-] + 4[CO_3^{2-}] + [HCO_3^-] + [Cl^-]) \quad (I.29)$$

Où, K_1 , K_2 , K_{sp} et K_w sont des constantes d'équilibre thermodynamique en fonction de la température.

$$\text{Log}_{10} K_1 = -\frac{17052}{T} - 215,21 \log_{10} T + 0,12675T + 545,56 \quad (I.30)$$

$$\text{Log}_{10}K_2 = -\frac{2902,39}{T} - 0,02379T + 0,12675T + 6,498 \quad (\text{I.31})$$

$$\text{Log}_{10}K_w = -\frac{4787,3}{T} - 7,1321\log_{10} T - 0,01037T + 22,801 \quad (\text{I.32})$$

$$\text{Log}_{10} K_I = -0,01183 (T-273) - 8,03 \quad (\text{I.33})$$

Afin d'estimer la concentration des ions de chaque espèce dans le fluide, les critères d'équilibre de l'eau et des carbonates ont été introduits par la notion de l'alkalinité totale. La concentration des CO₂ est peut être calculer:

$$[\text{CO}_3^{2-}] = \frac{\text{TA} + [\text{H}^+] - [\text{OH}^-]}{2(1 + ([\text{H}^+]/2K'_2))} \quad (\text{I.34})$$

$$[\text{HCO}_3^-] = \frac{\text{TA} + [\text{H}^+] - [\text{OH}^-]}{1 + (2K'_2/[\text{H}^+])} \quad (\text{I.35})$$

$$[\text{CO}_2] = \frac{[\text{H}^+]}{K'_1} \cdot \frac{\text{TA} + [\text{H}^+] - [\text{OH}^-]}{1 + (2K'_2/[\text{H}^+])} \quad (\text{I.36})$$

L'alcalinité totale TA est définie comme:

$$\text{TA} = [\text{HCO}_3^-] + 2[\text{CO}_3^{2-}] + [\text{H}^+] + [\text{OH}^-] \quad (\text{I.37})$$

L'expression de la vitesse molaire de déposition m_D est :

$$\begin{aligned} \dot{m}_D &= k_D([\text{CO}_2]_{in} - [\text{CO}_2]_f) = k_D([\text{Ca}^{2+}]_f - [\text{Ca}^{2+}]_{in}) = \frac{k_D}{2}([\text{HCO}_3^-]_f - [\text{HCO}_3^-]_{in}) \\ &= k_r([\text{Ca}^{2+}]_{in} \cdot [\text{CO}_3^{2-}]_{in} - K'_{sp}) \end{aligned} \quad (\text{I.38})$$

Où,

$[\text{Ca}^{2+}]_{in}$ = la concentration interfaciale;

$[\text{Ca}^{2+}]_f$ = la concentration de fluide;

K'_{sp} : la constante de solubilité de CaCO₃ à l'interface eau-couche encrassante ;

k_r : la constante de la vitesse de cristallisation [m²/kmol s] ;

La constante de la vitesse de cristallisation k_r est obtenue à partir des expériences de l'entartrage de CaCO_3 dans un film d'évaporation mince de l'eau contenant le NaHCO_3 et le CaCl_2 son expression est donnée par la relation suivante :

$$\ln k_f = 38,74 - \frac{20,700}{R_g T} \quad (\text{I.39})$$

Où, R_g est la constante des gaz parfaits ($1,9857 \text{ cal/mole K}$) et T la température absolue, le coefficient de diffusion convective k_d de CO_3^{2-} , HCO_3^- et CO_2 est estimé par l'expression:

$$\frac{k_D}{u} Sc^{2/3} = 0.023 Re^{-0.17} \quad (\text{I.40})$$

Où, u est la vitesse du fluide dans le tube, Re le nombre de Reynolds et Sc le nombre de Schmidt donné par:

$$Sc = \frac{\mu / \rho}{D_V} \quad (\text{I.41})$$

Le coefficient de diffusion D_V est donné par:

$$D_V = 1,68 \times 10^{-14} \frac{T}{\mu} \quad (\text{I.42})$$

On remplaçant toutes les variables interfaciales, la vitesse de déposition molaire devient:

$$\dot{m}_D = \frac{k_D [\text{Ca}^{2+}]}{2a} (-b \sqrt{b^2 - 4ac}) \quad (\text{I.43})$$

Avec :

$$a = 1 - 4 \frac{K'_2 k_r}{K'_1 k_D} [\text{Ca}^{2+}] \quad (\text{I.44})$$

$$b = \frac{[\text{CO}_2]}{[\text{Ca}^{2+}]} + 4 \frac{K'_2 k_r [\text{HCO}_3^-]}{K'_1 k_D} + \frac{K'_{sp} k_r}{k_D [\text{Ca}^{2+}]} \quad (\text{I.45})$$

Et

$$C = -\frac{K'_2 k_r [\text{HCO}_3^-]^2}{K'_1 k_D [\text{Ca}^{2+}]} + \frac{K'_{sp} k_r [\text{CO}_2]}{k_D [\text{Ca}^{2+}]^2} \quad (\text{I.46})$$

Les équations données ci-dessus sont limitées par les conditions:

$$[\text{Ca}^{2+}] \gg [\text{CO}_3^{2-}] \text{ et } [\text{Ca}^{2+}] \gg [\text{HCO}_3] \quad (\text{I.47})$$

L'inconvénient principal du modèle de Hasson est qu'il ne considère pas la vitesse de réentraînement, s'intéressant aux cas des applications où la vitesse de réentraînement pourrait être insignifiante.

I.6.6. Modèle de Crittenden et Kolackowski

Crittenden et Kolackowski [20] ont proposé un modèle sur l'encrassement par réaction chimique en supposant que:

1. la concentration du précurseur dans la charge est constante;
 2. l'encrassant peut diffuser de la zone de réaction vers la charge;
- Sous ces conditions, la vitesse de déposition serait de la forme:

$$\Phi_d = a \frac{C_b}{\frac{1}{k_p} + \frac{1}{k_r}} \quad (\text{I.48})$$

La fonction de réentraînement serait alors:

$$\Phi_r = b u^{2-\alpha} R_d \quad (\text{I.49})$$

L'équation générale décrivant l'évolution de la résistance d'encrassement au cours du temps serait:

$$R_d = \frac{a C_b}{b u^{1-\alpha}} \left[\frac{1}{c} + \frac{u}{A \exp(-E/RT)} \right]^{-1} [1 - \exp(-bu^{2-\alpha}t)] \quad (\text{I.50})$$

- ◆ Si le phénomène est contrôlé par le transfert de masse, alors:

$$R_d = \frac{a C_b}{bc u^{1-\alpha}} [1 - \exp(-bu^{2-\alpha}t)] \quad (\text{I.51})$$

- ♦ Si le phénomène est contrôlé par la réaction de surface, alors :

$$R_d = \frac{a}{b} \frac{A \exp(-E / RT)}{u^{2-\alpha}} [1 - \exp(-bu^{2-\alpha}t)] \quad (I.52)$$

I.6.7. Modèle d'Ebert –Panchal

Ce modèle [21] exprime la vitesse d'encrassement par la somme d'un terme de déposition et un terme d'enlèvement de dépôt:

$$\frac{dR_F}{dt} = \alpha \text{Re}^\beta \text{Pr}^\delta e^{\frac{-E}{RT_{film}}} - \gamma \tau_w \quad (I.53)$$

Les constantes du modèle sont déterminées expérimentalement. Les zones les plus chauffées ont été reconnues comme étant les plus sujettes à l'encrassement.

I.7. Paramètres influençant l'encrassement

Les différents types d'encrassement sont contrôlés par plusieurs paramètres opératoires, parmi ces paramètres, on peut citer :

- La vitesse d'écoulement du fluide d'alimentation.
- La concentration de la matière encrassante.
- La température de la surface d'échange de chaleur.
- La température du fluide.
- La nature de la surface d'échange.
- La composition de la charge.

I.8. Mesure de l'encrassement

Dans un échangeur classique constitué d'un fluide chaud et d'un fluide froid séparés par une paroi (Figure I.2), le transfert de chaleur du fluide chaud vers le fluide froid peut être décomposé comme suit:

- La convection fluide chaud – paroi (coefficient d'échange convectif h_{ext} supposé constant);
- La conduction à travers la paroi (de conductivité thermique λ , d'épaisseur e , et de surfaces \bar{S} représente la surface moyenne externe et interne S_{ext} et S_{int});
- La convection paroi –fluide froid (coefficient d'échange convectif h_{int} supposé constant).

Le flux de chaleur ϕ_p transmis du fluide chaud au fluide froid s'écrit alors :

$$\Phi_p = \frac{\Delta T}{\left(\frac{1}{h_{\text{int}} S_{\text{int}}} + \frac{e}{\lambda \bar{S}} + \frac{1}{h_{\text{ext}} S_{\text{ext}}} \right) S_{\text{ext}}} = (U)_p S_{\text{ext}} \Delta T \quad (\text{I.54})$$

Où ΔT est la différence moyenne de température entre les fluides chaud et froid.

Le coefficient d'échange global U_p en conditions propres rapporté à la surface extérieure est alors obtenu par :

$$\left(\frac{1}{U} \right)_p = \left(\frac{1}{h_{\text{int}} S_{\text{int}}} + \frac{e}{\lambda \bar{S}} + \frac{1}{h_{\text{ext}} S_{\text{ext}}} \right) S_{\text{ext}} = R_p \quad (\text{I.55})$$

Ce coefficient d'échange global correspond à l'inverse d'une résistance thermique R_p .

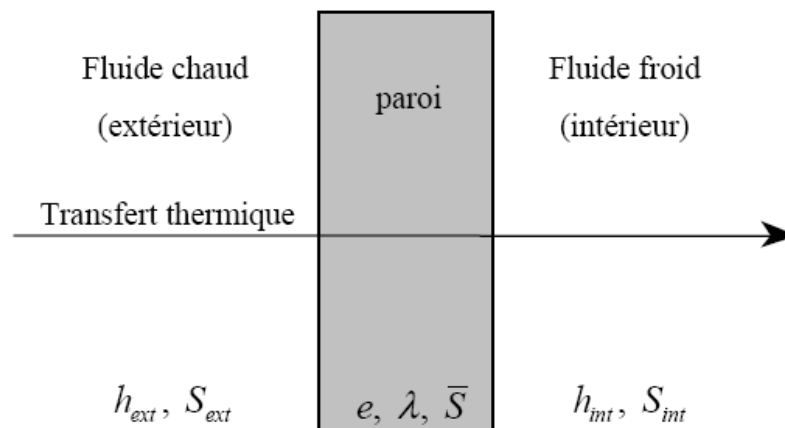


Figure I.2 : Schématisation du problème

Au bout d'un certain temps de fonctionnement de l'échangeur, la paroi d'échange se recouvre d'un film d'encrassement. Ces dépôts ont une conductivité thermique faible et constituent des couches isolantes supplémentaires s'opposant à l'échange [21]. En considérant que le coefficient d'échange convectif $(h_{\text{ext}})_p$ ne varie pas avec l'encrassement, le coefficient d'échange global U_d dans les conditions encrassantes rapportées à la surface extérieure, est alors obtenu par :

$$\left(\frac{1}{U} \right)_d = R_p + R_d = \left(\frac{1}{h_{\text{int}} S_{\text{int}}} + \frac{e}{\lambda \bar{S}} + \frac{1}{h_{\text{ext}} S_{\text{ext}}} \right) S_{\text{ext}} + R_d \quad (\text{I.56})$$

En soustrayant les équations (I.55) et (I.56) on obtient :

$$R_d = \left(\frac{1}{U} \right)_d - \left(\frac{1}{U} \right)_p \quad (\text{I.57})$$

Si on considère que la température du fluide ainsi que le flux de chaleur et le coefficient d'échange convectif sont constants avant et après encrassement [22], l'équation (I.54) devient:

$$R_d = \frac{T_p - T_{p0}}{q/A} \quad (\text{I.58})$$

Si la température du fluide n'est pas constante, la relation (I.55) devienne.

$$R_d = \left(\frac{T_p - T_f}{q/A} \right)_d - \left(\frac{T_p - T_f}{q/A} \right)_p \quad (\text{I.59})$$

Où $T_f = 1/2 (T_e + T_s)$ (I.60)

Les effets de tels dépôts peuvent alors être déterminés en connaissant les valeurs de la résistance d'encrassement et du coefficient d'échange global U_p .

I.9. Conclusion

Ce premier chapitre constitue une étude bibliographique assez générale sur les échangeurs de chaleur ainsi que sur les différents types d'encrassement. Il met en évidence que la perspective de l'encrassement des surfaces d'échange est un frein non négligeable à la récupération d'énergie.

ENCRASSEMENT PAR LE LAIT

II .1. Généralités sur les protéines

II .1.1. Définition

Une protéine, parfois appelée *protide*, est une macromolécule composée par une chaîne (ou séquence) d'acides aminés liés entre eux par des liaisons peptidiques. En général, on parle de protéine lorsque la chaîne contient plus de 100 acides aminés. Dans le cas contraire, on dit un peptide et de polypeptides.

Un acide aminé est une molécule organique possédant un squelette carboné et deux groupes fonctionnels : une amine (-NH₂) et un acide carboxylique (-COOH) (Figure II.1). Les acides aminés sont les unités structurales de base des protéines.

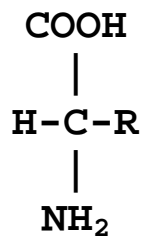


Figure II.1: acide aminé

Une liaison peptidique est une liaison covalente entre un atome de carbone et un atome d'azote. La liaison est le résultat de la réaction entre la fonction COOH (fonction carboxyle) du premier acide aminé et la fonction NH₂ (fonction amine) du deuxième, avec comme produit secondaire une molécule d'eau H₂O. Cet enchaînement possède une organisation tridimensionnelle (ou repliement) qui lui est propre entre la séquence et le repliement [23].

II .1.2. Structure de protéine

Il existe quatre niveaux de structuration de la protéine [24].

II. 1. 2.1. Structure primaire

La Figure (II.1) est le Schéma général d'un acide aminé impliqué dans la structure primaire d'une protéine. R représente la chaîne latérale du résidu. La structure primaire, ou séquence, d'une protéine correspond à la succession linéaire des acides aminés (ou résidus) le constituant. Les protéines sont donc des polymères d'acides aminés, reliés entre eux par des liaisons peptidiques.

II. 1. 2. 2. Structure secondaire

La structure secondaire décrit le repliement local du squelette carboné des résidus d'une protéine. Ainsi, une protéine peut être décrite par une séquence d'acides aminés mais aussi par une séquence de structures secondaires. La structure secondaire vient du fait que les repliements énergiquement favorables d'une liaison peptidique sont limités. Ainsi, certaines conformations se trouvent nettement favorisées car stabilisée par des liaisons hydrogènes entre les groupements amide (-NH) et carbonyle (-CO) du squelette carboné. Il existe au moins 3 catégories de structures secondaires selon l'échafaudage des liaisons hydrogènes, et donc selon le repliement des liaisons peptidiques.

Il existe aussi des méthodes expérimentales pour déterminer la structure secondaire comme la résonance magnétique nucléaire, le dichroïsme circulaire ou certaines méthodes de spectroscopie infrarouge.

Un pont désulfure (lien S-S) est un lien covalent fort qui, par oxydation, réunit deux cystéines (ou groupes sulphydriques) dans une séquence peptidique (ou protéine) (voir la figure II.2 où les R représentent le reste de l'acide aminé). La molécule résultante de la liaison des deux cystéines est la cystine.

II. 1. 2. 3. Structure tertiaire

La structure tertiaire d'une protéine correspond au repliement de la chaîne polypeptidique dans l'espace. On parle plus couramment de structure tridimensionnelle, ou structure 3D. La structure 3D d'une protéine est intimement liée à sa fonction: lorsque cette structure est cassée par l'emploi d'agent dénaturant, la protéine perd sa fonction.

II. 1. 2. 4. Structure quaternaire

La structure quaternaire des protéines regroupe l'association d'au moins deux chaînes polypeptidiques - identiques ou différentes - par des liaisons non-covalentes (liaison H, liaison ionique, interactions hydrophobes), et parfois des ponts désulfurés. L'effet hydrophobe est un facteur prépondérant dans l'assemblage des éléments structuraux, y compris dans l'association des sous unités. Chacune de ces chaînes est appelée monomère (ou sous-unité) et l'ensemble oligomère ou *protéine* multimérique. L'hémoglobine est un exemple de structure quaternaire ; elle est constituée de quatre sous unités : deux sous unités α (de 141 acides aminés) et deux sous unités β (de 146 acides aminés).

II. 1. 3. Protéines du lait

Les protéines du lait peuvent être classées en deux groupes [24]

- Les protéines de caséine (2,8% de lait) ;
- Les protéines de petit lait (0,7% de lait).

Les protéines de caséine composent approximativement 80 % de la protéine en lait et se présentent sous forme de particules colloïdales appelées les micelles, dans la classe de grandeur est

de 40 à 300 μm . Le lait de bonne qualité a typiquement un pH autour de 6,7. Si ce pH est baissé vers le point isoélectrique de caséine (pH égal à 4,6), les micelles se coaguleront et précipiteront dans la solution.

Les protéines de petit lait se composent approximativement de 20 % de protéine du lait. Ces molécules ont une forme globulaire et quand le lait est chauffé à 60°C, les protéines commencent à se dénaturer, et leur forme et structure changent totalement.

La température à laquelle ces protéines commencent à dénaturer dépendra des conditions de fonctionnement, mais en général ceci se produit autour de 60 à 70°C. La composition du lait est donnée dans le tableau II.1.

Tableau II.1 : Composition de lait

composition	% dans le lait
L'eau	86
Lactose	5
Matière grasse	4,7
Protéine	3,5
Minérale	0,7

Les minéraux du lait sont présents en tant que sels inorganiques en solution (sodium, potassium, calcium, magnésium, chlorite et phosphate). Ces sels dominent le pourcentage de dépôt au-dessus de 100°C, bien qu'ils soient présents dans un dépôt protéines à de plus basses températures.

La littérature [24] indique que dans la plupart des cas les sels minéraux tels que les phosphates de calcium (CaHPO_4), sont les premières espèces à se déposer pendant l'encrassement. Cependant et plus récemment, il y a un accord sur le fait que la première couche à se déposer est une monocouche de protéine adsorbée.

Les dépôts de plus basse température (type a), qui comportent la plus grande quantité, sont des dépôts doux, volumineux, de couleur blanche ou crème et durs. Ces dépôts se composent en grande partie de protéines (50-60 %) mais contiennent également 30-35 % de matière minérale. La teneur en graisse est cependant assez basse (dans la gamme de 4 à 8%). À température élevée, le dépôt change en un dépôt plus fragile et plus graveleux, qui est gris de couleur. Ce dépôt (type b) a une teneur beaucoup plus élevée en cendres (environ 70 %) et une teneur en protéines inférieure (15-20%) par rapport à une température plus basse. La teneur en graisse est semblable dans les deux types de dépôt.

Visser et Jeurnink [25], Belmar-Beiny et Fryer [26] ont indiqué que, aux premières parties d'une expérience, la protéine de petit lait s'adsorbent sur une surface en métal pour former une monocouche à la température ambiante, puisque les sels minéraux comptent sur la solubilité inverse et par conséquent la précipitation aura lieu pour une température élevée, donc la protéine sera toujours le premier matériau à se déposer sur la surface d'échange thermique. Selon Burton [27], il y a au moins deux réactions du lait qui peuvent avoir comme conséquence l'encrassement. La première est la dénaturation des protéines, qui est responsable de l'encrassement du type (a) ou du dépôt protéine. La seconde est due à la solubilité inverse des sels comme le phosphate de calcium, qui mène à la formation des dépôts du type (b), quand la température est élevée.

II. 1.4. Température du fluide et de la surface

Des recherches [28] ont été effectuées pour déterminer si la formation du dépôt dépend de la réaction de surface, ou du transfert de masse de l'espèce. Les travaux de Fryer et Belmer-Beiny [26] indiquent que la formation de dépôt est commandée par le liquide le plus proche à la surface de transfert thermique (la paroi assez chaude) pour soutenir les réactions significatives. Par conséquent, quand la température utilisée est élevée, les réactions de surface semblent significatives dans la formation du dépôt. Ceci suggérerait un rapport complexe entre la température de la surface, la vitesse du fluide et la température du fluide.

II.2. Phénomènes de dénaturation et d'agrégation thermique des protéines

En premier lieu, il apparaît opportun de spécifier que la dénaturation se définit comme toute altération majeure de la structure native de la protéine, et ce, sans hydrolyse de la structure primaire. De façon générale, comme dans le cas des divers agents dénaturants, la dénaturation thermique se produit au moment où les liaisons hydrogène, hydrophobes [28] et autres liaisons non covalentes sont brisées sous l'effet de la chaleur. Selon différents auteurs, le phénomène de dénaturation/agrégation thermique peut être caractérisé par des processus à 3 étapes qui comportent la dénaturation, l'initiation et la propagation. Au stade de dénaturation, la protéine globulaire native se déplie partiellement, exposant les chaînes polaires réactives initialement enfouies à l'intérieur de la structure. Au stade de propagation, deux molécules partiellement dépliées interagissent par le biais de liaisons non-covalentes (interactions de Van der Waals) ainsi que par des liaisons covalentes afin de former un agrégat protéique. Enfin, au niveau de la propagation, de nouvelles protéines dénaturées interagissent avec des agrégats, ou encore des agrégats interagissent entre-eux afin de former des structures polymériques plus imposantes (Roscoe [29], Pantaloni [30]). Dans tous les cas, le résultat final se caractérise par une population hétérogène de protéines solubles et colloïdales (agrégats solubles et non solubles).

La β -lactoglobuline, dont la masse moléculaire est de 18300 Da est formée d'une seule chaîne polypeptidique de 162 acides aminés, de deux liens désulfures et d'un groupement thiol libre. La β -lactoglobuline est une protéine globulaire dont la structure tertiaire est maintenue par deux ponts désulfurés.

La Figure II.2, représente la structure de la molécule de β -lactoglobuline [25].

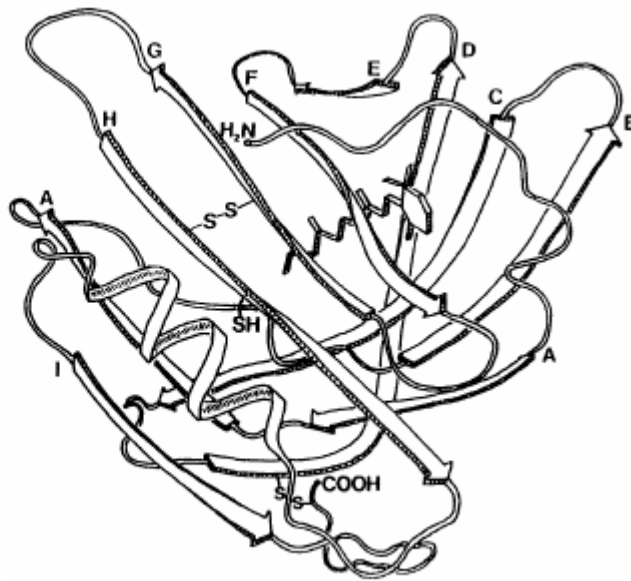


Figure II.2: Structure de la β -lactoglobuline

Etant la plus abondante et la plus réactive des protéines du lait, il est généralement admis que la β -lactoglobuline tend à dominer le comportement des protéines totales du lait. C'est pourquoi plusieurs études visant l'élucidation des mécanismes de dénaturation et d'agrégation des protéines portent essentiellement sur cette protéine spécifique.

A température ambiante et à pH neutre, la β -lactoglobuline existe principalement sous forme de dimères liés de façon non covalente. Une faible augmentation de la température (30 °C) déplace rapidement l'équilibre vers la forme monomérique et à une température supérieure à 40°C, le dimère subit de petits changements de conformation réversible, enfin au dessus de 50°C. Certains liens intermoléculaires sont rompus et la protéine se déplie partiellement. Les groupements hydrophobes internes de la molécule ainsi que le groupement thiol libre sont exposés. Ces nouvelles molécules sont instables et agrègent principalement par le biais des liaisons désulfures et plus spécifiquement des réactions d'échange sulphydryle-ponts disulfides.

Cependant certain auteurs, dont Tissier et al.[32] ont démontré que la dénaturation thermique de la β -lactoglobuline est réversible et la température critique de dénaturation varie entre 50°C et 80°C tandis que Wong et al.[33] la fixent plutôt près de 70 °C.

La corrélation entre dénaturation de protéine de lait et encrassement dans les échangeurs de chaleur a été confirmé par beaucoup de chercheurs [32, 33, 34]. Ces résultats expérimentaux ont prouvé que la β -lactoglobuline joue un rôle dominant dans le processus d'encrassement. Il apparaît que la dénaturation de la β -lactoglobuline et la formation de dépôt se produisent simultanément quand le lait traverse l'échangeur de chaleur. Le taux d'encrassement est proportionnel à la concentration de la protéine β -lactoglobuline, et cette dernière est présente dans le dépôt à raison de 33,3%.

II. 3. Mécanisme d'encrassement par le lait

Plusieurs modèles existent dans la littérature, parmi ces modèles :

II. 3. 1. Modele de Dejong

La dénaturation et l'agrégation de la β -lactoglobuline a été décrite par plusieurs réactions consécutives (native, déploiement, agrégation) le taux de formation et disparition des espèces est donné comme suit [33] :



Avec :

B : le monomère de β -lactoglobuline native;

B^* : le monomère de β -lactoglobuline active;

B_i^* : le monomère polymérisé active pour former B_j^* ;

T_{i+j} : l'agrégat de protéine;

F : la matière déposée;

M : les constituants de lait attaché à la surface.

La β -lactoglobuline active peut également être transformée en agrégat en réagissant avec d'autres composants qui sont attachés à la surface de l'échangeur de chaleur.

Les expressions des vitesses des réactions sont:

$$r_B = -k_{denaturation}[B] \quad (\text{II.4})$$

$$r_{B^*} = k_{denaturation}[B] - k_{agregation}[B^*]^2 \quad (\text{II.5})$$

$$r_T = k_{agregation} [B^*]^2 \quad (\text{II.6})$$

Et la vitesse d'adsorption est donnée par la relation:

$$r_F = k_{adsorption} [B^*]^{1,2} \quad (\text{II.7})$$

Où, r représente la vitesse de réactions ($\text{kg.m}^{-3}.\text{s}^{-1}$). La réaction d'adsorption est d'ordre 1,2 et les constantes des réactions sont décrites suivant la relation d'Arrhenius:

$$K = A \exp(-E_a/RT_{surface}). \quad (\text{II.8})$$

Avec :

E_a l'énergie d'activation (kJ.mol^{-1}), R , la constante des gaz parfaits ($\text{kJ.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et T La température de la paroi ($^{\circ}\text{C}$). Les valeurs de A et E_a sont déterminées expérimentalement. Le tableau II.2 représente quelques valeurs expérimentales de ces deux quantités:

Tableau II.2 : Valeurs expérimentales de E_a et A pour la réaction de dénaturation et agrégation

Référence	Réaction	température	ordre	E_a (kJ/mol)	$\ln A$
Dewit et Klarenbeek	Dénaturation	70-90 ($^{\circ}\text{C}$)	1	261	86,41
Dewit et Klarenbeek	agrégation	70-90 ($^{\circ}\text{C}$)	2	312	99,32

II. 3. 2. Modèle de Roefs et Dekruif

D'autres chercheurs comme Roefs et Dekruif [34] ont proposé un mécanisme de dénaturation de protéine comportant trois étapes: l'initiation, la propagation et la terminaison. La protéine se transforme de la forme stable (B) à la forme dénaturée (B^*) par une série de transformations moléculaires que se reconstituent jusqu'à la formation des agrégats (B_i^*, B_j^*, B_{i+j}). La figure II.3 illustre le mécanisme de ces transformations:

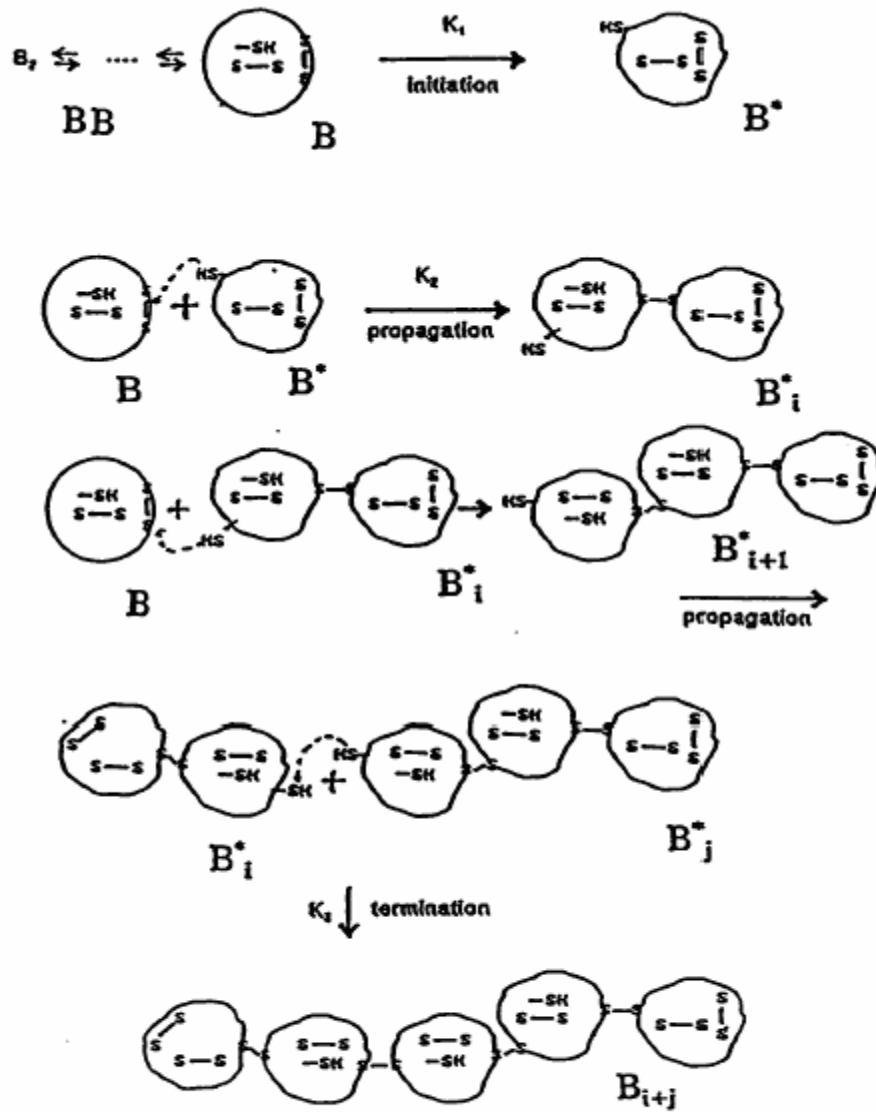


Figure II. 3: Dénaturation thermique de la β -lactoglobuline

II.3.3. Modele de Fryer

Un modèle simple proposé par Fryer [35] montre que l'étape de dénaturation est monomoléculaire, et la réaction est réversible (si cette protéine se refroidit, sa structure revient à son état original.). La protéine dévoile sa structure intérieure pour agir avec une autre molécule. L'agrégation des protéines est insoluble et la réaction intermoléculaire qui se produit ainsi est irréversible. Le schéma simplifié est montré sur la figure II.4.

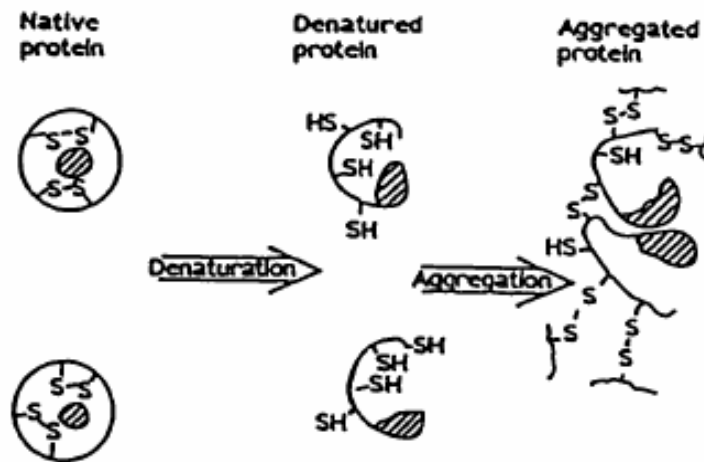


Figure II.4: dénaturation et agrégation de protéine selon Fryer [35]

La Figure II.5 montre un sommaire des chemins possibles de mécanismes pour la dénaturation et l'agrégation des protéines du lait selon Fryer [35].

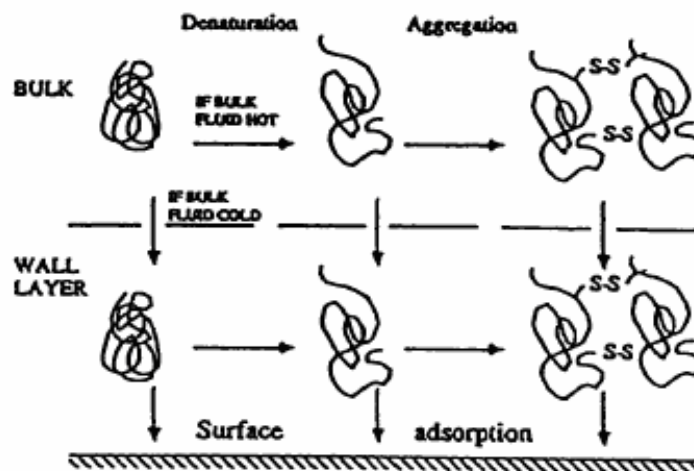


Figure II.5: Chemins possible pour la formation de dépôt

Le processus d'encrassement local peut être considéré comme une réaction hétérogène d'adsorption des constituants de lait à la surface avec un transfert de masse et une réaction en série: un transport dans la couche limite δ et un processus de réaction sur la surface.

Le profil de concentration contrôlant l'encrassement est présenté sur la figure II.6:

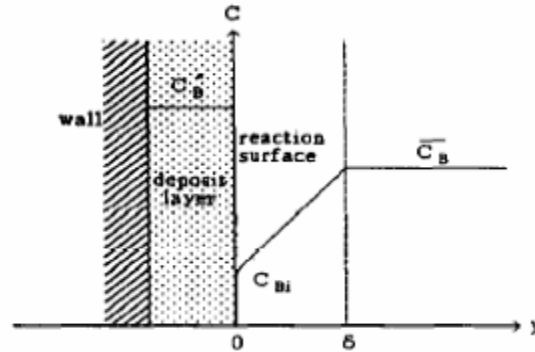


Figure II.6: profil de concentration de la β -lactoglobuline près de la paroi

Le modèle réel pour décrire le taux de dépôt est donné par l'équation de transfert de masse:

$$J_d = \frac{D_d}{x\delta} (\bar{C}_B - C_{Bi}) \quad (\text{II.9})$$

Avec :

X , la fraction de la β -lactoglobuline dans le dépôt, δ l'épaisseur de la couche limite;

D_d , le coefficient de diffusion de l'agrégat.

La vitesse de réaction est telle que :

$$r = -k''C_{Bi} \quad (\text{II.10})$$

Et l'équilibre massique donne:

$$J_d = -r \quad (\text{II.11})$$

Avec :

B, la protéine dénaturée, J_d et r sont le flux massique de déposition et la vitesse de réaction chimique, respectivement.

Si le dépôt est contrôlé par la réaction chimique ou par le transfert de masse [36], le nombre de Hatta est égal au rapport du taux maximum de réaction de l'adsorption au taux maximum de transport de diffusion, ou:

$$Ha^2 = \frac{k'' \overline{C_B}^n}{\frac{D_d}{x\delta} \overline{C_B}} \quad (\text{II.12})$$

Si $Ha < 0,3$, le taux cinétique de réaction limite complètement le taux d'adsorption et si $Ha > 2$, le taux de transfert de masse limite l'adsorption.

Le coefficient de diffusion des constituants est estimé par la relation de Wilk-Change [36]:

$$D = 1,3 \times 10^{-17} \frac{T}{\eta V_{f0,6}} \quad (\text{II.13})$$

Où, V_f , le volume molaire des espèces adsorbées donné par la relation :

$$V_f = N^{1/6} \pi d_p^3 \quad (\text{II.14})$$

L'épaisseur de la couche limite de concentration est estimée à partir du nombre de Sherwood:

$$Sh = \frac{k_m d}{D} \quad (\text{II.15})$$

$$\delta = \frac{d}{Sh} \quad (\text{II.16})$$

$$k_m = \frac{D}{\delta} \quad (\text{II.17})$$

L'équation II.12 est valable pour $2000 < Re < 100000$ et $Sc > 0,7$ avec Le nombre de Sherwood calculé par la relation:

$$Sh = 0,27 Re^{0,8} Sc^{0,33} \quad (\text{II.18})$$

$$\text{Et le nombre de Reynolds } Re = \frac{\rho dv}{\mu} \quad (\text{II.19})$$

En remplaçant k dans l'équation d'Arrhenius, la relation devient:

$$\ln J_f = \ln A - \frac{\Delta E}{RT} + n \ln \left(C_B \cdot \frac{x_b \delta J_f}{D} \right) \quad (\text{II.20})$$

Où, A , E_a , n sont des constantes à déterminer expérimentalement.

II .3.4. Modèle de Fryer et Slater (1984)

Fryer et Slater [37] présentent une corrélation utilisée pour prédire l'encrassement par le lait dans des tubes de diamètre (4,6mm et 9cm) et variant la température de paroi de 90°C à 110°C .La température du fluide est de 60°C et le nombre de Reynolds varie entre 650 et 5760 la relation proposée est la suivante:

$$\frac{dB_i}{dt} = \frac{k_d}{Re} \exp \left[\frac{-\Delta E}{R} \frac{1+B_i}{T_p + B_i T_f} \right] - K_f B_i \quad (\text{II.21})$$

Où, B_i est le nombre de Biot, T_p et T_f les températures de paroi et du fluide, respectivement, k_d et k_f des constantes de l'expérience.

II. 3. 5. Modèle de Toyoda et Fryer

Ce modèle a été initialement proposé par De Jong Cependant, De Jong [33], Bouman [38], et Vander Linder [39] se sont également basés dessus puisqu'ils ont percé le chemin de la formulation de la corrélation entre les réactions chimiques qui permettent la formation du dépôt et à la mécanique des fluides associée avec le processus de transfert thermique.

Le mécanisme de dénaturation de protéine représenté sur la figure II.7 suit les différentes étapes suivantes:

1. Les protéines réagissent dans le fluide et aussi dans la couche limite thermique du lait. Les protéines natives (N) sont transformées en protéines dénaturées dans une réaction du premier ordre. La protéine dévoilée (dénaturée) réagit alors pour donner une protéine agrégée A dans une réaction du second ordre.
2. Un Transfert de masse entre le fluide et la couche limite a lieu pour chaque protéine.
3. Seules les protéines agrégées est déposées sur la paroi. Le taux de déposition est proportionnel à la concentration de la protéine agrégée dans la couche limite thermique.
4. La résistance d'encrassement au transfert thermique est proportionnelle à l'épaisseur du dépôt.

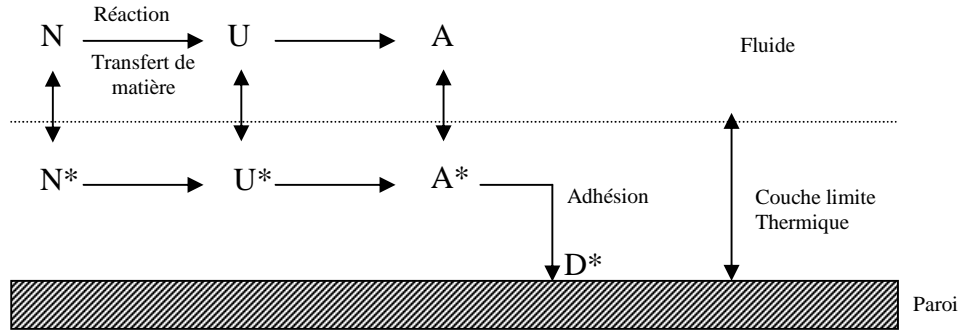


Figure II.7: Mécanisme de dénaturation du protéine selon Toyoda, Fryer [37]

Les bilans de masse des différentes formes de la protéine dans un échangeur à plaque sont établis pour chaque canal comme suit:

Protéine initiale (Native) :

$$\frac{\partial C_N}{\partial t} + u \frac{\partial C_N}{\partial x} = -k_{N0} \exp\left(\frac{-E_N}{RT_f}\right) C_N + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_N \frac{\partial C_N}{\partial x} \right) + 2 \frac{k_{mN}}{d} (C_N - C^*_N) \quad (\text{III.22})$$

Protéine dénaturée :

$$\frac{\partial C_D}{\partial t} + u \frac{\partial C_D}{\partial x} = k_{D0} \exp\left(\frac{-E_D}{RT_f}\right) C^2_D + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_D \frac{\partial C_D}{\partial x} \right) + 2 \frac{k_{mD}}{d} (C_D - C^*_D) \quad (\text{III.23})$$

Protéine agrégée :

$$\frac{\partial C_A}{\partial t} + u \frac{\partial C_A}{\partial x} = k_{A0} \exp\left(\frac{-E_A}{RT_f}\right) C^2_A + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_A \frac{\partial C_A}{\partial x} \right) + 2 \frac{k_{mA}}{d} (C_A - C^*_A) \quad (\text{III.24})$$

CHAPITRE III

INSTALLATION EXPERIMENTALE PROCEDURE-METHODE DE MESURES ET CALCULS

L'objectif de ce travail qui est l'étude de l'encrassement par le lait dans une conduite cylindrique chauffée par l'extérieur avec l'influence des paramètres opératoires sur celui-ci. Pour cela un dispositif expérimental a été réalisé au niveau du laboratoire «Phénomènes de transfert» pour l'étude du phénomène d'encrassement par le lait.

III .1. Description de l'installation expérimentale

Le dispositif (figure III.1) se compose essentiellement de deux parties: un système hydrodynamique et un système de chauffage électrique.

III .1.1. Système hydrodynamique

Il est constitué des plusieurs parties comme décrites ci-après:

a) La section de test

La surface d'échange de chaleur est composée d'une colonne en acier inoxydable de diamètre extérieur 32mm, de diamètre intérieur 20mm et de longueur 40cm.

b) La pompe

Dans le but d'assurer un écoulement à travers l'installation, une pompe centrifuge est utilisée. Les caractéristiques de la pompe sont les suivantes:

Débit max: $Q_{\max}=40$ l/min et hauteur de refoulement: $H_{\max}=22$ m.
Le débit est réglé à l'aide d'un variateur de tension (variac).

c) les vannes

L'installation est munie de quatre vannes dont chacune a une tâche spécifique:

- Vannes pour régler le débit et la pression (V1, V2).
- Vanne de vidange (V3).
- Vanne de remplissage du réservoir (V4).

d) Les réservoirs

L'installation comporte deux réservoirs: le premier (R1) en PVC d'un volume V égal à 30 litres est utilisé pour la préparation des solutions à utiliser. Le deuxième réservoir (R2) de même volume mais en acier galvanisé, sert à alimenter le circuit en continu (circuit fermé).

e) Les canalisations

Elles sont composées de tubes en acier galvanisé de deux diamètres différents:

- Les conduites reliant l'aspiration de la pompe au réservoir (R1) sont de calibre (15.21);
- Le reste des canalisations sont de calibre (20.27).

III .1. 2. Système thermique

Le système de chauffage est constitué:

D'une résistance chauffante de $14,3 \Omega$ qui entoure la section de test de manière uniforme et d'une couche isolante constituée principalement de liège et de laine de verre.

III .1.3. Système de refroidissement

Ce système est constitué d'un serpentin en cuivre plongé dans le réservoir (R2) dont le rôle est de maintenir la température du fluide entrant dans l'échangeur constante.

III .1.4. Système de mesure

Le système de contrôle est constitué :

- D'un lecteur de température de marque Philips digital 378 avec une précision ΔT de 1°C ;
- D'un manomètre gradué de 0 à 200 KPa;
- Deux voltmètres (l'un pour la résistance chauffante et l'autre pour la pompe) avec une précision de ΔE de $0,06 \text{ V}$;
- D'un ampèremètre ayant une précision ΔI de 0.05 A ;
- Deux variacs : l'un pour la variation du flux de chaleur et l'autre pour le réglage du débit.
- D'un capteur de vitesse: cet appareil électronique est muni d'une sonde à ultrasons, placée sur la conduite indiquant la vitesse du fluide qui y circule;
- D'un capteur de pression en amont et en aval de la section du test;
- Des thermocouples placés dans des orifices réalisés dans la section de test.

Un des thermocouples est placé à 1mm de profondeur pour connaître la température de la paroi interne et d'autre sur la paroi externe. Pour connaître la température du fluide entrant et sortant, deux autres thermocouples sont placés à l'entrée et à la sortie de cette dernière.

Le mode opératoire utilisé se résume comme suit :

- Remplir le réservoir (R1) avec la solution (lait) et mettre la pompe en marche pour faire circuler la solution;
- Grâce aux variacs, fixer le débit et faire varier la puissance de chauffe.
- Pour chaque flux imposé, faire varier le débit et relever les températures mesurées par les thermocouples. Pour chaque débit imposé, faire varier ensuite le flux de chaleur et relever les températures mesurées par les thermocouples.

III .2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

- 1- Mettre tous les capteurs de température en place.
- 2- Préparer la solution de lait dans le réservoir (R1);
 - * Remplir le réservoir d'un volume d'eau V égal à 15 litres
 - * Ajouter une quantité nécessaire de la poudre de lait pour avoir une concentration de 90g/L (concentration utilisée dans l'industrie laitière);
 - * Démarrer l'agitation pour obtenir une solution homogène;
- 3- Ouvrir les vannes V1 et V2 et démarrer la pompe pour remplir le réservoir (R2) jusqu'à ce que le réservoir (R1) soit vide;
- 4- Arrêter la pompe dès que la quantité de lait est passée intégralement dans le réservoir (R2)
- 5- Fermer les vannes V1 et V4 et ouvrir les vannes V2 et V5;
- 6- Redémarrer la pompe de nouveau et régler le débit à l'aide du variac correspondant;
- 7- Après un temps de marche donné démarrer la résistance chauffante et fixer la puissance voulue à l'aide du variac correspondant. Cette puissance est lue sous forme de tension de courant (E) donnée par le voltmètre et l'intensité du courant (I) donnée par l'ampèremètre;
- 8- Relever au cours du temps les températures de parois et du fluide;
- 9- À la fin de l'expérience, arrêter le chauffage et laisser circuler le fluide pendant quelques minutes afin de refroidir légèrement la section de test;
- 10- Vidanger le système en ouvrant toutes les vannes après arrêt de la pompe;
- 11- Procéder au nettoyage de l'installation comme décrit ci-dessous.

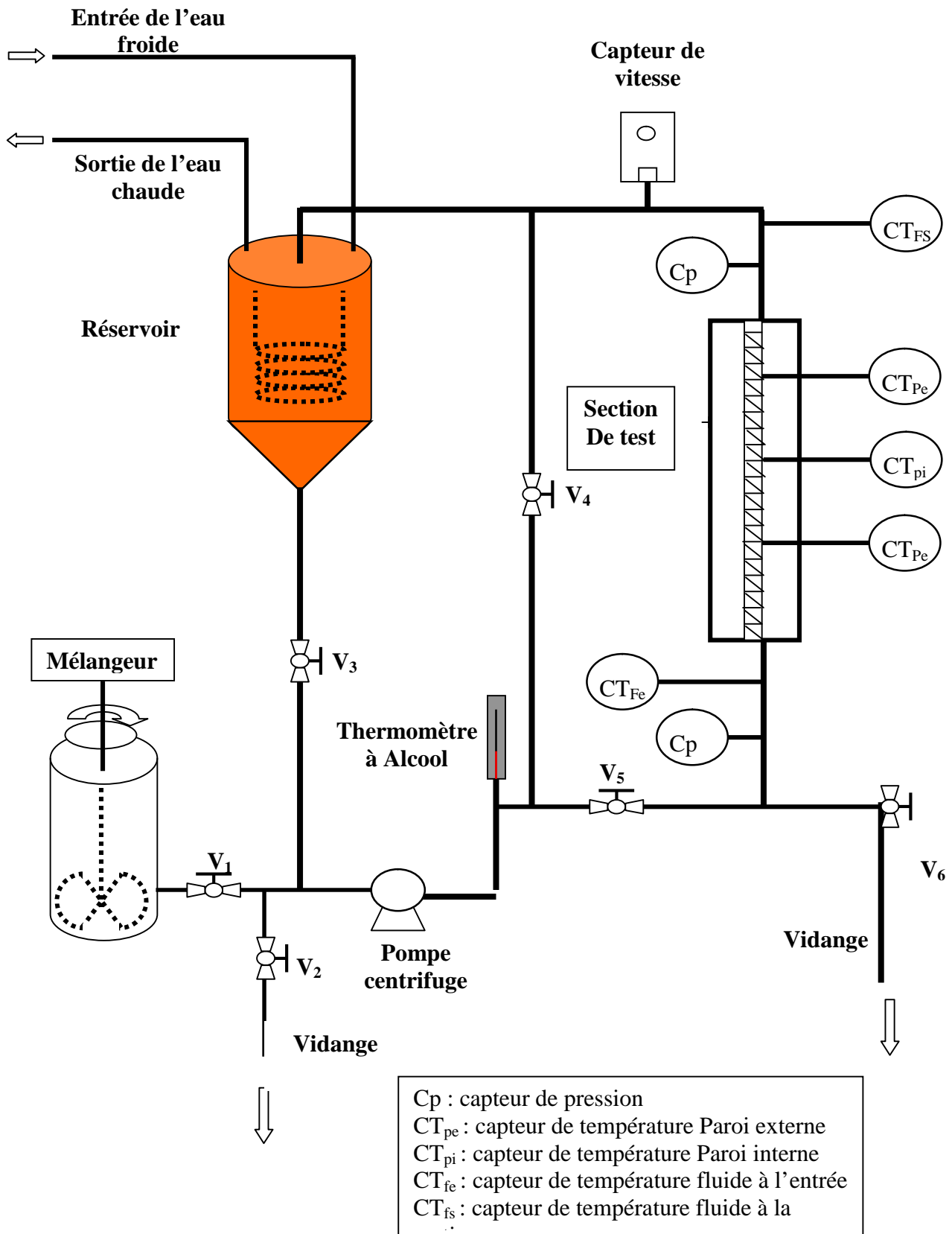
III .2.1. Méthode de Nettoyage –CIP (Cleaning in place)

La méthode de nettoyage utilisée est celle décrite dans les industries laitières qui se présente comme suit:

- 1- Rinçage avec de l'eau de ville pendant 10mn dans le but d'éliminer les grosses particules et la matière grasse;
- 2- Nettoyage avec une solution de NAOH à 2% à une température de 80°C dans le but d'éliminer toutes les matières grasses par la réaction de saponification pendant 20mn;
- 3- Rinçage avec de l'eau de ville pendant 10 mn pour éliminer NAOH;
- 4- Passage de l'acide nitrique à 1% à (T= 70 °C) pendant 20 min (cet acide est récupéré) pour éliminer les sels minéraux générés par le passage de l'eau (calcaire);
- 5- Rinçage avec de l'eau de ville pendant 10 min afin d'éviter le contact entre deux produits différents;
- 6- Désinfection avec de l'eau javellisée pendant 10 mn (qui est récupérée pour d'autres utilisations).

III .3. Calcul d'erreurs

La précision des résultats dépend dans une certaine mesure, de l'algorithme de calcul. On distingue ainsi deux types d'erreur: l'erreur maximale et l'erreur la plus probable.



FigureII.1 : Installation semi pilote

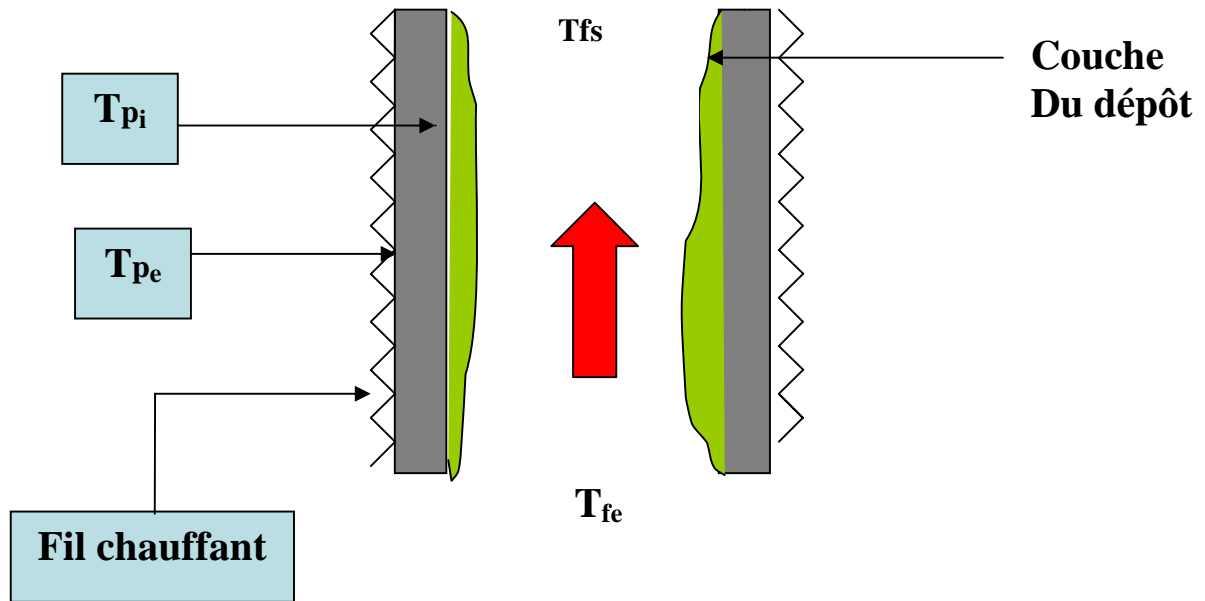


Figure II.2 : coupe longitudinale de la section de test

L'erreur maximale consiste à additionner les erreurs faites sur chacune des variables. Cette méthode permet de simuler des cas de seuils de sécurité quasi absolus ou toutes les variables sont à leur erreur maximale au même instant. Il est statiquement peu probable que ce cas soit observé. On définit alors l'erreur la plus probable du système. Cette erreur sera celle faite 95% du temps, elle est plus représentative de la réalité que l'erreur maximale.

L'erreur la plus probable est définie selon le théorème de la propagation d'erreur: soit g une fonction de plusieurs variables x_1, x_2, \dots, x_n .

$$g = f(x_1, x_2, \dots, x_n) \tag{III.1}$$

Si δ_g est l'incertitude du résultat et $\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_n$ l'incertitude des variables indépendantes, alors on a :

$$\delta_g = \left[\left(\frac{\partial g}{\partial x_1} \delta_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial g}{\partial x_2} \delta_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial g}{\partial x_n} \delta_n \right)^2 \right]^{1/2} \tag{III.2}$$

$$\left(\frac{\partial U}{\partial q}\right) = \frac{1}{A(Tp - Tp_0)} \quad (\text{III.3})$$

$$\left(\frac{\partial U}{\partial Tp}\right) = \frac{q}{(Tp - Tp_0)^2 A} \quad (\text{III.4})$$

$$\left(\frac{\partial U}{\partial Tp_0}\right) = \frac{-q}{(Tp - Tp_0)^2 A} \quad (\text{III.5})$$

Le pourcentage de déviation entre les valeurs expérimentales de R_d et celle prédite par le modèle est alors calculé comme suit :

$$\% \text{ dev} = \left| \frac{Rd_{\text{exp}} - Rd_{\text{mod}}}{Rd_{\text{exp}}} \right| \times 100 \quad (\text{III.6})$$

III .3.1. Méthode de calcul de R_d et β

La résistance d'encrassement prédite par le modèle de Kern et Seaton est donné par la relation suivante:

$$Rd_{\text{mod}} = Rd^* (1 - \exp\beta t) \quad (\text{III.7})$$

Avec :

Rd^* : valeur asymptotique de la résistance d'encrassement lorsque $t \rightarrow \infty$

β : paramètre représentant l'inverse du temps de relaxation. Il dépend des propriétés du système.

A travers ces deux relations on peut déterminer les valeurs de R_d^* et β , d'où la valeur de la résistance R_d modèle.

Étant donné la complexité du phénomène étudié il est utile de faire quelques hypothèses simplificatrices, dont:

- Le flux de chaleur est constant.
- Le débit volumique est constant.
- Les modifications de surface sont suffisamment faibles pour être négligées; ceci permet de considérer comme constantes les surfaces ainsi que les coefficients d'échange h .
- Les températures internes nécessaires au calcul de la résistance d'encrassement sont mesurées dans le film liquide à proximité de la paroi interne de la section de test.

RESULTATS EXPÉRIMENTAUX ET DISCUSSION

IV.1. Cinétique de l'encrassement

Le tracé de l'évolution temporelle de la résistance due à l'encrassement (figure IV.1) montre qu'il existe trois étapes distinctes, la résistance d'encrassement est rapide initialement, ralentit progressivement par la suite, et ce, jusqu'au palier correspondant à l'établissement de l'équilibre pour un temps supérieure à 1,3 h.

La deuxième constatation faite est l'absence du temps d'induction sur les courbes. Ceci est la conséquence du décalage (presque 5 min) entre le réglage de l'installation et la mise en marche. D'après les valeurs de cette résistance, qui sont supérieures à zéro, la section de test présente un état de colmatage.

1. Le premier tronçon du graphe (1^{ère} zone) est une droite linéaire (encrassement linéaire) du à la déposition à vitesse constante alors que l'enlèvement est négligeable.
2. Le deuxième tronçon (2^{ème} zone) est une courbe non asymptotique (l'encrassement non asymptotique), cette situation se présente lorsque l'enlèvement du dépôt est faible alors que la déposition s'accélère, ce qui entraîne une décroissance de la température T_s à l'interface dépôt fluide du fait d'une déposition continue au cours du temps c'est le phénomène qu'on appelle auto retardation.
3. Le troisième tronçon (3^{ème} zone) est une droite horizontale infinie il s'agit de l'encrassement asymptotique, ce mode est caractérisé par une décroissance de l'écart entre les flux de déposition et de détachement, qui n'approche le zéro que lorsque la résistance approche une valeur asymptotique R_d^* .

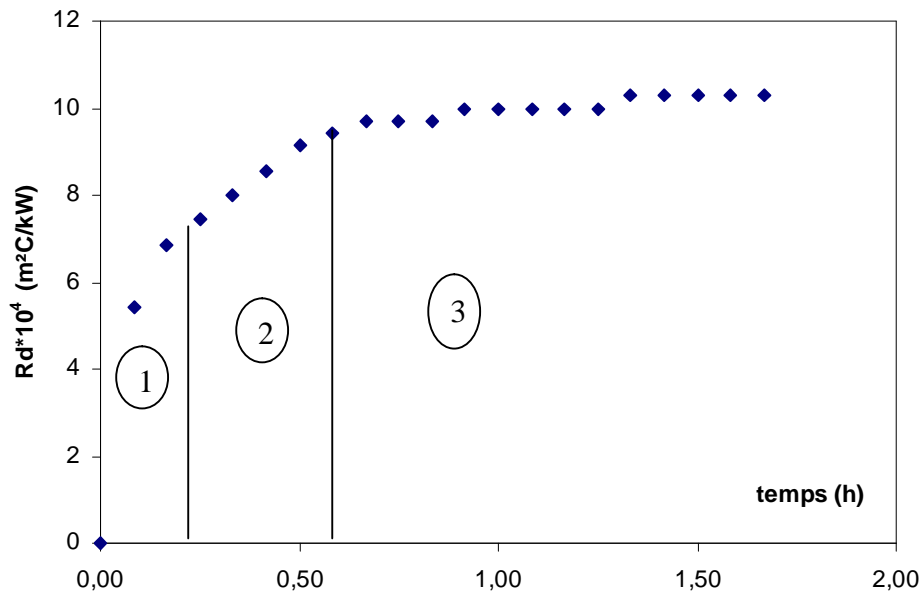


Figure IV.1 : Evolution temporelle de la résistasse d'encrassement ($Q=35kW/m^2$, $V=0,6m/s$, $T_{fe}=35^\circ C$)

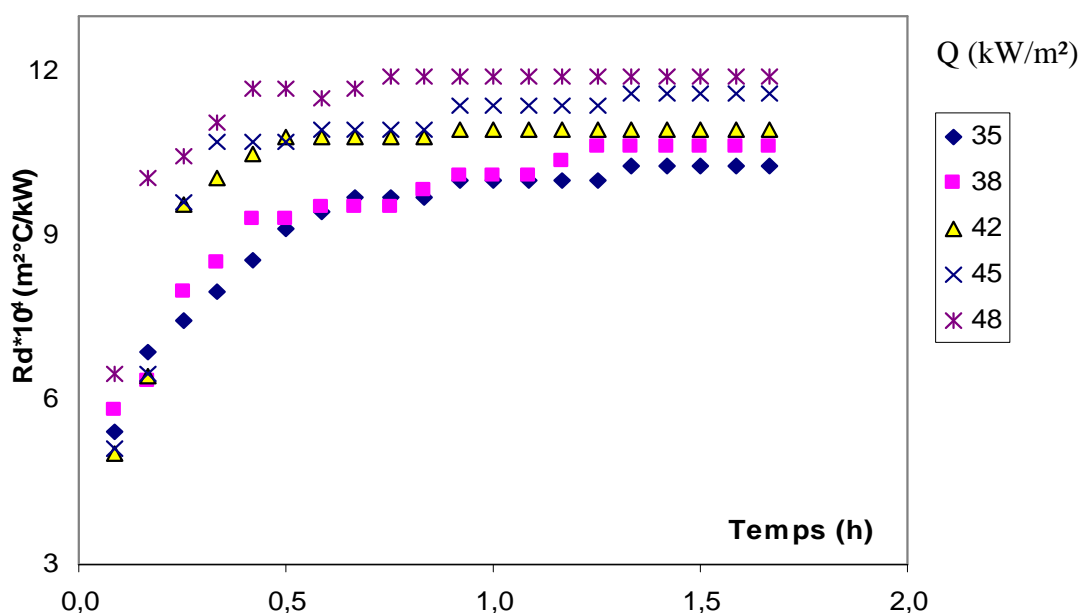
IV. 1. 1. Influence du flux de chaleur

L'étude de l'effet du flux de chaleur sur la résistance d'encrassement, a été faite en variant le flux de chaleur de 35 à 48 kW/m^2 et en maintenant la vitesse d'écoulement du fluide et la température du fluide à l'entrée constantes et égales respectivement à 0,6 m/s et 35°C.

La figure (IV.2), indique un accroissement de la résistance d'encrassement avec l'augmentation du flux de chaleur, R_d asymptotique est égal $10,28 \times 10^{-4}$ (m^2C/kW) après 0,55 h de fonctionnement, en augmentant la puissance de chauffe et en laissant la vitesse du fluide constante, R_d asymptotique atteint $11,91 \times 10^{-4}$ (m^2C/kW) lorsque le flux de chaleur est plus élevé après 2,22h de fonctionnement. L'augmentation du flux de chaleur et donc l'augmentation de la température de la surface d'échange provoquent l'augmentation de la résistance d'encrassement, le tableau IV.1 montre l'influence du flux de chaleur sur la résistance d'encrassement. Ce comportement ne peut être que le résultat de la présence d'un dépôt encrassant plus important.

Tableau IV.1 : Influence de flux de chaleur sur la résistance d'encrassement.

Essai	Flux de chaleur Q (kW/m ²)	R_d asymptotique (m ² °C/kW) $\times 10^4$
01	35	10,28
02	38	10,61
03	42	10,94
04	45	11,59
05	48	11,91

Figure VI.2 : Evolution Temporelle de la résistance d'encrassement pour différents flux de chaleur ($T_{fe} = 35$ °C, $V = 0,6$ m/s).

La température de la surface d'échange de chaleur a été considérée comme une variable importante dans l'encrassement des fluides organiques. La plupart des études faites sur l'encrassement causé par les fluides organiques ont montré une forte dépendance à l'égard de la température de surface. Gotham [40] a montré que la réaction de dénaturation est responsable de l'encrassement contrôlé par le processus de réaction chimique et que la majorité du dépôt de protéine, observé sur la longueur du tube, est due à la réaction de surface.

La même observation faite par Lalande et Corrieu [41] qui ont montré que l'augmentation de la température de la surface d'échange favorisait la réaction de dénaturation des protéines du lait et par conséquent l'augmentation du dépôt sur la paroi.

Le tracé de la résistance d'encrassement asymptotique en fonction du flux de chaleur (la figure (IV.3)) confirme ces observations. Nous remarquons que la courbe est croissante.

Les agrégats ou les gisements formés sur la paroi dus à la réaction sont situés dans les régions les plus chaudes, proches de la paroi, dans la couche limite thermique, la température de la surface agit sur le taux de déposition, donc sur la vitesse de déposition. Cette vitesse obéit à la loi d'Arrhenius et ce quelque soit le modèle proposé.

$$R_d = \frac{a}{b} \frac{c}{u^{1-\alpha}} \left[\frac{1}{c} + \frac{u}{A \exp(-E/RT_p)} \right]^{-1} [1 - \exp(-bu^{2-\varepsilon}t)] \quad (\text{IV.1})$$

$$R_d = \frac{a}{b} \frac{A \exp(-E/RT_p)}{u^{2-\varepsilon}} (1 - \exp(-bu^{2-\alpha}t)) \quad (\text{IV.2})$$

D'après les équations (IV.1 et IV.2), une température de surface élevée entraîne une réaction de dénaturation des protéines et une formation de dépôt impliquant une augmentation de la résistance d'encrassement.

On peut déduire qu'il y a une dépendance entre la température de la paroi d'échange ou le flux de chaleur et la résistance à l'encrassement

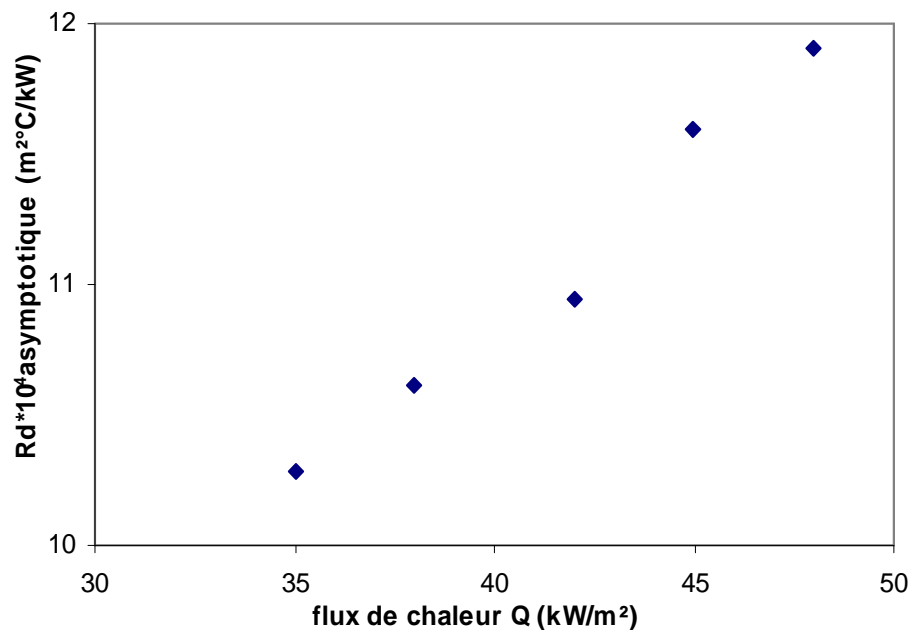


Figure IV. 3: Effet de flux de chaleur sur la résistance d'encrassement

IV. 1. 2. Influence de la vitesse d'écoulement du fluide

Nous avons étudié l'effet de la vitesse d'écoulement du fluide sur la résistance d'encrassement dans un intervalle allant de 0,60 à 0,94 m/s en maintenant le flux de chaleur et la température de fluide à l'entrée constants.

La figure IV.4 représente l'évolution temporelle de la résistance d'encrassement pour différentes vitesses d'écoulement. Nous remarquons une similitude d'évolution avec le cas précédent, l'équilibre est atteint au bout de 1,08h. Les résultats sont regroupés dans le tableau VI.2.

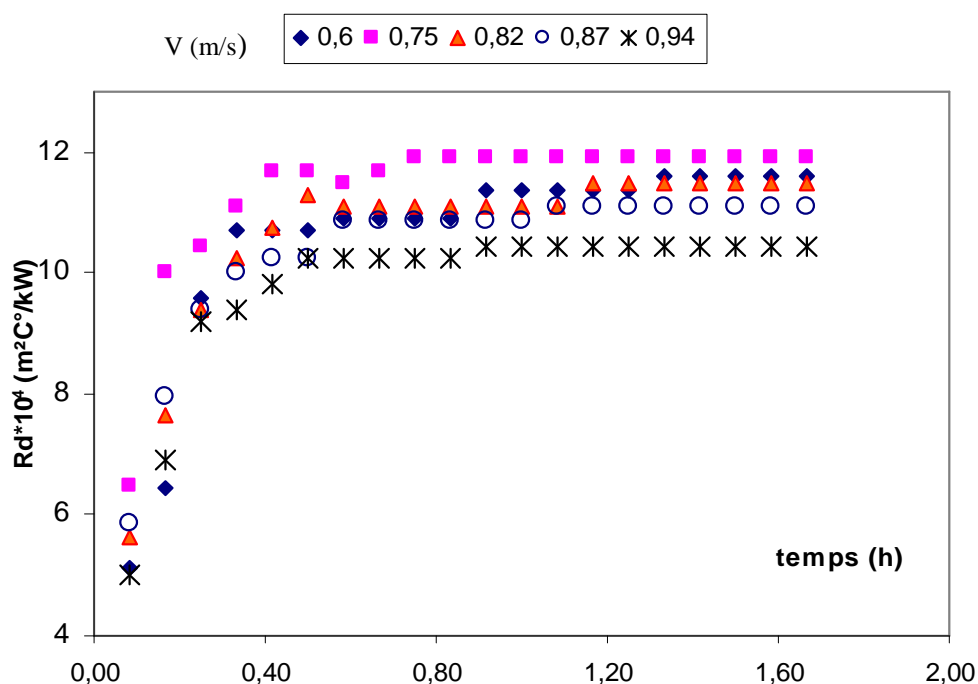


Figure VI.4 : Evolution temporelle de la résistance d'encrassement pour différentes vitesses.

Par ailleurs, on constate que pour les valeurs de vitesse allant de 0,6 à 0,94 m/s, la résistance d'encrassement asymptotique varie de manière inversement proportionnelle à la vitesse d'écoulement.

Tableau VI.2 : Influence de la vitesse du fluide sur la résistance d'encrassement

Essai	Vitesse du fluide (m/s)	R_d asymptotique ($m^2 \cdot C/kW$) $\times 10^4$
01	0,60	11,91
02	0,75	11,49
03	0,82	11,08
04	0,87	10,45
05	0,94	10,25

La vitesse d'écoulement du fluide est un paramètre très important qui agit sur la formation du dépôt et sur la résistance d'encrassement, si le procédé de déposition est contrôlé par la réaction à la paroi dans la couche limite thermique, la vitesse d'écoulement influe sur les contraintes de cisaillement à la paroi et donc sur les forces d'adhérence et par conséquent, sur la résistance d'encrassement.

Contrairement aux résultats obtenus par Lalande et coll [42], Clever et coll [43] montrent que si l'encrassement est contrôlé par le transfert de masse des réactifs, l'augmentation de la vitesse du fluide va augmenter la turbulence du fluide et favoriser le transfert de masse.

La courbe donnant la variation de la résistance d'encrassement asymptotique en fonction de la vitesse d'écoulement du fluide est illustré sur la figure VI.5.

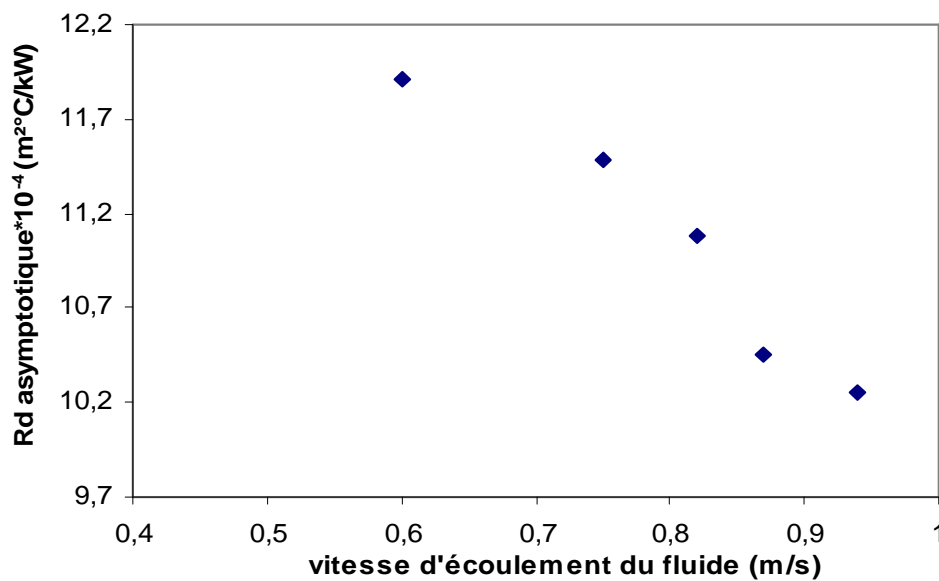


Figure VI 5 : Effet de la vitesse du fluide sur la résistance d'encrassement

On observe une tendance décroissante, ce qui signifie que la résistance d'encrassement diminue avec l'augmentation de la vitesse et donc la quantité du dépôt a été réduit. Cette observation s'accorde avec les travaux de la littérature qui expliquent par le fait que les contraintes de cisaillement à la paroi sont favorisées par les vitesses d'écoulement élevées. Ces contraintes tendent à arracher les particules déposées à la surface minimisant ainsi la résistance d'encrassement.

VI. 1.3. Influence de la température du fluide

Afin d'étudier l'effet de la température du fluide sur la résistance d'encrassement, nous avons fait varier la température de fluide à l'entrée de 50 à 70 °C. Les autres paramètres ont été fixés à :

- Vitesse de fluide 0,60 m/s ;
- Flux de chaleur $Q = 48 \text{ kW/m}^2$.

Les résultats des mesures de la résistance d'encrassement en fonction du temps sont représentés sur la figure IV.6.

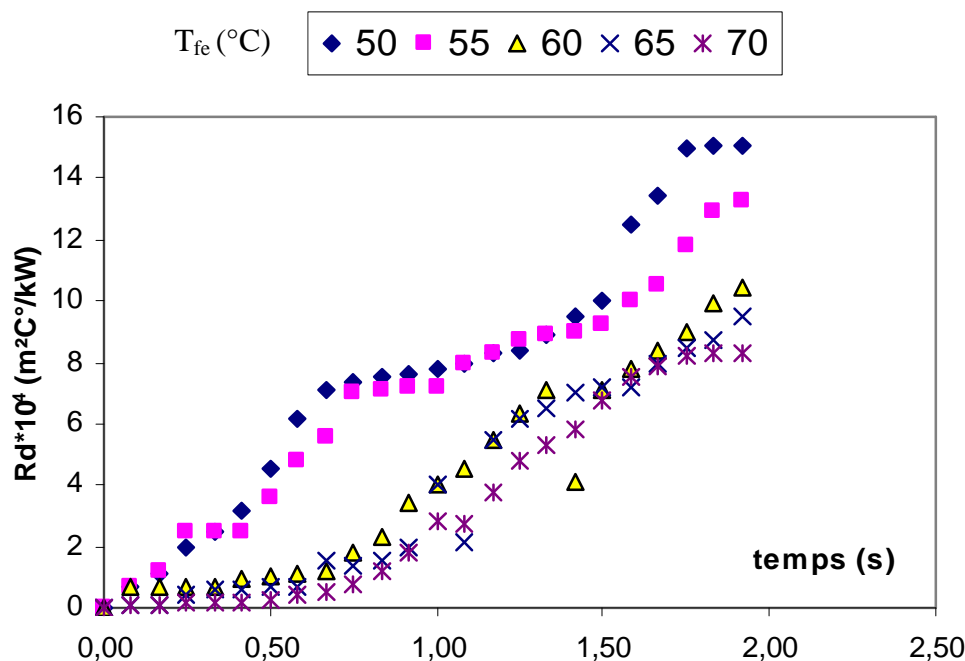


Figure IV 6 : Evolution temporelle de la résistance d'encrassement pour différentes températures à l'entrée du fluide

Nous remarquons que les valeurs de la résistance d'encrassement tendent à augmenter avec l'augmentation de la température du fluide, la résistance R_d asymptotique atteint une valeur de $15,10 \times 10^{-4}$ ($m^2 \cdot C / kW$) pour une température du fluide à l'entrée égale à $70^\circ C$.

L'examen de la figure (IV.7) montre que la résistance d'encrassement augmente avec l'augmentation de la température. Les résultats sont regroupés dans le tableau IV .3

Tableau IV.3 : Influence de la température du fluide à l'entrée sur la résistance d'encrassement

Essai	Température de fluide à l'entrée ($^\circ C$)	R_d asymptotique ($m^2 \cdot C / kW$) $\times 10^4$
01	50	11,10
02	55	11,80
03	60	12,40
04	65	13,22
05	70	15,10

L'effet de la température du fluide sur la formation du dépôt n'a pas été très étudié, cet encrassement est dû à une réaction chimique et la température peut jouer un rôle important dans la formation du dépôt encrassant du précurseur.

Dans les travaux d'Eaton et Delux [43], concernant l'encrassement du fuel, ces derniers ont montré que la résistance d'encrassement est réduite de 3 fois quand la température du fluide est plus élevée.

Lambourn et Durrieu [44] ont proposé une relation complexe entre la solubilité du pétrole et la température, la solubilité du pétrole augmente jusqu'à un maximum pour une température de 140°C, mais au delà de cette température, la solubilité diminue.

Un résultat similaire a été trouvé par Muller et Steinhagen [45] et montre que la diminution de la température du fluide entraîne une diminution de la solubilité de quelques composants du fluide tels que les sels à solubilité normale avec la température. Oufer [46] a montré dans le cas de l'encrassement par réaction chimique un effet contraire. La température élevée du fluide favorise une réaction chimique au sein de la charge et les produits de la réaction seront, par la suite, transportés vers la surface pour s'y déposer, entraînant une croissance dans la résistance d'encrassement. De plus, l'effet de la température du fluide est fortement impliqué sur la viscosité du fluide et que l'augmentation de la température du fluide entraîne une diminution de la solubilité des sels présents dans le fluide. Le tracé du graphe (figure IV.7) représentant l'évolution de la résistance d'encrassement asymptotique en fonction de la température du fluide présente une courbe croissante. La résistance d'encrassement augmente avec l'augmentation de la température du fluide et par conséquent avec la formation du dépôt sur les parois.

Gotham [39] suggère pour la réaction de dénaturation et de polymérisation que le processus d'encrassement est contrôlé par la réaction au sein du fluide puisque le temps de séjour du fluide sur la paroi est court.

Nous constatons que l'augmentation du flux de chaleur et l'augmentation de la température du fluide favorise la réaction de dénaturation et qu'il existe une dépendance entre la température et la résistance d'encrassement. Le processus qui contrôle l'encrassement est la combinaison entre la réaction de dénaturation à la surface et la réaction au sein du fluide.

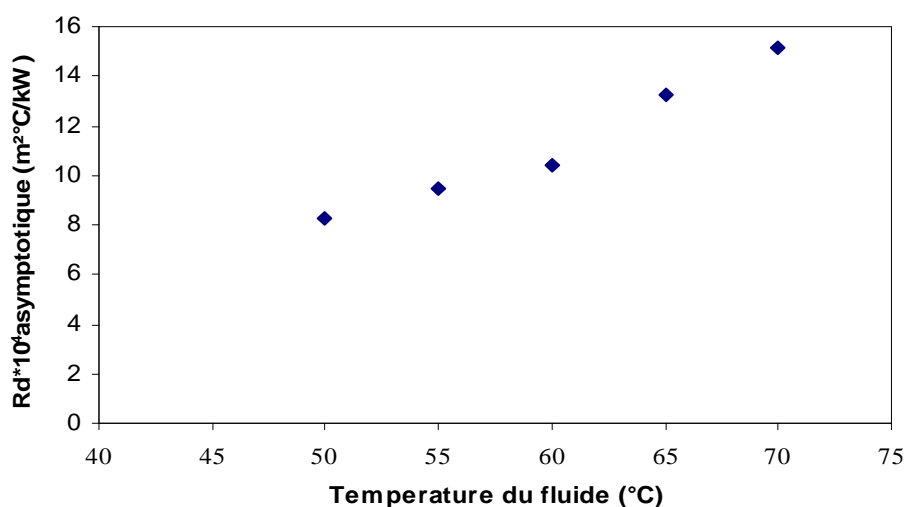


Figure IV.7 : Effet de la température de fluide sur la résistance d'encrassement

IV .2. Détermination de l'énergie d'activation

Les expériences montrent un effet considérable du flux de chaleur sur le taux d'encrassement ainsi que la température du fluide. Ces observations suggèrent que le dépôt augmente avec le flux de chaleur et la température du fluide et diminue avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement du fluide.

Une équation du type d'Arrhenius a été employée pour déterminer l'énergie d'activation basée sur la température de la surface et la résistance d'encrassement initiale.

Le coefficient d'échange de chaleur est exprimé par :

$$U = \frac{\dot{Q}}{(T_p - T_f)} \quad (\text{VI.3})$$

La résistance d'encrassement est déterminée par la relation

$$R_d = U^{-1} - U_p^{-1} \quad (\text{VI.4})$$

L'encrassement initiale est égale à :

$$\dot{R}_{d0} = dR_d / dt|_{t=0} = d(U^{-1}) / dt \quad (\text{VI.5})$$

Avec

$$R_{d0} = A e^{-\frac{E_D}{RT_p}} \quad (\text{VI.6})$$

$$\ln \dot{R}_{d0} = \ln A - \Delta E_d / RT_p \quad (\text{VI.7})$$

Les expériences sont réalisées à des températures de surface variant entre 180 et 240 °C et une température de fluide entrant constante.

D'après la figure IV.9, l'énergie d'activation atteint une valeur maximale pour des températures des parois plus élevées.

Selon les résultats expérimentaux donnés dans le (Tableau IV.4) montrent que l'augmentation de la température de la paroi entraîne une augmentation de l'énergie d'activation de l'attachement et par conséquent sur le taux d'encrassement initial .Les mêmes observations sont retrouvées dans les travaux de Mwabe et coll [47]

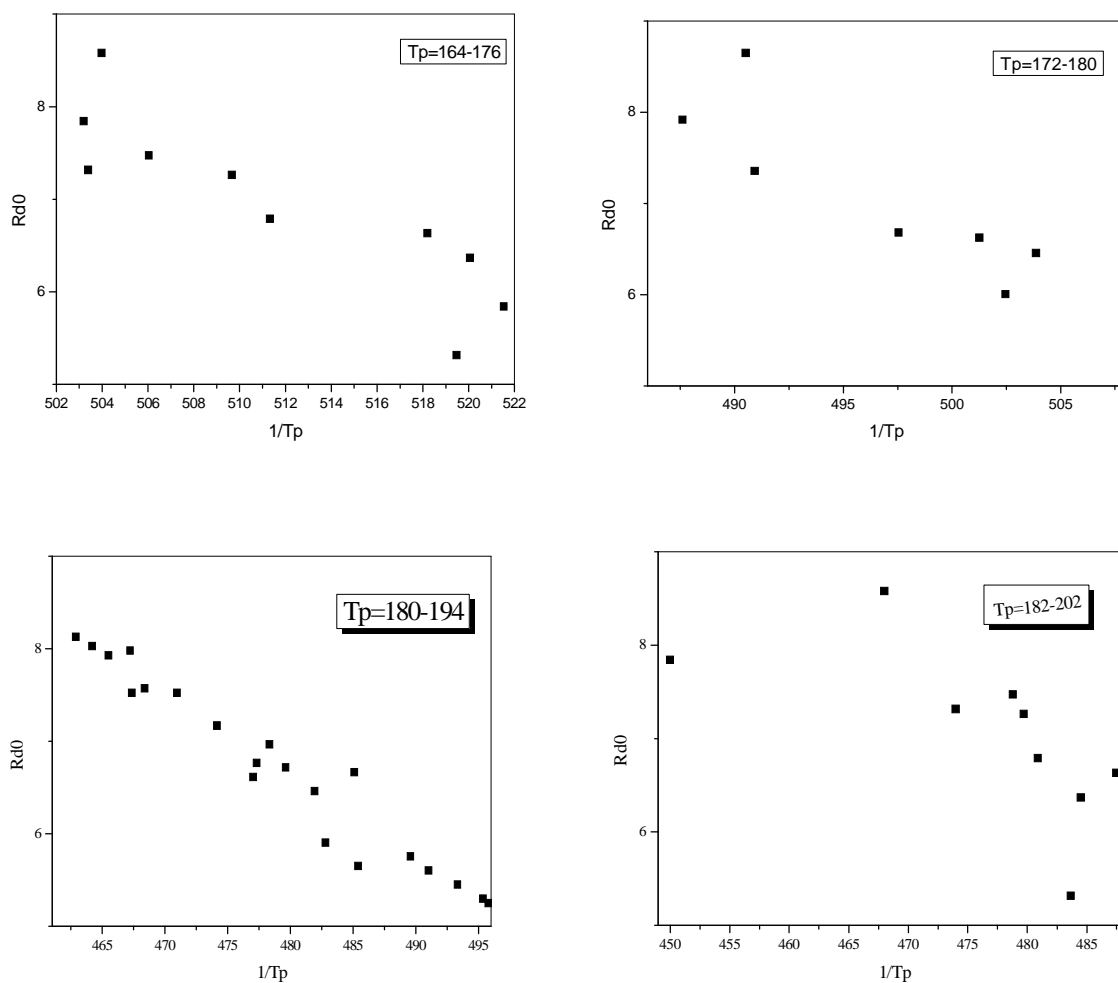


Figure.IV.8 : Effet de la température de la paroi sur l'énergie d'activation

Tableau. IV.4 : Valeurs de l'énergie d'activation

<i>Expériences</i>	T_p (°C)	Vitesse (m/s)	E_a (kJ/mol)
1	164-176	0,60	44
2	172-180	0,60	51
3	180-194	0,60	58
4	182-202	0,60	62

IV.3. Comparaison entre le modèle théorique et expérimental

Pour vérifier l'application du modèle exponentiel de Kern et Seaton [12], nous avons comparé nos résultats expérimentaux avec ceux obtenus par le modèle théorique de base.

Sur la première série des figures, (IV.9 et IV.10) les courbes présentent une tendance exponentielle s'accordant avec le modèle de Kern et Seaton. La deuxième série des figures illustre une comparaison entre le modèle théorique et le modèle expérimental, les calculs permettent de constater des déviations moyennes autour de 4,5%.

D'après les résultats regroupés dans le tableau IV.5, les erreurs moyennes sur la résistance d'encrassement, montrent que les valeurs sont assez faibles et ne dépassent pas 5% pour la majorité des expériences. De plus, l'erreur est plus faible lorsque la valeur de la résistance d'encrassement est plus élevée.

Tableau. IV.5 : Valeurs des déviations enregistrées sur Rd

<i>Expériences</i>	<i>E%_{moy}</i>	<i>Dev %_{moy}</i>	<i>σ moy</i>
1	4,11	6,13	0,33
2	3,85	6,37	0,37
3	3,28	4,79	0,20
4	2,95	7,21	0,36
5	2,51	1,81	0,10
6	2,71	4,86	0,27
7	2,77	3,38	0,18
8	2,96	3,89	0,17
9	2,99	4,50	0,22

On peut donc déduire que l'application du modèle exponentiel de Kern et Seaton s'est avéré être satisfaisant avec les paramètres du modèle donnés dans le tableau IV.6.

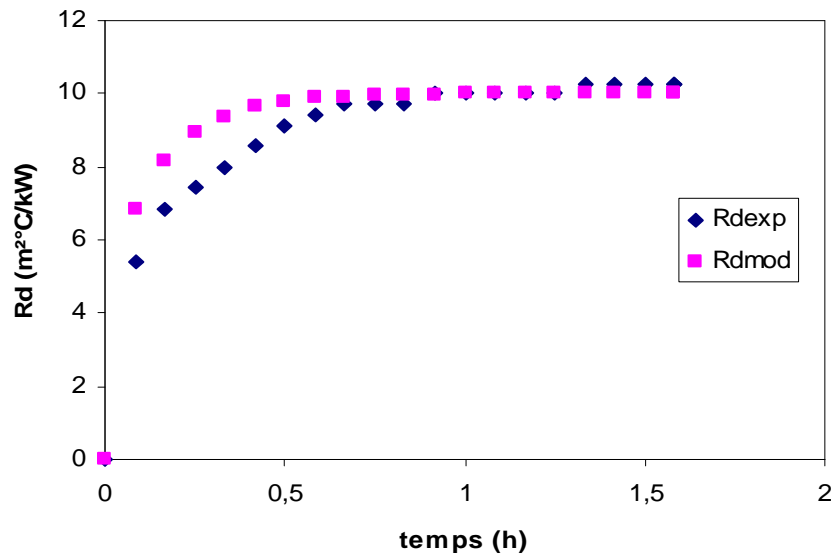


Figure IV.10: Comparaison entre la résistance d'encrassement théorique et expérimentale ($Q=35\text{kW}/\text{m}^2$, $v=0,60\text{m}/\text{s}$)

Tableau. IV.6 : Paramètres du modèle de Kern et Seaton pour les expériences

<i>Expériences</i>	$R_d^* \times 10^{-4}$	$\beta^* 10^{-3}$
1	10,00	1,81
2	10,08	1,93
3	10,94	1,53
4	11,59	1,47
5	11,91	1,81
6	11,49	1,64
7	11,08	1,76
8	10,45	1,6
9	10,25	1,63

Ce modèle d'évolution développé par Kern et Seaton [14] est le plus rencontré dans la littérature, particulièrement représentatif de l'encrassement particulaire et par réaction chimique. La résistance d'encrassement évolue jusqu'à une valeur limite asymptotique, valeurs considérées ensuite comme référence, pour exprimer les autres courbes en fonction des grandeurs Rd^* et β .

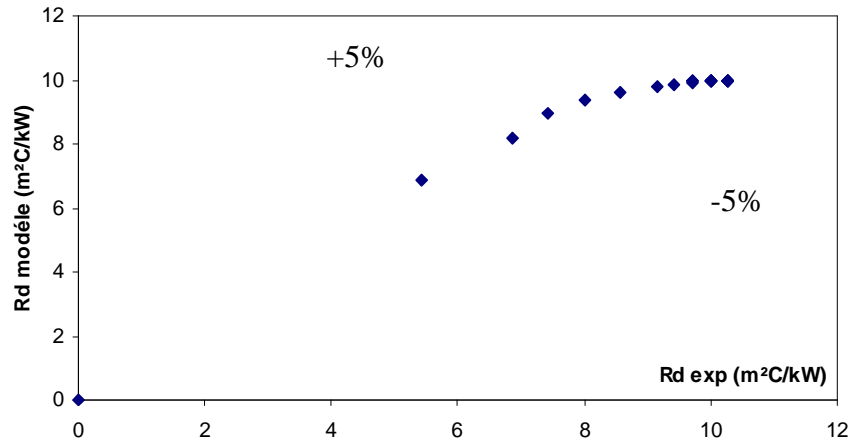


Figure IV.9: Comparaison entre la résistance d'encrassement théorique et expérimentale ($Q=35\text{kW/m}^2$, $v=0,60\text{m/s}$)

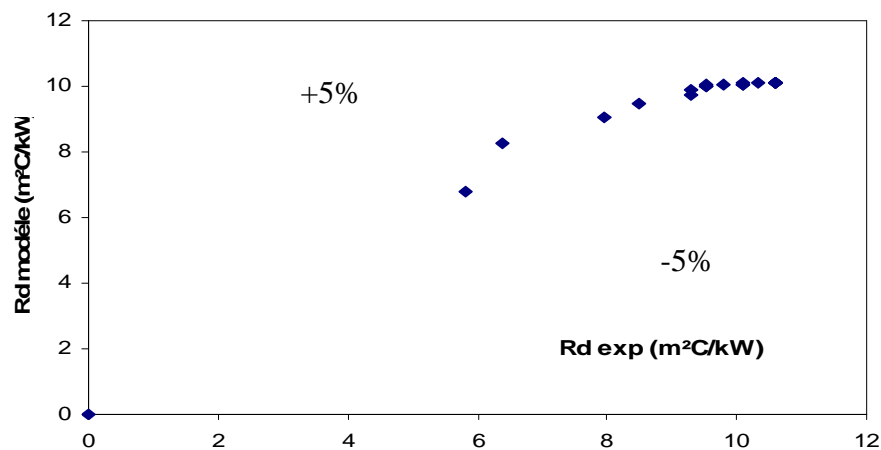


Figure IV.10 : Comparaison entre la résistance d'encrassement théorique et expérimentale ($Q=38\text{kW/m}^2$, $v=0,60\text{m/s}$)

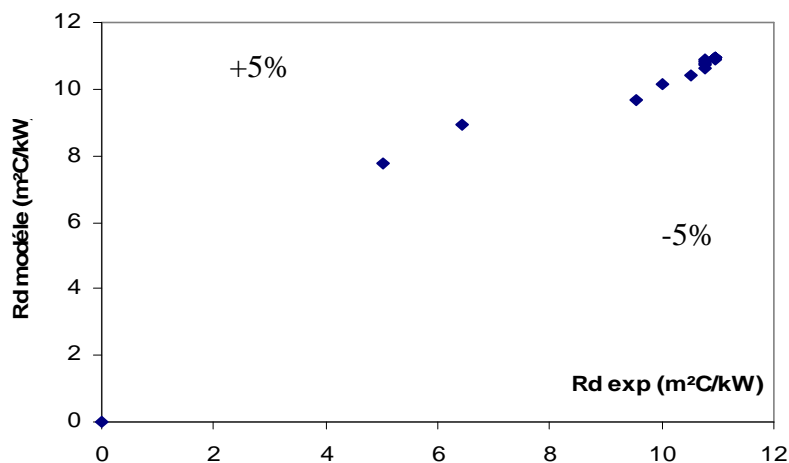


Figure IV.11: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale (Q=42kW/m², v=0,60m/s)

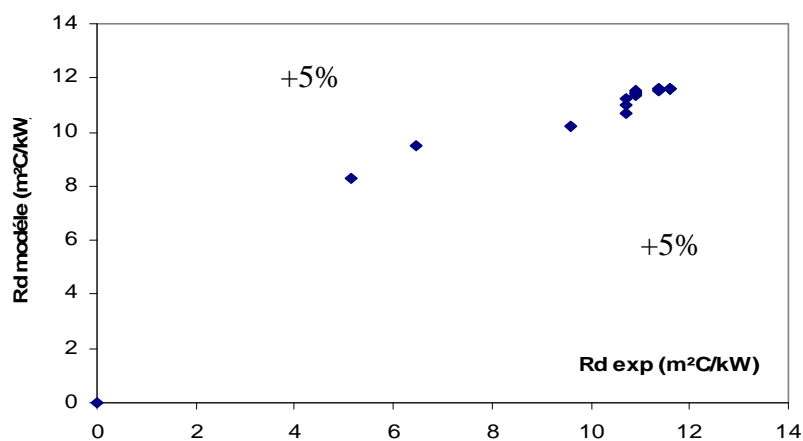


Figure IV.12: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale (Q=45(kW/m², v=0,60m/s)

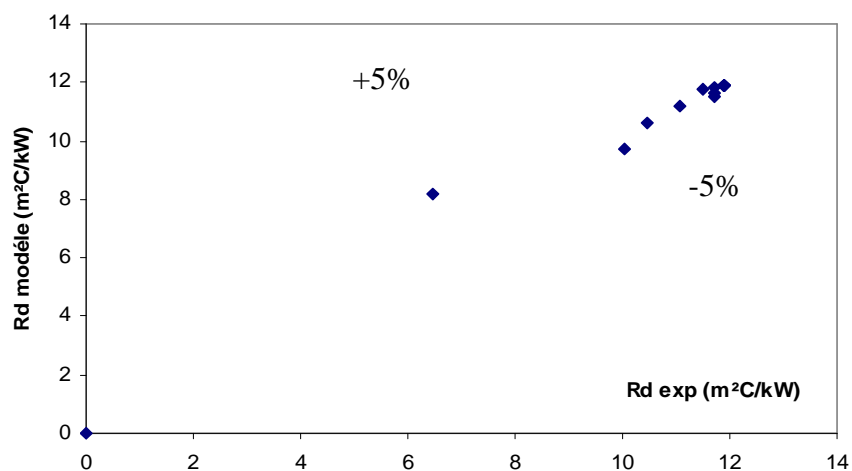


Figure IV.13: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale (Q=48kW/m², v=0,6m/s)

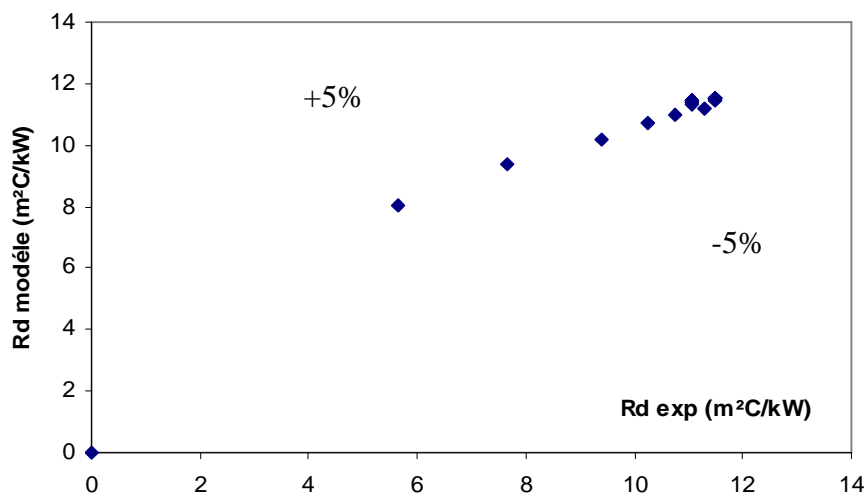


Figure IV.14: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale (Q=48kW/m², v=0,75m/s)

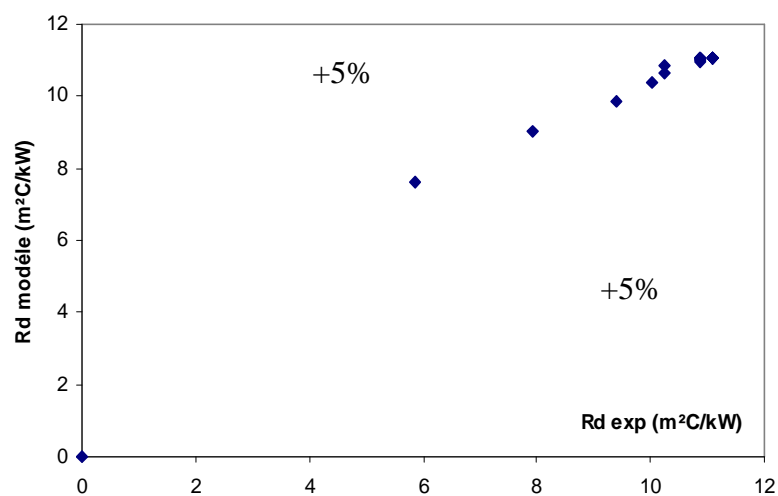


Figure IV.15: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale ($Q=48\text{kW/m}^2$, $v=0,82\text{m/s}$)

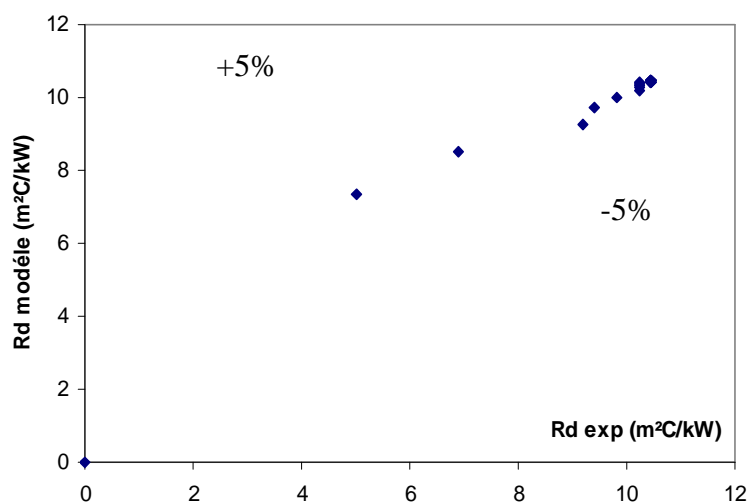


Figure IV.16: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale ($Q=48\text{kW/m}^2$, $v=0,87\text{m/s}$)

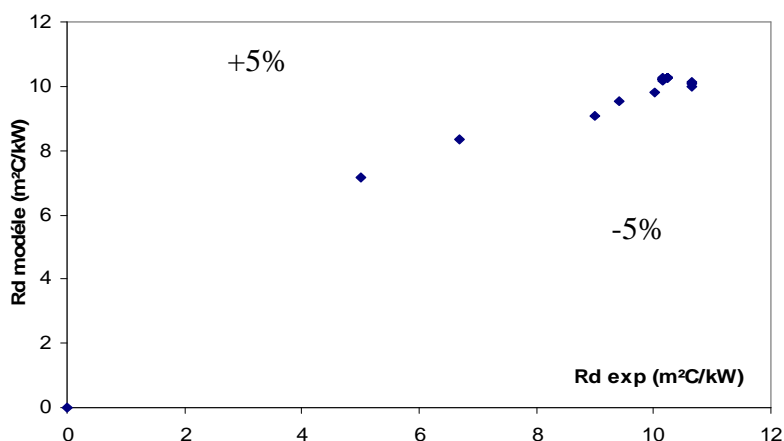
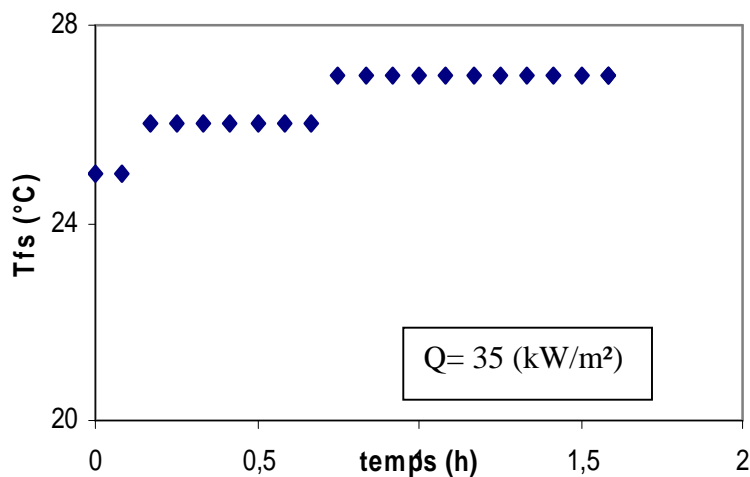


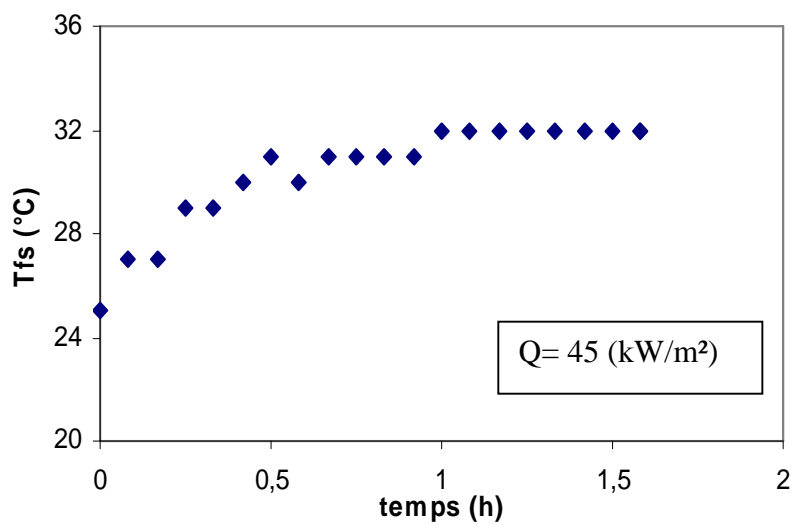
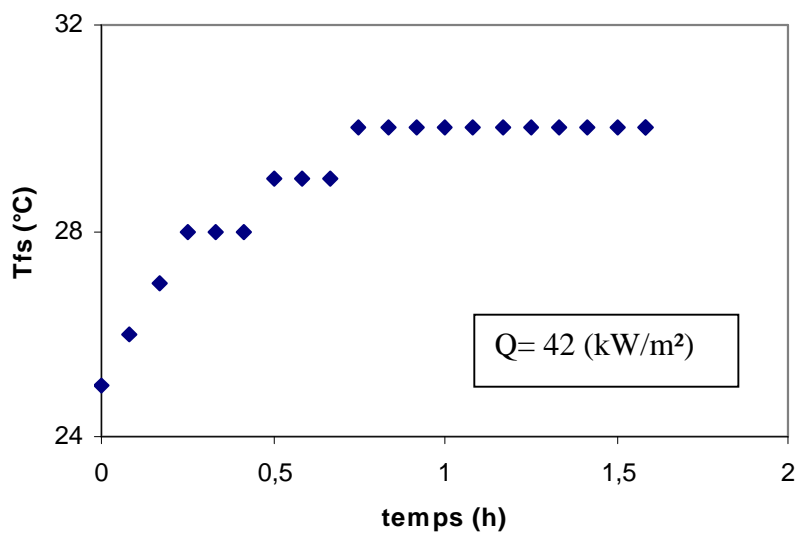
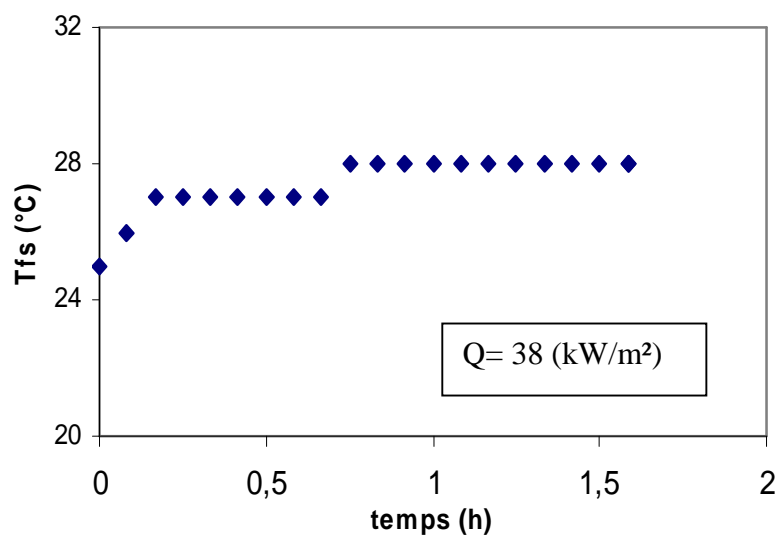
Figure IV.17: Comparaison entre la résistance d’encrassement théorique et expérimentale ($Q=48\text{kW/m}^2$, $v=0,94\text{m/s}$)

IV. 3. 1. Evolution de la Température de sortie du Fluide

La température du fluide à la sortie de l’échangeur est l’un des paramètres importants du moment qu’elle est l’objectif même de l’équipement. Les figures montrent l’évolution de ce paramètre au cours du temps. S’agissant d’un chauffage à flux constant, la température du fluide augmente sur la longueur de la section du test jusqu’à une température de sortie limitée par le niveau d’efficacité de l’échange.

Pendant la déposition, la résistance au transfert thermique causée par l’encrassement augmente progressivement, et le fluide se chauffe de moins en moins au fur et à mesure que le dépôt s’installe sur la surface des parois qui constitue une résistance supplémentaire au transfert de chaleur (figure IV.18).





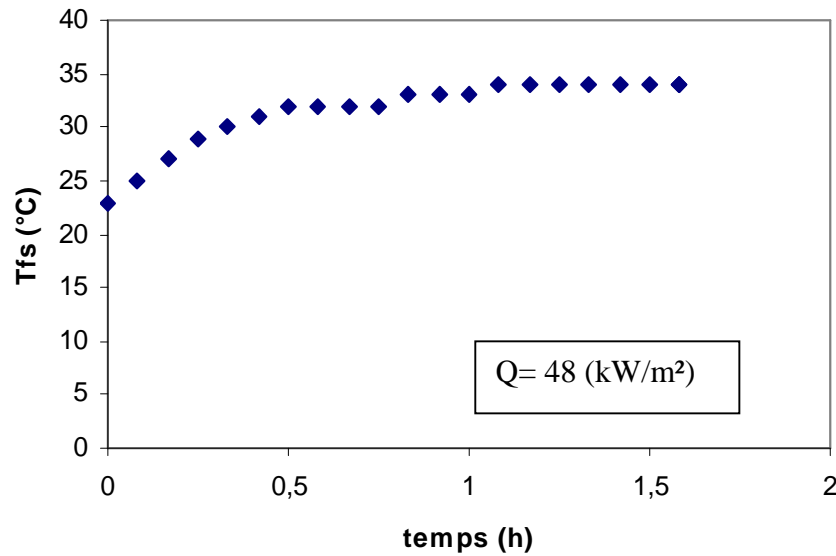


Figure IV.18 : Variation de la température de sortie du fluide pour différents flux de chaleur

IV. 3. 2. Efficacité

L'efficacité de l'échangeur est définie par le rapport entre la quantité de chaleur réellement échangée sur celle maximale qui peut être échangée dans le cas d'un échangeur idéal.

$$eff = \frac{C_f (T_{fs} - T_{fe})}{VE (T_w - T_{fe})} \quad (VI.8)$$

La figure (IV.19) montre une diminution de l'efficacité au cours du temps. La dégradation de la qualité d'échange traduite principalement par une diminution de l'efficacité de l'échangeur due au dépôt de la couche encrassant présentant un isolant entre le fluide et la paroi d'échange de chaleur.

La figure (IV.20) présente une comparaison des efficacités pour plusieurs flux de chaleur en gardant la vitesse d'écoulement constant. Plus le flux de chaleur est important plus l'efficacité est faible qu'on peut traduire par la réaction de la dénaturation de la protéine qui est favorisée par les températures les plus élevées. Plus le flux de chaleur est important, plus la déposition est importante qui freine le transfert thermique entre le fluide et la paroi d'échange de chaleur traduit par une efficacité moins importante

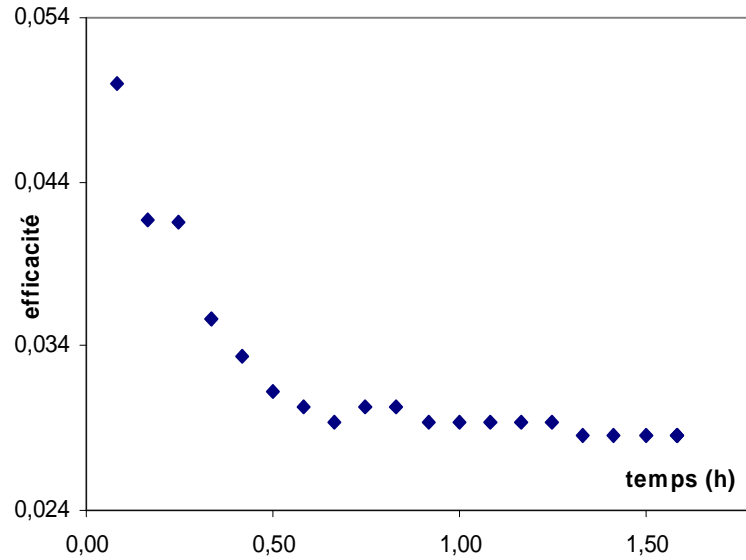


Figure IV.19 : Variation de l'efficacité en fonction du temps pour Q=38kW/m²

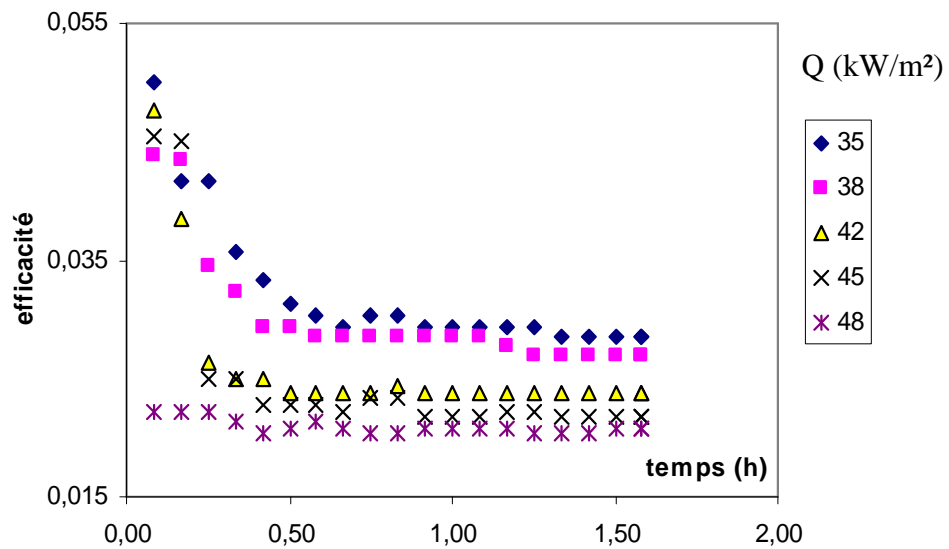


Figure IV.20 : Comparaison des efficacités pour différents flux de chaleur

IV. 3. 3. Degré de colmatage

Le taux de colmatage ou degré d'encrassement « α » est défini par la relation :

$$\alpha = \frac{(D_0 - D)}{D_0} \tag{VI.9}$$

Il traduit, à l'instant considéré, la différence entre les diamètres interne de l'échangeur propre et encrassé.

Ainsi α est nul lorsque l'échangeur est propre ($D = D_0$) et égal à 1 lorsque le colmatage est total. L'expression de « α » en fonction de la perte de charge est donnée par la relation:

$$\alpha = 1 - \sqrt[5]{\frac{\Delta p_0}{\Delta p}} \quad (\text{VI.10})$$

C'est cette relation qui est utilisée pour déterminer la valeur du degré d'encrassement.

Deux solutions ont été utilisées l'une est riche en protéine « α_1 » et l'autre riche en minéraux « α_2 » afin de mieux visualiser la nature du dépôt encrassant et son effet sur l'écoulement et sur le transfert thermique.

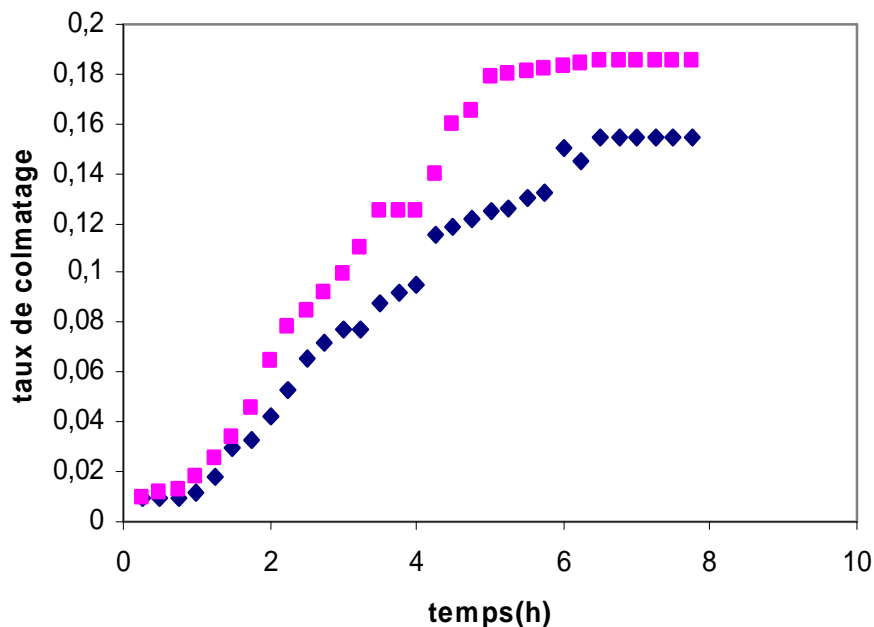


Figure IV .21 : Variation du degré de colmatage en fonction du temps

La variation du taux de colmatage au cours du temps est représentée sur la figure (IV.21) pour les deux solutions.

Le taux de colmatage, décrit par « α_1 », croît d'abord lentement avant de s'accélérer brutalement. La valeur finale de « α_1 », atteint 0,155 après plus de 7 h de fonctionnement, les valeurs de « α_1 » sont comprises entre 0,01 et 0,185. La valeur critique qui correspond approximativement au demi colmatage de l'appareil n'est que rarement dépassée et peut être considérée comme la limite raisonnable à partir de laquelle il est nécessaire de procéder au nettoyage. Le taux de colmatage pour la solution riche en minéraux « α_2 », présente une

croissance non régulière. La valeur finale de « α_2 » atteint 0,185. Au delà de 7 h de fonctionnement, « α_2 » varie entre 0,09 et 0,185.

Les valeurs initiales de « α_1 » et « α_2 » ne sont jamais nulles. Elles se situent, selon le cas entre 0,009 et 0,01. Ceci s'explique par le fait de réglage de la pompe et du variac, le passage du lait provoque une perte de charge sensiblement supérieure du fait d'une viscosité beaucoup plus élevée.

Les valeurs du taux de colmatage confirment que le diamètre des tubes a diminué suite à l'encrassement produit sur les surfaces interne des tubes.

IV. 3. 4. Analyse chimique du dépôt

A la fin des expériences, des échantillons de dépôt des deux solutions ont été prélevés pour analyse.

Le tableau VI.7 regroupe les différentes analyses chimiques effectuées (méthode de dosage) sur les dépôts des deux solutions.

Tableau VI.7 : Comparaison de l'analyse chimique des dépôts

	<i>Composants</i>	<i>Teneur en %</i>
<i>1^{ère} Solution</i>	Protéines	70,3
	Minéraux	26,6
	lactose	3,1
<i>2^{ème} Solution</i>	Protéines	24,2
	Minéraux	75,3
	Lactose	0,5

D'après le tableau VI.7, des constatations pouvant être faites :

a) Première solution

- l'encrassement de la première solution se caractérise par un dépôt blanchâtre et spongieux, particulièrement riche en protéine (70% du poids sec) ;
- une teneur élevée en protéine ;
- une moyenne teneur en minéraux (calcium et phosphate) ;
- une très faible teneur en lactose.

b) deuxième solution

- Le dépôt de la deuxième solution est jaunâtre et compact ; sa teneur en matière minérale est de l'ordre de 75% du poids sec ;
- une forte teneur en minéraux (calcium) ;
- de fortes teneurs en phosphate ;
- une teneur moyenne pour les protéines ;
- une très faible teneur en lactose.

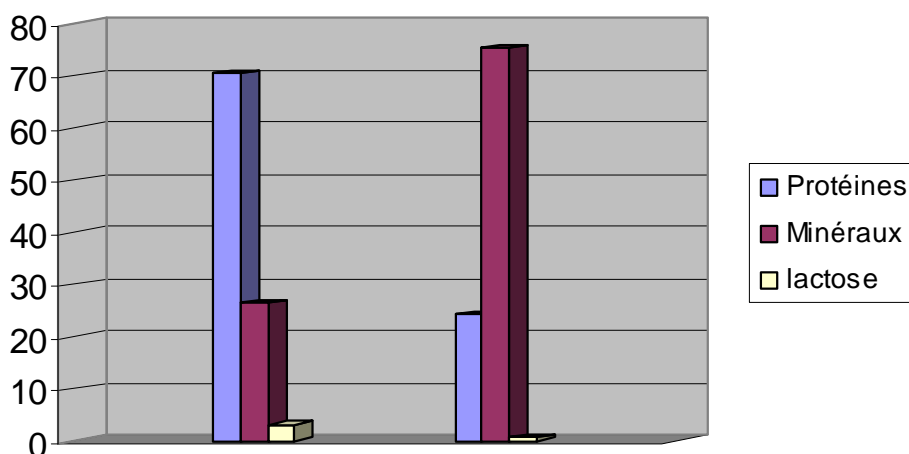


Figure IV.22 : Composition du dépôt pour la 1^{ère} et la 2^{ème} solution

Le dépôt de la première solution est composé essentiellement des protéines qui sont la cause principale de l'encrassement, la dénaturation de la protéine et la formation de dépôt se produisent simultanément quand le lait traverse l'échangeur de chaleur.

La dénaturation et l'agrégation de la protéine ont été décrites par plusieurs réactions consécutives (native, dénaturation, agrégation).

La protéine active peut également être transformée en agrégat en réagissant avec d'autres composants qui sont attachés à la surface de l'échangeur de chaleur, la figure VI.23 montre une image microscopique de la protéine du lait existant en dépôt.

Pour la composition de la deuxième solution nous remarquons que le taux des teneurs en minéraux est plus important, l'encrassement est provoqué par la précipitation des minéraux. A des températures très élevées, les ions de calcium réagissent avec d'autres composants du lait pour former des particules de phosphate de calcium insoluble selon la réaction :



Ce type de complexe formé provoque à un abaissement du pH. La figure VI.24 montre une image microscopique de phosphate de calcium.

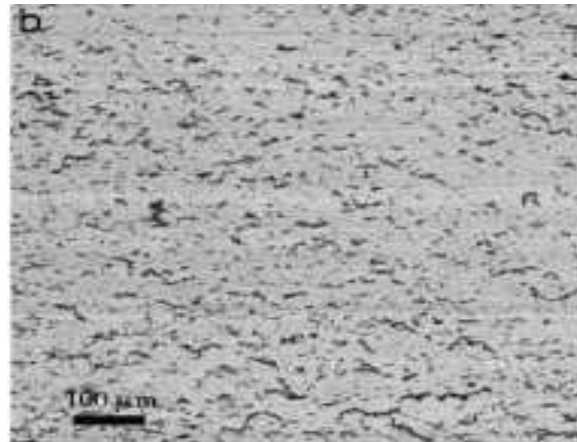


Figure VI.23: Observation par microscope à balayage de la protéine du lait

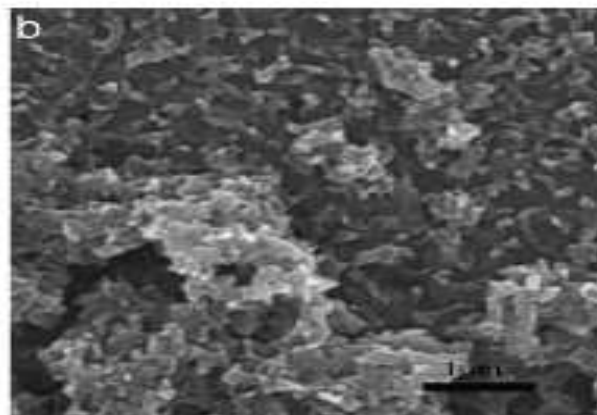


Figure VI.24 : Observation par microscope à balayage de calcium

VI .3.5. Cinétique de déposition

Deux méthodes ont été utilisées pour déterminer l'épaisseur de la couche du dépôt

VI .3.5.1. Par bilan de matière

Une déposition par réaction chimique de surface d'ordre 1 en stoechiométrie simple est adoptée.

En supposant que la déposition est régie par l'étape réactionnelle à la surface et en négligeant la vitesse de réentraînement, on peut égaliser la vitesse de la réaction à la vitesse de déposition.

Si on note par c_r et c_d les concentrations, respectivement, du réactif et du dépôt dans le fluide circulant et par ξ le degré d'avancement de la réaction, alors :

$$-\frac{dc_r}{dt} = k_r c_r \Leftrightarrow c_{r0} \frac{d\xi}{dt} = k_r c_{r0} (1 - \xi) \quad (\text{VI.12})$$

L'intégration de cette équation entre 0 et t donne

$$\int_0^\xi \frac{d\xi}{1 - \xi} = \int_0^t k_r dt \Rightarrow \xi(t) = 1 - e^{-k_r t} \quad (\text{VI.13})$$

La concentration du produit de la réaction étant donnée par :

$$c_d = c_{r0} \xi = c_{r0} (1 - e^{-k_r t}) \quad (\text{VI.14})$$

La masse produite par unité de temps est donc égale à :

$$QM_d c_d = QM_d c_{r0} (1 - e^{-k_r t}) \quad (\text{VI.15})$$

(M_d étant la masse molaire du dépôt)

Par ailleurs, la quantité déposée par unité de temps est exprimée comme :

$$\dot{m}_d = \rho_d S \frac{de_d}{dt} \quad (\text{VI.16})$$

S étant la surface de la section du test, ρ_d la masse volumique du dépôt et e_d l'épaisseur de la couche du dépôt. Ainsi :

$$QM_d c_{r0} (1 - e^{-k_r t}) = \rho_d S \frac{de_d}{dt} \Rightarrow \int_0^{e_d} de_d = \frac{QM_d c_{r0}}{\rho_d S} \int_0^t (1 - e^{-k_r t}) dt \quad (\text{VI.17})$$

L'épaisseur de la couche du dépôt e_d est donnée par l'équation

$$\Rightarrow e_d(t) = \frac{QM_d c_{r0}}{\rho S} \left[t - \frac{n}{k_r} \left(1 - e^{-\frac{k_r t}{n}} \right) \right] \quad (\text{VI.18})$$

k_r est la constante de vitesse de la réaction estimée à la température de la surface de déposition. Pour la valeur de n égale à 1, le modèle de déposition par réaction d'ordre 1 est contrôlé par la réaction à la surface.

Ce modèle donne une variation linéaire de l'épaisseur du dépôt au cours du temps. Mathématiquement, cela est dû à l'importance du terme linéaire dans l'expression de l'évolution de l'épaisseur du dépôt qui l'emporte sur le terme exponentiel rapidement dégradé. Il est à noter que le débit d'alimentation Q et la concentration initiale c_0 du réactif dans le fluide sont d'une influence majeure sur la vitesse de déposition, tel que le montre l'équation VI.16.

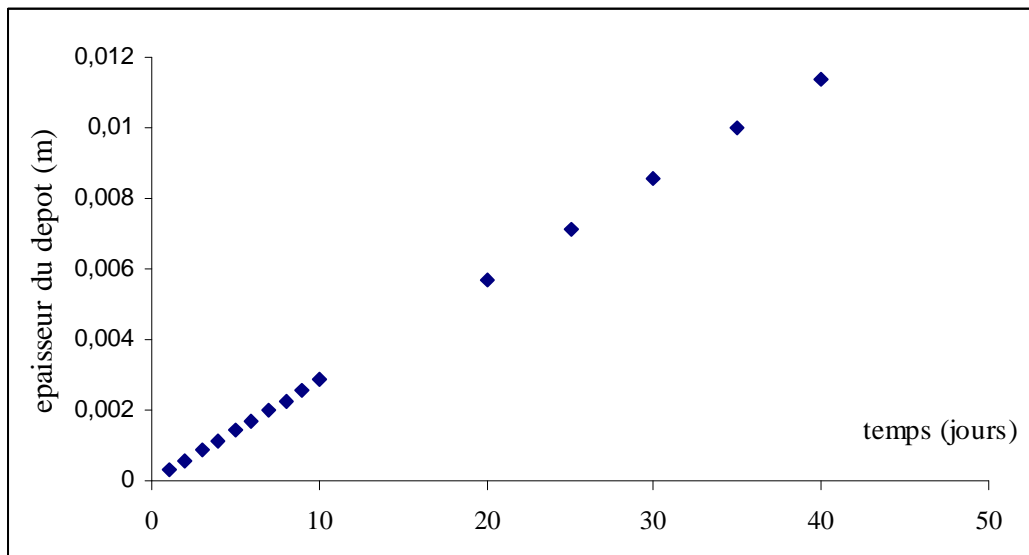


Figure IV.26 : Evolution temporelle de l'épaisseur du dépôt
($v = 0,6$ m/s, $c_0 = 10^{-2}$ M)

La limite maximale étant imposée, le modèle détermine l'instant auquel ce seuil est atteint. Quant au cas étudié, une épaisseur maximale correspondant à un taux d'occupation 20% répartie sur les deux parois.

VI. 3. 5.1.1 Influence de la vitesse d'écoulement sur l'épaisseur du dépôt

La loi de déposition est le résultat d'un bilan de masse effectué sur la quantité du dépôt issu de la réaction considérée. Comme indiqué dans l'équation VI.16, la vitesse de déposition est liée au débit de l'écoulement, ainsi pour chaque valeur de vitesse d'écoulement, l'épaisseur du dépôt change.

La déposition se fait plus rapidement avec une vitesse plus élevée et où le réentraînement est négligé avec un plus grand débit d'alimentation en solution concentrée.

L'effet de la vitesse d'écoulement du fluide est soit de favoriser la convection en améliorant le niveau d'agitation du fluide, soit, le détachement des particules étant négligé, d'apporter de la matière d'où une augmentation de la vitesse de déposition (figure IV .27).

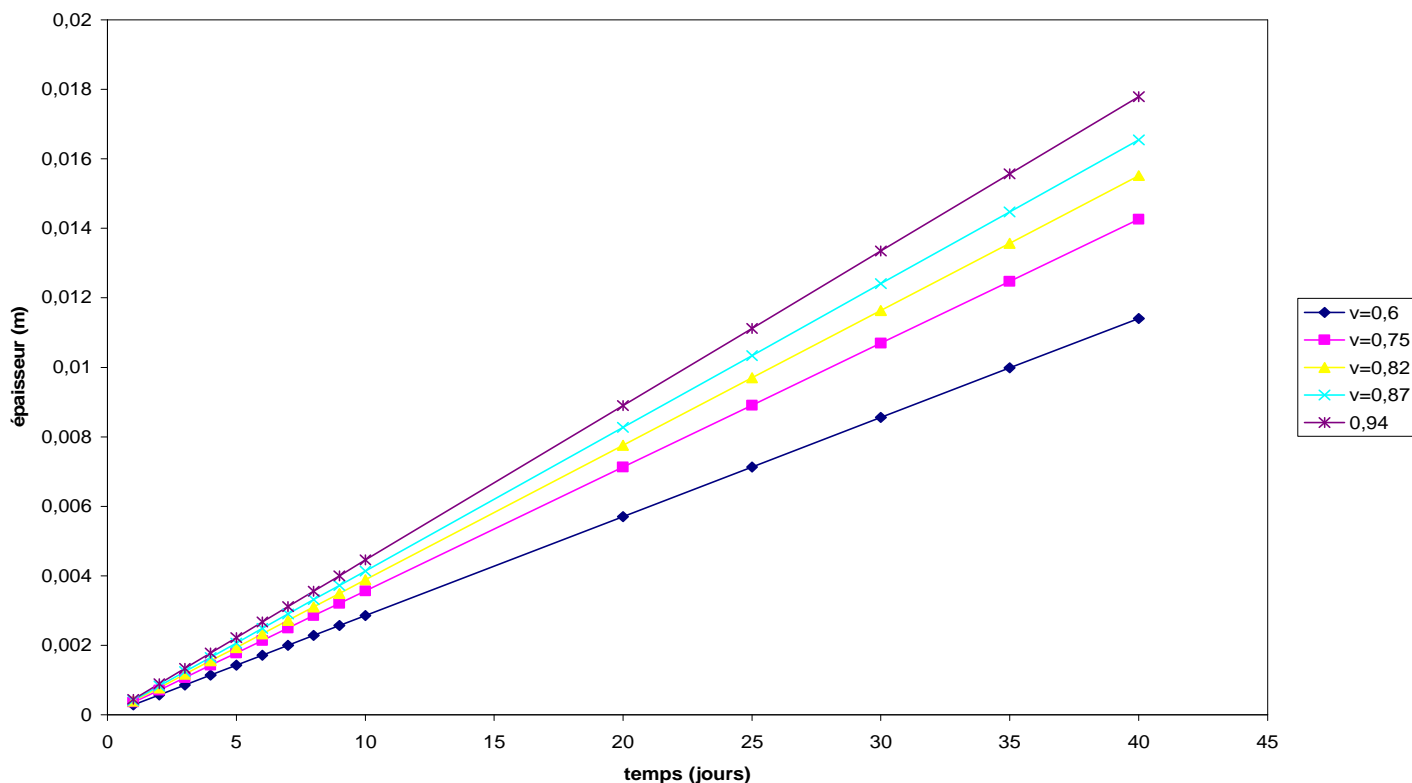


Figure IV .27 : Influence de la vitesse d'écoulement sur l'épaisseur.

VI. 3. 5. 1. 2. Méthode expérimentale

En pratique, l'évolution de l'épaisseur du dépôt peut être également suivie dans le temps en se basant sur la mesure de la résistance d'encrassement, la masse ainsi que la conductivité thermique du dépôt. Ces quantités sont liées par la relation suivante :

$$R_d = \frac{e_d}{k_d} = \frac{m_d}{\rho_d k_d} \quad (\text{VI.19})$$

e_d : épaisseur du dépôt

k_d : conductivité thermique du dépôt (W/m°C).

Selon Delplace k_d est donnée par la corrélation suivante : $[k_d = 3,73 \times \exp(-2,5 \times 10^{-4} \times T) + 0,27]$ [48].

La figure VI.28 représente l'évolution temporelle de l'épaisseur d'encrassement pour un flux de chaleur égale 35kW/m², nous remarquons une allure identique à celle de la résistance d'encrassement avec une épaisseur maximum égale 41,12*10⁻⁴m.

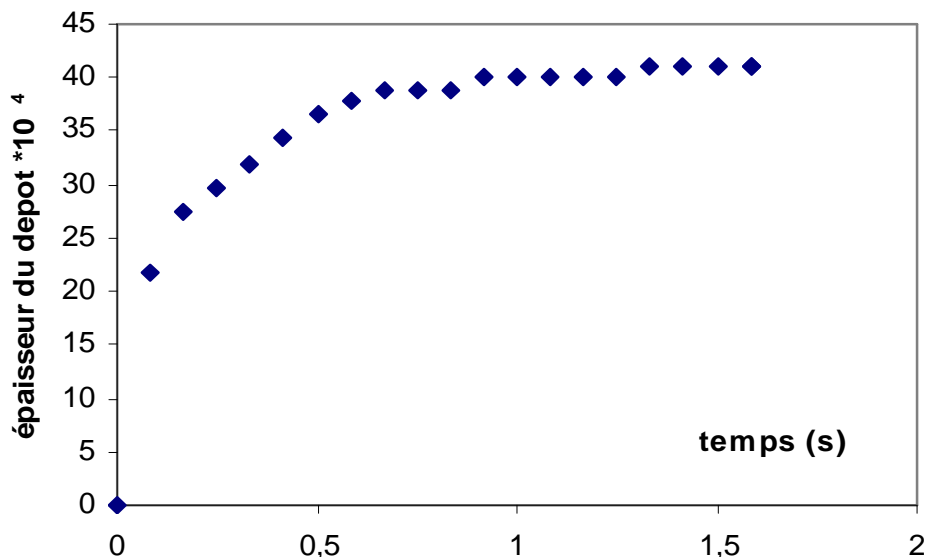


Figure VI.28 : Variation temporelle de l'épaisseur du dépôt (Q=35 kW/m², v=0,6 m/s, T_{fe}=30°C)

Le Tableau VI.5 regroupe les différentes valeurs de l'épaisseur maximum en fonction des paramètres opératoires

Le Tableau VI.5 Variation de l'épaisseur critique en fonction des paramètres opératoires

<i>Paramètres constants</i>	<i>Paramètres</i>	<i>Epaisseur critique (m)*10⁴</i>
V=0,6m/s, T _{fe} =30°C	Flux de chaleur Q (kW/m²)	
	35	41,12
	38	42,44
	42	43,76
	45	46,36
Q=48kW/m ² , T _{fe} =30°C	Vitesse du fluide (m/s)	
	0,60	47,64
	0,75	45,96
	0,82	44,32
	0,87	41,80
Q=48kW/m ² , V= 0,6m/s	Température T_{fe} (°C)	
	50	33,22
	60	38,12
	65	41,63
	70	52,88
	75	60,40

La courbe donnant la variation de l'épaisseur critique pour différents flux de chaleur est illustré sur la figure VI.29.

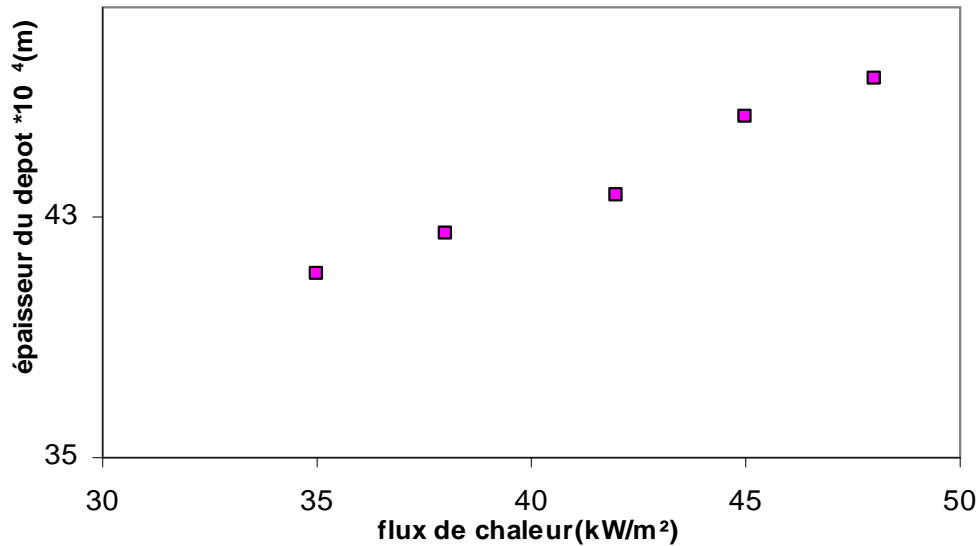


Figure VI.29 : Influence du flux de chaleur sur le dépôt

On observe une tendance linéaire de l'épaisseur maximum avec l'augmentation du flux de chaleur.

Pour des différentes vitesses d'écoulement du fluide, l'épaisseur maximum tend à diminuer avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement du fluide (figure VI.30).

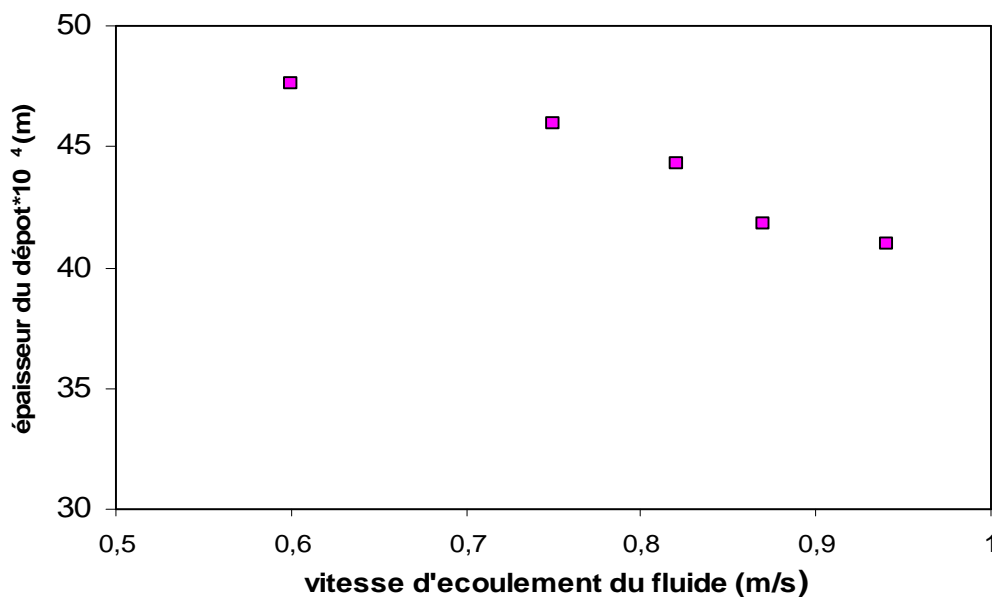


Figure VI.30 : Influence de la vitesse d'écoulement du fluide sur le dépôt

La figure VI.31 représente la variation de l'épaisseur maximum pour différentes températures du fluide à l'entrée, nous remarquons que l'épaisseur maximum augmente avec l'augmentation de la température du fluide à l'entrée.

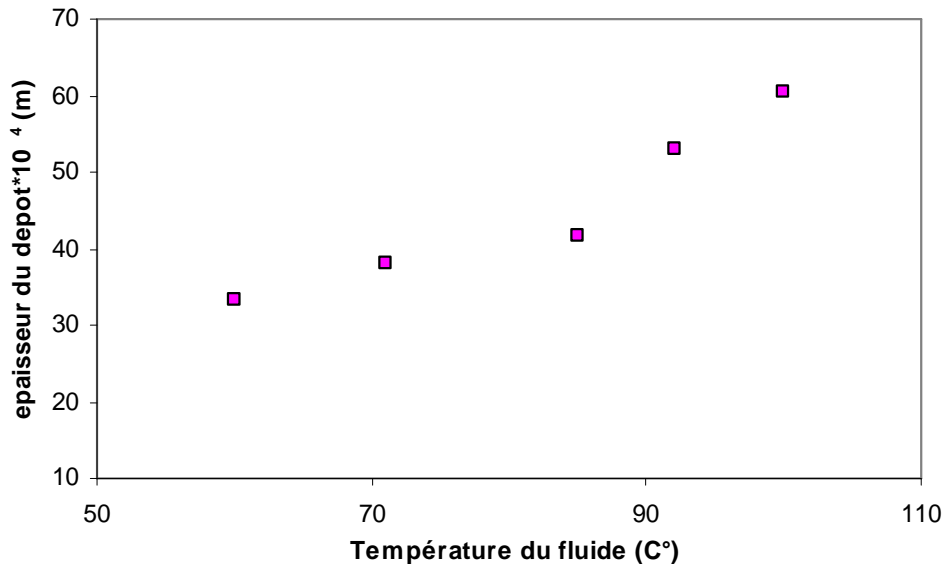


Figure VI.31 : influence de la température du fluide à l'entrée sur le dépôt

IV .4. Etude de la génération d'entropie

L'analyse de la génération d'entropie où la destruction d'exergie nous donne une idée sur la performance des échangeurs de chaleur afin de réduire au minimum l'irréversibilité due à l'encrassement. Dans cette étude, on étudiera la variation de la production d'entropie en fonction du temps et à diverses températures de surface.

L'équation de la génération d'entropie totale [49] est donnée par la relation :

$$\dot{S}_{gen} = \dot{m}Cp \left\{ \ln \left(\frac{1 - \tau e^{-4St\lambda}}{1 - \tau} \right) - \tau (1 - e^{-4St\lambda}) + \left\{ \frac{1}{8} \frac{f\tau Ec}{St} \ln \left(\frac{e^{4St\lambda - \tau}}{1 - \tau} \right) \right\} \right\} \quad (VI.20)$$

Avec :

$$\tau = \frac{T_p - T_0}{T_p} \quad (VI.21)$$

On peut écrire

$$\dot{S}_{gen} = (\dot{S}_{gen})_{\Delta T} + (\dot{S}_{gen})_{\Delta p} \quad (VI.22)$$

Avec

$$(\dot{S}_{gen})_{\Delta T} = \dot{m}Cp \left\{ \ln\left(\frac{1 - \tau e^{-4St\lambda}}{1 - \tau}\right) - \tau(1 - e^{-4St\lambda}) \right\} \quad \text{où,} \quad (VI.23)$$

$$(\dot{S}_{gen})_{\Delta p} = \dot{m}Cp \left\{ \frac{1}{8} \frac{f\tau Ec}{St} \ln\left(\frac{e^{4St\lambda - \tau}}{1 - \tau}\right) \right\} \quad (VI.24)$$

La figure (IV.32) montre une augmentation de la génération d'entropie liée au transfert thermique en fonction du temps pour une vitesse d'écoulement du fluide constante et flux de chaleur égal à 36kW/m². On constate une diminution de la génération d'entropie liée à la chute de pression (figure IV.33).

La figure (IV.34), qui représente la génération d'entropie totale, entraîne une augmentation en fonction du temps et a la même allure que la génération d'entropie liée aux transferts thermiques.

On peut conclure que la génération d'entropie liée aux transferts thermique est plus importante que celle liée par la chute de pression ainsi la génération d'entropie liée aux transferts thermiques l'emporte devant celle liée aux chutes de pression.

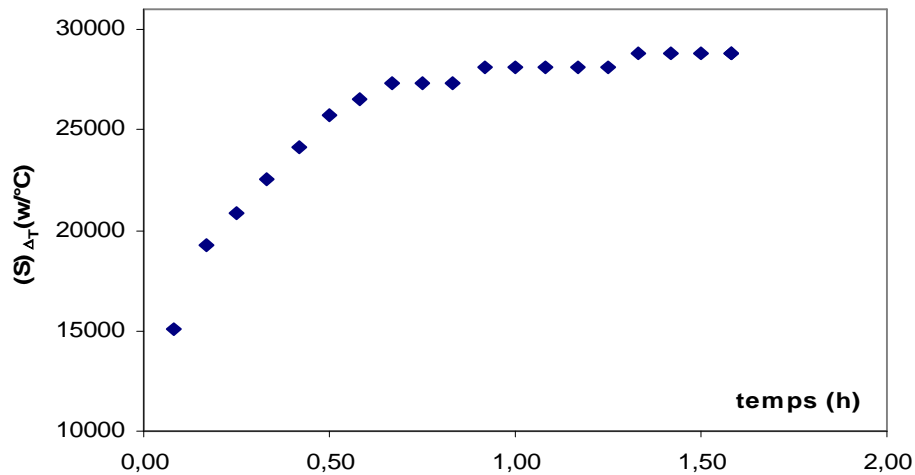


Figure IV.32 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{\Delta T}$ en fonction du temps pour $Q=35\text{kW/m}^2$

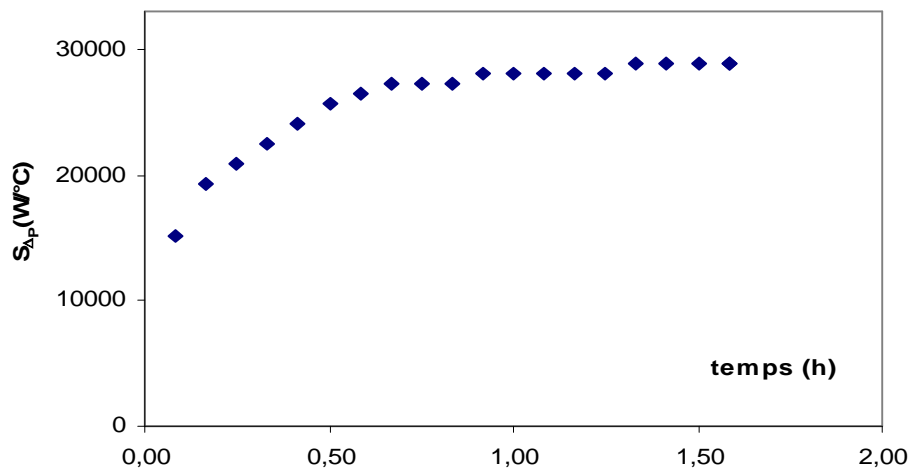


Figure IV.33 : Variation de \dot{S}_{gen} en fonction du temps pour $Q=35\text{kW/m}^2$

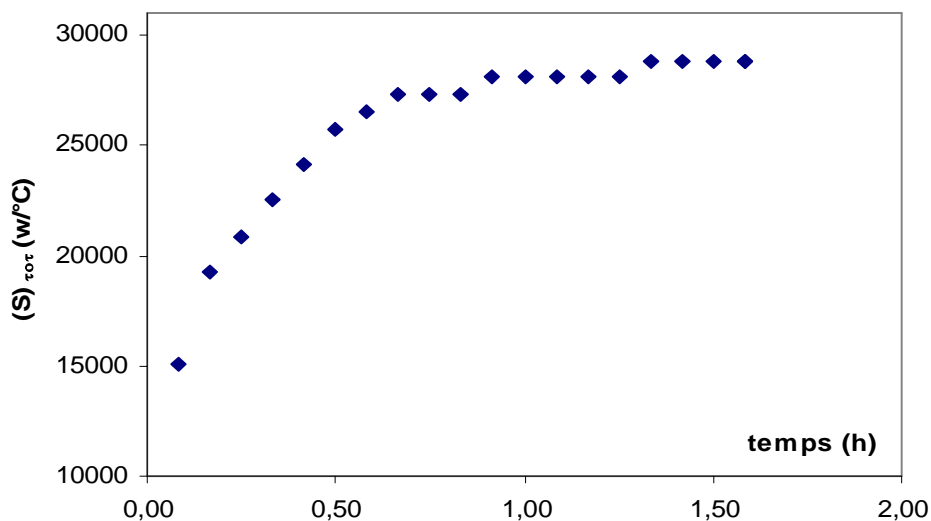


Figure IV.34 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{\Delta p}$ en fonction du temps pour $Q=35\text{kW/m}^2$

IV .4.1. Influence du flux de chaleur sur la génération d'entropie

Nous intéressons à l'étude de l'influence de flux de chaleur sur la génération d'entropie due au transfert thermique et à la chute de pression ainsi sur la génération d'entropie totale.

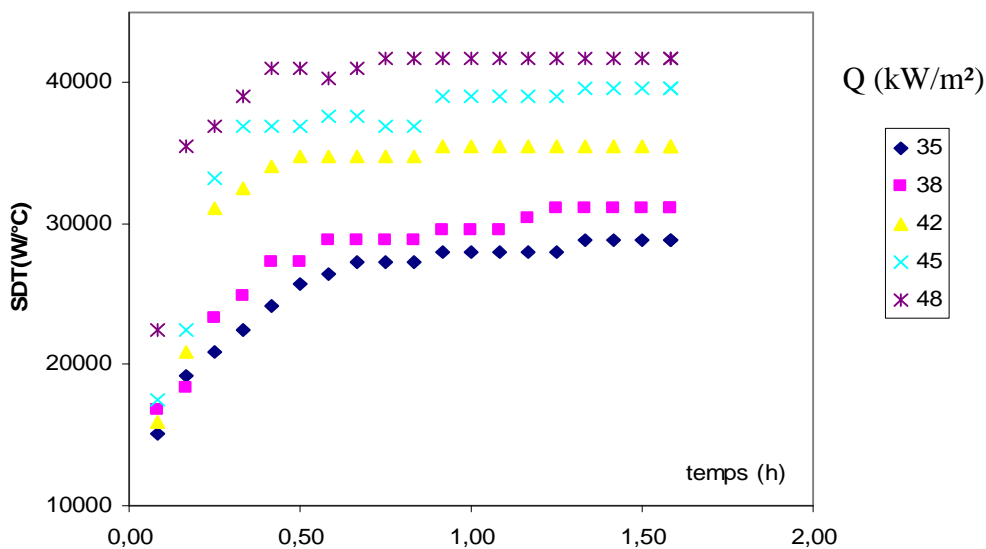


Figure IV.35 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{\Delta T}$ en fonction du temps pour différents flux de chaleur

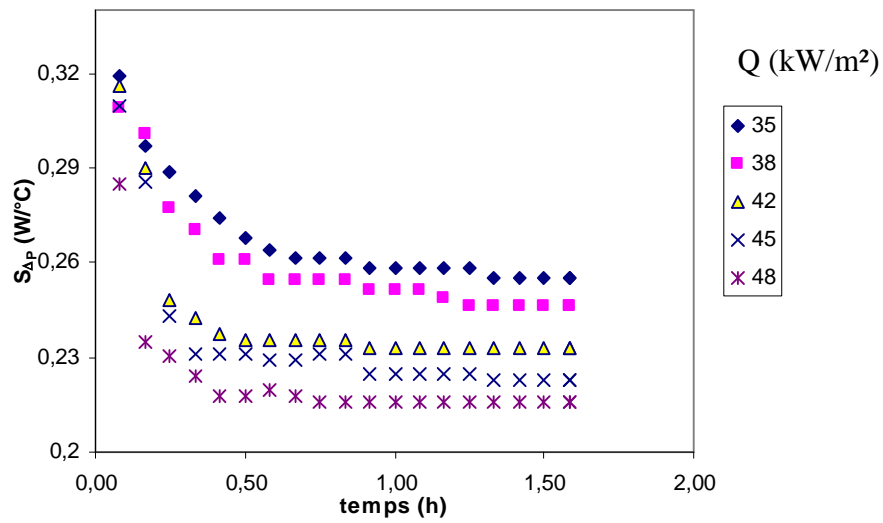


Figure IV.36 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{dp}$ en fonction du temps pour différents flux de chaleur

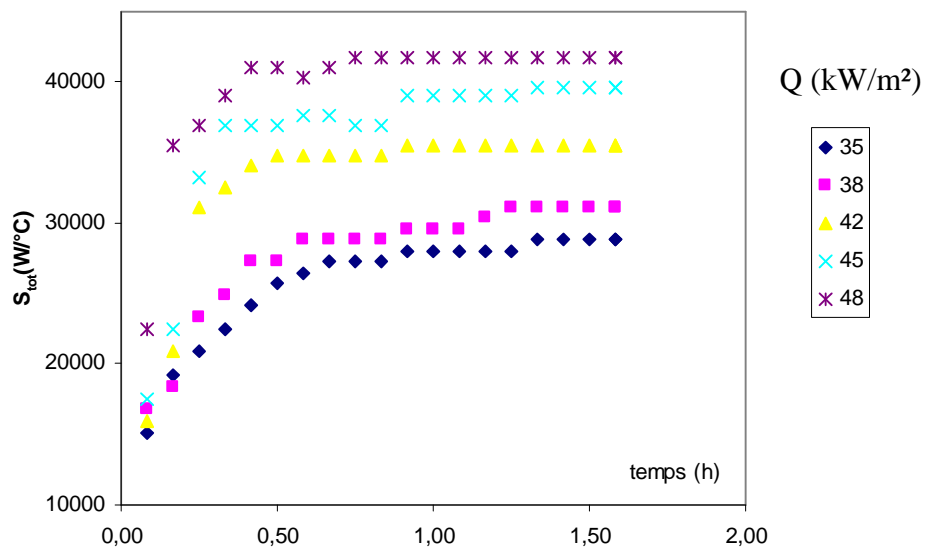


Figure IV.37 : Variation de \dot{S}_{gen} en fonction du temps pour différents flux de chaleur

D'après les résultats illustrés sur la figure (IV.35), on constate que la génération d'entropie liée aux transferts thermiques augmente avec l'augmentation du flux de chaleur. Par contre, la génération d'entropie due aux chutes de pression diminue en fonction du temps et devient presque constante, après un certain temps (figure IV.36), quelque soit la valeur du flux de chaleur

Pour la génération d'entropie total (figure IV.37) due aux deux effets de chute de pression et de transfert de chaleur varie de même façon que la génération d'entropie due aux transferts de chaleur, cela veut dire que la génération d'entropie due au transfert thermique est dominante par rapport à celle due aux chute de pression, quelque soit le flux de chaleur.

IV. 4.2. Influence de la vitesse d'écoulement du fluide sur la génération d'entropie

Les figures (IV.38 à 40) illustrent l'effet de la vitesse sur la génération d'entropie due au transfert de chaleur, au frottement et la génération d'entropie totale.

L'augmentation de la vitesse d'écoulement du fluide conduit à une augmentation de la génération d'entropie due aux frottements et aux transferts thermiques, il est à noter aussi que la génération d'entropie due aux transferts thermiques est dominante.

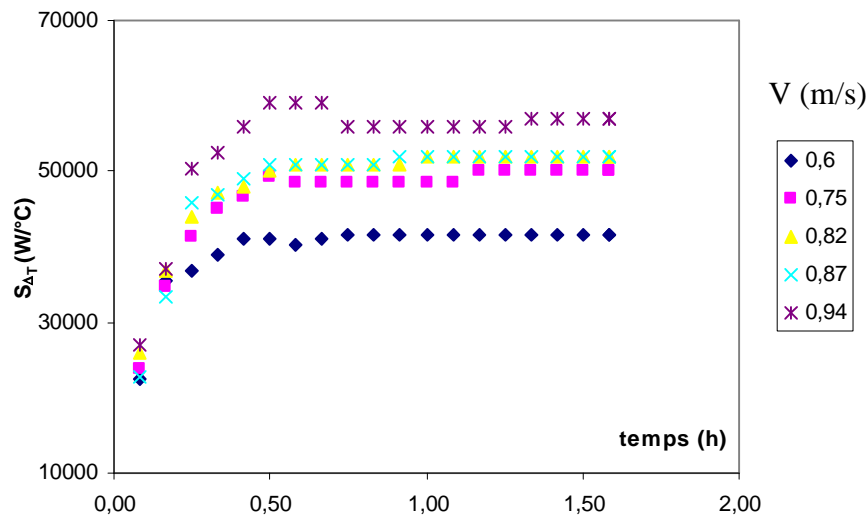


Figure IV.38 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{AT}$ en fonction de temps pour différent flux de chaleur

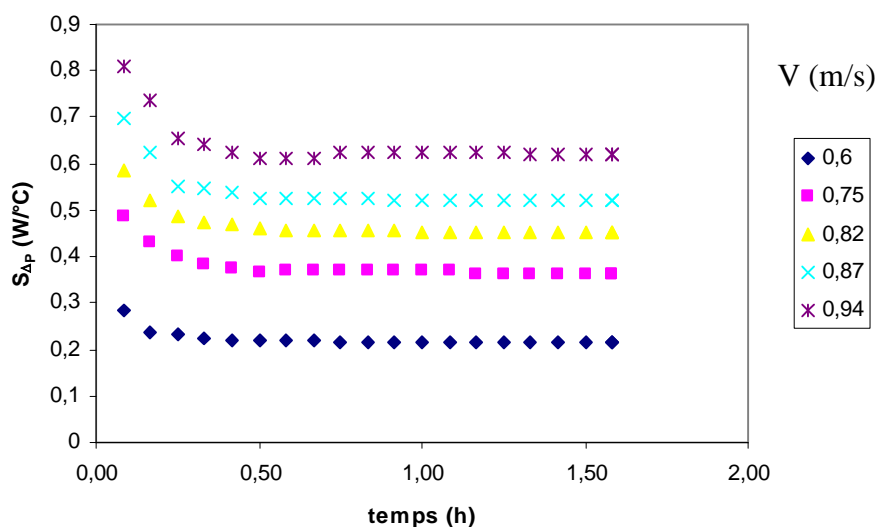


Figure IV.39 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{\Delta p}$ en fonction de temps pour différents flux de chaleur

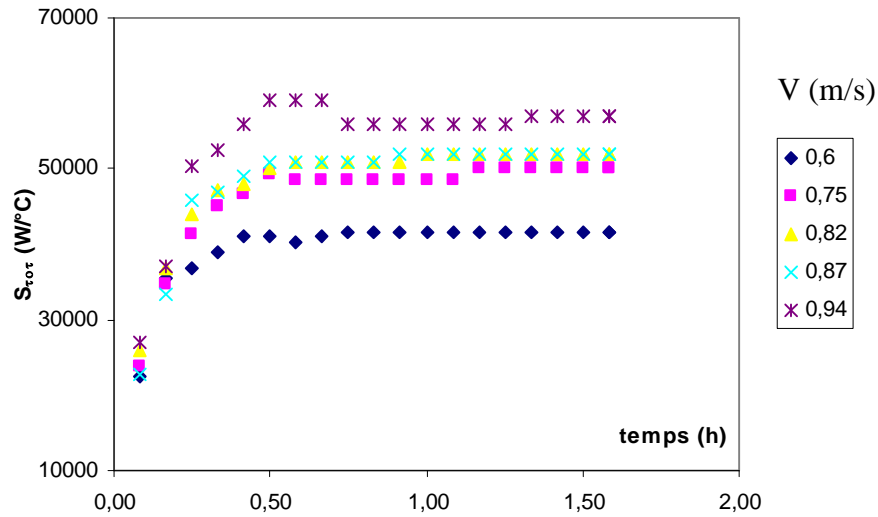


Figure IV.40 : Variation de \dot{S}_{gen} en fonction de temps pour différents flux de chaleur

IV. 4. 3.Variation de la génération d’entropie en fonction de la Température

Les figures (IV.41 et 42) montrent une droite croissante cela explique que l’augmentation de la température provoque une augmentation de la génération d’entropie totale et celle liée au transfert thermique.

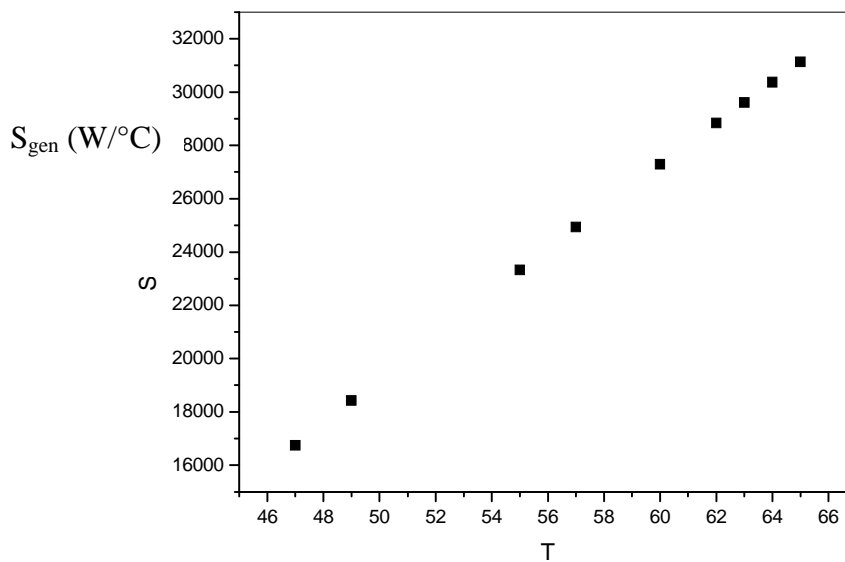


Figure IV.41 : Variation de \dot{S}_{gen} en fonction de la température

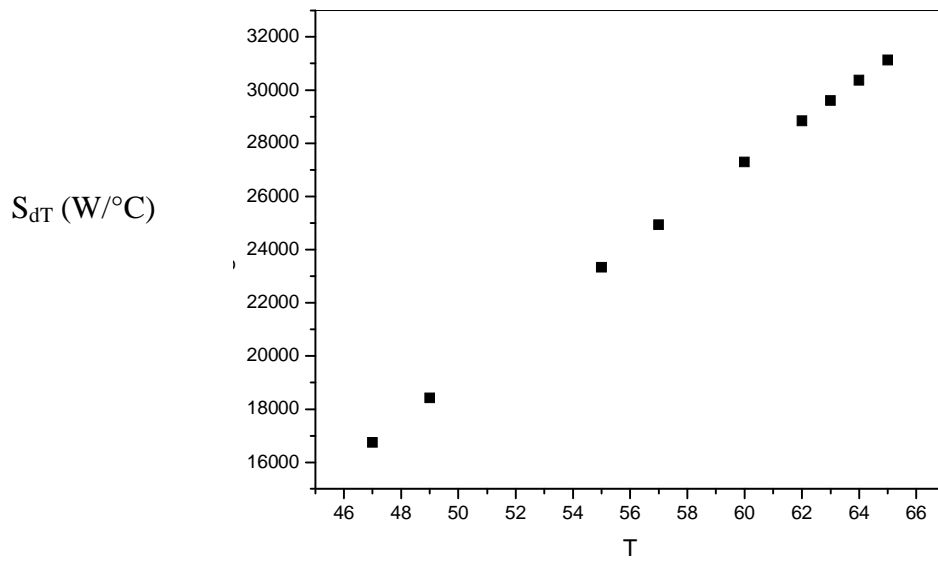


Figure IV.42 : Variation de $(\dot{S}_{gen})_{\Delta T}$ en fonction de la température

V. Modélisation de l'encrassement par la méthode des plans d'expériences

V.1. Définition

La méthode des plans d'expériences, outil indispensable à toute étude faisant intervenir plusieurs paramètres, consiste à élaborer un programme fixant le nombre et les conditions des essais à réaliser, elle apporte à l'expérimentateur un puissant outil de réflexion et d'analyse qui lui permettra de mener son expérimentation avec sûreté et précision, en faisant intervenir un grand nombre de facteurs en même temps, détecter éventuelles interactions entre facteurs, optimiser les résultats d'un processus, tout en effectuant un minimum d'expérience [50].

Le plan d'expériences le plus utilisé est le plan factoriel complet à deux niveaux noté 2^n ; où n représente le nombre de facteurs à étudier, le chiffre 2 signifie que chaque facteur prend deux niveaux, un niveau bas désignant la borne inférieure retenue par l'expérimentateur et un niveau haut, indiquant la borne supérieure. Cette stratégie de choix des valeurs extrêmes pour chaque paramètre conduit à une meilleure estimation des effets principaux et des interactions des variables considérées [51].

V.2. Planification des essais d'encrassement

Nous avons appliqué cette méthode dans l'objectif de modéliser, d'optimiser et d'évaluer l'influence des paramètres opératoires sur l'encrassement.

La modélisation du phénomène d'encrassement nécessite l'établissement d'une relation entre le flux de chaleur Q (X_1), la température du fluide à l'entrée T_f (X_2) et la vitesse du fluide (X_3), et la réponse Y qui représente la résistance à l'encrassement.

Les valeurs minimales et maximales des paramètres étudiés sont groupées dans le tableau.

Tableau V.1 : Domaine de variation des paramètres

Paramètres	X_i	Niveau inférieur	Niveau supérieur
Flux de chaleur (kW/m^2)	X_1	35	48
Température du fluide ($^{\circ}\text{C}$)	X_2	50	70
Vitesse du fluide (m/s)	X_3	0,6	0,94

V. 3. La matrice d'Hadamard

La construction de cette matrice se fait à partir du tableau donnant la ligne de départ correspondant à n facteurs égal à 3, le nombre d'expériences à réaliser sera de 8 expériences avec 3 points au centre .

La ligne de départ est la suivante :

-1,-1,-1

Tableau V.2 : Essais d'encrassement programmés selon le plan factoriel 2^3 .

Essai N°	X ₁	X ₂	X ₃	R _d × 10 ⁴
1	-1	-1	-1	7,50
2	1	-1	-1	9,31
3	-1	1	-1	7,14
4	1	1	-1	10,42
5	-1	-1	1	6,52
6	1	-1	1	9,07
7	-1	1	1	4,00
8	1	1	1	9,75
9	0	0	0	8,12
10	0	0	0	8,12
11	0	0	0	8,12

V.4. Analyse des résultats

V.4.1. Modèle général

Pour étudier l'influence des trois paramètres considérés, et trouver le modèle mathématique. Nous avons utilisé le logiciel "statistica plan d'expériences", l'équation mathématique obtenue est :

$$Y=(0,8+0,149X_1-X_2-5,625X_3-4,67X_1X_2+3,21X_2X_3-2,59 X_1X_3) * 10^{-5} \quad (V.1)$$

L'étude des résidus du modèle mathématique appliqué à la résistance d'encrassement a été aussi menée. Les graphes correspondants obtenus nous renseignent sur la bonne qualité du modèle obtenu suite à une distribution homogène des résidus.

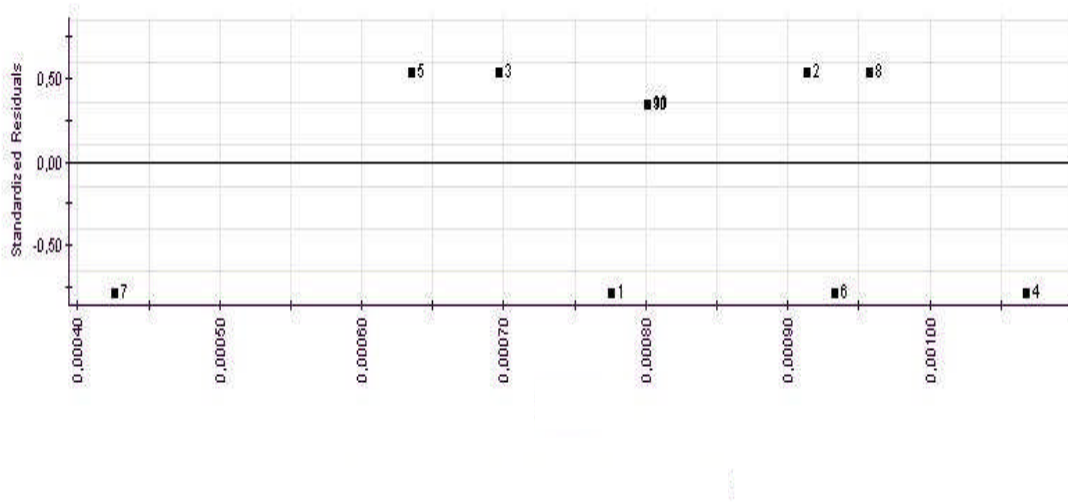


Figure V.1 : Courbe des résidus en fonction des valeurs prédites

Pour mieux visualiser l'importance des coefficients représentant les différents paramètres et leurs interactions, nous les avons représenté sous forme d'histogramme (figure V.2).

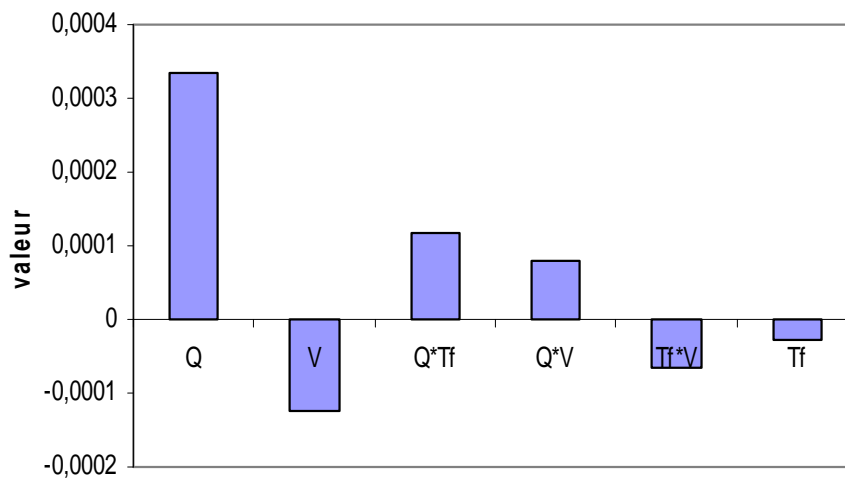


Figure V.2 : Valeur des coefficients principaux et des différentes interactions.

Il est intéressant de noter que sur le modèle proposé, l'influence de la température du fluide ainsi que la vitesse du fluide sur la résistance en Y (la réponse) en tant que variable simple est négligeable, par contre Tf-Q et Q-V est très forte.

V.4.2. Vérification du modèle réduit

Pour vérifier la validité du modèle dans le domaine expérimental étudié, nous avons fait une comparaison entre le modèle mathématique proposé et les résultats expérimentaux. Les écarts des résultats expérimentaux par rapport aux valeurs calculées à partir du modèle réduit sont déterminés à l'aide de la relation :

$$E (\%) = \left(\frac{|\eta_{\text{mod}} - \eta_{\text{exp}}|}{\eta_{\text{max}}} \right) \times 100 \quad (\text{V.2})$$

η_{mod} : est le rendement calculé par le modèle réduit ;

η_{exp} : Le rendement expérimental ;

η_{max} : Le maximum entre les deux rendements.

Tableau V.3 : Vérification de la validité du modèle dans le domaine étudié

Essai N°	Q (kW/m ²)		T _{fe} (°C)		V (m/s)		Résultats		
	Valeur réelle	X ₁	Valeur réelle	X ₂	Valeur réelle	X ₃	R _{f exp} %	R _{f mod} %	E %
1	35	-1	50	-1	0,65	-1	7,50	7,77	2,58
2	48	1	50	-1	0,65	-1	9,31	9,13	1,93
3	35	-1	70	1	0,65	-1	7,14	6,96	2,52
4	48	1	70	1	0,65	-1	10,42	10,67	2,34
5	35	-1	50	-1	0,94	1	6,52	6,34	2,76
6	48	1	50	-1	0,94	1	9,07	9,32	2,68
7	35	-1	70	1	0,94	1	4,00	4,25	5,88
8	48	1	70	1	0,94	1	9,75	9,57	1,84
9	41,5	0	60	0	0,77	0	8,12	8,00	1,47
10	41,5	0	60	0	0,77	0	8,12	8,00	1,47
11	41,5	0	60	0	0,77	0	8,12	8,00	1,47

L'examen de ce tableau montre que le modèle mathématique proposé représente d'une manière très satisfaisante les résultats expérimentaux dans le domaine étudié; l'écart moyen est inférieur à 2,5 %.

V.1.4. Recherche d'un domaine optimal

Les courbes de réponses « iso-rendements », sont tracées à partir du modèle mathématique (équation V.3) en faisant varier à chaque fois deux variables en maintenant les réponses constants. Le modèle étant de la forme : $Y = f (X_1, X_2, X_3, \dots)$, deux variables X_i et X_j seront choisies pour tracer les courbes iso-rendements; toutes les autres variables seront maintenues constantes.

La forme générale de l'équation obtenue est :

$$X_j = \frac{a + bX_i + Y}{c + dX_i} \quad (\text{V.2})$$

En fixant Y, il est possible de tracer $X_j = f(X_i)$, courbe iso- rendement.

V.4.4. Courbe iso- rendement

Pour visualiser l'influence des paramètres opératoires tel que la température de la paroi d'échange, la température du fluide et la vitesse du fluide sur la résistance d'encrassement, nous avons tracé la courbe d'iso- rendement en fixant la variable X_3 (-1, 0, 1) et on trace $X_1 = f(X_2)$. La variation de la résistance d'encrassement en fonction de la température du fluide et de la paroi d'échange est représentée sur les figures (V.3, à V.5) pour les trois valeurs de X_3

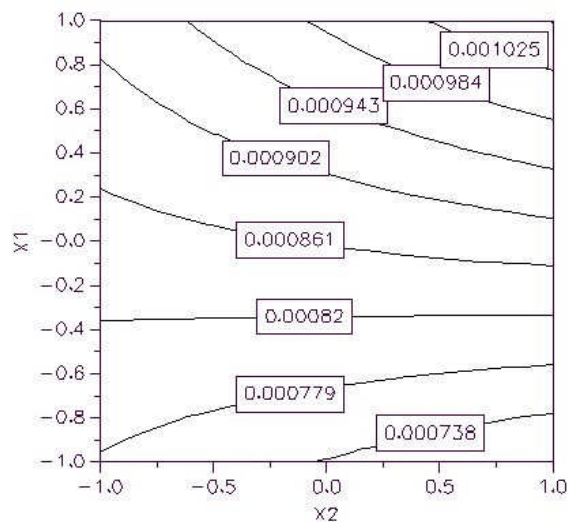


Figure V.3: Variation des valeurs réduites du flux de chaleur en fonction de la température du fluide pour une vitesse du fluide X_3 égal à -1.

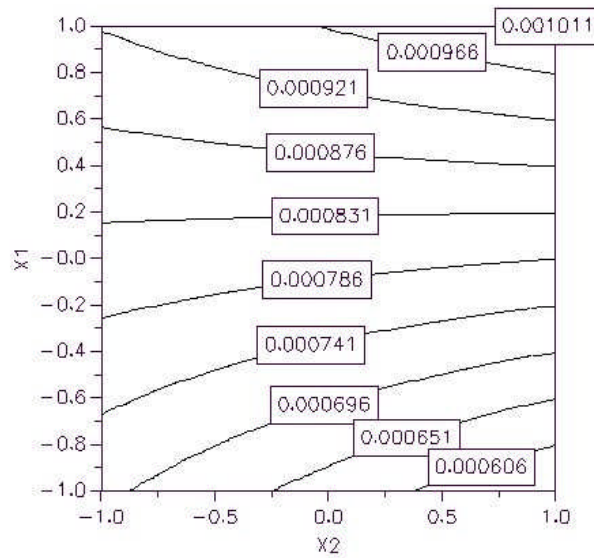


Figure V.4: Variation des valeurs réduites du flux de chaleur en fonction de la température du fluide pour une vitesse du fluide X_3 égal à 0.

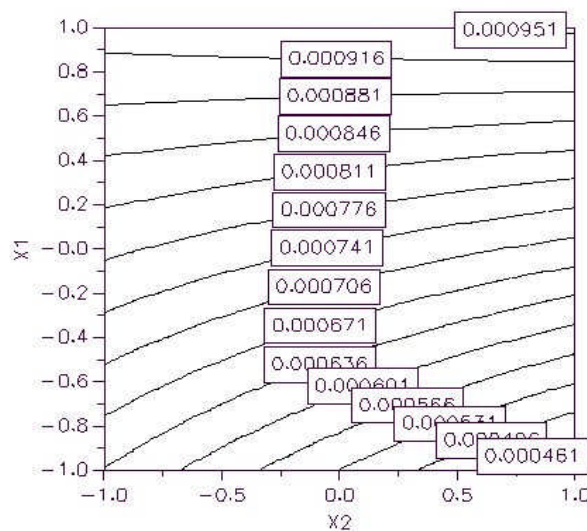


Figure V.5: Variation des valeurs réduites du flux de chaleur en fonction de la température du fluide pour une vitesse du fluide X_3 égal à 1.

On remarque une similitude d'évolution de flux de chaleur en fonction de la température du fluide pour les différentes valeurs réduites de la vitesse du fluide X_3 .

De même, on note que pour une valeur de température du fluide réduite (X_2) donnée, la résistance d'encrassement augmente avec l'accroissement du flux de chaleur.

On constate que la résistance d'encrassement reste constante quelque soit la valeur de la température du fluide dans les conditions suivantes :

- figure V.3 : $R_d = 0,000822$, $X_1^* = 0,381$ et $X_3 = -1$.
- figure V.4 : $R_d = 0,000839$, $X_1^* = 0,295$ et $X_3 = 0$.
- figure V.5 : $R_d = 0,000892$, $X_1^* = 0,739$ et $X_3 = 1$.

Pour une valeur réduite de la température de la paroi dépassant X_1^* , la résistance d'encrassement croît avec l'augmentation de la température du fluide. Par contre, lorsque la valeur réduite de flux de chaleur est inférieure à X_1^* , la résistance d'encrassement décroît avec l'augmentation de la température du fluide considéré.

V.4.5 Recherche du rendement optimal

Afin de déterminer le meilleur rendement, nous avons utilisé le logiciel de plan d'expérience appelée statistica plan d'expériences.

L'application conduit à une résistance maximale d'encrassement égal à $0,00107 \text{ m}^2\text{C/kW}$, pour les conditions suivantes :

- flux de chaleur : 48 kW/m^2
- Température du fluide : 70°C
- Vitesse du fluide : $0,64 \text{ m/s}$

La résistance minimale d'encrassement égale à $0,000426 \text{ m}^2\text{C/kW}$, pour les conditions suivantes :

- flux de chaleur : 35 kW/m^2
- Température du fluide : 70°C
- Vitesse du fluide : $0,94 \text{ m/s}$

CONCLUSION GENERALE

L'objectif du présent travail était d'étudier le phénomène d'encrassement du lait dans une conduite cylindrique chauffée par l'extérieur.

Cette étude a porté sur le suivi de la cinétique de la résistance d'encrassement, l'influence de quelques paramètres opératoires tel que le flux de chaleur, la vitesse d'écoulement du fluide et la température du fluide.

Les résultats expérimentaux présentent une évolution exponentielle de la résistance d'encrassement au cours du temps. La comparaison entre les valeurs de la résistance d'encrassement calculées et celles du modèle nous permettent de conclure que le modèle de Kern et Seaton s'avère être satisfaisant et les paramètres du modèle ont pu être déterminés.

L'étude de l'influence des paramètres opératoires sur la résistance d'encrassement montre que la formation du dépôt tend à augmenter avec l'augmentation du flux de chaleur ainsi que la température du fluide tandis que l'augmentation de la vitesse d'écoulement du fluide tend à diminuer la formation du dépôt.

L'analyse de la génération d'entropie montre que cette dernière augmente avec l'augmentation du flux de chaleur et avec la vitesse d'écoulement du fluide.

Afin de valider notre méthode de travail, l'étude paramétrique de la résistance d'encrassement a été conduite selon la méthode des plans d'expériences.

Cette technique nous a permis d'établir un modèle mathématique reliant la résistance d'encrassement aux différents paramètres considérés, cette méthode de planification des essais expérimentaux nous a permis de définir la zone, où les conditions opératoires conduisent aux meilleures conditions. Dans le cas considéré la résistance d'encrassement est maximale ($0,00107 \text{ m}^2\text{C/kW}$) pour les conditions suivantes :

- Flux de chaleur : 48 kW/m^2
- Température du fluide : 70°C
- Vitesse du fluide : $0,64 \text{ m/s}$

Et une valeur de la résistance d'encrassement minimal égal à $0,000426 \text{ m}^2\text{C/kW}$, pour les conditions suivantes

- Flux de chaleur : 35 kW/m^2
- Température du fluide : 70°C
- Vitesse du fluide : $0,94 \text{ m/s}$

BIBLIOGRAPHIE

- [1] Techniques de l'Ingénieur, " Echangeurs de chaleur ", B 2340 a, pp. 12-15,1994.
- [2] **Finkbeiner, F., Gonard, T. et Filiol, B.**, Echangeurs thermiques: Enjeux, marches, Technologie et Politique innovation. Editions européennes Thermique et Industrie (EETI), France, 1993.
- [3] **Bott, T. R.**, Heat exchanger fouling. The Challenge Fouling Mechanisms: Theoretical and Practical Aspects, Eurotherm Seminar 23, Grenoble, p 3-10, 1992.
- [4] **Bott, T. R.**, Fouling of Heat Exchangers, Editions Elsevier, Amsterdam-Lausanne-New-York-Oxford-Shannon-Tokyo, 1995.
- [5] **Laetitia PEREZ.**, développement, étude de performances et intégration de sondes thermiques pour la caractérisation de l'encrassement d'échangeurs tubulaires a courants croisés, thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Centre de Bordeaux, 2003.
- [6] **Sheikh, A. K., Zubair, S. M., Younas, M., Budair, M. O.**, A risk based heat exchanger analysis subject to fouling: Economics of heat exchangers cleaning, Energy 25, Elsevier Editions, p 445-461, 2000.
- [7] **Epstein, N.**, Fouling in heat exchangers, Heat Transfer 1978: 6th International Heat Transfer Conference, p 235-253, 1978.
- [8] **Laque, F. L., Copson, H. R.**, Corrosion resistance of metals and alloys. Reinhold Publishing Corporation, 1963.
- [9] **Duffau, C., Grillot, J. M., Navarro, J. M., Vidil, R.**, Encrassement dans les changeurs : description, prévention, remèdes, GRETh Technique et Documentation, Diffusion Lavoisier, 1991.
- [10] **Lund, D., Sandhu, C.**, Chemical reaction fouling due to foodstuffs, Editions Summerscales, Hemisphere Washington DC, p 437, 1981.
- [11] **Mwaba M.G, Golriz M.R., J. Gu.**, A semi empirical correlation for crystallization fouling on heat exchange surfaces, 2004.
- [12] **Rodier, J.**, Analyse chimique et physicochimique de l'eau, Editions Dunod, 1971.
- [13] **Epstein, N.**, Thinking about heat transfer fouling: a 5x5 matrix, Heat Transfer Engineering, 4 (1), p 43-56, 1983.

- [14] **Kern, D. Q., Seaton, R. E.**, A theoretical analysis of thermal surface fouling., *Britanic Chemical Sciences* 4, Volume 5, p 258-262, 1959.
- [15] **Watkinson, A. P., Epstein, N.**, Particulate fouling of sensible heat exchangers, 4th international Heat Transfer Conference, 1, p 1-12, 1970.
- [16] **Knudsen, J. G.**, fouling of heat transfer surface under forced circulation boiling conditions, *Equipement, ASME, HTD*, Ed. J.W. Suitor et A.M.Pritchard, Vol.35, pp.73-80, 1984.
- [17] **Taborek, J., Aoki, T., Ritter, R. B., Palen, J. W.**, Fouling : The major unresolved problem in heat transfer, *Chemical Engineering Process*, Volume 68, n 2, p 59-67, 1979.
- [18] **Reitzer, B. J.**, Rate of Scale Formation in Tubular Heat Exchangers, *Chem, Process Design Develop.*, Vol.3, pp.345-348, 1964.
- [19] **Hasson, D., et Bramson, D.**, Effectiveness of magnetic Water treatment in Suppressing CaCO₃ Scale Deposition, *Ind, Eng, Chem, Process* Vol.24, pp.588-592, 1985.
- [20] **Critenden, B. D, et M. Kolackowski.**, Modelling hydrocarbon fouling, *The Canadian J, of Chem.Eng.* Vol,74, 1987.
- [21] **Ebert, W. A., et Panchel C. B.**, Analysis of Exxon Crude Slipstream Coking Data, Fouling Mitigation of Industrial heat -Exchange Equipment, *Begell House*, pp.451-460., 1997.
- [22] **Padet, J.**, Principes des transferts convectifs, *Polytechnica Edition*, Paris, 1997.
- [23] **Lain Le May.**, Etude de la stabilité thermique des protéines, Master, Université Laval décembre 2000.
- [24] **Cayot, P., et Lorient, D.**, Structure et Technologie des protéines du lait. *Arilait recherches, Lavoisier Technique et Documentation*, 363 Pages, 1998.
- [25] **Visser, TH. J., et Jeurnink, M.**, Fouling of Heat Exchangers in the Dairy Industry, *Experimental Thermal and Fluid Science* Vol. 14, pp. 407-424, 1997.
- [26] **Belmar-Beiny, M. T., et Fryer, P. J.**, The effect of Reynolds and fluid temperature in whey protein fouling. *Journal of food Engineering*, 19(2), 119-139, 1993.
- [27] **Dannenberg, F., et Kessler, H. G.** Reaction kinetics of the whey protein in milk, *Journal of Food Science*, 53, 258-263, 1998.
- [28] **Lui, T. X., et Relkin, P.**, Thermal denaturation and heat-induced gelation propperties of b-lactoglobulin, *Thermochim. Acta*, 246, 387-403, 1994.
- [29] **Roscoe, S. G., Fuller, K. L., et Robitaille, G.**, An electrochemical study of the effect of temperature on the adsorption behaviour of b-Lactoglobulin, *J. Colloid Interface Sci*, 160, 243-251, 1993.

- [30] **Pantaloni, D.**, Etude du mécanisme d'agrégation thermique de la b-lactoglobulin, C. R. 259, 1775-1778, 1964.
- [31] **Kim, J. C., et Lund, D. B.**, Adsorption of b-lactoglobulin onto stainless steel surfaces, in fouling and cleaning in food processing, H. G. Kessler and D. B. Lund, Eds., pp. 187-199, Prien, Germany, 1989.
- [32] **Tissier, J. P.**, Influence of some parameters on milk pasteurizer soiling in a plate heat exchanger, 239-246, Editions Européennes, Thermique et Industrie, Paris, France, 1991.
- [33] **Mulvihill, D. M. et Donovan, M.**, Whey proteins and their thermal denaturation, a review. *Zrish, Journal of Food Science and Technology*, 11, 43-75, 1987.
- [33] **Dejon, P., S. Bouman** .Fouling of heat treatments equipments in relation to the denaturation of b-lactoglobulin, *J. Soc. Dairy Technology*, 45, No, 1, 3-8 (1992).
- [34] **Roefs, S. P. F. M., et Dekruif, C. G.**, A model for the denaturation and aggregation of b-Lactoglobulin, *Eur. J. Biochem.* 226, 883-889, 1994.
- [35] **Fryer, P. J.**, The uses of fouling models in the design of food process plant, *Z. Sot Dairy Techno*, 42 (1), 23-9, 1989.
- [36] **Clever J. Yates B.**, A sub layer model for the deposition of particle from a turbulent flow, *Chem, Eng, Sci*, Vol.30, 983-992, 1975.
- [37] **Fryer, P. J., et Slater, N. K. H.**, A direct simulation procedure for chemical reaction fouling in heat exchangers, *The Chemical Engineering Journal*, 31, 97-107, 1985.
- [38] **Toyoda, I., et Fryer, P. J.**, A computational model for reaction and mass transfer in fouling from whey protein solution. In fouling mitigation of industrial heat exchange equipment. New York, Begel House, 1997.
- [39] **Bouman, S., Lund, D. B., Driessen, F. M., and Schmidt, D. G.**, Growth of thermoresistant streptococci and deposition of milk constituents on plates of heat exchangers during long operating times, *J. Food Prot.* 45, 806, 1992.
- [40] **Gotham, M.**, the effect of Reynolds number and fluid temperature in Whey protein fouling *Jounal of Food Engineering* 119-139, 1993.
- [41] **Corrieu, G., Lalande, M. et Ferret, R.**, New monitoring equipment for the control and automation of milk pasteurization plants, *Food Process Engineering*, Vol.1, Elsevier, Applied Science Publishers Ltd, London, pp.165-71, 1979.
- [42] **Lalande, M. et Rene, F.**, Fouling by milk and dairy product and cleaning of heat exchangers. In *Fouling Science and Technology*, ed. NATO ASI E 145, Kluwer, pp. 557-74, 1988.

[43] **Eaton, P. DeLux, R.**, Laboratory Fouling Test for Hydrocarbon Feedstocks”, ASME HTD35 33-42, 1984.

[44] **Lambourn, G, Durrieu M.**, Fouling in crud oil preheat trains, Hemisphere publishing CO.,New York, 1983.

[45] **Muller-Steinhagen H, Reif F.**, Influence of operating conditions on particulate Fouling, Can J, Chem, Eng.,Vol.66,42-50,1988.

[46] **Oufer L.**, Fouling characteristics of organic fluids, These de PhD, Oregon State University, USA, 1990.

[47] **Mwaba, M. G., Rindt, C. C. M., Vorstman, M. A. G., Van Steenhoven, A. A.**, Calcium sulfate deposition and removal characteristics on a heated plate, Proceedings of an Engineering Foundation Conference on Heat Exchanger Fouling, Fundamental Approaches & Technical Solutions, Davos, Switzerland, July, 2001.

[48] **Ahmet. Z. Sahina, Syed. M. Zubair.**, Effect of fouling on operational cost in pipe flow due to entropy generation, Energy Conversion & Management 41 1485-1496, 2000.

[49] **Delplace. F. J, Leuliet, C.**, Modelling fouling of a plate heat exchanger with different arrangements by whey protein solutions, Trans, Inst, Chem. Eng. 73, 112-120, 1995.

[50] **Jaques Goupy.**, Introduction aux plans d’expériences, 2^{ème} édition, Dunod, Paris, 2001.

[51] **Jaques Goupy.**, Plans d’expériences, Techniques de l’ingénieur, 230, 1996.

[52] **Su Jincal, Aik Chong. L.**, Influence of carbonisation parameters on the transport Properties of carbon membranes by statistical analysis, Journal of Membrane Science, 335-343, 2002.

Entropie

L'entropie est la fonction caractérisant le deuxième principe de la thermodynamique. C'est une grandeur d'état, extensive et caractéristique de l'énergie calorifique.

Lorsqu'un système n'échange que de la chaleur, son entropie augmente ou diminue proportionnellement à la quantité de chaleur reçue δq , avec un coefficient qui est l'inverse de la température absolue T :

$$dS = \delta q / T \quad (\text{a.1})$$

Pour un élément de volume le taux de transfert thermique est :

$$\delta \dot{Q} = \dot{m} C_p dT = \bar{h} \pi d (T_p - T) dx \quad (\text{a.2})$$

Avec \dot{m} le flux massique qui s'exprime sous la forme :

$$\dot{m} = \rho \bar{u} \frac{\pi d^2}{4} \quad (\text{a.3})$$

L'intégration de l'équation donnerait le profil de la température

$$T = T_p - (T_p - T_0) \exp\left(-\frac{4\bar{h}}{\rho \bar{u} d C_p} x\right) \quad (\text{a.4})$$

L'équation peut s'écrire de la manière suivante :

$$\theta = \exp\left(-4 \frac{St}{d} x\right) \quad (\text{a.5})$$

Avec θ le nombre adimensionnel égal à :

$$\theta = \frac{T - T_p}{T_0 - T_p} \quad (\text{a.6})$$

St est le nombre de Stanton son expression est :

$$St = \frac{\bar{h}}{\rho u C_p} \quad (\text{a.7})$$

La génération d'entropie dans un élément différentiel est donnée par la relation :

$$d\dot{S}_{gen} = \dot{m} ds - \frac{\delta \dot{Q}}{T_p} \quad (\text{a.8})$$

Pour un fluide incompressible

$$ds = \frac{Cp dT}{T} - \frac{dp}{\rho T} \quad (\text{a.9})$$

la génération d'entropie sera de la forme :

$$d\dot{S}_{gen} = \dot{m}Cp \left(\frac{T_p - T}{T_p T} dT - \frac{1}{\rho Cp T} dp \right) \quad (\text{a.10})$$

L'équation de la chute de pression est exprimée par la relation

$$dp = - \frac{f \rho \bar{u}^2}{2d} dx \quad (\text{a.11})$$

f : facteur de friction

L'intégrale de l'équation le long de tube serait :

$$\dot{S}_{gen} = \dot{m}Cp \left\{ \ln \left(\frac{1 - \tau e^{-4St\lambda}}{1 - \tau} \right) - \tau (1 - e^{-4St\lambda}) + \left\{ \frac{1}{8} \frac{f\tau Ec}{St} \ln \left(\frac{e^{4St\lambda - \tau}}{1 - \tau} \right) \right\} \right\} \quad (\text{a.12})$$

Avec :

$$\tau = \frac{T_p - T_0}{T_p} \quad (\text{a.13})$$

$$\lambda = \frac{l}{d} \quad (\text{a.14})$$

le nombre d'Ecker

$$Ec = \frac{\bar{u}^2}{Cp(T_p - T_0)} \quad (\text{a.15})$$

$$f = \frac{64}{Re} \quad (\text{a.16})$$

$$Re = \frac{\rho \bar{u} d}{\mu} \quad (\text{a.17})$$

Le programme de la résolution de l'équation de la génération d'entropie est comme suit :

Program Entropy

```
real Flux,U,Cp,densit,A,S,Ld,T0,Tw(50),Tau(50),h,St,dt,t(50),
+Ec(50),D,viscos,EntDT(50),EntDP(50),Pr,Sg(50)
Open (10, file='resultspat.dat',status='unknown')
Open (12, file='resulttemp.dat',status='unknown')
densit=3831
Cp=1027
S=0.0314
A=0.025
T0=22
Ld=20
D=0.02
viscos=7.75e-4
Print*, 'Flux='
read*, Flux
Print*, 'U='
Read*, U
dt=300
t(0)=0
do i=1,20
  Print*, 'Tw(',i,')='
  Read*, Tw(i)
  t(i)=t(i-1)+dt
  Tau(i)=(Tw(i)-T0)/Tw(i)
  Ec(i)=U**2/(Cp*A*(Tw(i)-T0))
enddo

h=(2*Flux)/(A*(Tw(20)-T0))
St=h/(densit*U*Cp)

Pr=8*Ec(20)*viscos/(St*U*D)
write(*,*)Pr
do i=1,20
  EntDT(i)=densit*U*S*Cp*(alog((1-tau(i)*exp(-4*St*Ld))/
+ (1-tau(i)))-tau(i)*(1-exp(-4*St*Ld)))
  EntDP(i)=S*Cp*viscos*64*tau(i)*Ec(i)*(alog((exp(4*St*Ld)-tau(i))
+ /(1-tau(i)))/(8*D*St))
  Sg(i)=EntDT(i)+EntDP(i)
enddo

do i=1,20
  write(10,*)t(i),EntDT(i),EntDP(i),Sg(i)
  write(12,*)Tw(i),EntDT(i),EntDP(i),Sg(i)
enddo
end
```

