UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

MODÉLISATION DE L'ÉCOULEMENT DU ZINC LIQUIDE DANS UNE CUVE DE GALVANISATION D'ACIER

CHANTAL BINET

DÉPARTEMENT DE MÉTALLURGIE

ET DE GÉNIE DES MATÉRIAUX

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE DES MATÉRIAUX)

JUIN 1996

© Chantal Binet, 1996.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisitions et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-26458-0

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

MODÉLISATION DE L'ÉCOULEMENT DU ZINC LIQUIDE DANS UNE CUVE DE GALVANISATION D'ACIER

présenté par: BINET Chantal

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquée

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. VERREMAN Yves, Ph.D., président

M. AJERSCH Frank, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. GUY Christophe, Ph.D., membre

À mes parents, Jacques et Lorraine.

REMERCIEMENTS

Je désire remercier, avant quiconque, M. Frank Ajersch sans qui ce travail n'aurait pu être accompli. Ses qualités humaines, sa patience et son intérêt marqué pour les études supérieures ont grandement contribué à la concrétisation de ce projet.

Je remercie aussi la compagnie ILZRO pour l'aide financière apportée et le Centre de Technologie Noranda pour avoir donné accès à leur études sur le bain à eau.

Finalement, je remercie mes compagnons de travail, Alain et Maxime qui ont su endurer mes états d'âmes tout au long de ces deux années, de même que mes parents et amis(es).

RÉSUMÉ

La galvanisation des tôles d'acier est un procédé où l'écoulement dans le bain de galvanisation ainsi que ses propriétés de transport peuvent affecter la formation de la couche inhibitrice. Des études précédentes à ce projet sur l'écoulement et le transport de l'aluminium dans le bain ont été effectués pour mieux connaître et contrôler le procédé. Un modèle physique à eau a d'abord été construit et il a permis de visualiser sommairement l'écoulement dans le bain (Ajersch, Gagné et Paré, 1993). De plus, ce modèle a été utilisé pour effectuer des essais de traceur acide pour mieux connaître la répartition d'une espèce dans le bain et la qualité de mélange du bain (Ajersch et Gagné, 1995).

Ensuite, un modèle numérique a été conçu pour connaître l'écoulement de façon plus précise (Ajersch, Binet et Paré, 1995). Le calcul par éléments finis de la dynamique du fluide dans un demi bain de galvanisation en trois dimensions a permis de voir que l'écoulement dans le bain est tridimensionnel, qu'il existe sans doute des zones mortes et des régions de plus grands mouvements aux endroits qui se situent près des rouleaux et de la tôle.

Dans ce projet, trois études principales ont été effectuées sur le bain de galvanisation à l'aide du modèle à eau, du modèle numérique et de modèles de mixage. Dans un premier temps, des trajectoires de particules ont été calculés à l'aide du modèle numérique en trois

dimensions. Ces essais ont permis de visualiser le déplacement d'intermétalliques dans le bain de zinc en fonction de leur densité, de leur grosseur et de la position d'introduction de la particule. Le déplacement est tridimensionnel et peut prendre des trajets variables selon les caractéristiques données. Ce type de calcul a aussi permis de calculer un temps de circulation de 30 secondes dans le modèle numérique dont les propriétés sont celle de l'eau. Ce temps de circulation a servi aux analyses de modèles de mixage.

Dans un deuxième temps, les essais de traceur acide effectués par Ajersch et Gagné (1995) dans le modèle à eau ont été analysés à l'aide de modèles de mixage. Ces analyses ont permis de dire qu'il existe deux zones de mélange principales dans le bain à eau. Les modèles de van de Vusse (1962) et de Hartog, Holmes et Voncken (1964) semblent appropriés pour décrire le comportement de mélange du bain lorsque les traceurs sont injectés à l'avant ou à l'arrière. Le milieu du bain, plus isolé du reste, montre un comportement de mélange s'approchant de celui d'un réacteur parfaitement mélangé (CSTR) avec échange.

L'utilisation des modèles de mixage (van de Vusse, 1962 et Hartog et al, 1964) a permis d'évaluer un nombre Bodenstein de 25 et un nonbre d'étapes de mélange d'une boucle de circulation moyenne de 10. Ces valeurs indiquent que le comportement de mélange dans le bain s'approche plus de celui que présente un réacteur parfaitement mélangé que d'un réacteur piston. La qualité du mélange est à ce moment de moyenne à bonne.

La dernière série de calculs à avoir été effectuée est le transport de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour différentes zones d'addition. Les résultats obtenus suite à ces calculs permettent de visusliser le transport de l'aluminium dans le bain de galvanisation. D'après ces calculs, la meilleure position pour ajouter l'aluminium est l'arrière du bain. Enfin, la répartition de l'aluminium dans le bain est suffisamment bonne pour que la formation de la couche inhibitrice qui se forme, grâce à la présence d'aluminium, à la surface de la feuille d'acier n'en soit pas grandement affectée. Cependant, ce modèle ne tient pas compte de la consommation de l'aluminium ni des effets thermiques.

ABSTRACT

The galvanisation of sheet steel is a semi continuous process of coating the steel with a layer of a Al containing zinc alloy. The coating consists of a very thin inhibition layer essentially of Fe_2Al_5, essential for adhesion and ductulity covered by the zinc alloy. Previous studies of the flow and transport propertie were carried out in order to determine the flow parameters which control the coating process. A water model study (Ajersch, Gagné and Paré, 1993) was first undertaken to mesure local velocities and recirculating flow patterns. This physical model was also used for determine the dispersion of a tracer which simulate ingot additions to the bath and which evaluate the overal degree of mixing (Ajersch and Gagné, 1995).

A numerical model (Ajersch, Binet and Paré, 1995) was subsequently undertaken to precisely calculate the flow pattern using a finite element code (FIDAP). This study clearly showed that the flow in three dimensional with zones of recirculation, stagnant zones and regions of turbulent flow in the immediate vincinity of the sheet and rollers surfaces.

The present study uses the calculated flow fields from the numerical model and the results of the dispersion tests to determine the flow of intermetallic particles and the dispersion of additions of zinc Al alloy to the bath. The application of mixed reactor models resulted in the characterisation of the type of mixing that can be anticipated in the various regions of the bath.

In the first case, simulated particle path representing iron particles were calculated on the basis of the previously established flow field. These calculations resulted in graphical representation of the trajectory of these intermetallics (iron) of variable size, density and initial point of introduction. A wide variety of trajectories in three dimensions was calculated. Using water properties, a recirculating time of 30 seconds was calculated for a typical particle which compared well with the water tracer study. Particles trajectories for various intermetallic particles in the zinc bath were also calculated.

The second part of this study consist of analysing the results of the tracer study using reactor mixing models. It was found that the bath can be considered to consist of two reactions volumes. The van de Vusse (1962) and the Hartog, Holmes and Voncken (1964) models were found to adequatly describe the flow from the back to the front of the bath below the immersed sheet with recirculating from along the sides. The central region of the bath, between the inlet and the outlet of the sheet, is more insulated from the rest of the bath.

The mixing models resulted in the evaluation of Bodenstein number and the number of mixing stages of a loop (n_b). A Bodenstein (Bo) number of 25 and a number mixing stages of a loop of 10 were evaluated. These numbers indicate a intermediate degree of dispersion. The analysing of the tracer results show that the water model behaves in a regime somewhere between a perfectly mixed reactor and a plug flow reactor.

The last series of calculations consisted of the aluminum transport for differents zones of addition of zinc aluminum alloy of the bath. The model did not take in account the quantity of aluminum taken up by the exiting sheet and the bath was assumed to be isothermal. The degree of mixing varied with the location of the addition and it was show that additions at the back of the bath result in the best mixing where as additions at the central region are least effective. It can be concluded however that the variation of the concentration in the bath due to additions does not significantly influence the formation of the inhibition layer

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....iv

REMERCIEMENTS.....v

RÉSUMÉ.....vi

ABSTRACT.....ix

TABLE DES MATIÈRES.....xii

LISTE DES TABLEAUX.....xv

LISTE DES FIGURES.....xvi

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS.....xxvi

LISTE DES ANNEXES.....xxx

INTRODUCTION.....1

CHAPITRE 1 : ÉTUDES THÉORIQUES ET REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Le procédé de galvanisation.....4

1.1.1 Le bain de galvanisation.....6

1.1.2 Formation de la couche inhibitrice.....9

1.1.3 Formation des intermétalliques.....12

1.2 Théorie sur la caractérisation des réacteurs et concepts de modélisation.....15

1.2.1 Les modèles de mixage....17

1.2.2 Les modèles physiques....30

1.2.3 Les modèles numériques....31

1.3 Études sur le bain de galvanisation....35

1.3.1 Études de l'écoulement dans le bain....35

1.3.1.1 Le modèle à eau....36

1.3.1.2 Le modèle numérique....41

1.3.2 Études sur l'ajout d'aluminium....62

1.3.2.1 Le modèle à eau....62

1.3.2.2 Le modèle numérique en deux dimensions....69

1.3.2.3 Études sur l'ajout de lingots....73

CHAPITRE 2 : MODÉLISATION

2.1 Modèles de mixage....81

2.1.1 Deux réacteurs parfaitement mélangés avec échange....82

2.1.2 Le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)....86

2.1.3 Le modèle de van de Vusse (1962)....88

2.2 Trajectoires de particules....91

2.2.1 Calculs du déplacement d'intermétalliques....92

2.2.2 Calcul du temps de circulation....93

2.3 Modèle numérique....95

CHAPITRE 3 : RÉSULTATS, ANALYSES ET DISCUSSION

3.1 Trajectoires de particules....101

3.1.1 Calculs du déplacement d'intermétalliques....101

3.1.2 Calcul du temps de circulation....110

3.1.3 Discussion sur les calculs de trajectoires de particules....111

3.2 Modèles de mixage....114

3.2.1 Deux réacteurs parfaitement mélangé avec échange....114

3.2.2 Le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)....116

3.2.3 Le modèle de van de Vusse (1962)....117

3.2.4 Discussion sur les modèles de mixage....120

3.3 Modèle numérique....124

3.3.1 Dispersion de l'aluminium en fonction du temps et des endroit d'addition....126

3.3.2 Comparaison avec le modèle numérique à eau....141

3.3.3 Comparaison avec le modèle physique à eau....144

3.3.4 Discussion sur la répartition de l'aluminium calculée à l'aide du modèle numérique....150

CONCLUSION....154

RÉFÉRENCES....158

ANNEXES....163

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1: Résumé des figures 1.23 à 1.32 53

Tableau 1.2: Nombres de Peclet calculés à partir de l'hypothèse d'un réacteur piston avec dispersion axiale 67

Tableau 2.1: Valeurs modifiées sur le modèle numérique 94

Tableau 3.1: Résumé des figures 3.1 à 3.10 102

Tableau 3.2: Résumé des figures 3.18 à 3.20 129

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Schéma d'une ligne de galvanisation (Ajersch,Gagné et Paré, 1993).....5

Figure 1.2: Schéma d'un bain de galvanisation.....7

Figure 1.3: Diagramme de phases Fe-Al-Zn dans le coin riche en zinc à 470°C (Iguchi et al, 1995).....16

Figure 1.4: Schéma de courbes de concentration en fonction du temps pour des ajouts sous forme d'impulsion et en continu (Fogler, 1992).....18

Figure 1.5: Courbes de distribution de temps de séjour en fonction du temps a) pour un PFR idéal b) pour un CSTR idéal (Levenspiel, 1962).....23

Figure 1.6: Modèle à un paramètre: CSTR en série (Fogler, 1992).....24

Figure 1.7: Courbes de distribution de temps de séjour pour le modèle de CSTR en série (Fogler, 1992).....24

Figure 1.8: Effet de la dispersion sur les courbes de concentration en fonction du temps pour un réacteur PFR avec ajout sous forme d'impulsion (Levenspiel, 1962).....24

Figure 1.9: Courbes de distribution de temps de séjour pour le modèle de dispersion (Fogler, 1992).....26

Figure 1.10: Modèles à deux paramètres (Levenspiel, 1962).....29

Figure 1.11: Schéma du modèle à eau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....37

Figure 1.12: Écoulement observé dans un plan horizontal (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)...38

Figure 1.13: Schéma de l'écoulement dans la région entièrement liquide (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....39

Figure 1.14: Écoulement observé dans un plan vertical (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....40

Figure 1.15: Modèle numérique en deux dimensions (Ajersch, 1994)....43

Figure 1.16: Modèle numérique en deux dimensions, agrandissement sur le museau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....43

Figure 1.17: Comparaison entre les valeurs absolues du champs de vitesse calculées par ordinateur et les valeurs mesurées dans le modèle à eau dans la région centrale (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....44

Figure 1.18: Comparaison entre les valeurs absolues du champs de vitesse calculées par ordinateur et les valeurs mesurées dans le modèle à eau dans la région liquide près du mur (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....45

Figure 1.19: Maillage dans la région centrale (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)....47

Figure 1.20: Maillage dans la région entièrement liquide, près des parois extérieures du bain (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....47

Figure 1.21: Maillage en trois dimensions (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....50

Figure 1.22: Schéma de la géométrie et des conditions frontières appliquées au modèle numérique 50

Figure 1.23: Vue générale de l'écoulement en trois dimensions (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)....54

Figure 1.24: Écoulement dans un plan vertical au centre du bain (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....54

Figure 1.25: Écoulement dans un plan vertical au centre du bain, agrandissement (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....55

Figure 1.26: Écoulement dans un plan vertical au centre du bain, agrandissement sur le museau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....55

Figure 1.27: Écoulement dans un plan vertical dans la région qui coupe les bras des rouleaux (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....56

Figure 1.28: Écoulement dans un plan vertical dans la région qui coupe les bras des rouleaux, agrandissement (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....56

Figure 1.29: Écoulement dans un plan vertical dans la région entièrement liquide, près du mur extérieure (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....57

Figure 1.30: Écoulement dans un plan vertical dans la région entièrement liquide, près du mur extérieure, agrandissement (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....57

Figure 1.31: Écoulement dans un plan horizontal (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....58

Figure 1.32: Écoulement dans un plan horizontal, agrandissement (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....58

Figure 1.33: Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale passant au travers du rouleau principal (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....60

Figure 1.34: Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région liquide le long du mur extérieur (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....60

Figure 1.35: Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale en haut de bain (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....61

Figure 1.36: Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale en haut de bain, agrandissement (Ajersch, Gagné et Paré, 1993).....61

Figure 1.37: Régions d'additions et de prises de données.....63

Figure 1.38: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection à l'avant du bain (Ajersch et Gagné, 1995).....64

Figure 1.39: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection à l'arrière du bain (Ajersch et Gagné, 1995).....64

Figure 1.40: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection au centre du bain (Ajersch et Gagné, 1995).....65

Figure 1.41: Courbe de type "F" montrant la transition entre un réacteur parfaitement mélangé et un réacteur piston (Levenspiel, 1962).....67

Figure 1.42: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection en continu à l'arrière du bain (Ajersch et Gagné, 1995).....68

Figure 1.43: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection en continu au centre du bain (Ajersch et Gagné, 1995).....68

Figure 1.44: Modélisation de l'ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation à l'aide du modèle numérique en deux dimensions pour des

temps t_1 à t_3 (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995).....71

Figure 1.45: Modélisation de l'ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation à l'aide du modèle numérique en deux dimensions pour des temps t_4 à t_6 (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995).....72

Figure 1.46: Positions des thermocouples dans le lingot (Dubois, Ségers et al, 1995).....74

Figure 1.47: Mesures de la température dans le lingot en fonction du temps (Dubois, Ségers et al, 1995).....74

Figure 1.48: Positions des tiges d'acier dans le lingot (Dubois, Ségers et al, 1995).....75

Figure 1.49: Mesures de la longueur visible des tiges d'acier en fonction du temps (Dubois, Ségers et al, 1995).....75

Figure 1.50: Courbes du temps de fusion en fonction de la température d'après les trois modèles proposés par Dubois, Ségers et al (1995).....78

Figure 1.51: Courbes du temps de fusion en fonction de la température et de la géométrie du lingot ajouté d'après le modèle physique proposé par Dubois, Ségers et al (1995).....79

Figure 2.1: Schéma des volumes intérieur et extérieur à la tôle.....83

Figure 2.2: Modèle de deux CSTR avec échange et zone morte.....83

Figure 2.3: Évolution de la concentration en fonction du temps pour le modèle de deux CSTR avec échange et volume mort pour un ajout sous forme d'impulsion dans le volume 1.....85

Figure 2.4: Le modèle: Piston avec dispersion et recirculation complète

(Hartog, Holmes et Voncken, 1964).....87

Figure 2.5: Courbes théoriques calculées à l'aide du modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964).....87

Figure 2.6: Schéma d'un modèle de réacteur avec un écoulement axial (van de Vusse, 1962).....89

Figure 2.7: Schéma des boucles et des réacteurs, modèle utilisé pour les calculs mathématiques faits par van de Vusse (1962).....90

Figure 2.8: Courbes théoriques calculées à l'aide du modèle de van de Vusse (1962).....90

Figure 2.9: Schéma des régions d'addition d'une espèce dans le modèle numérique.....99

Figure 3.1: Trajectoire d'une particule de densité égale au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté à l'arrière du bain.....105

Figure 3.2: Trajectoire d'une particule de densité égale au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté au centre du bain.....105

Figure 3.3: Trajectoire d'une particule de densité supérieure au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté à l'arrière du bain.....106

Figure 3.4: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté à l'arrière du bain.....106

Figure 3.5: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté à l'avant du bain.....107

Figure 3.6: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté au milieu du bain.....107

Figure 3.7: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté au milieu du bain, vue isométrique....108

Figure 3.8: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 100μm injecté au milieu du bain....108

Figure 3.9: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 10μm injecté au milieu du bain....109

Figure 3.10: Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 10000μm injecté à l'arrière du bain....109

Figure 3.11: Trajectoire typique d'une particule dans le haut du bain....110

Figure 3.12: Trajectoire typique d'une particule dans le bas du bain....111

Figure 3.13: Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection de traceur à l'arrière du bain (volume 1), comparaison avec le modèle de deux CSTR avec échange....116

Figure 3.14: Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) (injection à l'arrière du bain)....118

Figure 3.15: Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) (injection à l'avant du bain)....119

Figure 3.16: Comparaison des données expérimentales avec le modèle de van de Vusse (1962) (injection à l'arrière du bain)....121

Figure 3.17: Comparaison des données expérimentales avec le modèle

de van de Vusse (1962) (injection à l'avant du bain).....122

Figure 3.18: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes a) ajout à l'avant b) ajout au milieu près de la sortie de la feuille c) ajout au milieu.....130

Figure 3.19: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes a) au milieu près du museau b) au milieu collé au museau c) à l'arrière.....131

Figure 3.20: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes a) à l'arrière en dessous b) à l'arrière en dessous vis à vis du museau c) à l'arrière en dessous près du rouleau principal.....132

Figure 3.21: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'avant après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes.....133

Figure 3.22: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'avant après a) 70 secondes b) 185 secondes c) 345 secondes.....134

Figure 3.23: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout au milieu après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes.....135

Figure 3.24: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en

fonction du temps pour un ajout au milieu après a) 70 secondes
b) 185 secondes c) 345 secondes....136

Figure 3.25: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en
fonction du temps pour un ajout à l'arrière après a) 5 secondes
b) 20 secondes c) 45 secondes....137

Figure 3.26: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en
fonction du temps pour un ajout à l'arrière après a) 70 secondes
b) 185 secondes c) 345 secondes....138

Figure 3.27: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en
fonction du temps pour un ajout en dessous après a) 5 secondes
b) 20 secondes c) 45 secondes....139

Figure 3.28: Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en
fonction du temps pour un ajout en dessous après a) 70 secondes
b) 185 secondes c) 345 secondes....140

Figure 3.29: Comparaison entre la répartition d'une espèce dans le modèle
numérique pour les propriétés de l'eau et du zinc a) eau, t=12s
b) zinc, t=55s....143

Figure 3.30: Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu
à l'avant calculé à l'aide du modèle numérique et évalué
à l'aide du modèle physique à eau....147

Figure 3.31: Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu

à l'arrière calculé à l'aide du modèle numérique et évalué

à l'aide du modèle physique à eau.....148

Figure 3.32: Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu

au milieu calculé à l'aide du modèle numérique.....149

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Bo: nombre de Bodenstein (V_bL_b/D_l)

C: concentration (mol/L ou % poids)

C^*: concentration adimensionnelle

C_o: concentration maximale d'un ajout en continu

C_∞: concentration au temps de mélange complet (lorsque C ne varie pas plus de 10%)

C_1^o: concentration injectée dans le volume 1 (mol/L)

C_D: coefficient de traînée d'une particule sphérique

CSTR: réacteur idéal parfaitement mélangé

D: coefficient de dispersion (m^2/s)

D_l: coefficient de dispersion longitudinale (m^2/s)

D_p: diamètre d'une particule (m)

E: distribution de temps de séjour

f_i^p: forces agissant sur un particule

F: fraction de matériel resté dans le réacteur

Fr: nombre de Froude (V/gL^2)

g: accélération gravitationnelle ($9.81 m/s^2$)

g(at): fonction de la fonction de distribution

L: grandeur caractéristique (m)

L_f: chaleur spécifique de fusion

L_b: longueur moyenne d'une ligne de courant moyenne

n: nombre de CSTR en série

n_b: nombre d'étapes de mélange d'une boucle de circulation moyenne

P: pression

Pe: nombre de Peclet (VL/D)

Pe_d: nombre de Peclet diffusif (VL/α_d)

PFR: réacteur piston idéal

q_{Al}: source d'aluminium dans le bain (kg/m^3s)

r: débit volumique de pompage (L/s)

R: résidu

Re: nombre de Reynold ($\rho VL/\mu$)

t: temps (s)

t^*: temps adimensionnel (tV/L)

t_c: temps de circulation (s)

t_f: temps de fusion d'un lingot (s)

t_m: temps de résidence moyen (s)

t_r: temps de relaxation (s)

t_∞: temps de mélange complet du bain (s)

T_b: température du bain (K)

T_f: température de fusion d'un lingot

u_i: vitesse du fluide calculée

u_i^p: vitesse de la particule

U: vecteur solution

$\underline{v}$: vecteur de la vitesse (m/s)

$\underline{v}^*$: vecteur de la vitesse adimensionnel

V: vitesse caractéristique (m/s)

V_b: vitesse moyenne d'une boucle de circulation moyenne (m/s)

V_{eff}: volume efficace (L)

V_1, V_2, V_{tot}: volumes 1, 2 et total (L)

V_d: volume mort (L)

x: distance le long de l'axe x

X: rapport entre le volume et la surface d'un lingot

z: distance adimensionnelle (x/L)

$\alpha_{Al\text{-}Zn}$: diffusivité de l'aluminium dans le zinc liquide (m^2/s)

α_d: coefficient de diffusion massique (m^2/s)

α_{eff}: coefficient de diffusion massique effectif (m^2/s)

α_t: coefficient de diffusion massique dû à la turbulence (m^2/s)

α_l: conductivité thermique/chaleur spécifique

α_V: rapport de volumes (V_1/V_{tot})

δ: fonction delta dirac

θ: temps adimensionnel (t/t_m)

μ: viscosité (Pa.s)

ν: débit d'échange (L/s)

ρ: densité (kg/m^3)

σ: variance

σ_l: facteur de forme d'un lingot

τ: espace temps (s)

LISTE DES ANNEXES

ANNEXES A: EXEMPLE DE LISTING DES ENTRÉES POUR LE CALCUL DE TRAJECTOIRES DE PARTICULES 163

ANNEXE B: EXEMPLE DE LISTING DES ENTRÉES POUR LE CALCUL DE DISPERSION D'UNE ESPÈCE DANS LE MODÈLE NUMÉRIQUE 165

ANNEXE C: RÉPARTITION DE L'ALUMINIUM DANS LE BAIN DE ZINC À UN TEMPSDE 12600 SECONDES POUR UNE VALEUR DE DIFFUSIVITÉ NULLE 167

INTRODUCTION

L'écoulement des métaux à l'état liquide joue un rôle important pour plusieurs procédés métallurgiques lorsque des réactions gaz-solide, liquide-solide ou solide-solide ont lieu. La cinétique des procédés peut dépendre du comportement de l'écoulement et des propriétés de transport du système. La galvanisation des tôles d'acier est un procédé où l'écoulement dans le bain de galvanisation ainsi que ses propriétés de transport peuvent affecter la formation de la couche inhibitrice.

Jusqu'à très récemment, le bain de galvanisation était très mal connu. L'écoulement qu'on y rencontre, la manière dont l'aluminium ajouté dans le bain se répartit ainsi que la façon dont les particules intermétalliques qui s'y forment se déplacent étaient inconnus. De plus, la chimie du bain, les mécanismes de formation de la couche inhibitrice et des intermétalliques sont encore mal compris. Il fut alors nécessaire d'entreprendre une série d'études sur ces différents sujets afin de mieux connaître le bain et d'améliorer le contrôle du procédé de galvanisation.

Ainsi, le rôle de l'aluminium dans le bain a demandé à être mieux connu. D'abord, l'aluminium qui est responsable de l'inhibition des réactions au niveau de la feuille d'acier est d'une grande importance pour la qualité du revêtement de galvanisation. Ensuite, la présence de l'aluminium dans le bain modifie la nature des intermétalliques qu'on retrouve

dans celui-ci. L'aluminium permet de rendre ces intermétalliques moins denses, ce qui fait qu'on peut les écumer. Le connaissance précise du rôle de l'aluminium en présence dans le bain de galvanisation est donc d'une importance cruciale pour mieux gérer le bain et la qualité du revêtement.

Ce projet consiste, dans un premier temps, à évaluer de quelle manière l'aluminium se répartit dans le bain, la qualité de mélange du bain ainsi que le temps de mélange du bain lorsqu'on ajoute de l'aluminium. On cherche à connaître le temps requis au mélange complet du bain car un temps de mélange trop long pourrait entraîner des variations dans la composition du bain ce qui peut affecter la composition de la couche inhibitrice. De plus, des variations quant à l'homogénéité du mélange risque de favoriser la formation d'intermétalliques, ce qui n'est pas souhaité. Finalement, comme l'écoulement dans le bain peut présenter diverses zones de circulation, de boucles et de zones mortes, etc, on cherche à connaître quel endroit est le meilleur pour ajouter l'aluminium dans le bain afin que celui-ci soit le plus homogène possible et que le temps de mélange soit le plus court possible.

Dans un deuxième temps, il sera tenté d'évaluer les déplacements que les diverses particules intermétalliques subissent dans le réacteur. Ces intermétalliques qui se forment dans le bain sont très mal connus. Cependant on sait, entre autre, que ceux-ci nuisent au procédés car ils s'accrochent et s'agglomèrent aux différents appareillages du bain, tout en consommant de l'aluminium dans le bain. De plus, la présence de ceux-ci peut être une source de défauts

de revêtement lorsque les intermétalliques se collent à la surface de la feuille. La visualisation du déplacement des intermétalliques dû au mouvement de la feuille et des rouleaux permettra de connaître jusqu'à quel point ces intermétalliques se répartissent dans le bain et peuvent être ou non écumés.

Pour caractériser la répartition de l'aluminium dans le bain, deux méthodes seront utilisées. La première consiste à utiliser les résultats de mesure de concentration de traceur acide en fonction du temps dans un modèle physique à eau effectuée précédemment par Ajersch et Gagné (1995) et à comparer ces résultats à des modèles de mixage. De cette façon, la qualité de mélange du bain pourra être caractérisée. La deuxième méthode consiste à simuler de façon mathématique l'ajout d'aluminium dans un modèle numérique en trois dimensions du bain. De cette manière, il sera possible de visualiser la répartition de l'aluminium dans le bain et de calculer un temps de mélange pour différents endroits d'addition.

Finalement, des calculs de trajectoires de particules dans le modèle numérique en trois dimensions seront effectués. Ceux-ci serviront à simuler le déplacement que diverses particules intermétalliques peuvent subir dans le bain. Ces essais serviront aussi à calculer un temps de circulation dans le bain. Ce temps de circulation pourra ensuite être utilisé pour la comparaison des essais de traceur acide avec les modèles de mixage. Toutes ces études se recoupent, l'une servant à valider l'autre.

CHAPITRE 1

ÉTUDES THÉORIQUES ET REVUE DE LA LITTÉRATURE

Dans ce chapitre, le procédé de galvanisation ainsi que différentes recherches effectuées sur ce procédé seront résumés.

1.1 Le procédé de galvanisation

Le procédé de galvanisation consiste, d'un premier abord, à enduire d'une couche mince de zinc des matériaux d'acier. Cette couche de zinc étant anodique par rapport à l'acier, elle joue un rôle d'anode sacrificielle et protège l'acier de la corrosion. Il existe plusieurs méthodes pour enduire l'acier de zinc. Par exemple, on peut mentionner la galvanisation à chaud par immersion et la déposition électrolytique de zinc. Dans ce projet, la galvanisation par trempage des tôles d'acier est considérée.

La galvanisation est très utilisée dans l'industrie afin de protéger les tôles d'acier servant principalement à la fabrication d'automobiles. La figure 1.1 schématise ce procédé pour une ligne de galvanisation par trempage conventionnelle. Il est cependant important de noter ici qu'il n'existe aucune ligne de galvanisation standard pour ce procédé, comme l'indique un rapport effectué par le Centre de Technologie Noranda (Gagné et Guttman, 1992).

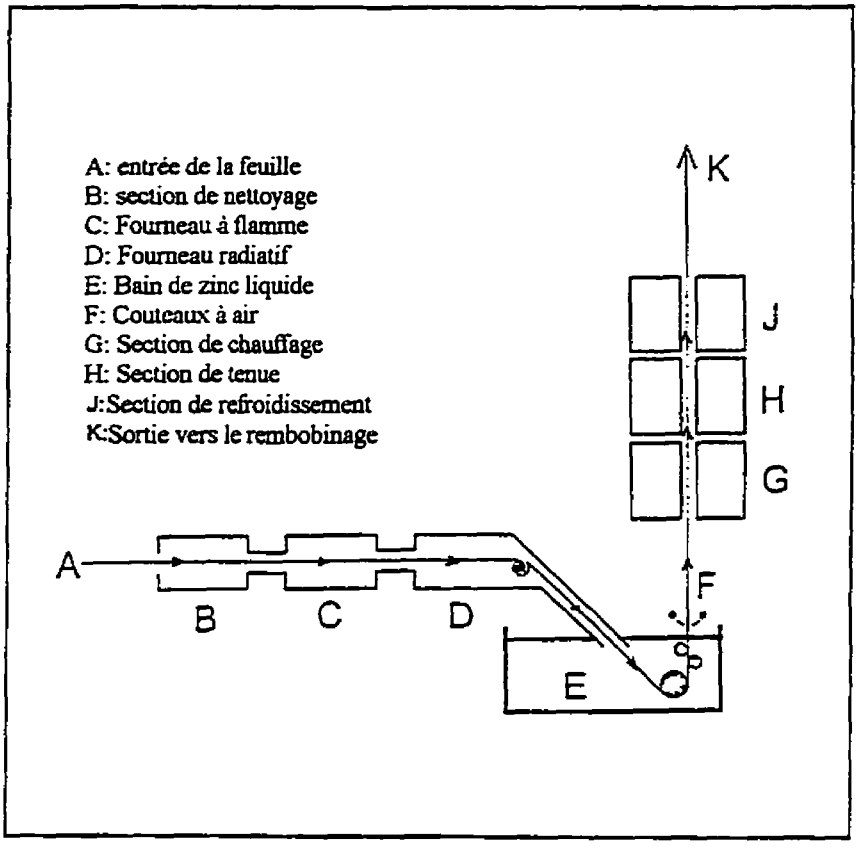


Figure 1.1 Schéma d'une ligne de galvanisation (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

La tôle d'acier, initialement sous forme de rouleaux, est entraînée dans diverses sections où elle subit des traitements adéquats. Dans un premier temps, la feuille d'acier est habituellement chauffée dans une atmosphère gazeuse de H_2/N_2 afin de réduire les oxydes en surface et pour recristalliser la structure des grains. Ensuite, la tôle est conduite dans un bain de zinc liquide à une vitesse allant de 0,5 à 2m/s. La feuille est amenée dans le réservoir via un conduit appelé le museau (en anglais "snout"). Celui-ci est partiellement

immergé dans le zinc liquide et sert à maintenir la tôle sous atmosphère contrôlée avant son entrée dans le bain. À sa sortie du bain, l'excédent de zinc est essuyé par des couteaux qui projettent un gaz à haute vitesse sur la tôle. Enfin, la feuille galvanisée est entraînée dans diverses sections pour subir ou non des traitements thermiques servant à améliorer ses propriétés mécaniques.

1.1.1 Le bain de galvanisation

L'étape où la feuille d'acier est plongée dans le bain est sans contredit une des parties les plus importante dans le procédé de galvanisation. Cette section vise à décrire plus amplement les diverses caractéristiques du bain de galvanisation.

Le bain de galvanisation est un grand réservoir en acier ou en céramique contenant une grande quantité de zinc liquide (60 à 265 tonnes) . La géométrie du bain et son équipement sont variables. Pour le procédé appelé "Sendzimir", la feuille est plongée dans le bain sous un angle par rapport à la verticale, via un museau qui est immergé de plusieurs centimètres dans le liquide. La feuille d'acier est ensuite entraînée par le rouleau principal se trouvant dans le bain. Juste avant sa sortie du liquide, elle est maintenue par un ou deux cylindres qu'on nomme les rouleaux stabilisateurs. Ceux-ci servent à enrayer le plus possible les vibrations que le mouvement de la feuille peut causer. Le rouleau principal et les rouleaux stabilisateurs sont maintenus dans le bain par des armatures en acier qu'on appelle les bras.

Le schéma de la figure 1.2 montre un bain et son équipement tel que décrit ici. Cette figure montre aussi la nomenclature qui sera utilisée pour identifier les diverses régions du bain (avant, arrière, milieu, etc). Il est important de noter que dans ce rapport le terme "centre" indique le plan vertical qui coupe le bain en deux selon le seul axe de symétrie de la cuve alors que le terme "milieu" désigne la zone se trouvant pratiquement isolée à l'intérieur de la feuille.

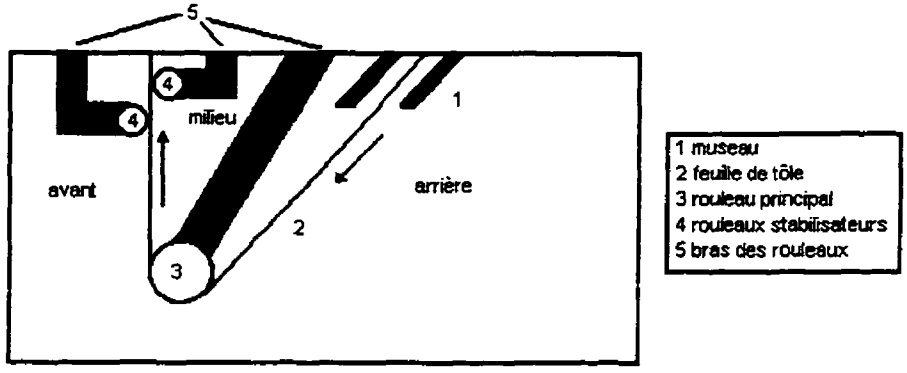


Figure 1.2 Schéma d'un bain de galvanisation

La cuve de galvanisation est maintenue à une température variant, en général, de 450 à 480°C. Cette température est maintenue constante soit à l'aide d'inducteurs, soit à l'aide

d'un chauffage par radiation électrique. La température de la feuille d'acier qui entre dans le bain est habituellement plus élevée que celle à l'intérieur du bain. Par contre, certaines industries de galvanisation maintiennent la température de la feuille égale ou moindre à celle de la cuve.

Bien que le bain contienne principalement du zinc, on y ajoute aussi de l'aluminium. Ce métal est utilisé comme élément d'addition dans la galvanisation depuis les années 1910. Au départ, l'aluminium était ajouté pour améliorer la brillance du revêtement. Par la suite, il s'est révélé être un inhibiteur empêchant la formation de phases Fe-Zn non désirables entre le zinc et le fer des tôles. De cette façon, il rend le revêtement plus ductile et plus apte à la mise en forme. De plus, il réduit le taux d'oxydation du bain de galvanisation.

Comme le zinc et l'aluminium se consomment dans le bain, on doit rajouter ces éléments essentiels à la galvanisation. La procédure d'addition dans le bain est effectuée selon des méthodes qui varient d'une ligne de galvanisation à l'autre, comme l'indique un rapport du Centre de Technologie Noranda (Gagné et Guttman, 1992). Les additions dans le bain de galvanisation doivent être effectuées de façon à ce que la composition de la cuve reste le plus possible constante. En général, la teneur en aluminium dans le bain est maintenue entre 0,11 et 0,31% en Al poids. Pour maintenir cette concentration constante, les additions faites en industries contiennent, au total, une teneur en aluminium de 1,5 à 5 fois plus grande que celle voulue dans le bain (Gagné et Guttman, 1992).

Il existe généralement deux types de solides ajoutés au bain. Les premiers sont des blocs de zinc, soit purs, soit contenant de l'aluminium en plus ou moins grandes quantités. Ces blocs peuvent peser plus d'une tonne métrique. Les seconds sont des lingots d'alliage zinc-aluminium contenant jusqu'à 10% Al. Ils pèsent de 20 à 25 kg. Les deux types de blocs solides n'ont cependant pas de forme ou de poids spécifiques. Habituellement, on les ajoute à l'état solide en les plongeant directement dans le bain aux endroits les plus accessibles, le plus souvent, l'avant et l'arrière. Parfois les blocs sont plongés profondément dans le bain, mais ils sont plus fréquemment immergés près de la surface supérieure. Certaines industries ont opté pour des additions à l'état liquide à l'arrière du bain. Le taux horaire des additions totales varie entre 295 et 2400 kg/h (Gagné et Guttman, 1992). Le taux d'addition de l'aluminium n'est pratiquement jamais constant et on retrouve souvent plus d'additions d'aluminium dans le bain qu'il n'en serait nécessaire.

1.1.2 Formation de la couche inhibitrice

L'aluminium ajouté dans le bain affecte la relation entre la feuille d'acier et la chimie du bain. En effet, l'aluminium possède la capacité d'inhiber, pour une certaine période de temps d'immersion, les réactions entre le zinc liquide et le fer des feuilles d'acier à galvaniser (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991). Cette caractéristique importante de l'aluminium sera décrite très sommairement dans cette section afin de mieux entrevoir le rôle du bain et de sa composition dans la présence et la formation de la couche inhibitrice.

Après de nombreuses recherches, le mécanisme qui produit l'inhibition des réactions entre le zinc et le fer de la feuille s'est avéré être la formation d'une mince couche intermétallique à l'interface. On croit que cette couche inhibitrice est constituée soit de Fe_2Al_5 et d'un composé ternaire Fe-Al-Zn, soit de Fe_2Al_5 contenant du Zn en solution, soit de Fe_2Al_5 et de $FeAl_3$ contenant du zinc (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991).

Beaucoup de facteurs peuvent influencer la formation de la couche inhibitrice: la composition chimique de la feuille et son état de surface, la composition du bain et l'écoulement qu'on rencontre dans celui-ci, la température (bain et feuille), le temps d'immersion de la feuille dans le bain, etc.

D'après la littérature (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991), le pourcentage en poids d'aluminium dans le bain nécessaire à la formation d'une couche intermétallique utile doit se trouver entre 0,15 et 0,2%. Avec une teneur inférieure à 0,15%, la couche n'est pas uniforme et lorsque le pourcentage d'aluminium est trop élevé dans le bain (>0,2%), l'intermétallique Fe_2Al_5 (Fe-Al-Zn) semble se transformer en d'autres phases Al-Fe ($FeAl_3$) qui sont peu désirables.

Dans le bain, on trouve de nombreux éléments autres que le zinc et l'aluminium. Certains de ceux-ci sont des impuretés alors que d'autres sont délibérément ajoutés afin de modifier certains paramètres du procédé et du revêtement désiré. Le plus fréquent de ces éléments

est sans doute le fer. Celui-ci provient de plusieurs sources. On peut mentionner, entre autre, la dissolution de particules de fer qui proviennent de l'appareillage immergé et de la feuille. Le fer dans le bain a tendance à diminuer les effets inhibiteurs de l'aluminium. La solubilité du fer dans le bain est d'ailleurs une fonction du pourcentage d'aluminium et de la température (Bélisle, Gagné et Lezon, 1989). De plus, le fer en présence d'aluminium a tendance à former des précipités intermétalliques.

La composition de l'acier à galvaniser affecte la formation de la couche inhibitrice. Par exemple, la présence de silicium tend à augmenter l'effet inhibiteur alors que la présence du titane dans l'acier de la tôle tend à diminuer cet effet.

La répartition de l'aluminium dans le bain peut aussi affecter la formation de la couche inhibitrice. Par exemple, on pourrait s'attendre à ce qu'une action de pompage soit créée par le mouvement de la feuille et que l'aluminium rajouté à l'arrière soit directement entraîné à l'avant du bain sans se disperser de façon homogène. Cet effet pourrait entraîner des variations de la composition de la couche vu le manque d'aluminium de certaines zones. Cependant, aucunes différences quant à la composition de la couche n'ont été observé d'un côté ou de l'autre de la feuille (Dubois et Feron, 1993).

Les mécanismes de la formation de la couche inhibitrice sont encore méconnus. Un auteur (Haughton, 1952) a parlé de réaction directe entre l'aluminium et le fer de l'acier alors que

d'autres (Engberg et al, 1989) ont émis l'hypothèse qu'il y a d'abord une formation rapide d'intermétalliques Fe-Zn (<3 secondes) sur la tôle qui réagissent ensuite avec l'aluminium en présence pour former Fe_2Al_5. Une autre proposition de mécanisme (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991) considère une dissolution de l'acier de la feuille, suivie d'une sursaturation de zinc près de la tôle, suivie d'une précipitation et d'une déposition sur la surface de l'acier, aux joints de grains et ailleurs de façon aléatoire. La possibilité d'une affinité entre le fer et l'aluminium dans le bain pourrait aussi jouer un rôle lors de la formation de la couche .

De façon certaine, la formation de la couche est très rapide, de l'ordre d'une fraction de seconde. Il semble d'ailleurs que la couche inhibitrice se défait lorsque l'acier de la feuille est en contact trop longtemps avec le zinc liquide contenant de l'aluminium en proportion suffisante. Malgré cette considération, lorsque la teneur en aluminium dans le bain est suffisamment élevée, la cassure de la couche n'est habituellement pas présente dans un bain normal en service.

1.1.3 Formation des intermétalliques

Dans la masse de liquide contenu dans le bain de galvanisation, on trouve la présence d'un grand nombre de particules intermétalliques solides. Ces particules sont nuisibles car elles peuvent engendrer des défauts sur le revêtement. De plus, la quantité d'intermétalliques présents dans un bain est un indicateur du degré de contrôle sur le procédé (Bélisle, Gagné

et Guttman, 1991; Gagné et Guttman, 1992).

Dans un bain de galvanisation qui ne contient pas d'aluminium, on retrouve des particules intermétalliques composées de fer et de zinc. Celles-ci sont probablement formées par la réaction entre le zinc liquide et le fer dissout dans le bain. Ces particules sont souvent assez grosses. Leur diamètre moyen varie entre 100 et 200μm. Ces intermétalliques ont tendance à se situer dans le fond du bain, leur densité étant probablement plus élevée que celle du zinc liquide (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991).

Lorsqu'il y a présence d'aluminium dans le bain, la composition et la formation des intermétalliques sont différentes. À ce moment, on retrouve dans la cuve des particules intermétalliques de Fe-Zn-Al et/ou de Fe_2Al_5. Leur grosseur est beaucoup moins importante que celle des intermétalliques de Fe-Zn. Dans la littérature, on mentionne que les intermétalliques de surface ont un diamètre allant de 20μm à plus de 100μm (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991). Leur densité a été évaluée comme étant de 3680, 4210 et 4500kg/m^3 selon divers auteurs (Alonzo et al, 1971; Borzillo et al, 1969; Harvey et al, 1973). Grâce à cette densité moindre que celle du zinc liquide (environ 6600kg/m^3) et au mouvement du liquide dans le bain, ces particules intermétalliques ont la particularité de flotter en surface, ce qui permet de les retirer plus facilement et plus régulièrement du bain. La production de ces intermétalliques de surface varie énormément en industrie. On parle de 1 à 10 kilogramme d'intermétalliques par tonne d'acier (Gagné et Guttman, 1992).

La composition de ces particules n'a pas été évaluée avec précision étant donné la difficulté d'obtenir des échantillons représentatifs de celles-ci. Cependant, des analyses ont permis de savoir que la teneur en aluminium est plus élevée que celle du fer dans ces intermétalliques.

Le mécanisme qui produit les intermétalliques de surface dans un bain contenant de l'aluminium est encore peu compris. Certains croient que ceux-ci peuvent provenir de la cassure de la couche inhibitrice (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991). D'autres pensent que l'intermétallique Fe-Zn qui se forme initialement sur la feuille se détache de la tôle et réagit avec l'aluminium présent dans le bain (Engberg et al, 1989). Une autre hypothèse, émise par Belisle, Gagné et Lezon (1989), considère que des changements apportés au procédé, qu'ils soient localisés ou généralisés, peuvent altérer la solubilité du fer dans le bain assez pour que le fer soit rejeté et forme des intermétalliques avec l'aluminium.

Il a d'ailleurs été observé par Cameron et Ormay (1961) et par Hisamatsu et Yamaguchi (1973) et que le pourcentage d'aluminium dans le bain affecte la composition des intermétalliques. Pour un bain qui contient entre 0,12 et 0,3% poids Al, les intermétalliques de surface seraient de composition ternaire (Fe-Al-Zn) alors qu'avec plus d'aluminium en présence (>0,3%Al), les intermétalliques seraient Fe_2Al_5, $FeAl_3$ et des intermétalliques de composition ternaire avec une plus forte teneur en aluminium selon le premier de ces auteurs. Pour leur part, Hisamatsu et Yamaguchi (1973) ont observé que des

intermétalliques de fond δ (FeZn) et de surface (Fe_2Al_5) coexistent dans le bain pour un pourcentage d'aluminium allant de 0,09 à 0,14%. Avec une teneur en aluminium plus grande que 0,5%, ces auteurs n'ont pas observé d'intermétalliques de fond (FeZn). Cette variation de la composition des intermétalliques en fonction du pourcentage d'aluminium dans le bain s'explique par le diagramme de phase Fe-Al-Zn dont le coin riche en zinc indique que la solubilité du fer est fonction de la présence des différentes phases telles que δ et Fe_2Al_5 (Igushi et al, 1995) (figure 1.3).

La procédure d'addition dans le bain influence aussi la formation des intermétalliques. Plus les additions sont riches en aluminium, plus la formation d'intermétalliques est favorisée. Ainsi, l'endroit où l'addition est effectuée risque d'influencer la répartition des particules dans le bain et leur composition aux divers endroits.

1.2 Théorie sur la caractérisation des réacteurs et concepts de modélisation

Lorsqu'on désire caractériser un procédé ou une partie d'un procédé, il arrive fréquemment qu'il soit difficile d'effectuer des analyses en industries. Par exemple, dans le procédé de galvanisation, la température élevée de la cuve ainsi que son emplacement peu accessible en industrie empêche l'analyse approfondie des phénomènes qui s'y passent sur place. Cette section vise à décrire quelques méthodes qui existent et qui servent à caractériser des réacteurs dans de tels cas. Mentionnons dans cette section qu'on entend par réacteur une

cuve, fermée ou non, dans laquelle on rencontre l'écoulement d'un fluide.

Une des ces méthodes consiste à analyser la réponse d'injection de traceur dans un réacteur. Cette méthode permet d'évaluer la qualité de mélange d'un réacteur. Une autre méthode est la reproduction d'un réacteur par un modèle physique réduit qui est facilement accessible et observable. Finalement, la dernière méthode est l'analyse mathématique d'un procédé à l'aide de calculs utilisant la méthode des éléments finis.

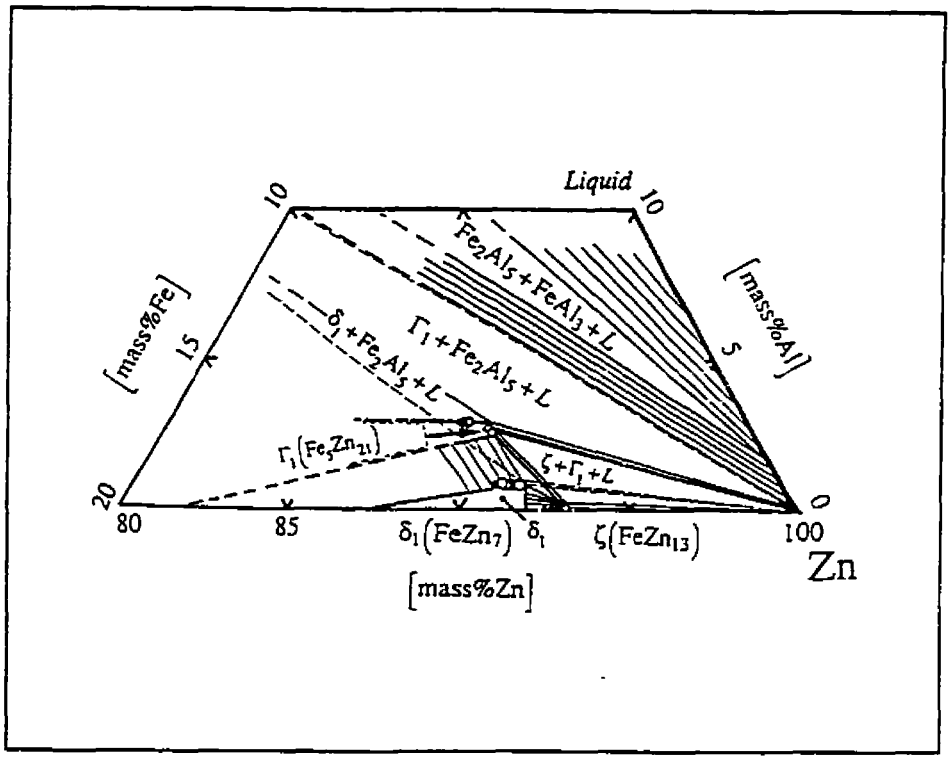


Figure 1.3 Diagramme de phases Fe-Al-Zn dans le coin riche en zinc à 460°C (Igushi, et al, 1995)

1.2.1 Les modèles de mixage

La caractérisation de la manière dont se mélange un réacteur peut se faire par l'ajout de traceur (Fogler, 1992; Levenspiel, 1962). Cette méthode consiste en l'injection, sous forme d'impulsion ou en continu, de composés chimiques inertes, de molécules ou d'atomes, appelés traceurs, dans le réacteur au temps zéro. On mesure ensuite la concentration du traceur dans le fluide total en fonction du temps, à la sortie du réacteur ou à des endroits appropriés. Le traceur doit avoir une composition chimique semblable à celle du fluide contenu dans le réacteur et ne doit pas être absorbé par les parois et autres parties solides du réacteur. Les traceurs les plus fréquemment utilisés sont les matériaux radioactifs et les traceurs colorés.

Le traceur est ajouté sous forme d'impulsion lorsqu'une concentration C_o est soudainement injectée en une seule fois et instantanément dans le réacteur. On peut aussi ajouter le traceur en continu lorsque la même concentration est injectée continuellement dans le réacteur à partir d'un temps t. La figure 1.4 (Fogler, 1992) montre ces deux types d'ajouts ainsi que des mesures typiques de concentration en fonction du temps après passage dans le réacteur.

Les courbes résultantes de ces mesures sont ensuite analysées. On y évalue la valeur E(t) qui représente la fraction de matériel qui est resté dans le réacteur entre les temps t et dt selon les équations suivantes:

- pour un ajout sous forme d'impulsion:

$$E(t) = \frac{C(t)}{\int_0^\infty C(t)\,dt} \qquad (1)$$

- pour un ajout en continu:

$$E(t) = \frac{d}{dt}\left(\frac{C(t)}{C_o}\right) \qquad (2)$$

La fonction E(t) se nomme la distribution de temps de séjour.

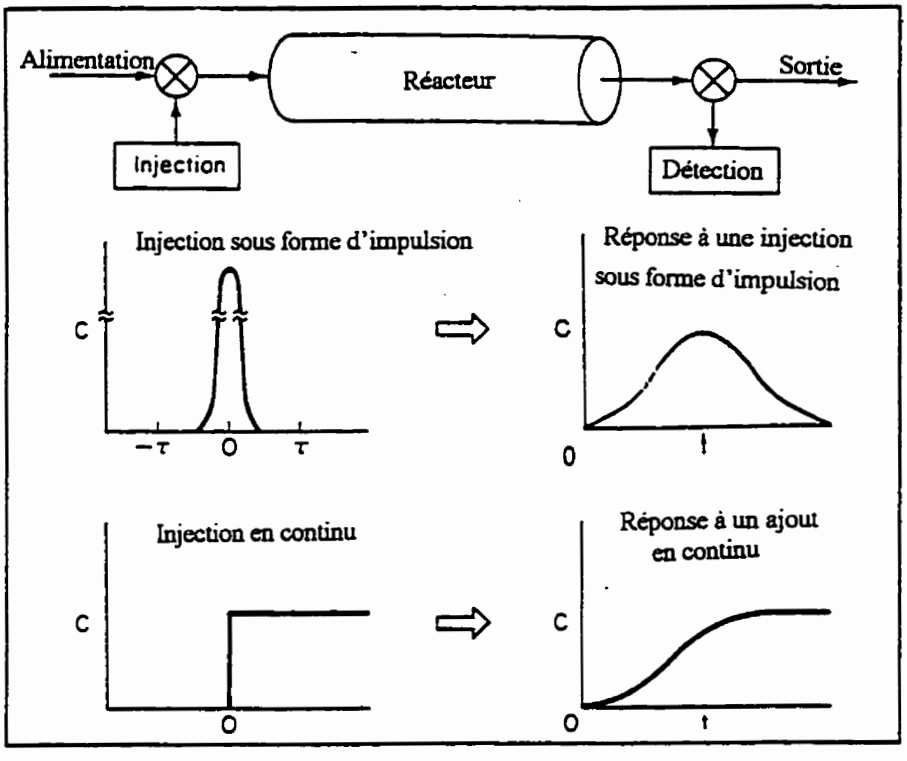


Figure 1.4 Schéma de courbes de concentration en fonction du temps pour des ajouts sous forme d'impulsion et en continu (Fogler, 1992)

À partir de cette fonction, on peut évaluer différents paramètres:

$$t_m = \int_0^\infty tE(t)\,dt = \tau = \textit{temps de résidence moyen} \qquad (3)$$

et

$$\sigma^2 = \int_0^\infty (t - t_m)^2 E(t)\,dt = \textit{variance au carré} \qquad (4)$$

On peut aussi définir une fonction F qui représente la fraction de matériel qui est resté dans le réacteur dans un temps moindre à t:

$$F(t) = \int_0^t E(t)\,dt \qquad (5)$$

Cette expression permet d'analyser les résultats obtenus lors d'ajouts en continu. Elle exprime une distribution cumulative qu'on appelle communément courbes de type "F".

La mesure de la distribution de temps de séjour permet d'évaluer le type de réacteur étudié. Ainsi, il existe deux types de réacteurs dit idéaux (Fogler,1992; Lévenspiel, 1962):

- le réacteur piston (PFR),
- le réacteur parfaitement mélangé (CSTR).

Le premier réacteur idéal (PFR) est caractérisé par une courbe du temps de séjour pareille à celle de l'ajout, après un temps t. Celle-ci s'exprime par:

$$E(t) = \delta(t - \tau) \qquad (6)$$

où $\tau = t_m$ pour un réacteur piston et δ est la fonction deta dirac.

La figure 1.5a montre une courbe E(t) pour un réacteur piston idéal, lors d'un ajout sous forme d'impulsion et en continu. Le second réacteur idéal (CSTR) est caractérisé par un mélange parfait aussitôt le traceur injecté. Sa fonction de distribution de temps de séjour est:

$$E(t) = \frac{1}{\tau} e^{-t/\tau} \qquad (7)$$

La figure 1.5b montre une courbe E(t) pour un réacteur CSTR idéal, pour des ajouts sous forme d'impulsion et en continu.

Habituellement, les modèles de mixage sont utilisés pour caractériser la conversion (rapport entre le nombre de moles de A consommé sur le nombre de moles de A initialement) dans les réacteurs chimiques (lit fluidisé). Bien entendu, avant d'évaluer la conversion, l'écoulement présent dans le réacteur doit être connu car la conversion est souvent une fonction de la fonction de distribution du temps de séjour.

De façon générale, la littérature (Fogler, 1992; Levenspiel, 1962) caractérise les réacteurs selon 3 types de modèles:

1. Modèle à zéro paramètre,
2. Modèle à un paramètre,
3. Modèle à deux paramètres.

Les modèles à zéro paramètre sont les modèles de ségrégation et le modèle de micromélange maximum. Ces deux modèles sont basés sur la conversion que subit des réacteurs idéaux (CSTR et PFR) aux niveaux moléculaires. Ils ne caractérisent pas l'écoulement mais plutôt la conversion. Ces modèles ont été construits afin de contribuer à donner des limites de la conversion maximum que peut subir un réacteur idéal.

Il existe deux modèles à un paramètre ajustable (Fogler, 1992). Le premier est le modèle de réacteurs parfaitement mélangés en série (figure 1.6). Le nombre de réacteurs parfaitement mélangés en série, n, caractérise le type du réacteur. Plus n est grand, plus le réacteur se mélange tel un réacteur piston, et plus n tend vers 1, plus son comportement se rapproche d'un CSTR. La figure 1.7 montre les courbes de la fonction de distribution de temps de séjour pour ce modèle, en fonction de n.

Pour évaluer le paramètre n, on doit calculer la variance σ (équation 4) et évaluer τ qui est appelé "space time". Pour un système sans dispersion, la valeur de τ est la même que celle du temps de résidence moyen t_m (équation 3). On aura ensuite qu'à évaluer n à l'aide de l'équation suivante:

$$n = \frac{\tau^2}{\sigma^2} \qquad (8)$$

Le deuxième modèle à un paramètre est le modèle de dispersion. Dans ce modèle, il existe une dispersion axiale de la concentration du matériel injecté qui est gouvernée par une analogie de la loi de Fick. Chaque composante de l'ensemble de l'écoulement est transportée dans les différentes sections du réacteur à un taux qui dépend des diffusions moléculaire et turbulente. Les mesures de la concentration du traceur à la sortie du réacteur prend alors une forme évasée par rapport à l'impulsion de départ (figure 1.8).

L'équation adimensionnelle de la variation de la concentration devient alors:

$$\frac{\partial C^*}{\partial \theta} = \frac{D}{VL} \frac{\partial^2 C^*}{\partial z^2} - \frac{\partial C^*}{\partial z} \qquad (9)$$

où C^* = concentration adimensionnelle,

D = coefficient de dispersion,

V = vitesse caractéristique,

L = grandeur caractéristique,

Z = x/L = distance adimensionnelle,

$\theta = t/t_m$ = temps adimensionnel.

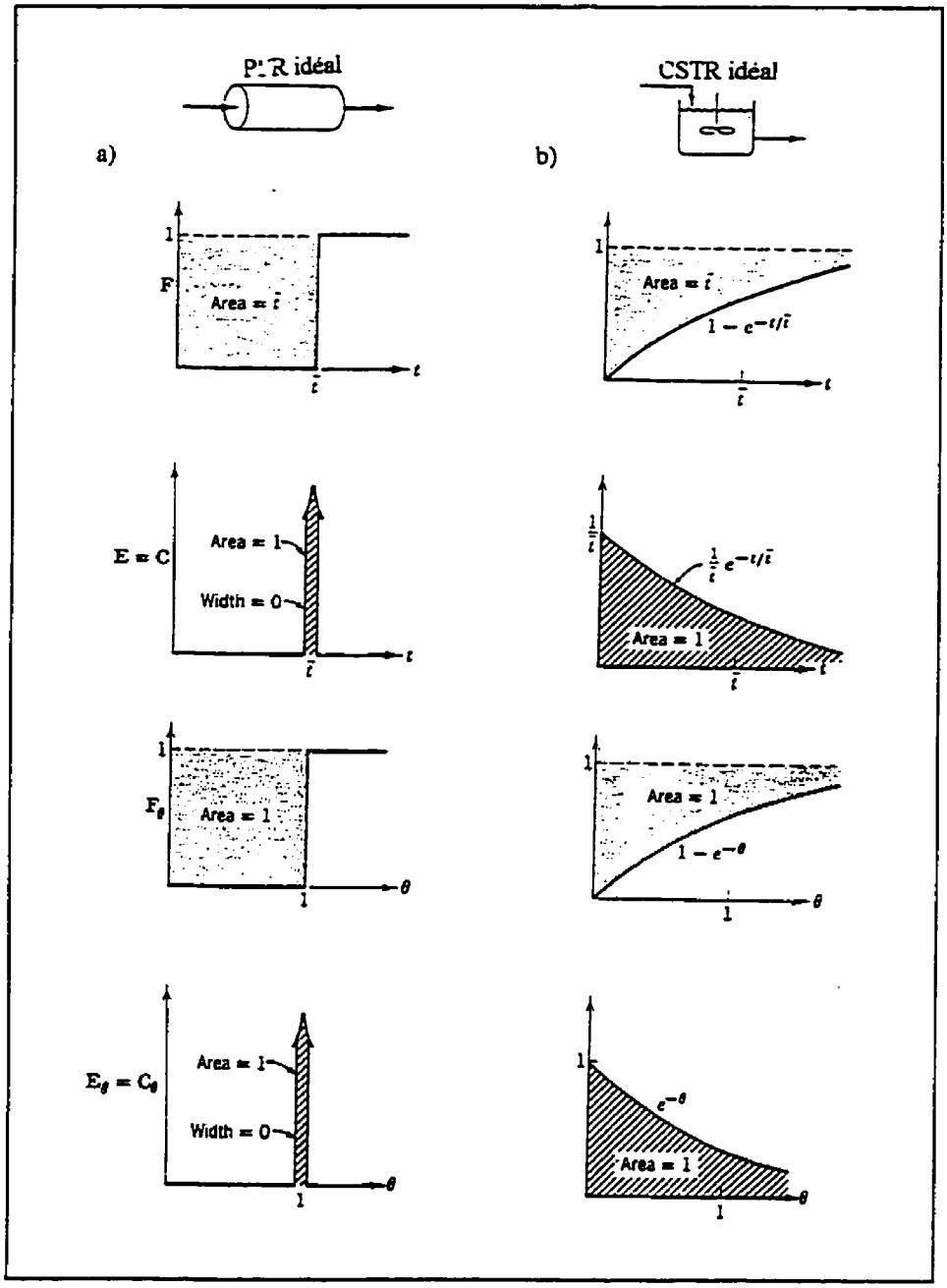


Figure 1.5 Courbes de distribution de temps de séjour en fonction du temps a) pour un PFR idéal b) pour un CSTR idéal (Levenspiel, 1962)

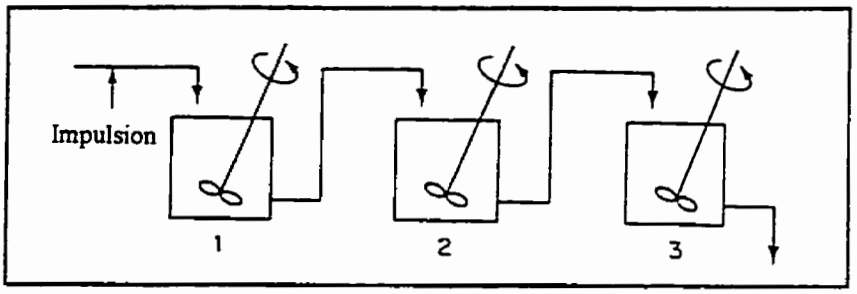


Figure 1.6 Modèle à un paramètre: CSTR en série (Fogler, 1992)

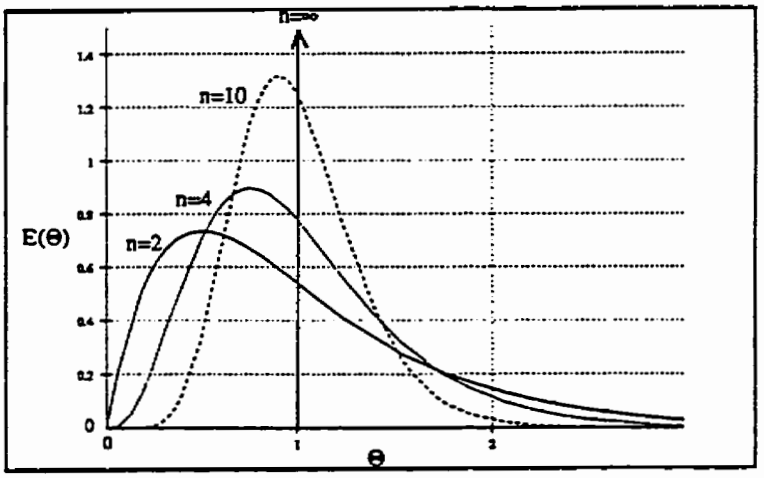


Figure 1.7 Courbes de distribution de temps de séjour pour le modèle de CSTR en série (Fogler, 1992)

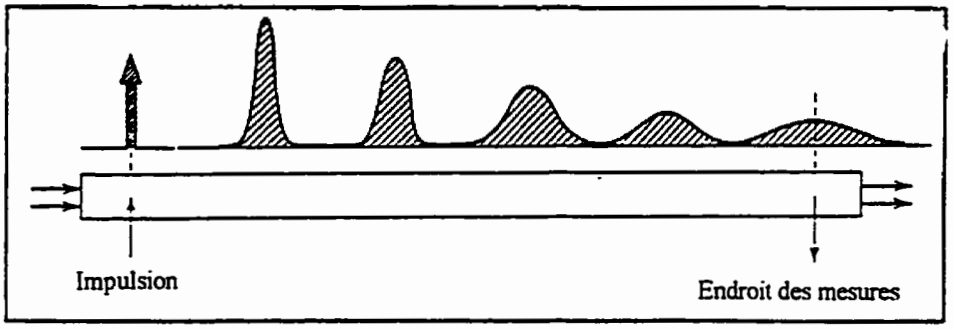


Figure 1.8 Effet de la dispersion sur les courbes de concentration en fonction du temps pour un réacteur PFR avec ajout sous forme d'impulsion (Levenspiel, 1962)

Le groupe adimensionnel VL/D est appelé le nombre de Peclet (Pe). Lorsque Pe→∞, le coefficient de dispersion tend vers zéro, et le réacteur se comporte comme un PFR. Par contre si Pe→0, le coefficient de dispersion tend vers l'infini et on se rapproche de l'écoulement qu'on rencontre dans un CSTR (Figure 1.9). Le nombre de Peclet qui mesure ici le rapport entre le taux de transport par convection et le taux de transport par diffusion ou dispersion axiale, et le paramètre qui permet de caractériser le réacteur.

Le modèle de dispersion offre principalement deux méthodes pour évaluer Pe. Lorsque l'injection dans le réacteur ne présente pas de dispersion à son entrée et que la prise de données se fait à un endroit de la sortie où il n'y a pas de dispersion, les équations suivantes sont utilisées pour une injection sous forme d'impulsion:

$$\tau = t_m \qquad (10)$$

$$\frac{\sigma^2}{t_m^2} = \frac{2}{Pe} - \frac{2}{Pe^2}\left(1 - e^{-Pe}\right) \qquad (11)$$

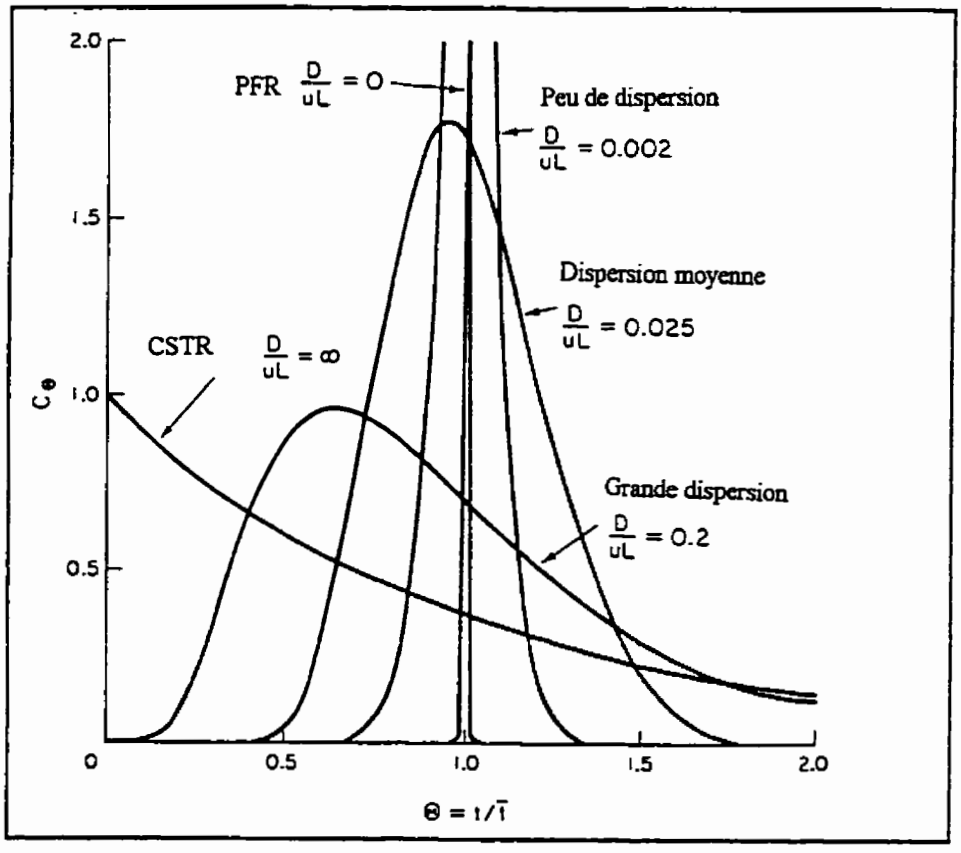


Figure 1.9 Courbes de distribution de temps de séjour pour le modèle de dispersion (Fogler, 1992)

Par contre, lorsqu'il y a dispersion aux endroits d'injection et de prises de données, on utilisera les équations suivantes:

$$t_{\bar{x}} = \left(1 + \frac{2}{Pe} \right) \tau \qquad (12)$$

$$\frac{\sigma^2}{t_{\bar{x}}^2} = \frac{2}{Pe} + \frac{8}{Pe^2} \qquad (13)$$

Les modèles à un seul paramètre ne sont habituellement pas très utilisés pour caractériser les réacteurs non idéaux. Ceux-ci présentent des déviations par rapport aux courbes idéales qui sont mieux caractérisées par des modèles à deux paramètres ajustables (Fogler, 1992; Levenspiel, 1962). Ces types de modèles tiennent compte de plusieurs facteurs tels la présence de diverses régions d'écoulement (piston, dispersion, mixage, zones mortes, etc) qui sont interconnectées de façon variable (court-circuit, recyclage, croisement, etc). Ils sont très nombreux dans la littérature et peuvent être construits de manière à adapter le modèle au type de réacteur à analyser.

On compose habituellement un modèle à deux paramètres de façon à accommoder la physique de notre réacteur. La figure 1.10 montre différents modèles à deux paramètres proposés par Levenspiel (1962). Ces modèles sont conçus à l'aide de réacteurs idéaux, de zones mortes, de court-circuit, etc. Par exemple, le premier réacteur à deux paramètres de

la figure 1.10 (A) montre qu'il se compose d'un PFR idéal auquel on a greffé une zone morte. La mesure de la réponse à un ajout de traceur sous forme d'impulsion indique alors que le temps de réponse est affecté par la présence du volume mort. Les paramètres ajustables de ces modèles varient de l'un à l'autre. Il peut s'agir des valeurs n, Pe, du temps de circulation, du volume mort, etc.

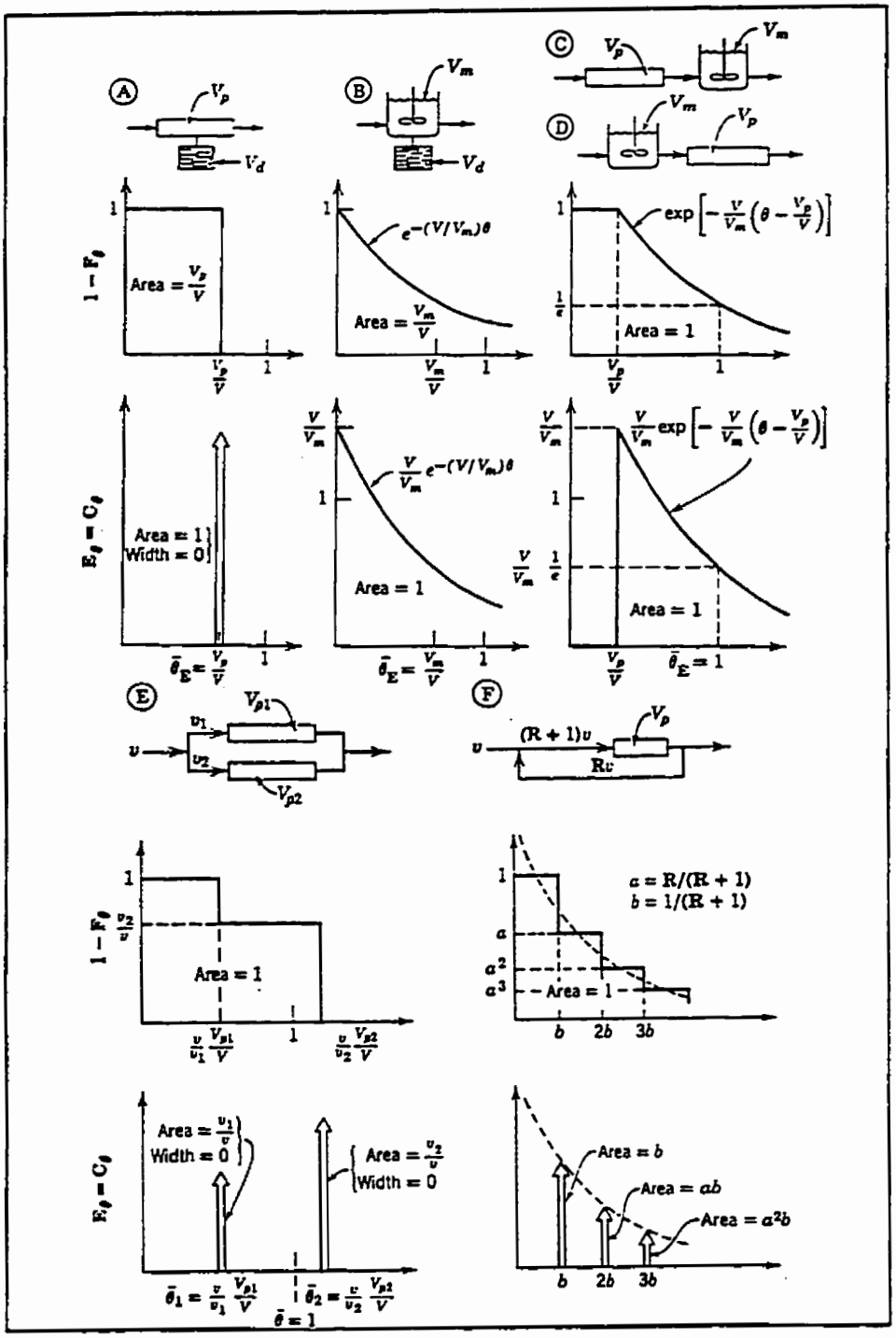


Figure 1.10 Modèles à deux paramètres (Levenspiel, 1962)

1.2.2 Les modèles physiques

Il arrive fréquemment que les réacteurs soient difficiles à observer et à caractériser en industrie. Par exemple, on peut difficilement observer l'écoulement d'un réacteur contenant du métal liquide. La température y est élevée, le réacteur est souvent inaccessible et/ou immense et les industries n'apprécient certainement pas un arrêt majeur de leur production pour fin d'analyses. Dans ce cas, la conception d'un modèle physique réduit peut aider grandement à mieux connaître le procédé (Guthrie, 1992).

La première considération, lors de la construction d'un modèle physique réduit, est la géométrie. On doit maintenir un rapport constant entre la grandeur de chaque pièce du modèle et du réacteur réel. Ensuite, une similitude mécanique doit être conservée. Par exemple, si on veut simuler une particule d'alliage ferreux dans un bain d'acier liquide, on peut utiliser une sphère de bois dans l'eau. Le rapport des densités entre le modèle et le réacteur réel étant maintenu constant, les trajectoires suivies par les particules seront similaires. C'est ce qui est appelée une similitude cinématique.

De plus, la similitude dynamique doit être conservée. La dynamique concerne toutes les forces qui accélèrent ou retardent le mouvement des masses dans un système dynamique. Ces forces sont habituellement celles dues à la pression, les forces d'inertie, de gravité et visqueuses. Pour maintenir une équivalence au niveau de ces forces, le rapport de l'effet de

l'une sur l'effet de l'autre doit être maintenu constant. C'est à ce moment qu'on fait appel aux nombres adimensionnels qui caractérisent le mieux les transport dans le réacteurs. Par exemple, le nombre de Reynolds et le nombre de Froude:

$$Re_{x} = Re_{F} = \frac{forces\ d'inertie}{forces\ visqueuses} \qquad (14)$$

$$Fr_{x} = Fr_{F} = \frac{forces\ d'inertie}{forces\ de\ gravité} \qquad (15)$$

De plus, si la situation l'exige, une similitude chimique ou thermique doit être maintenue par le biais de rapports égaux entre les nombres adimensionnels adéquats (Pe, Nu, etc).

Ben entendu, il est souvent mal aisé de conserver tous les nombres adimensionnels et tous les rapports de forces constants, du modèle au réacteur. Il est donc nécessaire de choisir les rapports de forces les plus représentatifs de notre écoulement.

1.2.3 Les modèles numériques

Cette méthode de caractérisation des écoulements est utilisée pour les mêmes raisons que celles des modèles physiques. Son avantage se retrouve au niveau de l'espace nécessaire à l'équipement. On a besoin, pour ce type d'analyse, d'un ordinateur performant et d'un logiciel adéquat. Par contre, ce type d'analyse peut être dispendieux, long et est limité dans ses possibilités mathématiques. Cependant, si cette méthode est utilisée dans la pleine

conscience de ses limites et capacités, elle peut s'avérer être un outil indispensable.

Il existe de nombreuses méthodes numériques pour calculer les équations de transport des écoulements. Dans un écoulement réel, les équations de transport sont souvent ardues à solutionner. C'est à ce moment qu'il est utile de faire appel à des méthodes numériques comme les différences finies, les éléments finis ou les volumes finis qui permettent de donner une approximation des solutions aux équations de dynamique des fluides.

Dans ce travail, seulement la méthode de solution par éléments finis (MEF) est résumée. Dans cette méthode, le domaine d'écoulement est divisé en un nombre fini de régions dont la géométrie est simple (eg. quadratique en deux dimensions et en forme de brique en trois dimensions) dans lesquelles la fonction inconnue est approximée par une interpolation (linéaire ou quadratique) des valeurs en des points précis de l'élément (eg. coins) appelés noeuds. Le système d'équations algébriques (ordinaires ou différentielles) permettant de calculer les degrés de liberté (eg. vitesses nodales) est représenté par une matrice qui est dérivée en approximant les équations de conservation pour chaque éléments. Le système d'équations, en général non linéaire, est ensuite résolu de façon itérative sur chacun des noeuds et pour tous les éléments afin de déterminer les composantes de vitesse, de température ou des autres degrés de liberté inclus dans les données du problème. Ainsi, les équations aux dérivées partielles de dynamique des fluides (eg. équations de Navier-Stokes) qui décrivent l'écoulement dans le domaine d'écoulement peuvent être solutionnées (FIDAP,

1993). La méthode de résolution d'un problème à l'aide d'éléments finis est une méthode itérative qui converge en une solution à partir de critères prédéterminés. Ces critères sont habituellement:

- la variation relative de la solution entre chaque itération:

$$\frac{\| U_i - U_{i-1} \|}{\| U_i \|} \qquad (16)$$

- le résidu relatif entre chaque itération:

$$\frac{\| R_i \|}{\| R_0 \|} \qquad (17)$$

Il existe de nombreux logiciels commerciaux sur le marché qui utilisent les éléments finis pour calculer la dynamique de fluides. Un de ceux-ci est le logiciel commercial FIDAP qui a l'utilité de permettre le choix entre différents types de schèmes de solutions pour éléments finis. On y retrouve des méthodes qui résolvent une matrice contenant tous les degrés de liberté (Newton-Rapson, Quasi-Newton, etc) et une méthode qui permet de résoudre chacun des degrés de liberté en séparant ceux-ci en des équations distinctes (segregate) (FIDAP,1993). La méthode dite "segregate" permet de réduire l'ampleur du calcul au niveau des ressources informatiques nécessaires. Cette méthode de solution demande par contre plus d'itérations et utilise plus de temps pour un même calcul que les autres méthodes.

L'approche utilisée pour concevoir un modèle par éléments finis débute par la construction d'un maillage sur la surface ou le volume dans lequel on désire connaître l'écoulement. On impose par la suite les conditions initiales et/ou frontières appropriées, aux endroits appropriés. On introduit dans le logiciel les propriétés physiques du fluide, on choisit la méthode de solution, ses critères de convergence, etc, et on lance le calcul. Il est important de mentionner que la physique du problème à solutionner nécessite souvent des stratégies de calculs adéquates. Par exemple, en adimensionnalisant les équations d'échanges et en incrémentant les propriétés physiques du fluide, on risque d'obtenir une convergence plus facilement.

Les critères de convergence utilisés dans le logiciel FIDAP sont la variation relative de la solution et le résidu entre chaque itération (FIDAP, 1993). Pour la méthode "segregate", la variation relative du résidu ou bien la valeur appelée "DNORM" qui mesure la grandeur des vecteurs solutions sont utilisées. Par défaut, dans le logiciel FIDAP, le changement toléré pour la valeur de DNORM est de $1X10^{-4}$ tandis que la valeur de l'erreur relative doit être inférieure à une valeur donnée par l'utilisateur. Il est important de noter que la méthode "segregated" n'utilise pas le résidu comme critère de convergence. En fait, les algorithmes de cette méthode ne permettent pas de calculer le résidu (FIDAP, 1993). Finalement, la convergence d'un calcul est atteinte lorsque le ou les critères de convergences sont satisfaits.

Une fois un calcul convergent obtenu, il est important de vérifier la pertinence des résultats.

Il est habituellement nécessaire de valider les résultats obtenus à l'aide d'autres types d'analyses comme celles mentionnées aux sections précédentes.

1.3 Études sur le bain de galvanisation

Le bain de galvanisation est resté méconnu pendant longtemps. Encore très récemment, on ne connaissait rien sur l'écoulement qu'on rencontre dans ce réacteur. De plus, la manière dont l'aluminium se répartit dans le bain demeure encore peu connue. Des études ont donc été entreprises afin de caractériser d'une part l'écoulement dans le bain et d'autre part, la dispersion de l'aluminium dans le réacteur.

1.3.1 Études de l'écoulement dans le bain

Deux types de modélisations ont été effectués afin de mieux connaître l'écoulement dans la cuve de galvanisation. Un modèle physique a été construit par Ajersch, Gagné et Paré (1993) à l'aide des grandeurs d'un bain réel. Ensuite, un modèle numérique a été conçu par Ajersch, Binet et Paré (1995). Ces deux modèles et les études effectuées sur ceux-ci seront décrits en détails dans les sections suivantes. Ces deux modèles seront utilisés ultérieurement dans ce projet

1.3.1.1 Le modèle à eau

La toute première étude à avoir été effectuée sur l'écoulement dans le bain de galvanisation est celle du bain à eau . Ajersch, Gagné et Paré (1993) ont construit un modèle physique de la moitié de la grandeur réelle d'une véritable cuve de galvanisation. Ils ont utilisé de l'eau comme fluide et une feuille de polymère pour simuler la tôle d'acier qui passe dans le bain (figure 1.11). La vitesse de la feuille de polymère a été ajustée afin de conserver le nombre de Reynolds constant, soit:

$$Re = \frac{\rho\ V\ L}{\mu} = \frac{\rho_M\ V_M\ L_M}{\mu_M} \qquad L_M = \frac{L}{2}$$

$$\frac{6,6\ V\ L}{0,035} = \frac{1\ V_M\ L}{0,01\ x\ 2}$$

$$V_M \approx 3,77\ V \qquad (18)$$

où ρ est la densité (g/cm^3), μ est la viscosité (g/cm.s), V est la vitesse de la tôle (m/s) et L une longueur caractéristique (m). L'indice M fait référence au modèle. La vitesse de la feuille du modèle à eau (3,5m/s) est donc près de quatre fois plus rapide que celle choisie par les auteurs pour un bain réel (0,92m/s).

Dans ce modèle physique, le nombre de Froude (V/gL^2) qui exprime le rapport des forces d'inertie sur les forces gravitationnelles n'est cependant pas conservé. Ce nombre adimensionnel précise la nature des surfaces libres dues aux différences de pression.

L'inégalité du nombre de Froude implique que l'écoulement en surface du modèle à eau (formation de vagues) ne représente pas celui du bain de zinc. Cependant, vue l'égalité du nombre de Reynolds, l'écoulement général dans le modèle est représentatif de celui qu'on retrouve dans la cuve de galvanisation.

Pour étudier l'écoulement à l'aide de ce modèle, un grand nombre de billes en polymère colorées de différentes densités ont été injectées dans le bain. Les trajectoires de celles-ci ont été observées et filmées par caméra vidéo. Les auteurs ont ensuite schématisé le sens de l'écoulement observé à plusieurs endroits du bain.

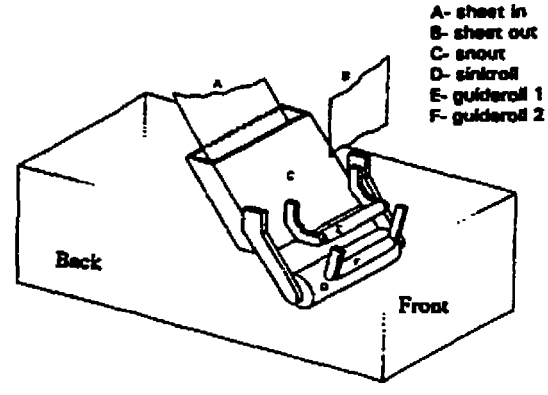


Figure 1.11 Schéma du modèle à eau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

Les figures 1.12 à 1.14 résument l'écoulement observé à l'aide de cette méthode pour deux sections horizontales et une section verticale. La section du bain présentée à la figure 1.12

se trouve au centre de celui-ci. La vitesse de la tôle utilisée lors de l'élaboration de ce schéma est de 0,76 m/s. Les auteurs (Ajersch, Gagné et Paré, 1993) mentionnent qu'ils observent un écoulement d'entraînement par la tôle qui part de l'arrière du bain, passe sous le rouleau principal et va jusqu'à l'avant. Au centre, un écoulement dans le sens des aiguilles d'une montre est observé. L'écoulement dans cette région semble plus influencé par les mouvements du rouleau principal et du rouleau stabilisateur que par le mouvement de la tôle. À l'arrière du bain l'écoulement est très lent. La vitesse des billes dans le bain à eau est approximativement de 0,25 m/s.

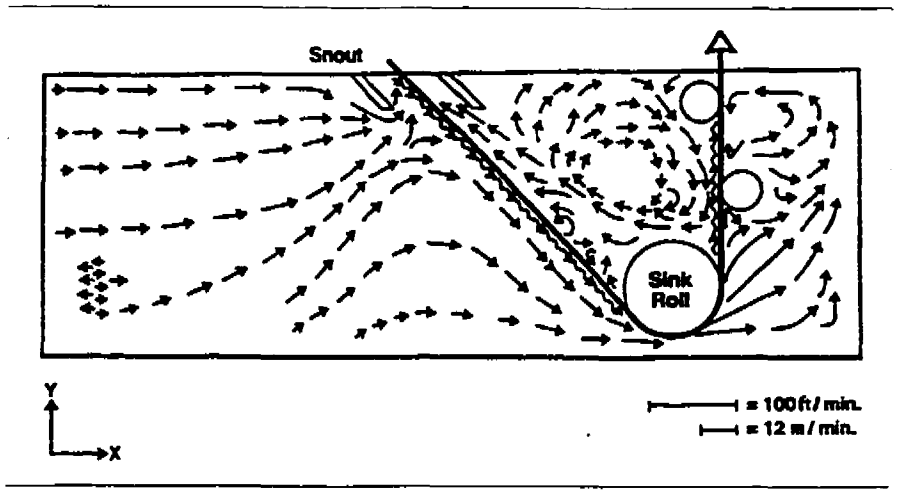


Figure 1.12 Écoulement observé dans un plan horizontal (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

La figure 1.13 montre l'écoulement observé dans la section entièrement liquide dans le bain. Dans cette région, le mouvement du fluide se dirige, d'une façon évidente, vers l'arrière du bain. La vitesse moyenne des billes augmente d'une valeur nulle dans le bas du bain à 0,5m/s dans le haut du bain. Les coins inférieurs droit et gauche sont des zones stagnantes.

La figure 1.14 montre un vue du dessus du bain. La feuille entre via le museau du côté gauche de la figure et ressort du côté droit. À la sortie, les rouleaux stabilisateurs sont schématisés de chaque côté de la feuille ainsi que le rouleau principal et les bras qui le supporte. Cet écoulement est observé à un profondeur de 10 à 15 cm en dessous de la surface de l'eau.

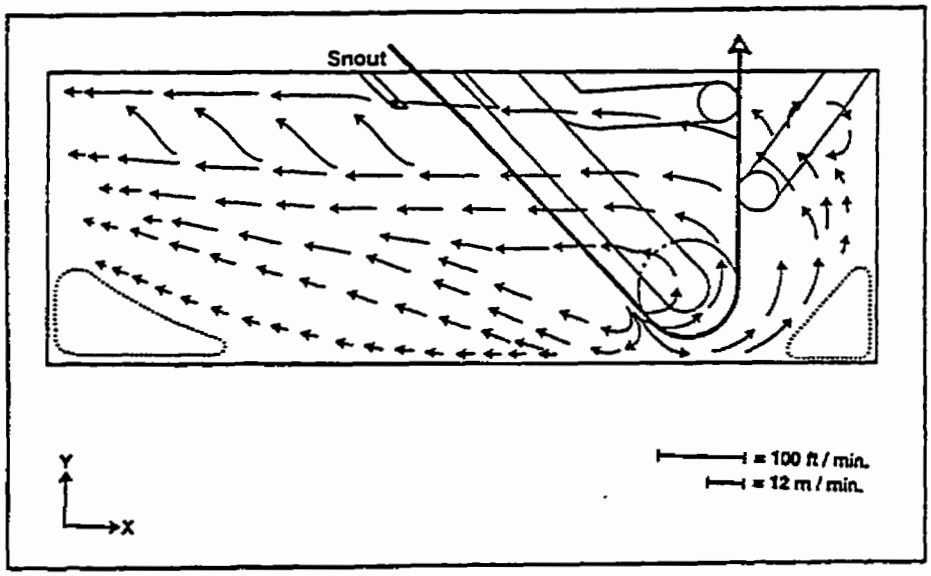


Figure 1.13 Schéma de l'écoulement dans la région entièrement liquide (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

De chaque côté du museau, à l'endroit où se situe la tôle, on observe un écoulement qui se dirige vers l'avant du bain. Cependant, à l'avant, l'écoulement se dirige dans l'autre sens. D'ailleurs, à chaque extrémité du bain où on retrouve la zone entièrement liquide, le fluide se dirige de l'avant vers l'arrière du bain.

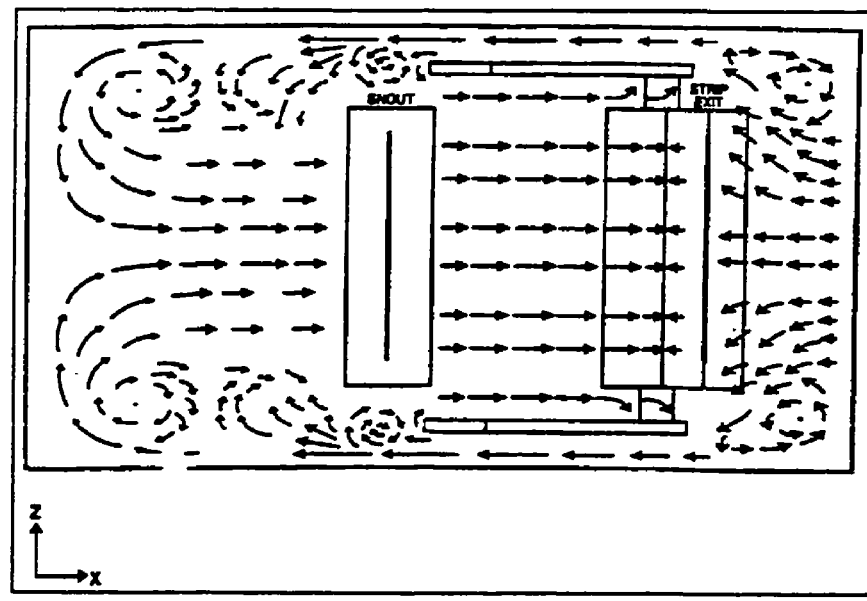


Figure 1.14 Écoulement observé dans un plan vertical (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

Le modèle à eau est un outil utile. Il faut cependant garder en tête l'idée que la difficulté principale d'analyse, à l'aide du modèle à eau, réside principalement dans les observations effectuées. En effet, l'observation d'un écoulement tridimensionnel à l'aide de films reproduits en deux dimensions entraîne une incertitude au niveau de l'évaluation du mouvement dans la direction de la profondeur.

1.3.1.2 Le modèle numérique

Le premier modèle du bain de zinc calculé à l'aide de la méthode des éléments finis est un modèle en deux dimensions (Ajersch et al, 1994). Pour calculer l'écoulement en 2-D il a été supposé un écoulement laminaire et un régime permanent, avec le mouvement du liquide seulement dû à l'entraînement du fluide provoqué par le mouvement de la tôle et des rouleaux. Les effets thermiques ainsi que les mouvements à la surface du bain ont été négligés. Les résultats des calculs de l'écoulement obtenus par cette méthode sont présentés aux figures 1.15 et 1.16. Ces calculs ont permis de connaître la faisabilité d'un calcul numérique de l'écoulement dans le bain de zinc. Cependant, l'écoulement dans le bain n'est pas caractérisé adéquatement par un modèle en 2-D car, avec un tel modèle, il ne peut y avoir d'échanges entre la région centrale du bain et les régions extérieures à la tôle.

L'absence de contact entre les zones intérieure et extérieure justifie à elle seule la nécessité d'une modélisation tridimensionnelle. Une première version d'un modèle numérique par

éléments finis en trois dimensions a été présentée par (Ajersch, Gagné et Paré, 1993). Ces auteurs ont utilisé le logiciel FIDAP 6.0 pour construire la première ébauche du modèle qu'ils ont comparée au modèle physique à eau.

À l'aide celui-ci, ils ont calculé la norme des vecteurs de la vitesse le long de deux droites horizontales. La première passe dans le milieu du bain et traverse le rouleau principal. La seconde se trouve dans la région entièrement liquide du bain. Ils ont ensuite comparé leurs résultats à des mesures de vitesses du fluide prises dans le bain à eau. Les figures 1.17 et 1.18 montrent les résultats qu'ils ont obtenus. Ces graphes permettent de valider partiellement les résultats calculés par le modèle numérique, qui concordent bien avec ceux évalués à l'aide du modèle physique à eau.

Par la suite le modèle numérique en trois dimensions a été amélioré et raffiné par Ajersch, Binet et Paré (1995). La difficulté principale dans la construction d'un modèle numérique 3-D par éléments finis du bain de galvanisation est la complexité de sa géométrie. L'élaboration d'un tel maillage a nécessité plusieurs étapes et approximations pour accommoder la géométrie du bain, les capacités informatiques du système utilisé et faciliter la convergence.

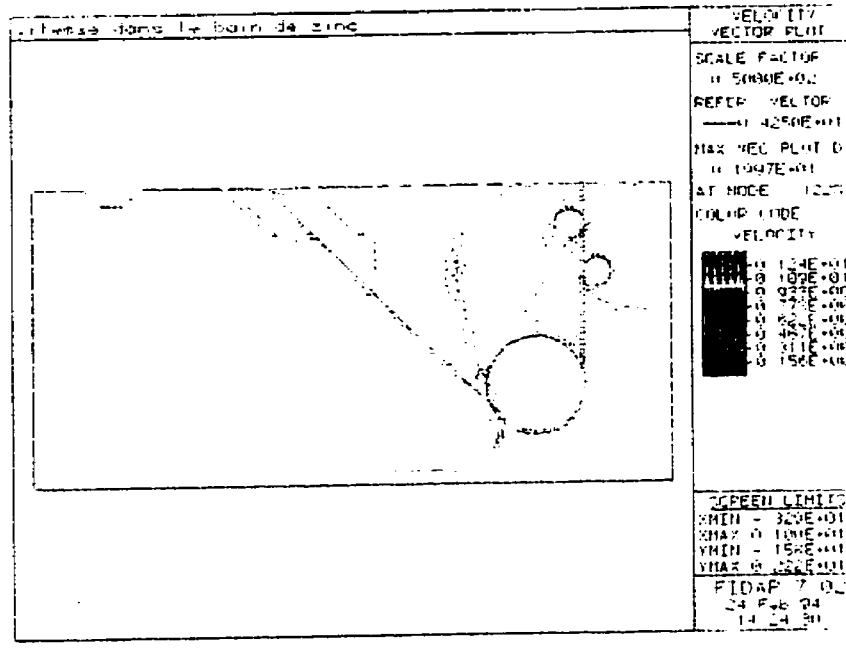


Figure 1.15 Modèle numérique en deux dimensions (Ajersch, 1994)

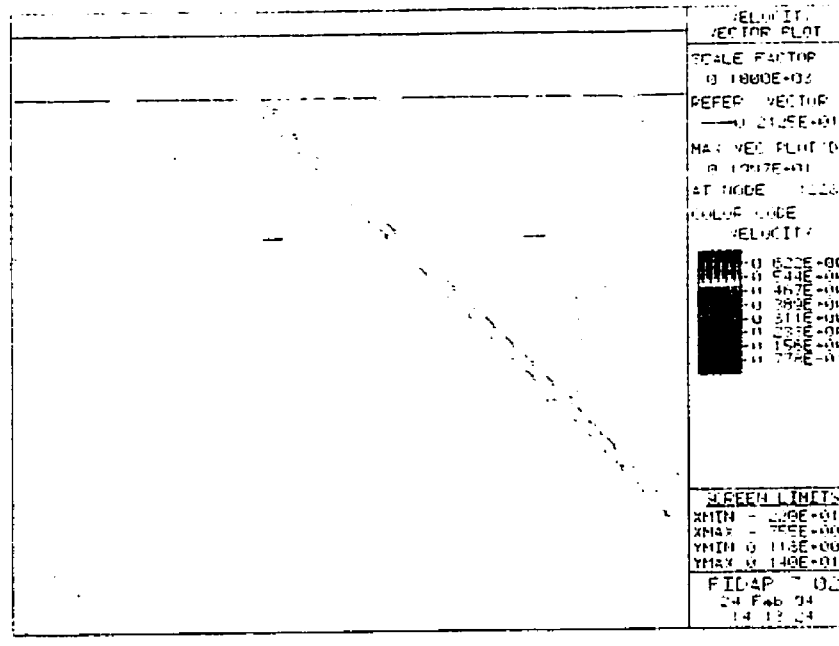


Figure 1.16 Modèle numérique en deux dimensions, agrandissement sur le museau (Ajersch, 1994)

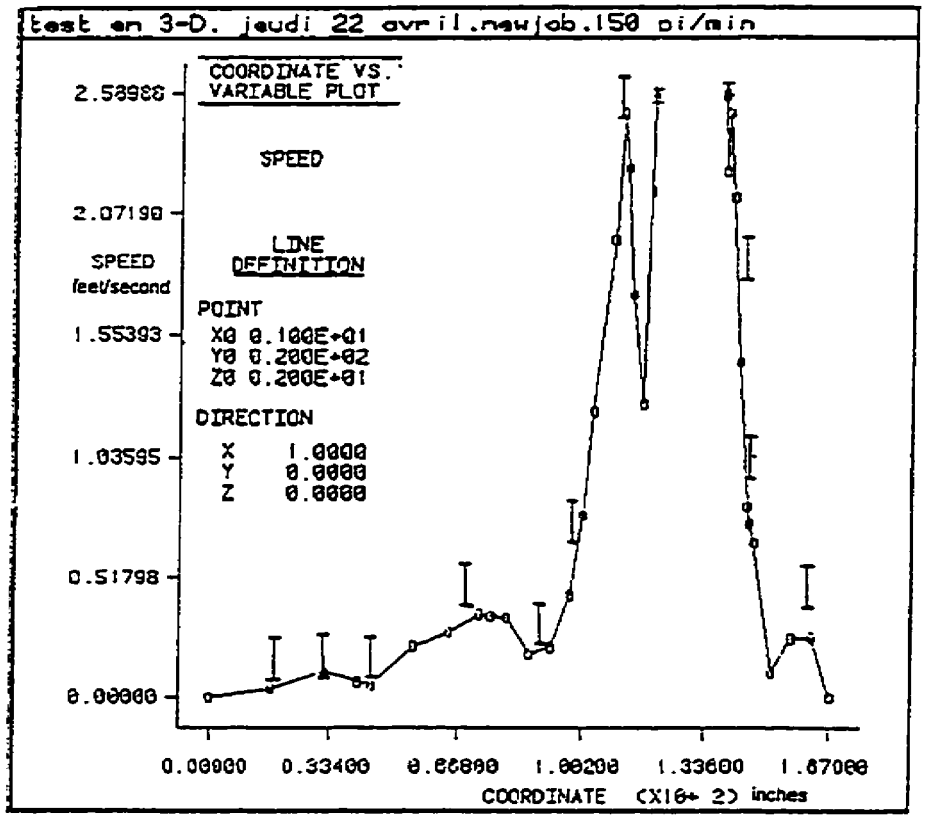


Figure 1.17 Comparaison entre les valeurs absolues du champs de vitesse calculées par ordinateur et les valeurs mesurées dans le modèle à eau dans la région centrale (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

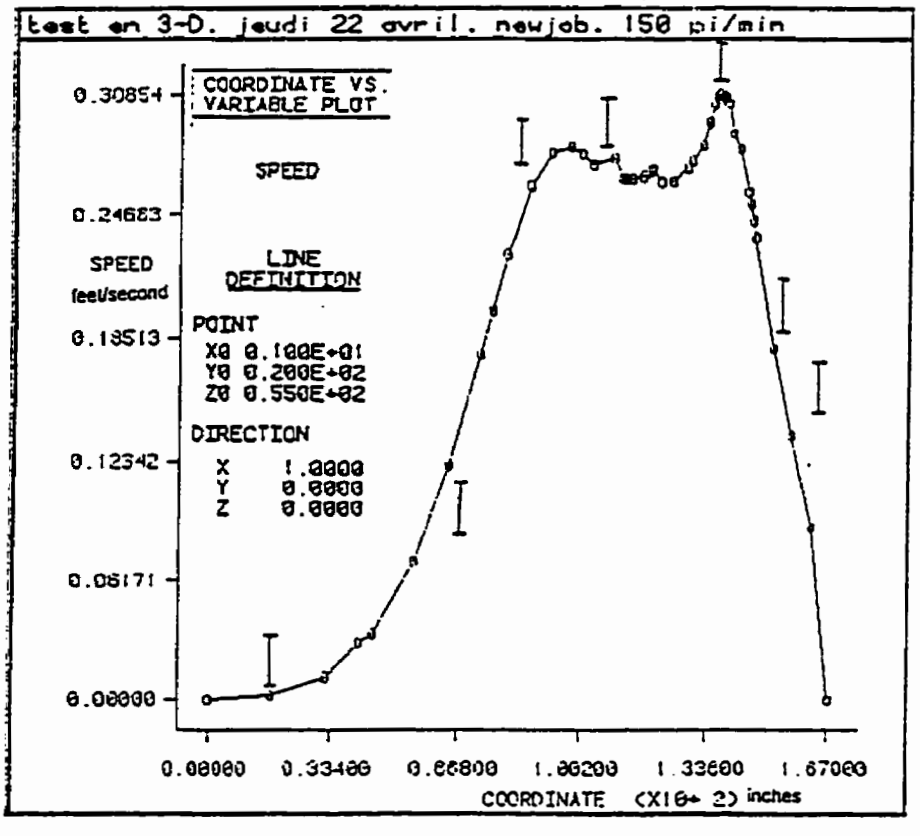


Figure 1.18 Comparaison entre les valeurs absolues du champs de vitesse calculées par ordinateur et les valeurs mesurées dans le modèle à eau dans la région liquide près du mur (Ajersch, Gagné et Paré, 1993)

La construction du maillage a débuté par la conception d'un maillage simple en deux dimensions (Ajersch, Binet et Paré, 1995) à l'aide du logiciel FIDAP 7 et à l'aide des grandeurs réelles mesurées sur un bain industriel. Ce maillage était composé d'éléments quadrilatéraux à quatre noeuds chacun. Ceux-ci ont été optimisés de sorte que le rapport de leur longueur sur leur largeur ne dépasse pas 10 pour 1. De plus, les angles au coin des éléments ont été optimisés afin de n'être ni trop obtus ni trop aigus. Afin d'accommoder les limites engendrées par le potentiel informatique, le nombre de noeuds dans le maillage a été limité. Cependant, les auteurs ont ajusté la densité des noeuds de sorte qu'elle soit plus grande aux endroits critiques, près de la tôle et des rouleaux. À ces endroits, tel qu'observé à l'aide du modèle physique à eau, les gradients de vitesse et de pression sont plus élevés. Les figures 1.19 et 1.20 montrent le maillage en deux dimensions conçu de cette manière pour la région extérieure entièrement liquide et pour la région centrale.

Les auteurs ont dû modifier le maillage dans les régions qui se trouvent entre la tôle et les rouleaux. En effet, ces zones présentaient des gradients de pression très élevés. Pour contourner ce problème, ils ont tronqué la pointe formée par la rencontre de la tôle et des rouleaux. L'espace résultant, situé entre la tôle et les rouleaux a permis de laisser échapper un certain flux de fluide, ce qui a entraîné une diminution de la forte pression. Cette modification du maillage a permis de contribuer à l'atteinte des critères de convergence de la simulation.

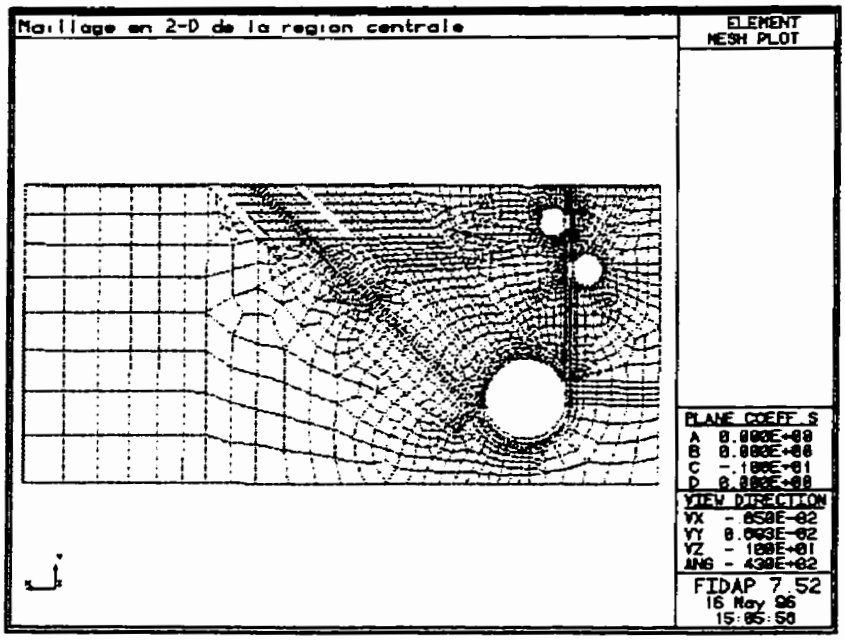


Figure 1.19 Maillage dans la région centrale (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

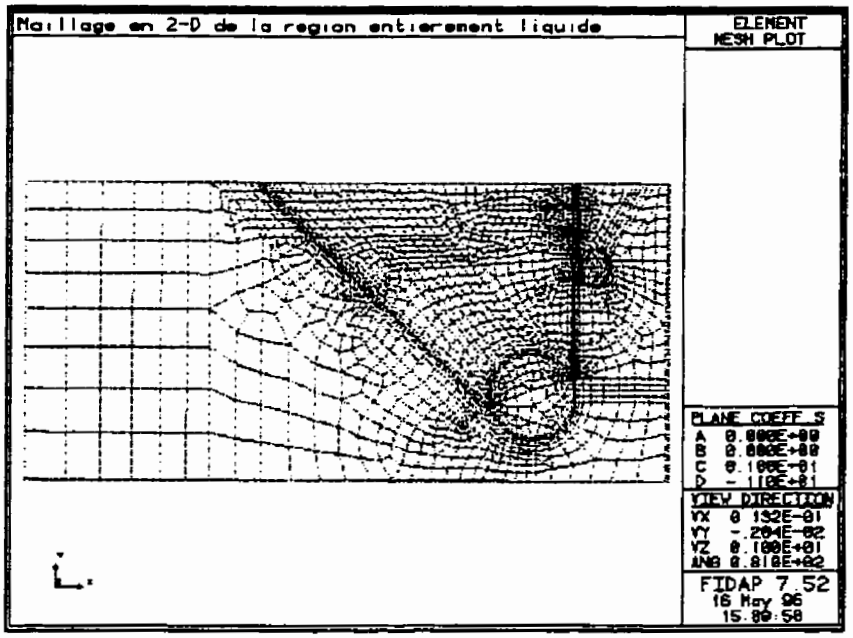


Figure 1.20 Maillage dans la région entièrement liquide, près des parois extérieures du bain (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

Une fois le maillage en deux dimensions optimisé, il a été projeté sur un axe perpendiculaire à son plan, pour ainsi obtenir un maillage tridimensionnel. Ceci a pour effet de créer des éléments en forme de brique à huit noeuds chacun. La projection du maillage en 2-D pour obtenir un maillage en 3-D augmente considérablement le nombre de noeuds, la largeur de bande et augmente par le même fait la demande informatique nécessaire à la résolution du problème. Il a donc été essentiel de limiter le nombre de noeuds a douze dans la direction de la projection (axe z). Il est important, à ce stade, de toujours conserver le rapport 10:1 pour le rapport des côtés des éléments. Douze noeuds dans la direction de l'axe z permettent de garder un rapport respectable pour chaque élément tout en limitant le nombre de noeuds le plus possible. Enfin, pour simplifier le problème, seulement la moitié du bain a été simulé. On utilise de cette façon le seul plan de symétrie existant dans le bain et on limite le nombre de noeuds. Après toutes ces manipulations, on obtient un maillage composé de 28 864 noeuds nécessitant près de 35Meg de mémoire dure (voir figure 1.21).

Pour évaluer l'écoulement dans le bain par la méthode des éléments finis, des hypothèses ont été émises par les auteurs (Ajersch, Binet et Paré, 1995) pour simplifier les calculs. Ces hypothèses sont les suivantes:

1- L'écoulement est permanent

2- L'écoulement dans le bain est isotherme, avec les températures de la tôle et du bain égales

3- L'écoulement est laminaire même si on croit qu'il existent des régions dans le

bain où le régime est turbulent

4- L'écoulement dans le liquide est causé seulement par les mouvements de la tôle et des rouleaux

5- Il n'y a pas d'entrée ou de sortie de fluide

6- Les effets de surface sont négligés (pas de formation de vagues)

7- La densité du zinc liquide est de 6600kg/m^3 et sa viscosité est de 3,7 X 10^{-3} Pa.s

Les équations qui gouvernent l'écoulement sont alors:

- l'équation de continuité:

$$\nabla . \underline{V} = 0 \qquad (19)$$

- et l'équation de mouvement:

$$\rho \underline{V} . \nabla \underline{V} = \mu \nabla^2 \underline{V} - \nabla P + \rho \underline{g} \qquad (20)$$

où $\underline{v}$ est le vecteur vitesse. Dans cette équation laminaire de Navier-Stokes, seulement les effets visqueux (μ), de pression (p) et de gravité (ρg) sont utilisés.

La figure 1.22 montre la géométrie du bain et les conditions frontières qui ont été appliquées. Ainsi, pour toutes les surfaces solides stables, soit, le museau, les parois extérieures et les bras de rouleaux, une condition frontière de vitesse nulle a été utilisée. Pour la tôle et les rouleaux, une vitesse tangentielle constante de 1,67 m/s^2 a été imposée. Sur le plan de symétrie qui sépare le bain en deux, la composante en z de la vitesse a été imposée comme

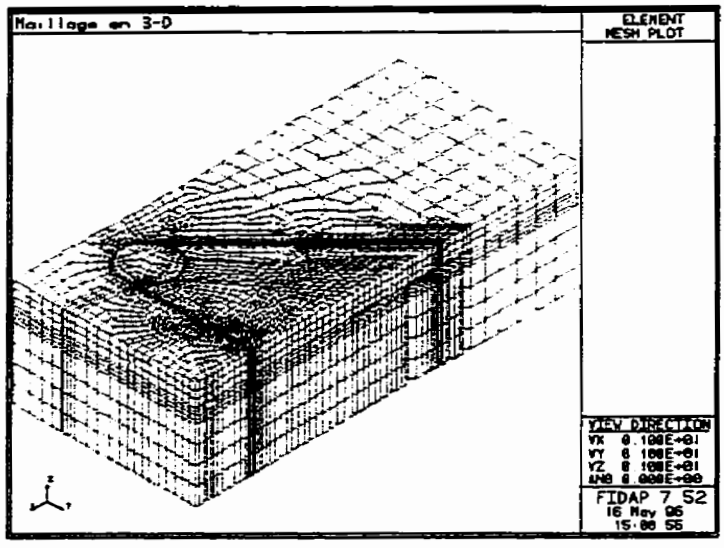


Figure 1.21 Maillage en trois dimensions (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

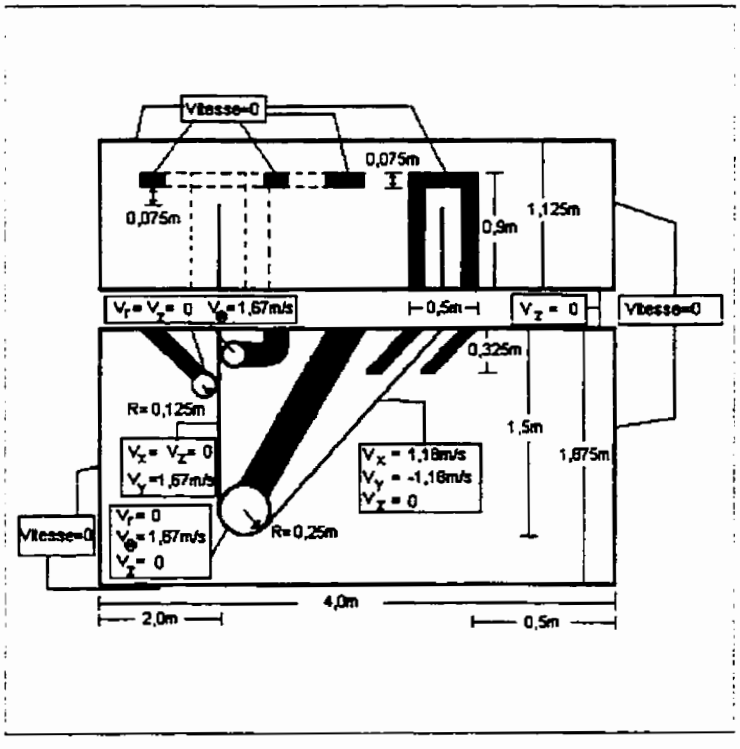


Figure 1.22 Schéma de la géométrie et des conditions frontières appliquées au modèle numérique

étant nulle (v_z=0). La même condition frontière a été appliquée sur la surface supérieure du bain.

La méthode de solution utilisée est la technique dit "segregate" offerte par FIDAP. Le calcul a été effectué de manière à augmenter le nombre de Reynolds incrémentalement. Les auteurs (Ajersch, Binet et Paré, 1996) ont débuté les calculs par une faible vitesse de tôle, une viscosité élevée et une basse densité. Le nombre de Reynolds a été augmenté graduellement en amenant chacun de ces paramètres à leur valeur réelle, en utilisant le calcul précédant pour première approximation. Le critère de convergence utilisé est la variation relative de la solution entre chaque itération. Celle-ci doit être égale ou inférieure à $1X10^{-4}$ pour que le calcul converge.

Les résultats des calculs obtenus par Paré et al sont présentés aux figures 1.23 à 1.32. Les figures représentent des coupes de plan dans différentes section du bain. Elles montrent les vecteurs vitesses calculés pour ces différents plans en deux dimensions. Le tableau 1.1 résume les sections illustrées sur les figures.

La figure 1.23 montre une vue de l'écoulement général en trois dimensions. On voit que les grandeurs des vecteurs vitesse diminuent rapidement avec l'éloignement de la feuille et des rouleaux. Comme les vecteurs de la vitesse sont très petits loin de la feuille, il est possible que l'écoulement soit laminaire à ces endroits. Cependant, près de la feuille et des rouleaux

où les vitesses sont élevées, il risque probablement d'y avoir de la turbulence. L'écoulement calculé par ce modèle numérique offre beaucoup de similitudes avec celui observé par le modèle physique à eau. L'écoulement qui part de l'arrière du bain, remonte dans le museau, va sous le rouleau principal et passe à l'avant comme il a été observé dans le modèle à eau (figure 1.24). De plus, des zones où le fluide semble pratiquement stationnaire sont observées dans les coins inférieurs, à l'avant et à l'arrière du bain. Par contre, dans la région centrale (figure 1.25), le sens de l'écoulement du modèle numérique est différent de celui rapporté après observation du modèle à eau. Le modèle numérique offre plus de détails et montre qu'il y a présence de plus d'une zone circulatoire dans cette région. D'ailleurs, les observations dans le modèle à eau sont discutables étant donné la difficulté d'observer le mouvement au centre du bain.

La figure 1.26 montre le détail de l'écoulement à l'intérieur du museau. On observe qu'il existe une plus grande quantité de fluide entraînée du côté arrière dans le museau que dans la section avant. Une vue dans le plan horizontal montre que les composantes du champ de vitesse en z sont assez importantes (figure 1.31 et 1.32). Sur ces figures, les vitesses sont très réduites. Cependant, la direction du mouvement du fluide est de l'avant vers l'arrière. En fait, le fluide qui se trouve à l'avant, passe le long du mur, contourne la feuille et les bras, passe au centre, en se dirigeant vers l'arrière.

La figures 1.27 et 1.28 montrent mieux le mouvement du fluide qui contourne la tôle. Ces

figures sont situées dans la région qui traverse les bras des rouleaux et la paroi extérieure du museau. Les figures 1.29 et 1.30 montrent la réduction du champs de vitesse dans la zone entièrement liquide près des parois extérieures du bain. L'écoulement est plus rapide près de la feuille et, de façon générale, se dirige vers l'arrière du bain tel qu'observé dans le modèle à eau.

Tableau 1.1 Résumé des figures 1.23 à 1.32

Figures	Position	Remarques
1.23	Vue générale 3-D	Les vecteurs vitesse sont petits dès qu'ils s'éloignent de la feuille
1.24	Plan vertical, au centre	Zones de circulation fréquentes, vitesse maximum sur la feuille
1.25	Même que 1.24	Agrandissement de 1.24
1.26	Agrandissement dans le museau, plan vertical, au centre	Le fluide venu du bain entre dans le museau et ressort le long de la feuille
1.27	Plan vertical dans la région qui traverse les bras des rouleaux	Le fluide contourne la feuille.
1.28	Même que 1.27	Agrandissement de 1.27
1.29	Plan vertical dans la région liquide	Les vitesses sont réduites, l'écoulement se dirige vers l'arrière
1.30	Même que 1.29	Agrandissement de 1.29
1.31	Plan horizontal, dans le haut	Le fluide se dirige vers l'arrière dans la zone centrale
1.32	Même que 1.31	Agrandissement de 1.31

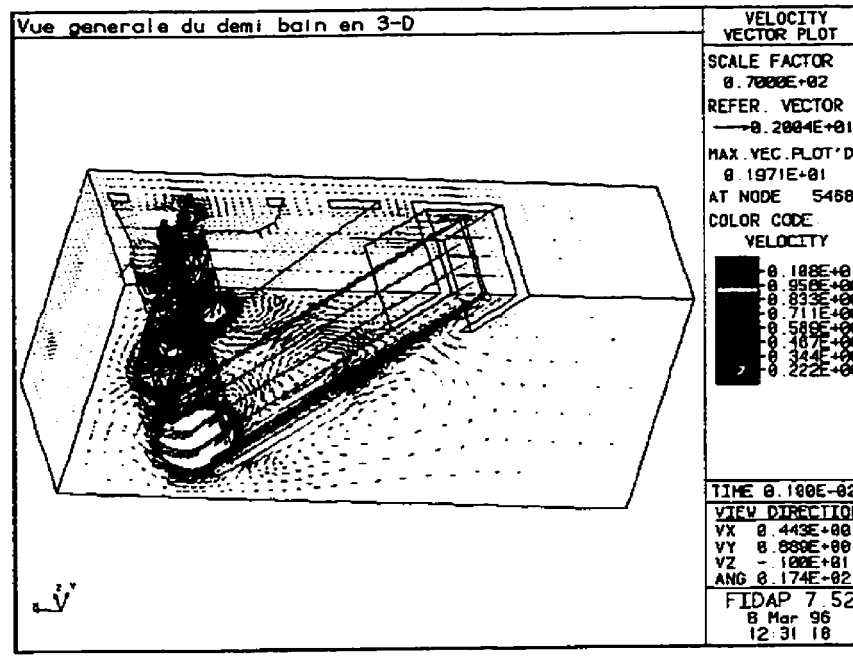


Figure 1.23 Vue générale de l'écoulement en trois dimensions (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

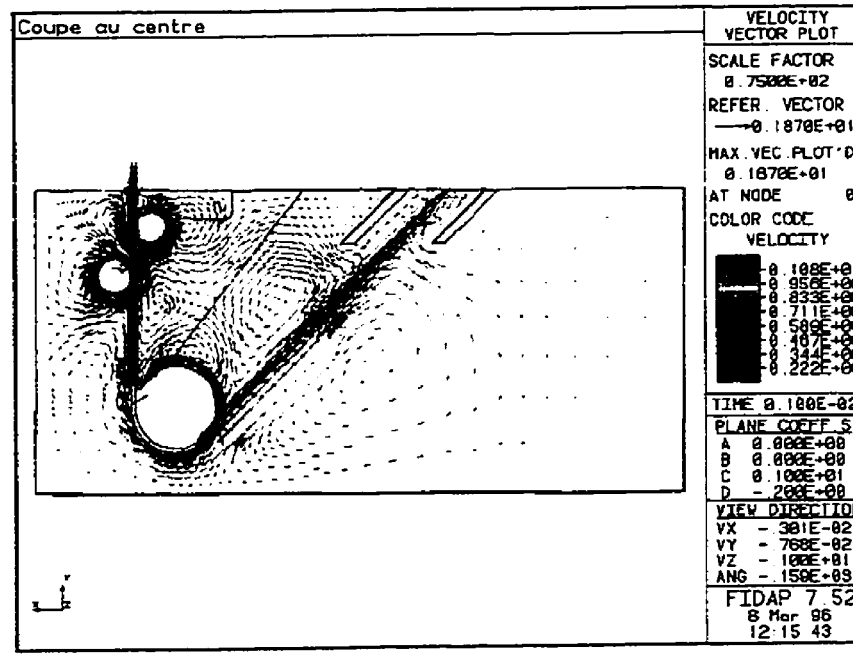


Figure 1.24 Écoulement dans un plan vertical au centre du bain (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

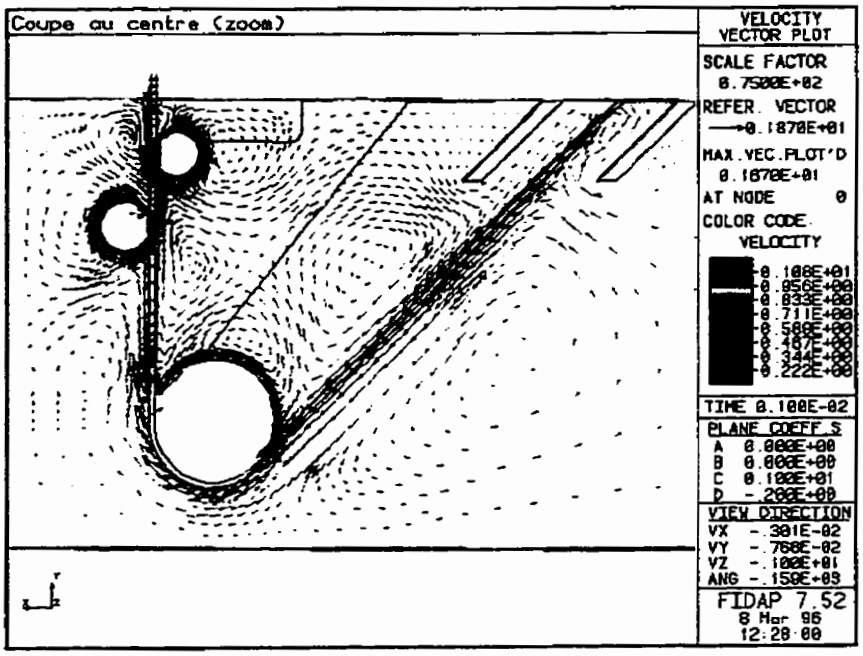


Figure 1.25 Écoulement dans un plan vertical au centre du bain, agrandissement (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

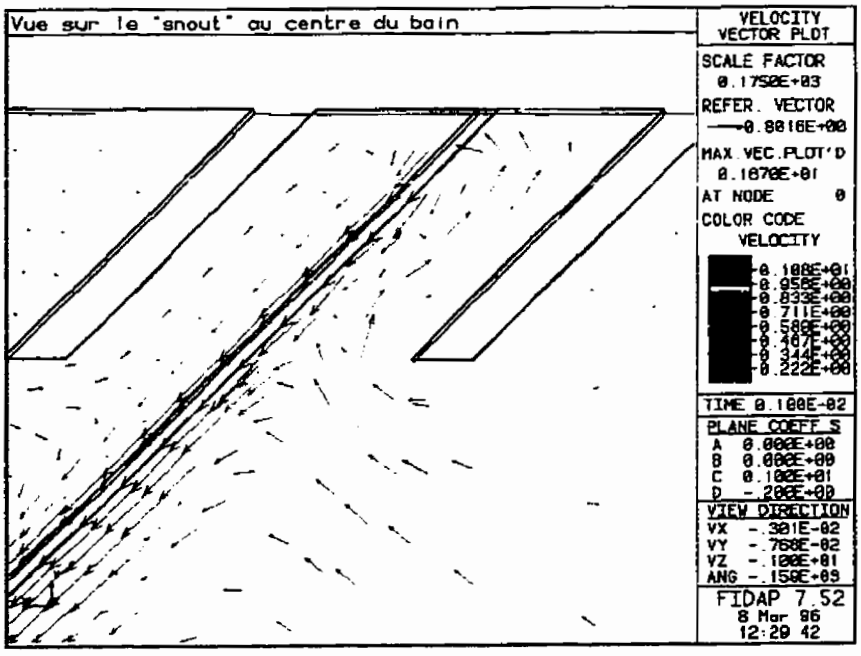


Figure 1.26 Écoulement dans un plan vertical au centre du bain, agrandissement sur le museau (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

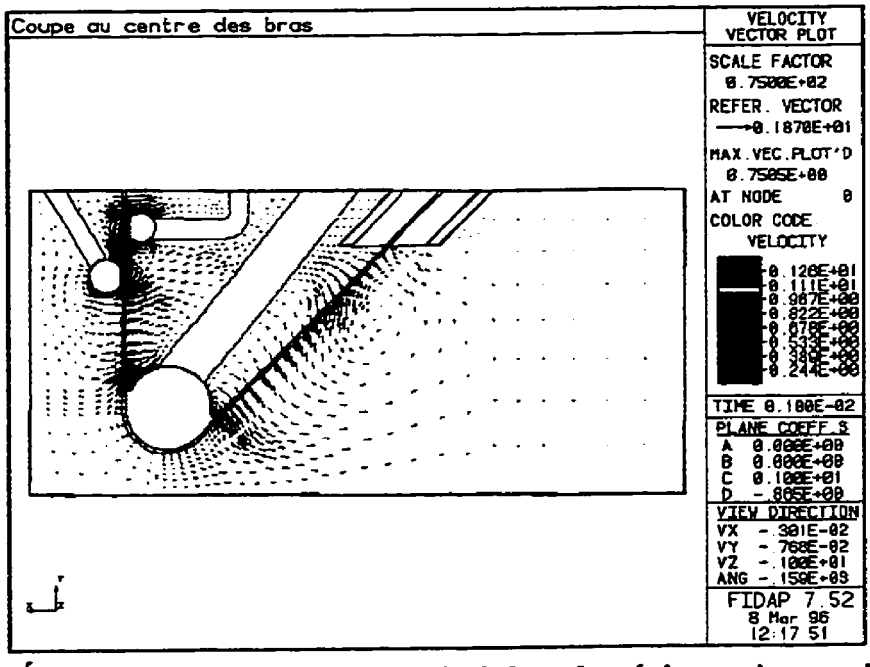


Figure 1.27 Écoulement dans un plan vertical dans la région qui coupe les bras des rouleaux (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

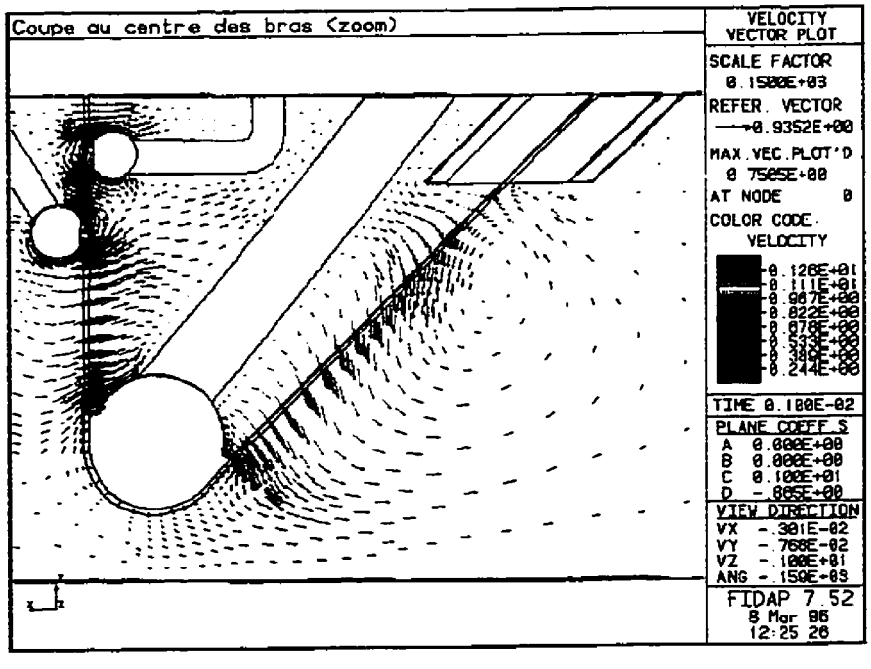


Figure 1.28 Écoulement dans un plan vertical dans la région qui coupe les bras des rouleaux, agrandissement (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

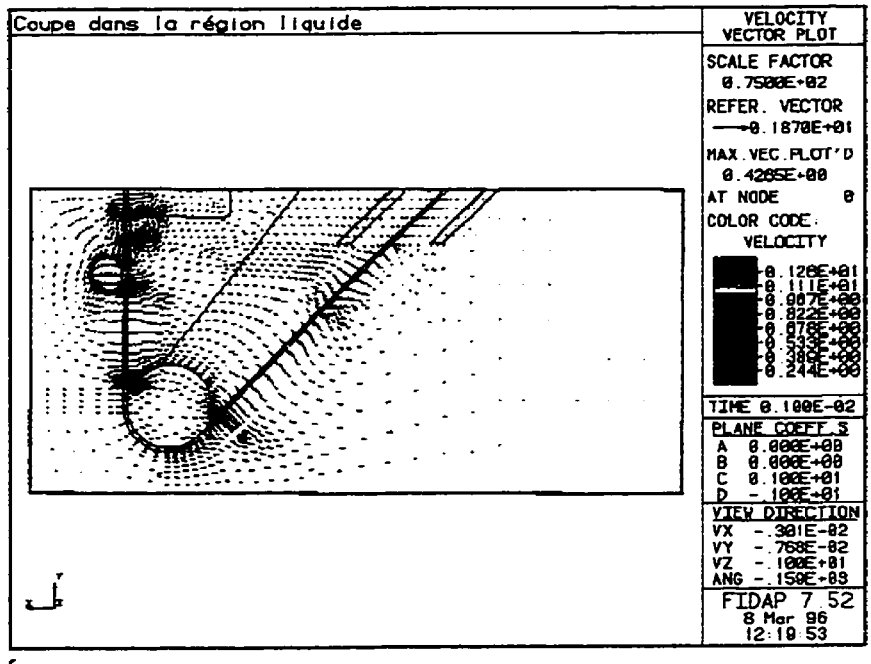


Figure 1.29 Écoulement dans un plan vertical dans la région entièrement liquide, près du mur extérieure (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

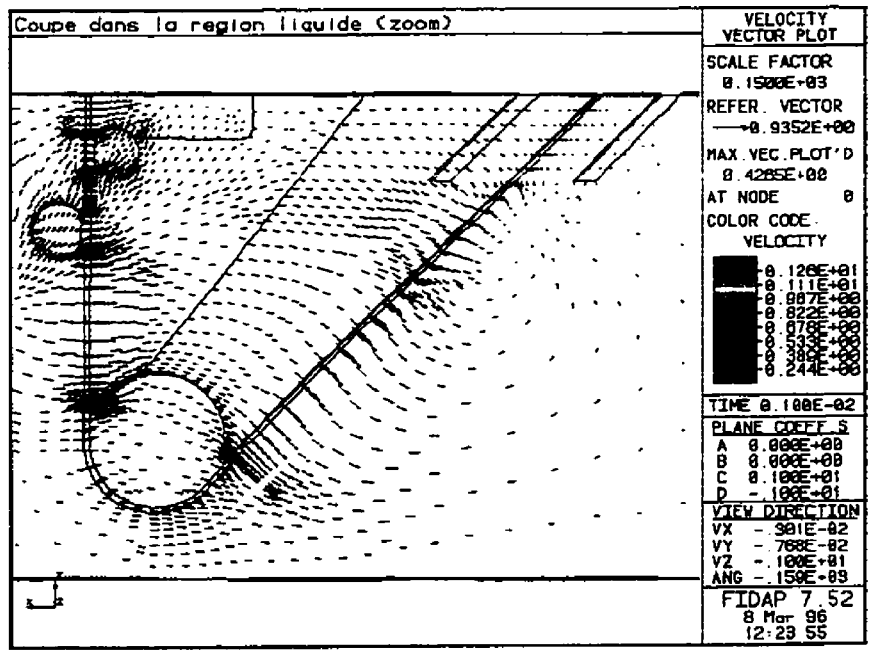


Figure 1.30 Écoulement dans un plan vertical dans la région entièrement liquide, près du mur extérieure, agrandissement (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

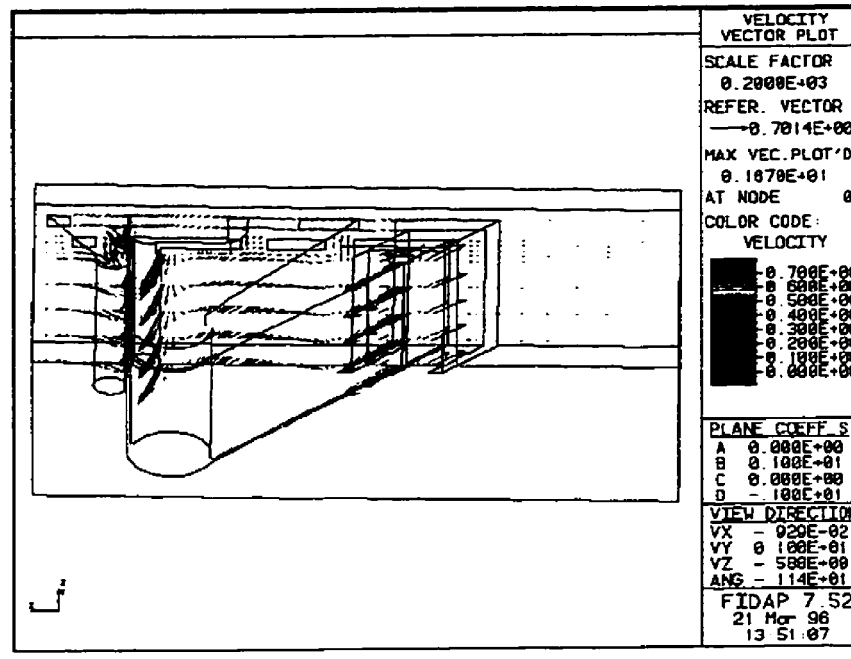


Figure 1.31 Écoulement dans un plan horizontal (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

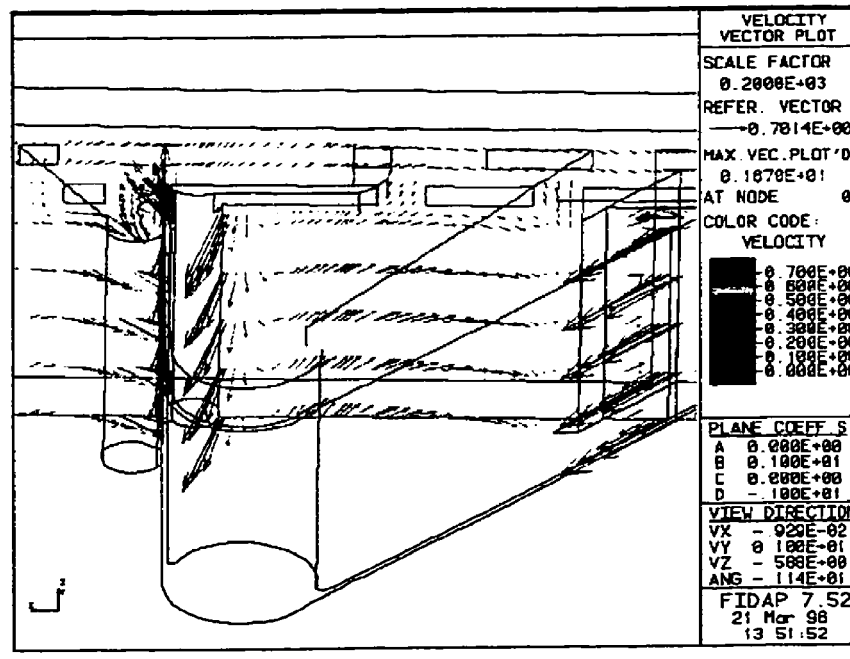


Figure 1.32 Écoulement dans un plan horizontal, agrandissement (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

Enfin, à l'aide du modèle numérique par éléments finis amélioré par Ajersch, Binet et Paré (1995), des calculs de vecteurs de la vitesse le long de droites ont été effectués. Les figures 1.33, 1.34, 1.35 et 1.36 montrent la norme des vecteurs de la vitesse le long de droites déterminées par les utilisateurs. La figure 1.33 montre ce calcul pour une droite située dans le centre du bain, qui traverse le rouleau principal. La norme des vecteurs de la vitesse augmente graduellement de l'arrière du bain pour atteindre son maximum au niveau de la feuille. Elle chute ensuite de façon drastique pour remonter au maximum au niveau du rouleau principal.

La figure 1.34 montre une autre droite, située dans la région liquide près du mur extérieur. La grandeur des vecteurs vitesse est beaucoup plus faible que dans la région centrale. Finalement, le calcul des vecteurs vitesse d'une droite au centre et dans le haut du bain montre le gradient abrupt des vecteurs vitesse (figure 1.35). Un agrandissement de cette même région, dans la zone du museau montre que les vitesses sont plus élevées dans la région arrière du museau que dans celle avant (figure 1.36). Les graphes qui résultent de ces calculs, présentés aux figures 1.33 et 1.34, sont comparables à ceux obtenus aux figures 1.17 et 1.18.

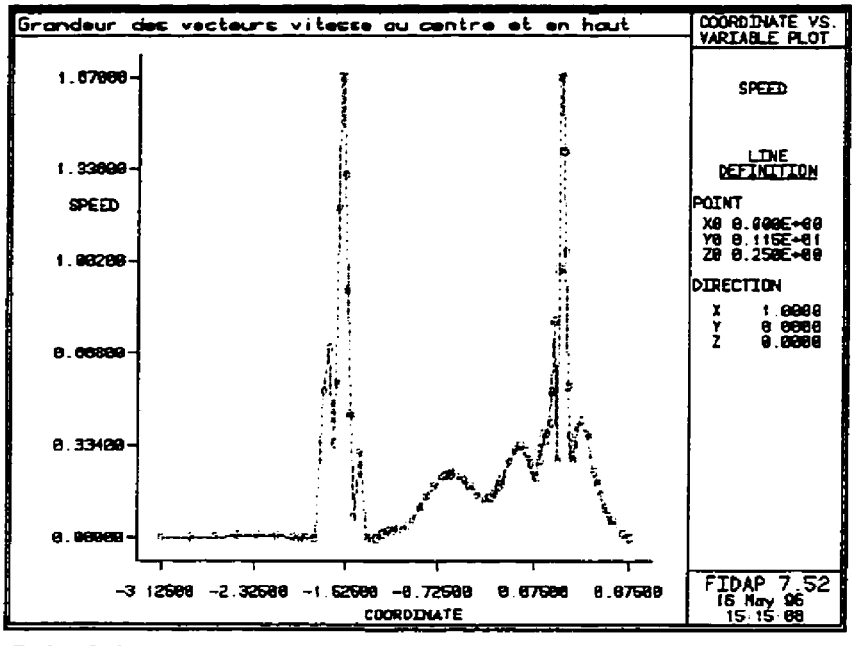


Figure 1.33 Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale passant au travers du rouleau principal (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

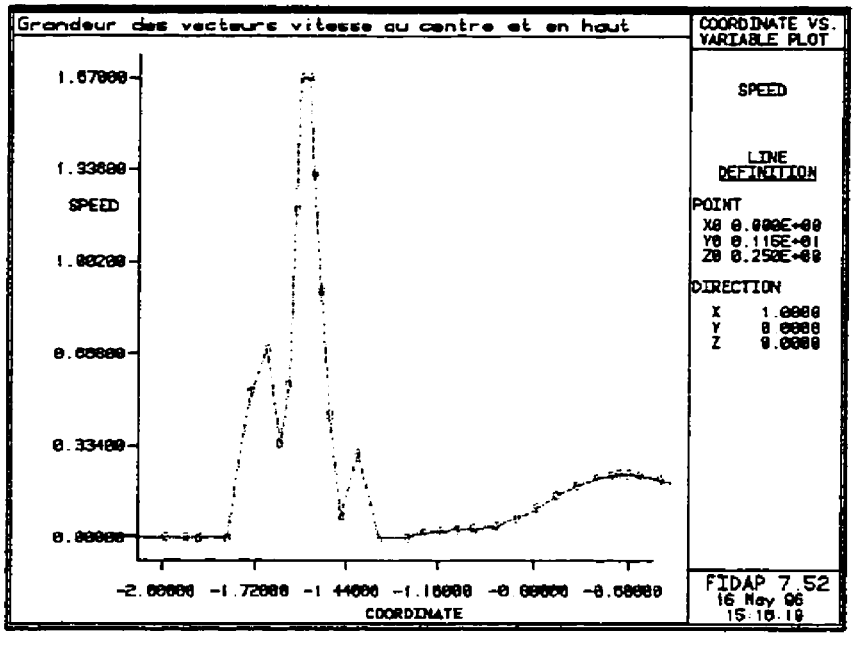


Figure 1.34 Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région liquide le long du mur extérieur (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

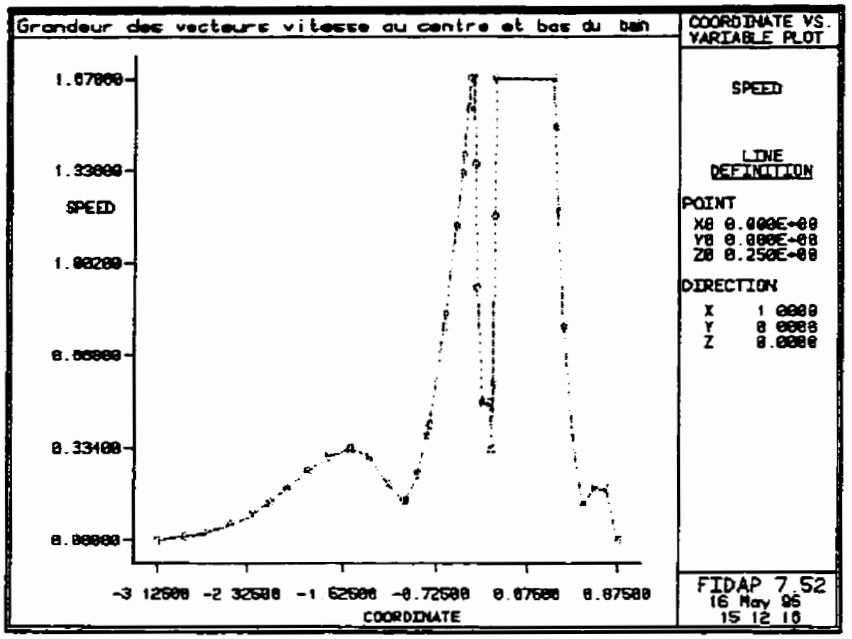


Figure 1.35 Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale en haut de bain (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

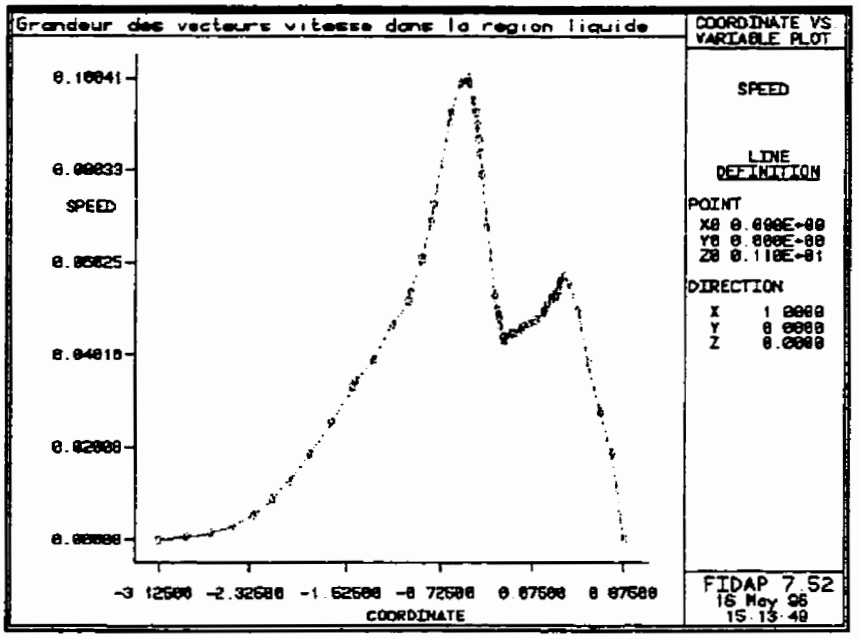


Figure 1.36 Calcul de la grandeur des vecteurs vitesse dans la région centrale en haut de bain, agrandissement (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

1.3.2 Études sur l'ajout d'aluminium

La présence d'aluminium dans le bain de zinc a la propriété de former une couche inhibitrice sur la feuille d'acier. Lorsqu'on ajoute cet élément dans le bain, on désire que la composition du bain soit homogène le plus rapidement possible pour que la couche le soit aussi. De plus, on cherche à ce qu'il y ait le moins possible de différences de concentration d'aluminium dans le bain afin de diminuer le nombre d'intermétalliques. À l'heure actuelle, très peu d'études ont été effectuées sur la répartition de l'aluminium dans le bain lors des ajouts. Les premières ébauches d'un tel type d'étude sont rapportées dans les sections suivantes. Encore une fois, ces études sont décrites en détail dans ce rapport car elles seront nécessaires à la conception du présent projet.

1.3.2.1 Le modèle à eau

Le modèle à eau décrit à la section 1.3.1.1 a été utilisé afin de caractériser le mélange dans le bain. Pour ce faire, une quantité de HCl a été injecté sous forme d'impulsion et en continu à l'avant, au centre et à l'arrière du bain. L'ajout de HCl simule les additions d'aluminium dans un bain de galvanisation réel. Des sondes pH sensibles à l'acidité ont été placées à quatre endroits différents dans le bain: à l'avant, au centre, et de part et d'autre de la feuille, dans le museau. Les sondes se trouvent au centre du bain dans la section verticale et sont immergées à peu près de cinq centimètres sous le liquide. La figure 1.37 schématise le bain

et les endroits où les additions et les prises de données ont été effectuées.

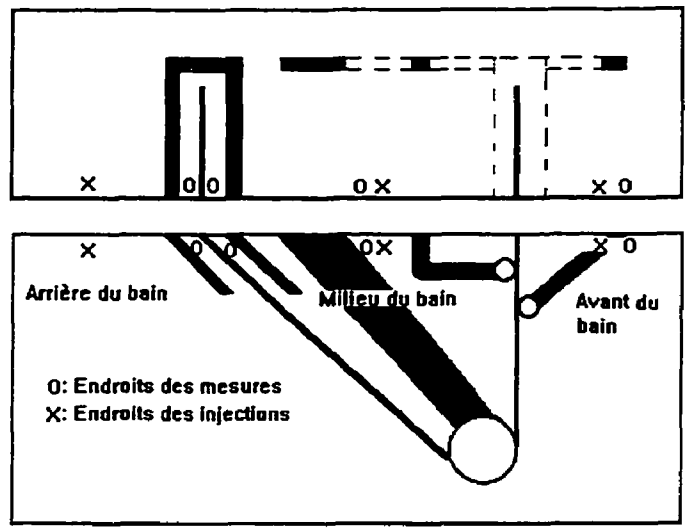


Figure 1.37 Régions d'additions et de prises de données.

Les mesures de la concentration de HCl en fonction du temps, lors des ajouts sous forme d'impulsion, ont été enregistrées plusieurs fois pour les quatre régions mentionnées plus haut. La concentration de HCl maximum est de 0,001 mol. Les figures 1.38, 1.39 et 1.40 présentent la moyenne de ces résultats obtenus pour les trois régions d'addition. À l'aide de ces courbes, on peut évaluer le temps de mélange complet du bain comme étant approximativement de 60 secondes. En fait, on considère que ce temps est atteint lorsque la concentration de HCl ne varie pas plus de 10% d'une valeur à l'autre, c'est-à-dire lorsqu'on atteint un plateau où la concentration de chaque courbes ne varie pratiquement plus.

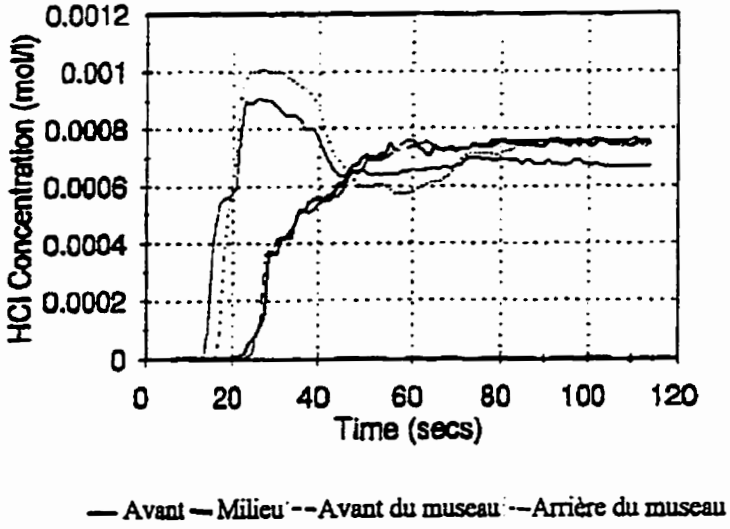


Figure 1.38 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection à l'avant du bain (Ajersch et Gagné, 1995)

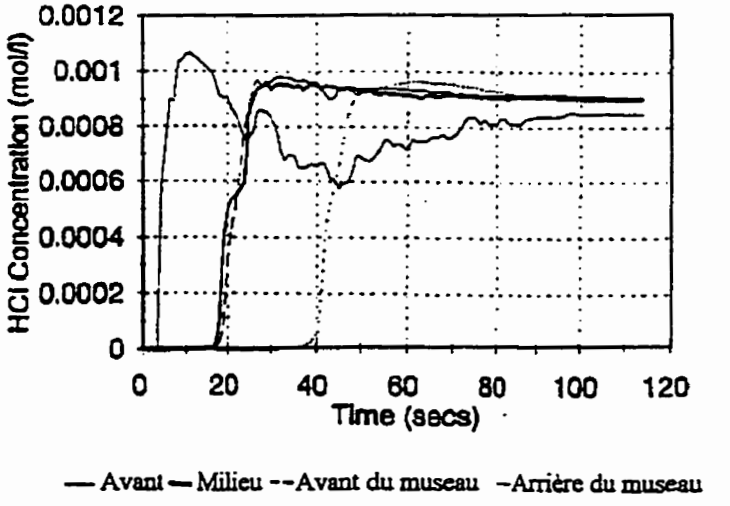


Figure 1.39 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection à l'arrière du bain (Ajersch et Gagné, 1995)

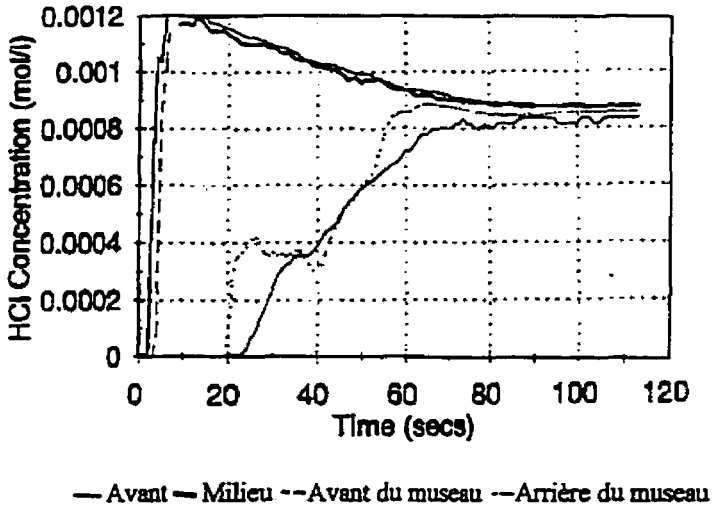


Figure 1.40 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection au centre du bain (Ajersch et Gagné, 1995)

Ces mêmes auteurs ont étudié les résultats de ces additions sous forme d'impulsion en émettant l'hypothèse que le bain se comporte comme un réacteur de type piston avec dispersion axiale. Les courbes expérimentales représenteraient alors les résultats d'addition en continu. Ainsi, ils ont calculé la dérivée des courbes expérimentales lissées et ont évalué les temps moyens (t_m), les variances (σ^2) et ont calculé le nombre de Peclet pour chacune des courbes selon le modèle à un paramètre ajustable de dispersion à l'aide des équations 12 et 13.

Le tableau 1.2 résume les nombres de Peclet calculés par Ajersch et Gagné (1995) par cette méthode. Ces résultats ont ensuite été comparés aux courbes de type "F" qui présentent la

concentration adimensionnalisée en fonction du temps adimensionnel pour des ajouts en continu (Levenspiel, 1962) (figure 1.41). Ce graphique montre la transition entre un réacteur parfaitement mélangé (Pe=0) et un réacteur piston (Pe→∞) en fonction du nombre de Peclet. Comme les valeurs calculées du nombre de Peclet sont élevées, l'hypothèse que le bain se comporte de façon semblable à un réacteur piston semble bonne.

De plus, Ajersch et Gagné (1995) ont présenté les résultats de courbes de concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu. Ils ont injecté une solution acide HCl 0,02mol au taux de 0,6 L/min. Les figures 1.42 et 1.43 montrent les résultats obtenus pour des additions à l'arrière et à l'avant du bain, respectivement. Ces courbes de réponse de concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu démontrent que le mélange dans le bain est bon. Cette caractéristique de "bon mélange" porte à croire que le réacteur à un comportement qui n'est pas celui s'approchant d'un réacteur piston tel que les auteurs le décrivent.

Finalement, en admettant l'hypothèse que le HCl se disperse dans l'eau de la même manière que l'aluminium dans le zinc liquide, les auteurs ont calculé que le temps de mélange dans le bain de galvanisation serait 7,6 fois plus élevé que dans le modèle physique à eau. Le temps de mélange complet du bain de zinc pour un ajout sous forme d'impulsion serait alors de 456 secondes et de 2280 secondes pour un ajout en continu, avec une vitesse de feuille de 0.87 m/s.

Tableau 1.2 Nombres de Peclet calculés à partir de l'hypothèse d'un réacteur piston avec dispersion axiale (Ajersch et Gagné, 1995)

	Nombre de Peclet	
Position de l'Addition:	Position de la mesure	
	Avant du bain	Centre du bain
Avant du bain	60,6	244
Arrière du bain	1670	67,1
Milieu du bain	51,8	103

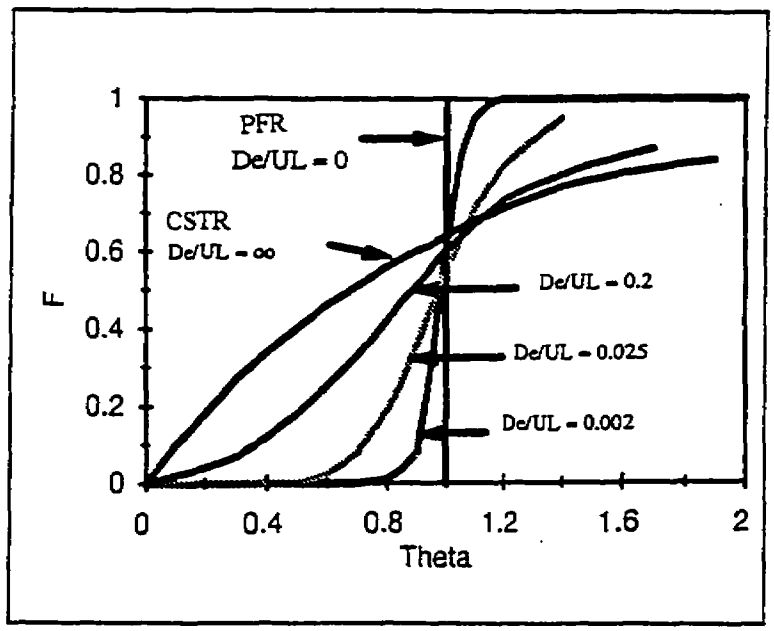


Figure 1.41 Courbe de type "F" montrant la transition entre un réacteur parfaitement mélangé et un réacteur piston (Levenspiel, 1962)

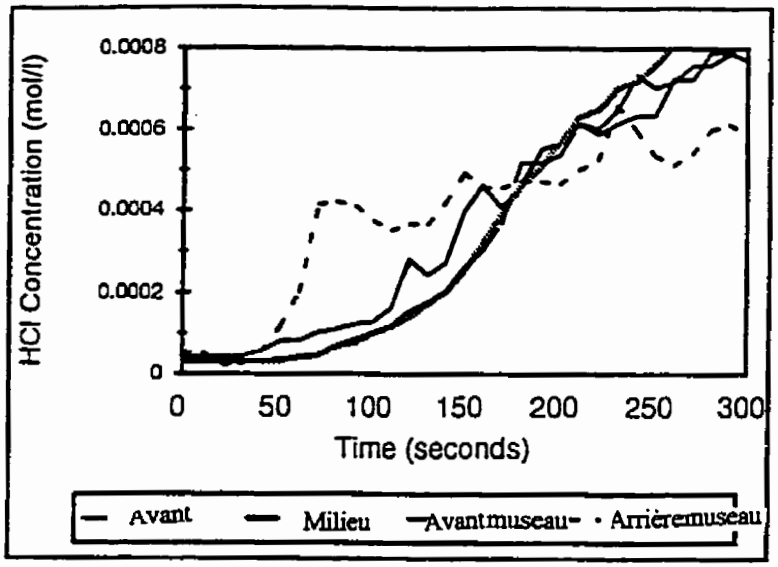


Figure 1.42 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection en continue à l'arrière du bain (Ajersch et Gagné, 1995)

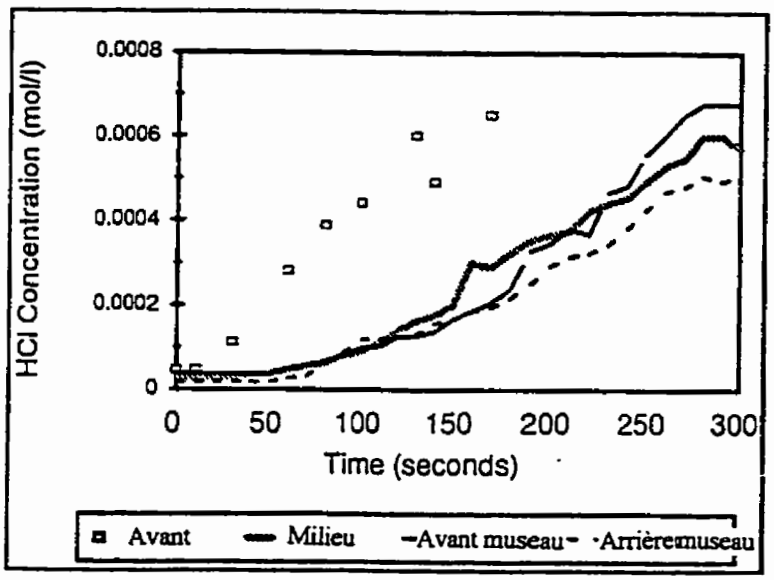


Figure 1.43 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection en continue au centre du bain (Ajersch et Gagné, 1995)

1.3.2.2 Le modèle numérique en deux dimensions

Le modèle numérique calculé par éléments finis en deux dimensions conçu par Ajersch et al (1994) a été utilisé pour simuler la répartition d'un ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation. Pour ce faire, le calcul convergent du champs de vitesse en deux dimensions sans transport d'aluminium a été utilisé comme base de l'écoulement et l'aluminium a été ajouté sur ce modèle en imposant une concentration constante et un flux d'aluminium à la surface du bain arrière du bain, qui varie dans le temps. Les hypothèses suivantes ont été émises pour ce calcul:

1- la distribution du champ de vitesse est permanente alors que la concentration de l'espèce ajoutée varie dans le temps

2- Les effets de la convection thermique sont négligés

3- Pas de réaction chimique ou de consommation d'aluminium dans le bain et sur la feuille.

L'équation de transport d'une espèce chimique ajoutée aux équations de continuité et de mouvement est la suivante:

$$\rho\left(\frac{\partial C_{Al}}{\partial t} + \underline{v}.\ \nabla C_{Al}\right) = \rho.\nabla.(\alpha_{Al-Zn}\nabla C_{Al}) + q_{Al} \qquad (21)$$

où ρ est la densité du fluide, $\underline{v}$ la composante du vecteur vitesse, C_{Al} la concentration d'aluminium, $\alpha_{Al\text{-}Zn}$ est la diffusivité massique de l'aluminium liquide dans le zinc liquide et q_{Al} est un terme général de source. Cette équation représente le taux de concentration

d'aluminium dans le réacteur dû à la convection et à la diffusion.

Les résultats obtenus suite à ce calcul sont présentés aux figures 1.44 et 1.45. Sur chacune de celles-ci, la variation de la concentration de l'aluminium dans le temps est représentée par des variations de couleurs, chacune représentant une concentration donnée. La dispersion de l'aluminium est montrée pour six temps différents, de t_1 à t_6, où $t_1<t_2<t_3< t_4<t_5<t_6$. On voit que l'aluminium se répartit du côté arrière du bain jusqu'à ce qu'il soit entraîné par la tôle. La difficulté de ce modèle est l'absence de lien entre la zone centrale, bordée par la tôle et la zone extérieure à la feuille. L'aluminium ne peut entrer au centre, ce qui rend la simulation peu représentative.

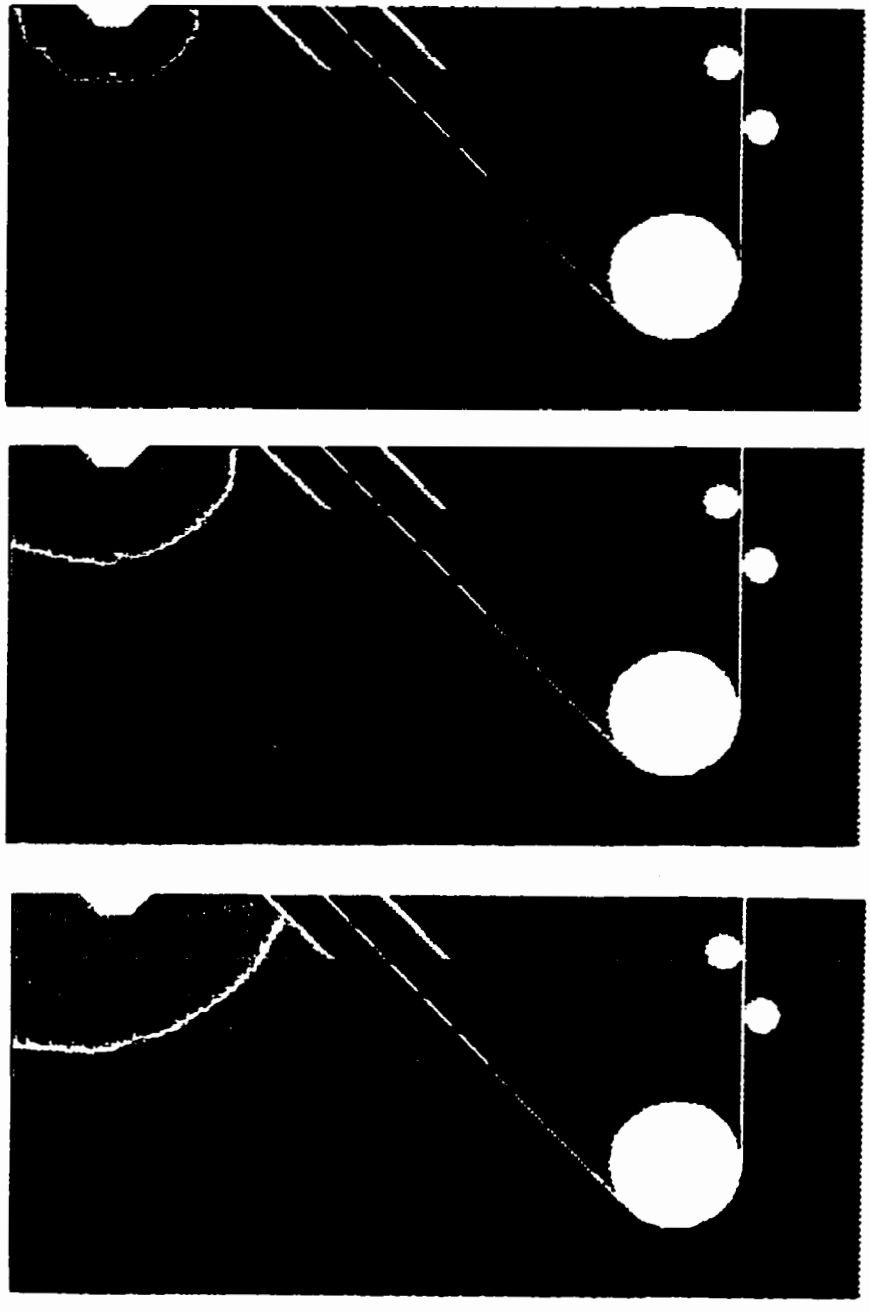


Figure 1.44 Modélisation de l'ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation à l'aide du modèle numérique en deux dimensions pour des temps t_1 à t_5 (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

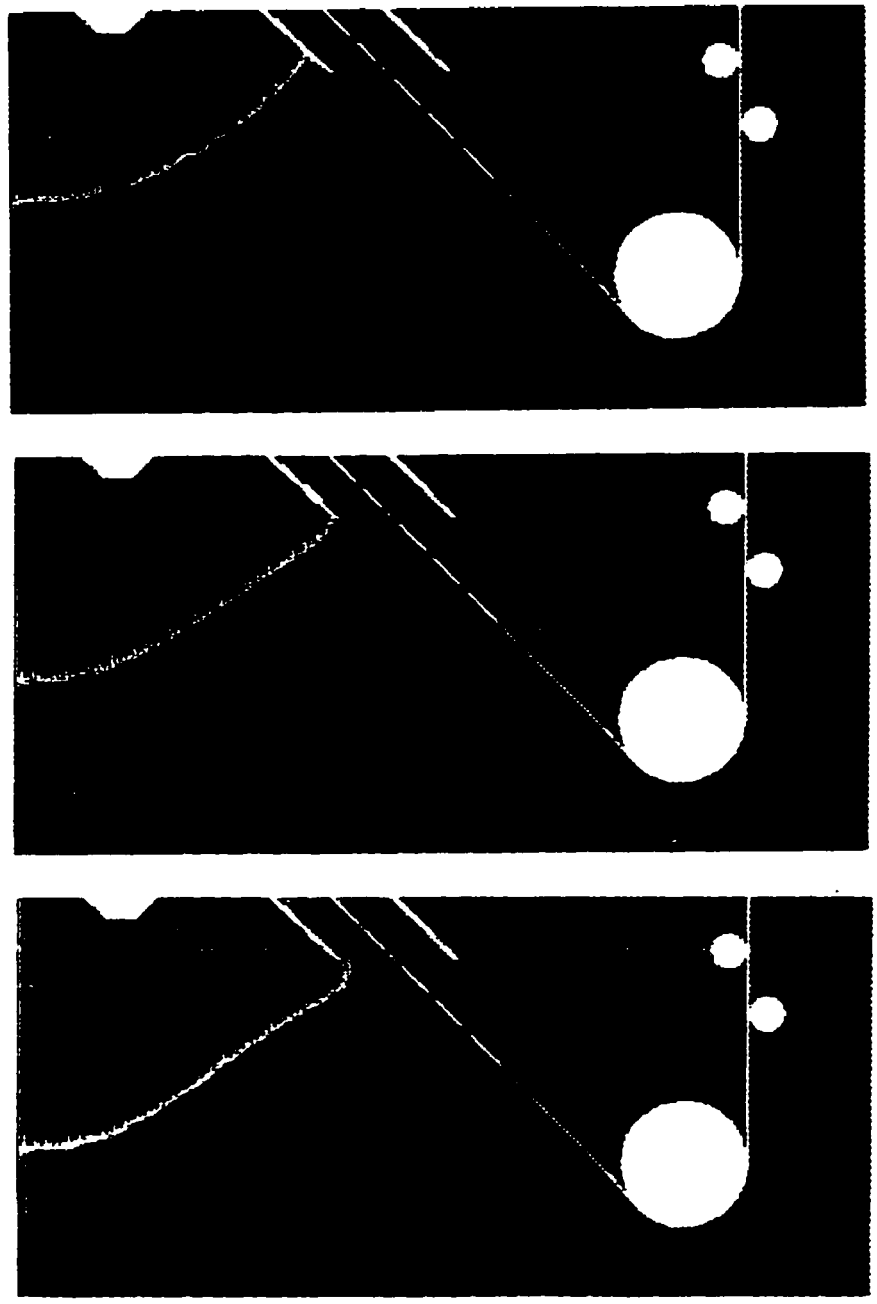


Figure 1.45 Modélisation de l'ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation à l'aide du modèle numérique en deux dimensions pour des temps t_4 à t_6 (Ajersch, Binet et Gauthier, 1995)

1.3.2.3 Études sur l'ajout de lingots

Les études sur l'ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation résumées précédemment ne tiennent pas compte des effets de la température. Comme l'addition d'aluminium et de zinc dans le bain se fait sous forme d'ajout de lingots à l'état solide qu'on immerge dans le bain et qui fondent lentement sous l'effet de la chaleur du liquide, on peut s'attendre à ce que les effets thermiques soient importants.

Une étude portant sur l'évolution thermique à l'intérieur et à l'extérieur d'un lingot et sur les modifications de la géométrie que subit celui-ci sous l'effet de la chaleur a été effectuée par Dubois, Ségers et al (1995). Pour évaluer l'évolution thermique, les auteurs ont placé des thermocouples à divers endroits sur un lingot (figure1.46). Une fois le lingot immergé dans un bain de galvanisation commercial de la manière habituelle, la variation de la température a été enregistrée (figure 1.47). Ensuite, ils ont évalué la variation de la géométrie du lingot lorsqu'il fond en sortant le bloc solide du bain toutes les deux minutes et en le photographiant.

Pour connaître la variation de l'épaisseur sur chacun des côtés, ils ont placé des tiges d'acier dans le bloc et ont évalué la longueur visible des tiges après chaque retraits du bain (figure 1.48). Ils ont ensuite tracé le graphe de la longueur visible en fonction du temps pour trois régions du lingot: le côté (S), le dessus (T) et le devant (F). Ce graphe est présenté à la figure

1.49. D'après cette courbe, il existe deux stades dans le processus de fusion du bloc: un stade d'initiation où la fusion est faible (6 min) et un stade ou le taux de fusion est constant (10min).

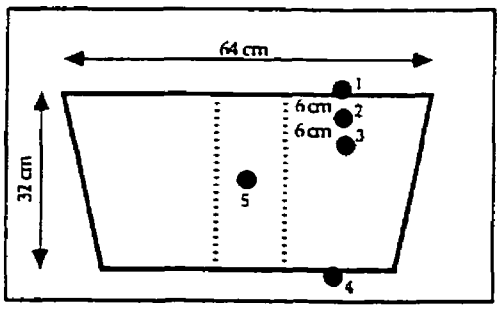


Figure 1.46 Positions des thermocouples dans le lingot (Dubois, Ségers et al, 1995)

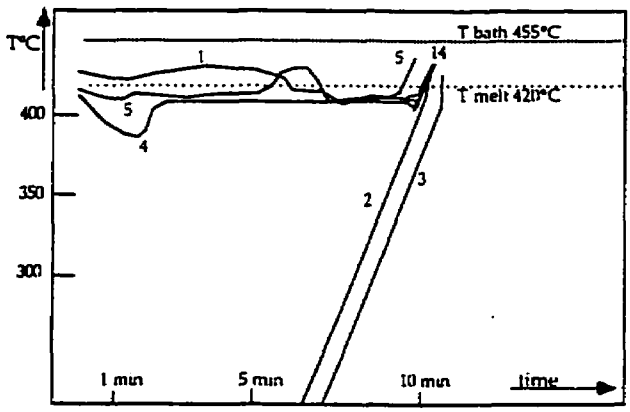


Figure 1.47 Mesures de la température dans le lingot en fonction du temps (Dubois, Ségers et al, 1995)

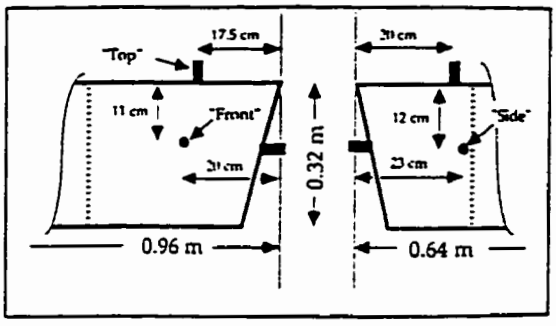


Figure 1.48 Positions des tiges d'acier dans le lingot (Dubois, Ségers et al, 1995)

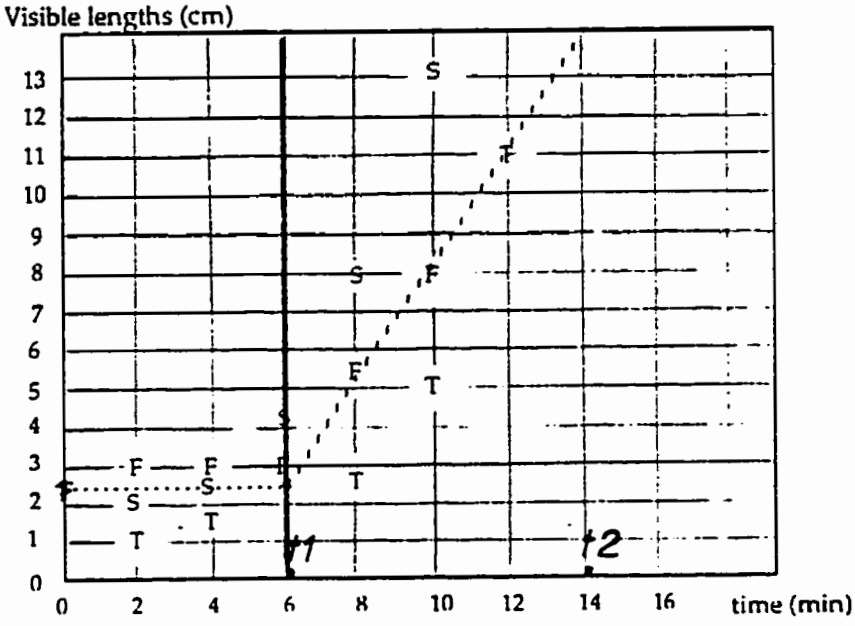


Figure 1.49 Mesures de la longueur visible des tiges d'acier en fonction du temps (Dubois, Ségers et al, 1995)

Les observations faites par Dubois, Ségers et al (1995) permettent de dire que les côtés du lingot sont les premiers à fondre. Plus spécifiquement, celui qui se trouve près du museau, où les composantes du champ de vitesse sont plus importantes, dû au mouvement de la tôle. De plus, l'expérience effectuée pour des lingots de zinc avec 0% et 1% d'aluminium permettent de dire qu'il n'existe pas de différences majeures entre les deux types de métaux.

Les auteurs ont ensuite proposé trois modèles, un théorique, un physique et un expérimental pour décrire le processus de fusion d'un lingot dans le bain de galvanisation, en fonction de la température du bain et da la géométrie du lingot. Le modèle théorique offre la solution de la loi de Fourier en une dimension pour la conduction de chaleur. Les hypothèses suivantes ont été émises:

1- le front de fusion est infini,

2- pas de convection dans le liquide,

3- pas de résistance thermique entre le liquide et le solide,

4- les propriétés physiques du liquide et du solide sont semblables.

Le temps de fusion a alors été exprimé comme étant:

$$t_f = (4 \alpha_s f^2 X^2 \sigma_s)^{-1} \qquad (22)$$

où f est la solution de:

$$C_{f} (T_{b} - T_{f}) = (F^{-} - F^{+}) L_{f} * \sqrt{\pi} \qquad (23)$$

et X = rapport entre le volume et la surface du lingot

σ_l = facteur de forme du lingot,

L_f = chaleur spécifique de fusion,

T_b = température du bain,

T_f = température de fusion.

Le modèle physique est basé sur trois hypothèses:

1- le transport de chaleur sert seulement à la fusion du lingot,

2- le transfert de chaleur est entièrement convectif,

3- le front de fusion varie à une vitesse constante.

Le taux de fonte a été calculé en m/s en estimant la circulation de la vitesse du métal liquide. Le temps de fusion est alors donné par le temps nécessaire pour atteindre la moitié de la dimension la plus petite du lingot.

Le modèle expérimental est issu des résultats de leurs études expérimentales. Les auteurs ont divisé le processus d'après les deux stades décrits plus haut. La figure 1.50 rapporte ces trois modèles du temps de fusion en fonction de la température du bain. Ceux-ci corrèlent bien avec des temps mesurés expérimentalement. Pour un bain avec une température de 450

à 455°C, le temps de fusion d'un lingot est autour de 25 minutes.

Enfin, Dubois, Ségers et al (1995) ont évalué leur modèle physique pour deux géométries de lingots différentes. La figure 1.51 montre le graphe, ainsi calculé, du temps de fusion du lingot en fonction de la température du bain et de la géométrie du lingot. D'après le modèle physique, il existerait une variation du temps de fusion du lingot en fonction de sa forme. Les auteurs n'ont cependant pas validé ce résultat avec d'autres expériences.

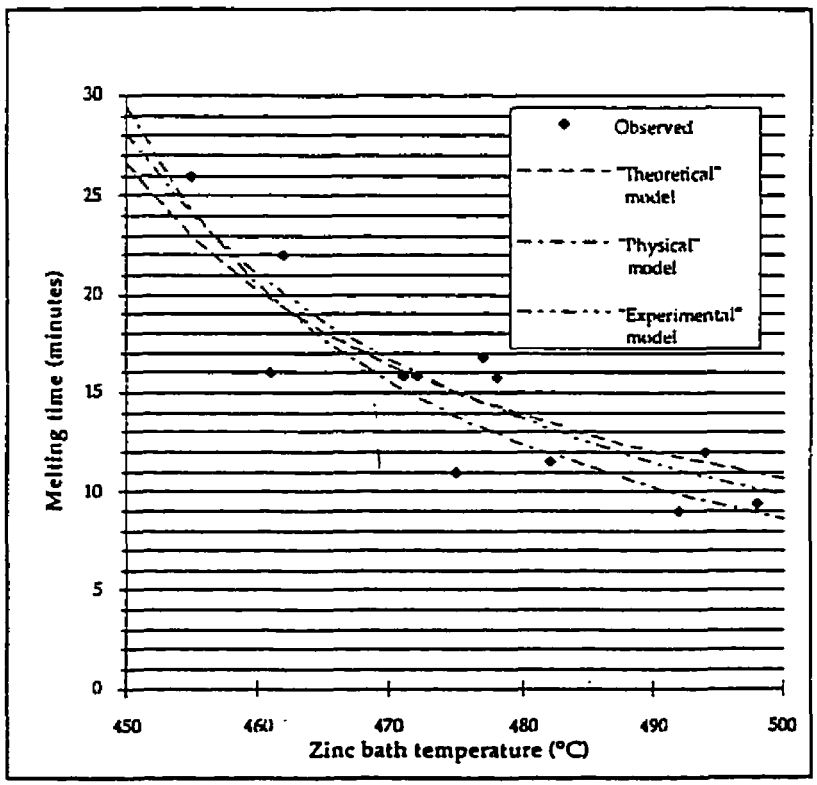


Figure 1.50 Courbes du temps de fusion en fonction de la température d'après les trois modèles proposés par Dubois, Ségers et al (1995)

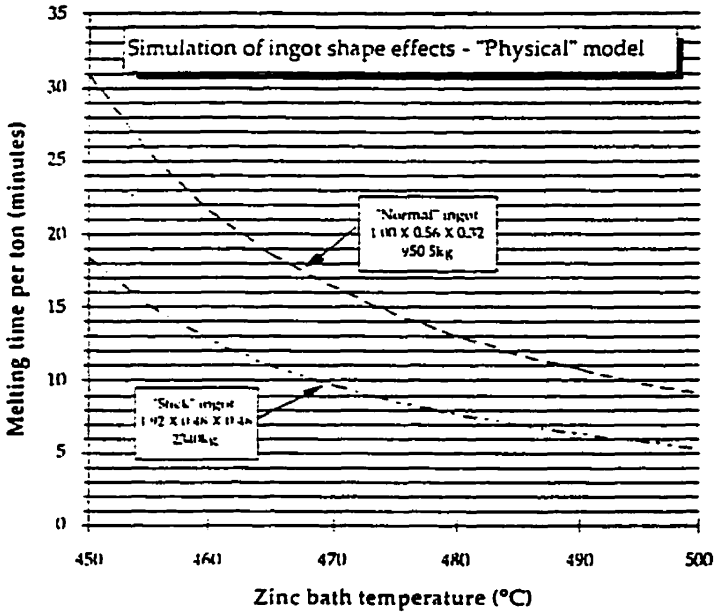


Figure 1.51 Courbes du temps de fusion en fonction de la température et de la géométrie du lingot ajouté d'après le modèle physique proposé par Dubois, Ségers et al (1995)

CHAPITRE 2

MODÉLISATION

Le but principal de ce projet est la caractérisation du transport de l'aluminium dans un bain de galvanisation. En fait, on cherche à connaître de quelle façon l'aluminium se répartit dans le bain et le temps d'homogénéisation du bain. La connaissance du temps de mélange complet de l'aluminium ainsi que la façon dont il se répartit dans le bain nous permettra de mieux envisager l'importance du transport de l'aluminium au niveau du procédé (composition de la couche inhibitrice et formation des intermétalliques).

Jusqu'à maintenant, nous avons vu que l'écoulement dans la cuve de galvanisation a pu être caractérisée à l'aide de deux méthodes: par l'observation du modèle physique à eau et par un calcul numérique à l'aide de la méthode des éléments finis. De plus, ces deux méthodes peuvent être utilisées pour évaluer un temps de mélange dans le bain, la qualité de mélange du bain et la visualisation du transport de l'aluminium dans le bain de galvanisation. Les deux méthodes soit, le modèle numérique en trois dimensions conçu par Ajersch, Binet et Paré (1995) et les essais de traceur acide dans le modèle physique à eau (Ajersch et Gagné, 1995), seront donc utilisés ici.

Une autre partie de ce projet vise à calculer les déplacements éventuels des particules intermétalliques dans le bain de galvanisation. On cherche à mieux connaître les

déplacements des particules pour savoir si leur présence éventuelle dans la masse du fluide nuit au procédé. Pour observer ces déplacements, des calculs de trajectoires de particules dans le modèle numérique 3-D du bain seront effectués à l'aide du logiciel FIDAP (FIDAP, 1993). Ces calculs permettront, d'une part, de visualiser le mouvement d'impuretés dans le bain de zinc et d'autre part de calculer un temps de circulation qui servira à des analyses de modèles de mixage à deux paramètres.

Le présent chapitre vise, dans un premier temps, à décrire des modèles de mixage à deux paramètres représentatifs de l'écoulement dans le bain de galvanisation. Ceux-ci serviront de modèles comparatifs pour les courbes expérimentales de traceur acide dans le modèle à eau. Ensuite, les méthodes utilisées pour calculer le transport de l'aluminium dans le bain de zinc et pour calculer des trajectoires de particules ainsi qu'un temps de circulation dans le bain seront présentées.

2.1 Modèles de mixage

La caractérisation du bain à l'aide de modèles de mixage à deux paramètres est ici entreprise pour trois raisons principales. Premièrement, l'étude précédente des mesures de traceur acide faites dans le bain à eau est discutable. Les auteurs (Ajersch et Gagné, 1995) émettaient l'hypothèse que l'ajout de traceur sous forme d'impulsion représentait un ajout en continu dans un réacteur de type piston. Comme ce n'est pas le cas, on peut s'attendre à ce que les

résultats qu'ils ont obtenus ne soient pas représentatifs de l'écoulement. La présence d'une montée de concentration suivie d'une descente en fonction du temps, observée sur les figures 1.38 et 1.39 serait d'ailleurs surprenante si le réacteur agissait comme un piston (avec un ajout sous forme d'impulsion). Deuxièmement, l'observation de l'écoulement dans le bain à eau montre clairement qu'on est en présence d'un écoulement avec recirculation, sans entrée ni sortie. L'analyse précédente ne tenait pas compte de ce fait important. Troisièmement, le réacteur, avec des ajouts en continu, semble bien se mélanger. Ceci est contradictoire avec le grand nombre de Peclet que les auteurs ont calculés, qui indique que le réacteur offre peu de mélange. Finalement, il est habituellement plus fréquent d'utiliser un modèle à deux paramètres pour décrire l'écoulement dans un réacteur réel. Ce sont ces modèles qui représentent le mieux la réalité du mélange dans un réacteur.

Pour ces raisons, les sections qui suivent exposent divers modèles de réacteurs avec recirculation qui se comparent mieux au type d'écoulement rencontré dans le modèle à eau.

2.1.1 Deux réacteurs parfaitement mélangés avec échange

Lors des essais dans le bain à eau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993), une observation importante fut faite: il n'existe que peu d'échange entre la zone intérieure à la feuille et la zone extérieure à celle-ci (figure 2.1). En émettant l'hypothèse que chacune de ces zones agit comme un réacteur parfaitement mélangé, on peut alors concevoir un modèle où les

deux volumes du bain sont des réacteurs parfaitement mélangés (CSTR) avec échange. De plus, on sait qu'il existe des zones mortes dans le bain. Les deux paramètres ajustables dans ce modèle sont alors le nombre de CSTR qu'on établit comme étant égal à deux d'après la physique du réacteur et le volume mort. Le schéma de la figure 2.2 montre le modèle à considérer.

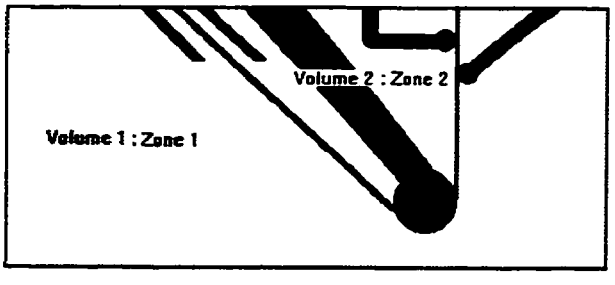


Figure 2.1 Schéma des volumes intérieur et extérieur à la tôle

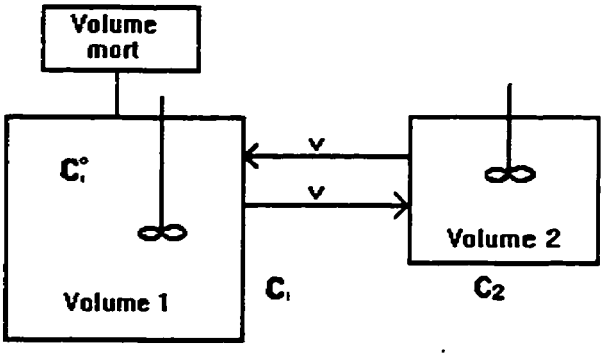


Figure 2.2 Modèle de deux CSTR avec échange et zone morte

Un bilan de masse dans chacun des CSTR donne (Fogler, 1992; Levenspiel, 1962):

$$V_1 \frac{dC_1}{dt} = \nu C_2 - \nu C_1 \qquad (24)$$

$$V_2 \frac{dC_2}{dt} = \nu C_1 - \nu C_2 \qquad (25)$$

où V_1 et V_2 sont les volumes à l'extérieur et à l'intérieur de la feuille, respectivement, C_1 et C_2 sont les concentrations dans ces volumes et ν est le débit d'échange. Les conditions initiales lorsqu'un ajout de traceur sous forme d'impulsion est effectué à l'arrière où à l'avant du bain (volume 1) sont les suivantes:

- à $t=t'$ $\qquad C_1=C_1^0$
- à $t=t'$ $\qquad C_2=0$

les équations 24 et 25 deviennent:

$$C_1 = \alpha_{11} C_1^0 + (1-\alpha_{11}) C_1^0 e^{X(t-t')} \qquad (26)$$

$$C_2 = \alpha C_1^0 \left(1 - e^{X(t-t')} \right) \qquad (27)$$

où $\alpha = V_1/V_{tot}$, $\quad V_{tot} = V_1+V_2+V_d$

et $\quad X = \left[\dfrac{-\nu}{V_{tot}\alpha_{11}(1-\alpha_{11})} \right]$

Dans ces équations, V_d est le volume mort et ν est le débit d'échange. Elles indiquent la variation de la concentration dans chacun des CSTR. À l'aide de ce modèle, on peut tracer

des courbes de la concentration évaluée dans les volumes 1 et 2 en fonction du temps. Ces courbes théoriques sont présentées à la figure 2.3.

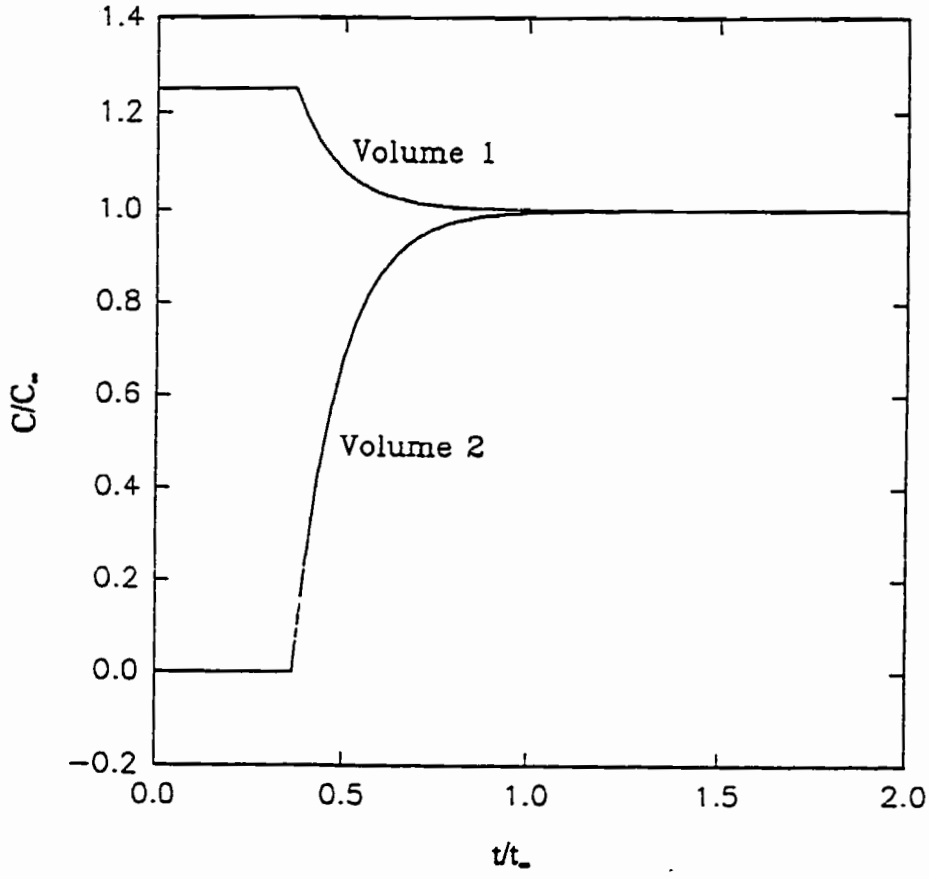


Figure 2.3 Évolution de la concentration en fonction du temps pour le modèle de deux CSTR avec échange et volume mort pour un ajout sous forme d'impulsion dans le volume 1

2.1.2 Le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)

Le deuxième modèle à avoir été considéré pour fin de comparaison aux résultats d'essais de traceur acide est le modèle proposé par Hartog, Holmes et Voncken (1964). Celui-ci a la particularité d'évaluer la recirculation de fluide dans un réacteur de type piston avec dispersion axiale. Le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) est un modèle de réacteur non-idéal dont les deux paramètres ajustables sont le temps de circulation (t_c) dans le réacteur et le nombre de Peclet. La figure 2.4 montre un schéma du modèle théorique.

La valeur de la concentration dans le réacteur avec recirculation en fonction du temps adimensionnel prend l'allure suivante:

$$\frac{C}{C_\infty} = \sqrt{\frac{Bo}{4\pi\theta}} \sum_{n=1}^{\infty} e^{-\frac{Bo}{4\theta}(\theta - n)^2} \qquad (28)$$

où C_∞: concentration lorsque le réacteur est entièrement mélangé (à $t \rightarrow \infty$),

θ : t/t_c: temps adimensionnel,

Bo: nombre de Bodenstein ($V_b L_b / D_l$).

Dans ce modèle, le nombre de Bodenstein est évalué à l'aide de la longueur d'une ligne de courant (qui recircule) moyenne L_b, de la vitesse moyenne d'une boucle de circulation moyenne V_b, et du coefficient de dispersion longitudinal D_l. À l'aide de cette équation, les

courbes de la figure 2.5 ont été tracées pour différents nombres de Bodenstein.

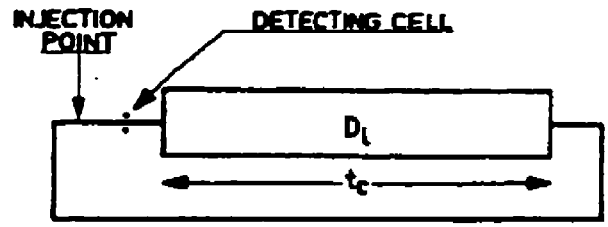


Figure 2.4 Le modèle: Piston avec dispersion et recirculation complète (Hartog, Holmes et Voncken, 1964)

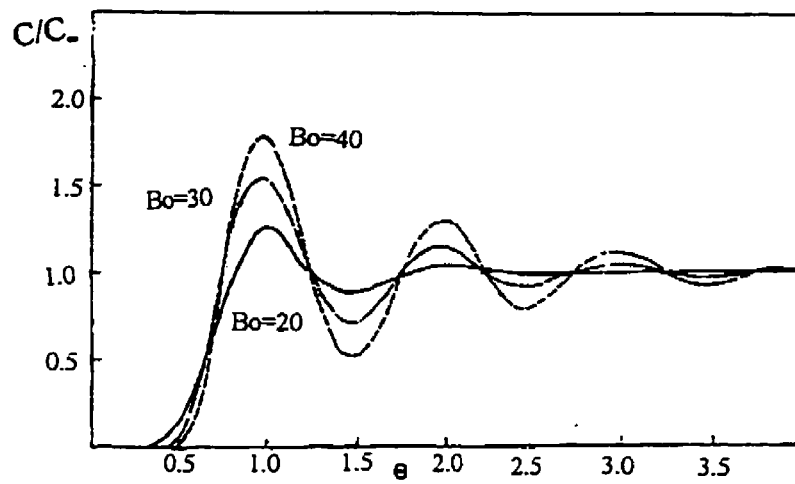


Figure 2.5 Courbes théoriques calculées à l'aide du modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)

Chacune des montées de ces courbes représentent le passage dans le réacteur pour un incrément de temps t_c qu'on appelle le temps de circulation. La valeur du nombre de Bodenstein influence l'allure de ces courbes. Plus celui-ci est grand, moins la dispersion est élevée et plus les montées sont prononcées. Lorsque le nombre de Bodenstein tend vers l'infini, les courbes prennent l'allure de la réponse que donne un réacteur de type piston avec des injections successives sous forme d'impulsion. Par contre, si le nombre de Bodenstein tend vers 1, les pics s'aplatissent et la réponse à une injection sous forme d'impulsion ressemblerait à celle que présente un CSTR.

2.1.3 Le modèle de van de Vusse (1962)

Le modèle de van de Vusse (1962) a été conçu pour un réacteur non-idéal avec un écoulement axial et radial (exemple figure 2.6). Les deux paramètres ajustables de ce modèle sont le temps de circulation et un nombre "n_b" qui représente le nombre d'étapes de mélange d'une boucle de circulation (mixing stages of a loop). Les boucles rencontrées dans le réacteur de la figure 2.6 (r_1 à r_3) ont été schématisées comme étant des circuits dans lesquels on retrouve des réacteurs (R_1 à R_5) caractérisés par une fonction de distribution spécifique (figure 2.7). Ce modèle a été utilisé, entre autre, pour décrire le processus de mélange dans un réacteur lorsqu'il n'existe pas d'entrée ni de sortie de fluide. L'équation de la concentration en fonction de temps prend alors la forme suivante:

$$\frac{C}{C_\infty} = n_b e^{\left(\frac{-n_b t}{t_c}\right)} g(at) \qquad (29)$$

où $at = n_b t/t_c$

C_∞: concentration lorsque $t \rightarrow \infty$,

n_b: nombre d'étapes de mélange d'une boucle de circulation,

T_c: temps de circulation,

g(at): fonction de la fonction de distribution.

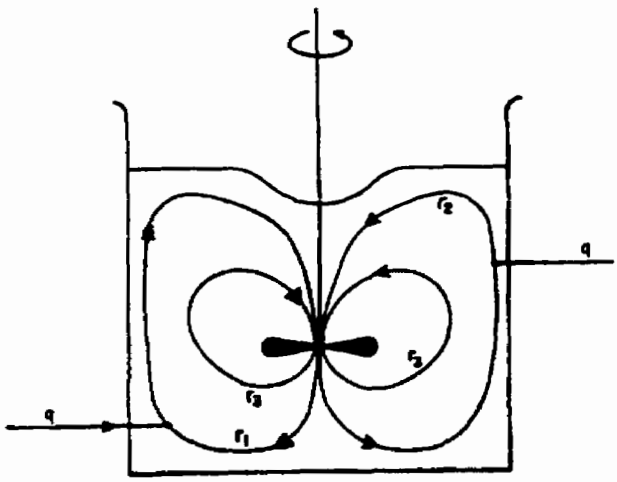


Figure 2.6 Schéma d'un modèle de réacteur avec un écoulement axial (van de Vusse, 1962)

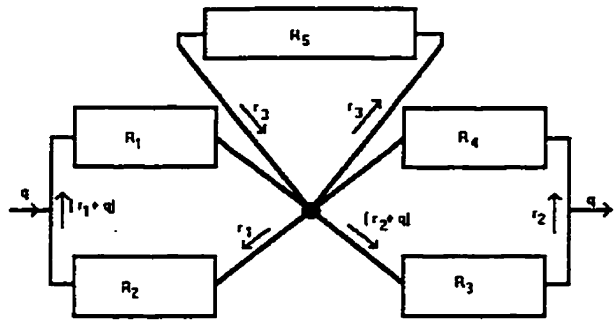


Figure 2.7 Schéma des boucles et des réacteurs, modèle utilisé pour les calculs mathématiques faits par van de Vusse (1962)

La figure 2.8 montre les courbes de cette équation pour des valeurs variables de "n_b" lorsqu'on envoie un traceur sous forme d'impulsion. Si n_b=1, le mélange est immédiat et reste constant (CSTR). Si $n_b \rightarrow \infty$, l'impulsion revient après chaque cycle (t/t =1,2,3,...) (Piston).

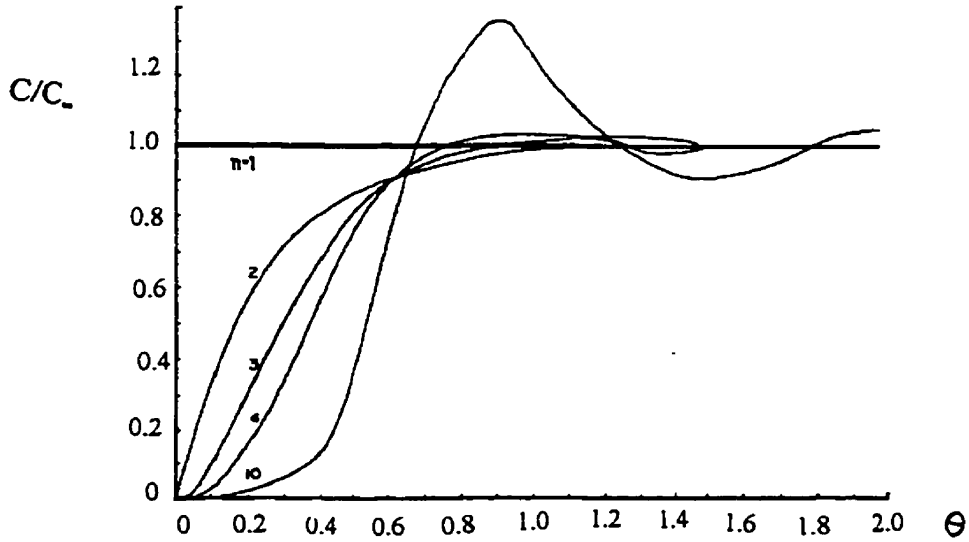


Figure 2.8 Courbes théoriques calculées à l'aide du modèle de van de Vusse (1962)

2.2 Trajectoires de particules

Le calcul de la trajectoire d'une particule est une utilité offerte par le logiciel FIDAP (FIDAP, 1993). Ce genre de calcul est effectué à partir d'un champ de vitesse calculé antérieurement. La position initiale de la particule est donnée par son adresse cartésienne ou bien par le numéro d'un des noeuds du maillage. Le déplacement que la particule effectue dans le temps peut être variable. Ainsi, on lui octroie un temps de résidence dans le bain ainsi qu'un incrément de temps pour lequel chaque résultat d'un calcul du déplacement de la particule dans le bain est rapporté sur l'image. Lorsque cet incrément de temps est suffisamment court, le trajet suivi par la particule est représenté par une ligne continu. Enfin, à chaque particule est attribuée un diamètre et une densité connus. Ainsi, il est possible de simuler des particules plus ou moins denses que le zinc tel que des intermétalliques d'aluminium ou de fer.

L'équation Lagrangienne qui régit le mouvement des particules est (FIDAP, 1993):

$$\frac{d u_i^p}{d t} = \frac{1}{t_r}(u_i - u_i^p) + f_i^p \qquad (30)$$

où u_i^p est la vitesse de la particule,

u_i est la vitesse du fluide (zinc liquide),

f_i^p est la combinaison des forces qui agissent sur la particule, incluant la force de gravité

et t_r est le temps de relaxation de la particule défini par:

$$t_p = \frac{4\rho_p D_p}{3\mu C_D Re^p} \qquad (31)$$

où μ est la viscosité du fluide, Re^p le nombre de Reynolds de la particule et C_D le coefficient de traînée d'une particule sphérique.

2.2.1 Calculs du déplacement d'intermétalliques

Il existe très peu de données concrètes dans la littérature qui permettent de calculer la trajectoire d'une particule d'intermétallique à l'aide de sa densité, de son diamètre, de son coefficient de traînée et de sa forme réels. Les seules valeurs mentionnées sont peu nombreuses et ne réfèrent qu'à la densité et à la grosseur des particules d'intermétalliques. Pour les intermétalliques de surface (Fe-Al-Zn), la densité moyenne évaluée dans la littérature est de 4130kg/m^3, et le diamètre est de 20 à plus de 100µm. Quant aux intermétalliques Fe-Zn, leur densité est mentionnée comme étant supérieure à celle du zinc et leur grosseur de 100 à 200µm (Bélisle, Gagné et Guttman, 1991).

Afin de calculer le déplacement d'intermétalliques à l'aide du modèle numérique, ces données et d'autres valeurs hypothétiques ont été utilisées pour observer qualitativement l'effet de la densité, du diamètre et de la position initiale de la particule. Des densités de 7600, 6600 et 4130kg/m^3 et des diamètres de 10, 100 et 1000 et 10000µm ont donc été

choisis arbitrairement pour les calculs. Les particules ont été insérées dans le modèle à l'avant, à l'arrière et au milieu du bain. Enfin, les particules ont été considérées comme étant sphériques. Un exemple des entrées de données dans le logiciel FIDAP pour le calcul de trajectoire de particules est présenté en annexe A.

2.2.2 Calcul du temps de circulation

À l'aide du modèle numérique précédemment conçu et de la possibilité offerte par FIDAP de calculer les trajectoires de particules dans le bain, des calculs de temps de circulation ont pu être effectués. L'évaluation d'un temps de circulation a été effectuée dans le but de caractériser la valeur de t_c nécessaire à la comparaison des essais de traceur acide rapportés par Gagné et al (1995) avec les modèles de mixage de Hartog, Holmes et Voncken (1964) et de van de Vusse (1962). Bien que la valeur du temps de circulation et celles des autres paramètres de ces deux modèles de mixage (n_b et Bo) auraient pu être calculés en analysant les courbes du modèle à eau, nous avons choisi d'utiliser le modèle numérique pour calculer t_c.

La simulation numérique en 3-D avait été construite pour représenter un bain de galvanisation réel. Comme les essais de traceur acide ont été effectués dans le modèle à eau, la première étape fut de transformer le modèle numérique pour qu'il soit semblable à celui du bain à eau. La densité, la viscosité, la vitesse de la tôle ainsi que les dimensions du

modèle numérique ont été modifiées à cette fin. Le tableau 2.1 montre les modifications apportées au modèle. Le calcul a ensuite été relancé. L'écoulement du bain recalculé conserve le même aspect général que celui calculé pour un bain de zinc.

Ensuite, plusieurs calculs de trajectoires de particules pour différents endroits d'injection dans le bain ont été lancés. Le diamètre des particules a été donné comme étant de 100μm et leur densité égale à celle du fluide soit, 1000kg/m^3. Pour évaluer le temps de circulation, des incréments de temps de une seconde ont été introduits dans le logiciel afin que le déplacement de la particules soit affiché à l'écran de façon ponctuelle. De cette manière, il est possible de calculer le temps nécessaire au déplacement de la particule d'un point A à un point B.

Tableau 2.1 Valeurs modifiées sur le modèle numérique

	Bain à eau	Bain de zinc
Échelle de grandeur	1/2	1
Vitesse de la tôle	3,5m/s	1,67m/s
Densité du fluide	1000kg/m^3	6600kg/m^3
Viscosité du fluide	0,001Pa.s	0,0037Pa.s

2.3 Modèle numérique

Le calcul numérique en trois dimensions par éléments finis a été utilisé pour simuler la répartition d'un ajout d'aluminium dans le bain de galvanisation. Pour ce faire, une méthode semblable à celle utilisée pour calculer la dispersion de l'aluminium dans le modèle en deux dimensions a été choisie. Le calcul convergent du champ de vitesse a été pris comme base de l'écoulement et l'aluminium a été ajouté sur le modèle en imposant une concentration constante et un flux constant sur diverses surfaces du bain. Les hypothèses émises pour le calcul en deux dimensions ont été conservées pour le calcul en trois dimensions:

1- la distribution du champ de vitesse est permanente alors que la concentration de l'espèce ajoutée varie dans le temps,

2- les effets de la convection thermique sont négligés,

3- pas de réaction chimique ou de consommation d'aluminium dans le bain et sur la feuille.

4- initialement, il n'y a pas d'aluminium dans le bain

L'équation de transport d'une espèce chimique ajoutée aux équations de continuité et de mouvement est la suivante (FIDAP, 1993):

$$\rho \left(\frac{\partial C_{Al}}{\partial t} + \underline{v} . \nabla C_{Al} \right) = \rho \nabla . (\alpha_{Al-Zn} \nabla C_{Al}) + q_{Al} \qquad (32)$$

Cependant, pour faciliter les calculs et rendre la convergence plus rapide, cette équation a été utilisée sous sa forme adimensionnelle, soit (FIDAP, 1993):

$$\frac{\partial C^*}{\partial t^*} + \underline{v}^* C^* = \frac{1}{Pe_d} \nabla^2 C^* + q^* \qquad (33)$$

où C* est la concentration adimensionnelle (C/C_∞, C_∞ étant la concentration à $t \to \infty$),

t* est le temps adimensionnel (tV/ L),

$\underline{v}^*$ est le vecteur vitesse adimensionnel (v/V),

Pe_d est le nombre de Peclet diffusif où $Pe_d = VL/\alpha_d$ avec V et L la vitesse et la longueur caractéristiques, ρ et α_d le coefficient de diffusivité massique.

et q* est le terme de source adimensionnalisé ($LS/\rho V$).

Pour entrer cette équation dans le logiciel FIDAP, la vitesse caractéristique V a été choisie comme étant la vitesse de la tôle (V=1,67m/s) et la longueur caractéristique L comme étant unitaire (L=1m). Comme la valeur de α_d est très petite (de l'ordre de $1 \times 10^{-5} cm^2/s$ pour les métaux liquides), le nombre de Pe_d choisi au départ était de $Pe_d \to \infty$. Mais, comme il le sera présenté plus tard, le temps de mélange du bain était trop long après cette simulation. Par la suite, la valeur de Pe_d a été ajustée de sorte que le mélange dans le bain prenne un temps proportionnel aux essais de traceur acide effectués en continu. À ce moment, la valeur de Pe_d devient VL/α_{eff} où $\alpha_{eff} = (\alpha_{df} + \alpha_t)$ est le coefficient de diffusivité effectif. Celui-ci tient compte non seulement de la diffusivité massique mais aussi de la diffusivité turbulente due

à la présence de zones turbulentes. Dans cette section, mentionnons seulement que le nombre de Peclet de diffusivité effective choisi est de 25.

Dans le logiciel FIDAP la source doit être donnée en $kg/m^3.s$ (FIDAP, 1993). La valeur du flux de l'aluminium sous forme de source peut être évaluée à l'aide des courbes de la longueur visible en fonction du temps données par Dubois, Ségers et al (1995). À partir de ces courbes, la masse fondue par seconde (kg/s) a été calculée pour la région où le taux de fusion du lingot est constant (zone se trouvant entre 6 et 14 min). Cette valeur a ensuite été divisée par le volume total d'un lingot. On obtient alors un flux massique de 8,1 $kg/m^3.s$. En adimensionnalisant celui-ci, la valeur de la source qu'on entre dans le logiciel devient $q^* \approx 0{,}001$.

La concentration adimensionnelle donnée comme condition frontière aux endroits d'addition est de 1 en supposant la concentration maximale à l'endroit d'addition en tout temps lorsque l'espèce se répartit dans le bain. La simulation de l'addition d'aluminium qui sera effectuée par éléments finis représentera alors une addition en continu d'aluminium dans le bain de zinc. Un exemple de listing des entrées de données dans le logiciel FIDAP est fournis à l'annexe B.

Le calcul de la dispersion de l'aluminium dans le modèle numérique du bain de galvanisation a été lancé en fonction du temps jusqu'à ce que le régime permanent soit

atteint et que le mélange dans le bain soit complet et homogène. Ce calcul a été effectué pour neuf régions d'addition hypothétiques. Un des inconvénients dans la délimitation de ces régions est qu'on ne peut donner avec exactitude la grandeur de la surface où on désire ajouter l'aluminium. Ces régions ont être délimitées par ce qu'on nomme une "entité" dans le maillage de départ. Comme ces entités sont fixes et établies lors de la construction du maillage, on ne peut les modifier une fois le calcul du champs de vitesse calculé.

La figure 2.9 schématise les régions d'addition. Six d'entre elles se trouvent à la surface supérieure du bain, soit une à l'arrière, une à l'avant et quatre au centre, plus ou moins près du museau. Ces régions servent à simuler un ajout d'aluminium près de la surface du bain. Trois autres régions se situent sous le bain, dans la section arrière. Ces régions ne peuvent évidemment pas représenter un ajout d'aluminium par le dessous. Elles servent simplement à simuler de façon très hypothétique l'ajout d'un lingot submergé dans le bain.

Le critère de convergence du calcul de la dispersion d'un espèce, à chaque incrément de temps, dans le modèle est le même que celui utilisé pour le calcul de l'écoulement. Cependant, la présence d'une variable temporelle dans le calcul nécessite d'autres critères de convergence. D'abord, on doit choisir une technique de calculs. La règle implicite de Euler a été choisie (FIDAP, 1993). Ensuite, un premier incrément de temps doit être donné (0.01 dans notre cas). Les incréments de temps suivants sont évalués par le logiciel à partir de la troncation de l'erreur sur le temps local, pour chaque incrément de temps. Le logiciel

calcule la valeur de l'incrément de temps à venir pour chaque fois que le calcul doit être entrepris à partir d'une erreur relative maximale à chaque incrément de temps (0.001 par défaut). Ainsi, le calcul temporel s'effectue à chaque pas de temps jusqu'à sa valeur maximale (60) ou jusqu'à ce que la différence entre deux pas de temps soit inférieure à $1X10^{-3}$ et qu'on considère que le régime permanent soit atteint. On indique finalement le nombre maximum de fois pour lesquelles le calcul doit être effectué (NSTEPS=60 ici).

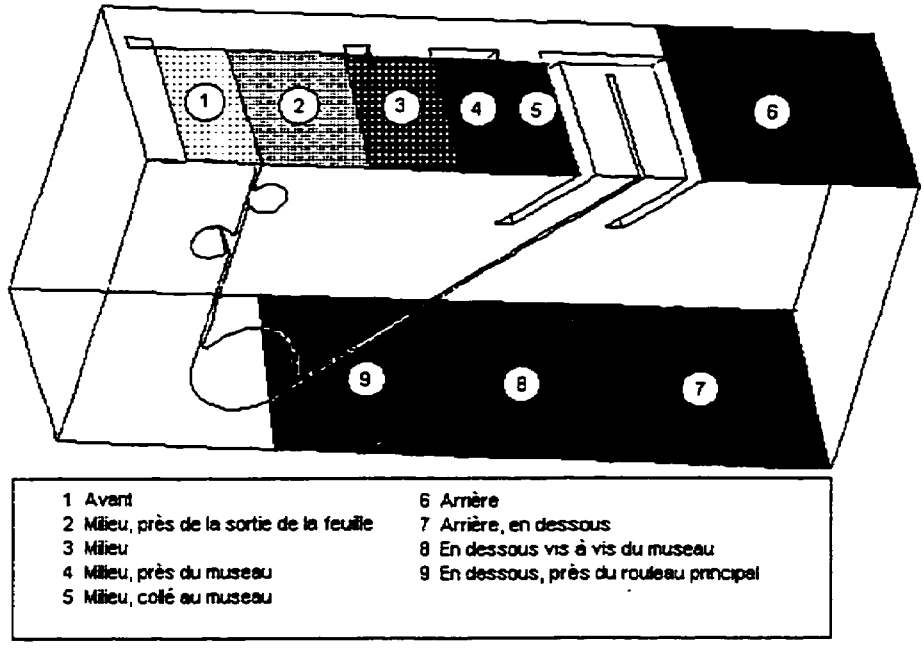


Figure 2.9 Schéma des régions d'addition d'une espèce dans le modèle numérique

Enfin, pour fin de comparaisons des calculs de la répartition d'une espèce ont été effectués à l'aide du modèle numérique modifié pour qu'il soit semblable au modèle à eau (voir section 2.2.2). De la même manière que pour le bain de zinc, le nombre de Peclet diffusif utilisé est de 25. Les valeurs de source et de condition frontière sont les mêmes que celles choisies pour le bain de zinc, vu leur nature adimensionnelle. La vitesse caractéristique utilisée est de 3,5m/s et la longueur de 0,5m, soit de la moitié de celle du bain réel. Le choix de ces valeurs fait en sorte que ce modèle sera comparable au modèle à eau tel que conçu par Ajersch, Gagné et Paré (1993).

CHAPITRE 3

RÉSULTATS, ANALYSES ET DISCUSSION

Les résultats obtenus suite aux divers travaux entrepris dans ce projet sont rapportés dans ce chapitre. Dans un premier temps, les résultats des calculs de trajectoire de particules et de temps de circulation seront présentés. Ensuite, les analyses faites à l'aide des modèles de mixage et des essais de traceur acide seront résumées. Finalement, les résultats des calculs de transport d'une espèce dans le bain seront discutés.

3.1 Trajectoires de particules

3.1.1 Calculs du déplacement d'intermétalliques

Les résultats obtenus suite aux calculs de déplacement de particules dans le bain sont présentés sous forme de figures. Dans la majorité des cas, ces figures représentent le bain en trois dimensions selon des vues planes. Sur chacune de celles-ci, la densité, l'endroit de départ et le diamètre de la particule sont différents. Le tableau 3.1 résume ces variables pour chaque figure. L'endroit de départ de la particule est identifié par la lettre "D" et son arrivée par la lettre "A". Des flèches indiquent le sens du déplacement.

Tableau 3.1 Résumé des figures 3.1 à 3.10

Figures	Départ	Densité (kg/m^3)	Diamètre (μm)	Remarques
3.1	Arrière	6600	1000	Arrivée au bas de la feuille
3.2	Milieu	6600	1000	Trajet plus long que 3.1
3.3	Arrière	7600	1000	Arrivée rapide au bas de la feuille
3.4	Arrière	4130	1000	Remonte dans le museau
3.5	Avant	4130	1000	-----
3.6	Milieu	4130	1000	-----
3.7	Milieu	4130	1000	Vue isométrique de 3.6
3.8	Milieu	4130	100	-----
3.9	Milieu	4130	10	Trajet très long
3.10	Milieu	4130	10000	Trajet très court

Ces calculs ont permis de visualiser les différences des trajets suivies par la particule selon sa position de départ. Les particules se déplacent en plusieurs endroits du bain, traversant la région centrale vers les régions arrière et avant (et vice versa), en contournant la feuille. Toutes les trajectoires suivies par les particules peuvent être confirmées par l'examen de l'écoulement général dans le bain calculé par Ajersch, Binet et Paré (1995).

Il est important de noter que la coupure effectuée dans le maillage au niveau de la rencontre

entre la feuille et les rouleaux a engendré certaines difficultés au niveau des calculs de trajectoires de particules. En effet, à ces endroits un flux de fluide passe à travers les entités et crée la perte des particules lorsqu'elles y sont entraînées, car elles sortent de la zone de définition du maillage et le calcul n'est alors plus possible. Cependant, dans une situation réelle, ce genre de situation peut arriver si une particule d'intermétallique va se loger entre le rouleau et la feuille. Dans le même cadre d'idées, lorsqu'une particule atteint un endroit où la vitesse ou les gradients de la vitesse sont nuls, son déplacement peut s'arrêter.

La position à laquelle la particule est insérée affecte le trajet que celle-ci peut suivre. Les figures 3.1 et 3.2 montrent clairement cette caractéristique pour des particules de densité égale au zinc et de diamètre de 1000μm. Lorsque la particule est injectée à l'arrière (figure 3.1), elle va se perdre plus rapidement au bas de la feuille que lorsqu'elle est introduite au milieu. De plus, la figure 3.2 montre que le trajet effectué ne va pas à l'arrière de bain. Cette zone présente d'ailleurs un écoulement très faible, voir une zone morte.

Lorsqu'une particule de densité supérieure à celle du zinc est introduite dans le bain à la même position que la figure 3.1, elle va se perdre très rapidement au bas de la feuille, sans être entraînée par les grandes zones de circulations du fluide (figure 3.3). La figure 3.4 montre le même endroit de position de départ que les figures 3.1 et 3.3, mais pour une particule de densité égale à 4130kg/m^3, soit celle d'intermétalliques de surface. On voit que la particule remonte très vite dans le conduit du museau où elle y reste.

Une particule dont la densité est moindre que celle du zinc a été positionnée à divers endroits dans le bain. Selon sa position, elle suit des trajectoires variables. Lorsqu'elle est placée à l'arrière, elle se perd dans le museau, comme vu auparavant. Par contre, lorsqu'elle est introduite à l'avant et au centre (figures 3.5 et 3.6) elle se promène dans le réacteur en suivant des chemins différents. Une vue isométrique de la figure 3.6 permet de mieux comprendre le trajet suivi par cette particule (figure 3.7). La particule introduite au milieu se dirige vers l'arrière du bain en passant entre la feuille et le mur extérieur, fait une boucle, se dirige vers l'avant du bain en passant sous la feuille, contourne encore la feuille, passe dans le milieu, retourne à l'arrière, fait plusieurs boucles et va finalement se perdre au bas de la feuille. Cette figure illustre bien le mouvement tridimensionnel des particules et de l'écoulement dans le bain.

L'introduction au même endroit d'une particule de densité égale que celle de la figure 3.6 mais avec un diamètre plus petit (100μm) montre que celle-ci est plus facilement entraînée au bas de la feuille (figure 3.8). Cependant, avec un diamètre beaucoup plus petit (10μm), la particule est entraînée partout dans le bain selon une trajectoire très complexe (figure 3.9). Il est d'ailleurs intéressant de voir sur cette figure que la particule ne va pas dans les zones d'écoulement très faible du bain, tel que sommairement observé à la figure 3.2. Par contre, une particule dont le diamètre est très important (10000μm) montre très peu de déplacement (figure 3.10).

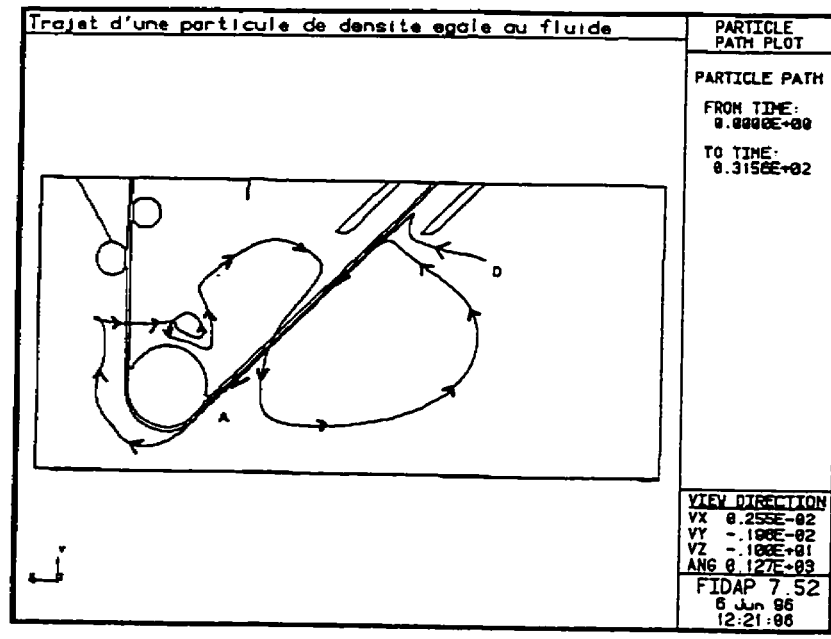


Figure 3.1 Trajectoire d'une particule de densité égale au zinc liquide et de diamètre de 1000µm injecté à l'arrière du bain

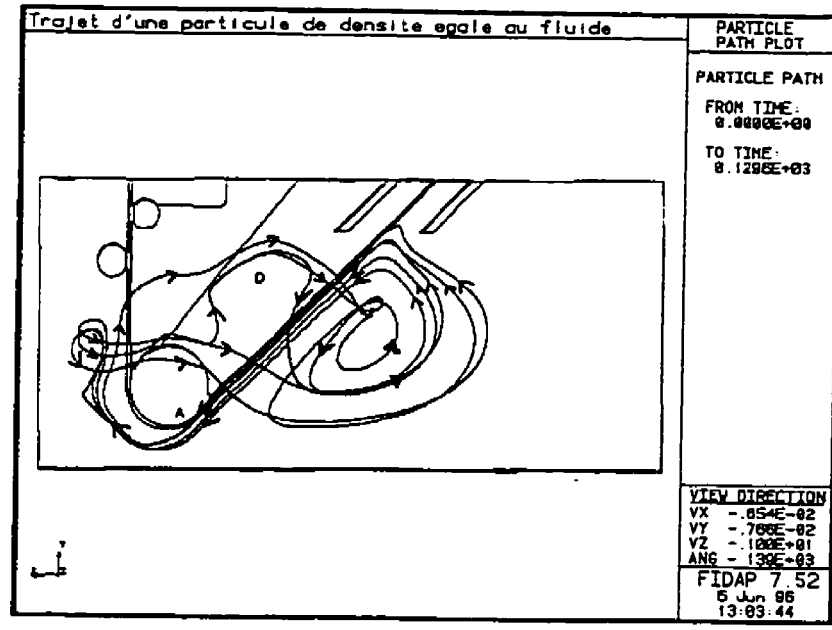


Figure 3.2 Trajectoire d'une particule de densité égale au zinc liquide et de diamètre de 1000µm injecté au centre du bain

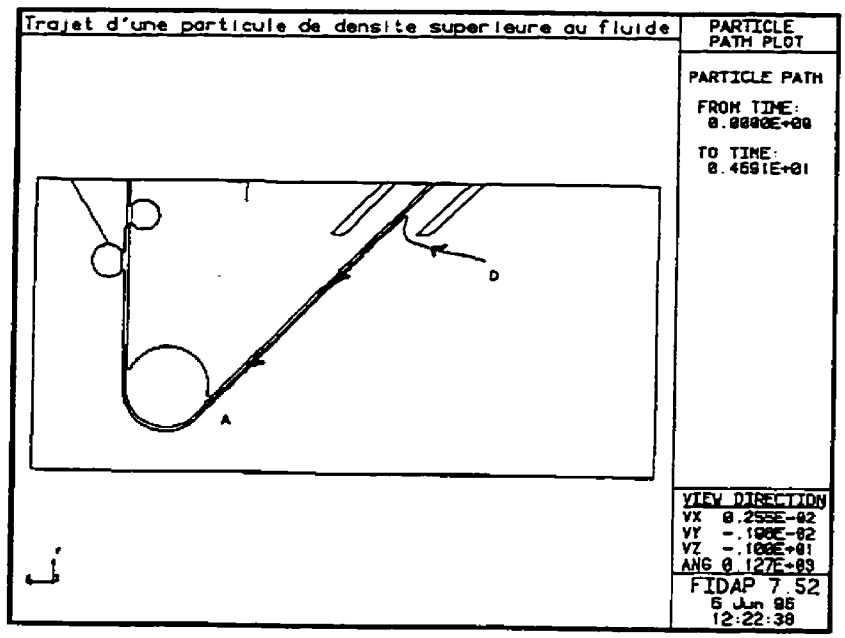


Figure 3.3 Trajectoire d'une particule de densité supérieure au zinc liquide et de diamètre de 1000µm injecté à l'arrière du bain

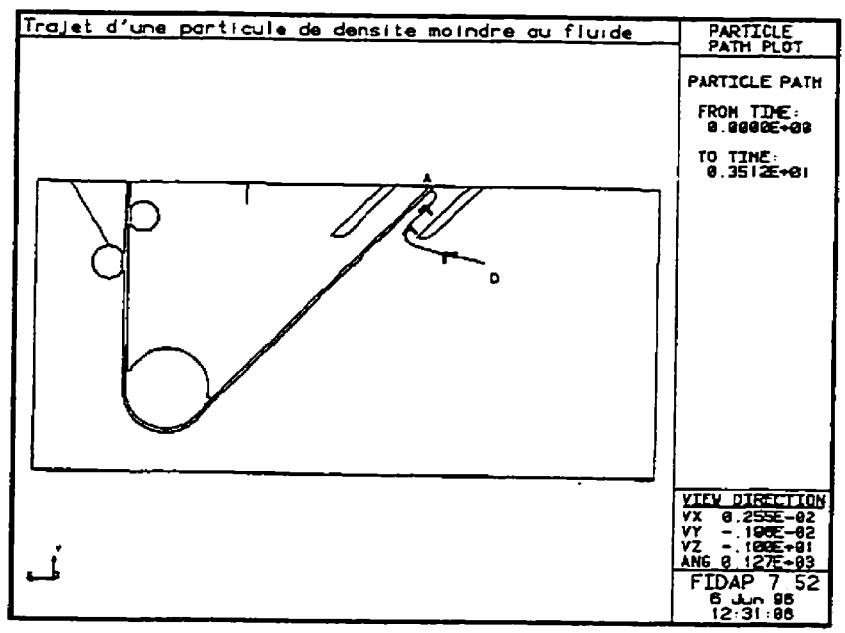


Figure 3.4 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000µm injecté à l'arrière du bain

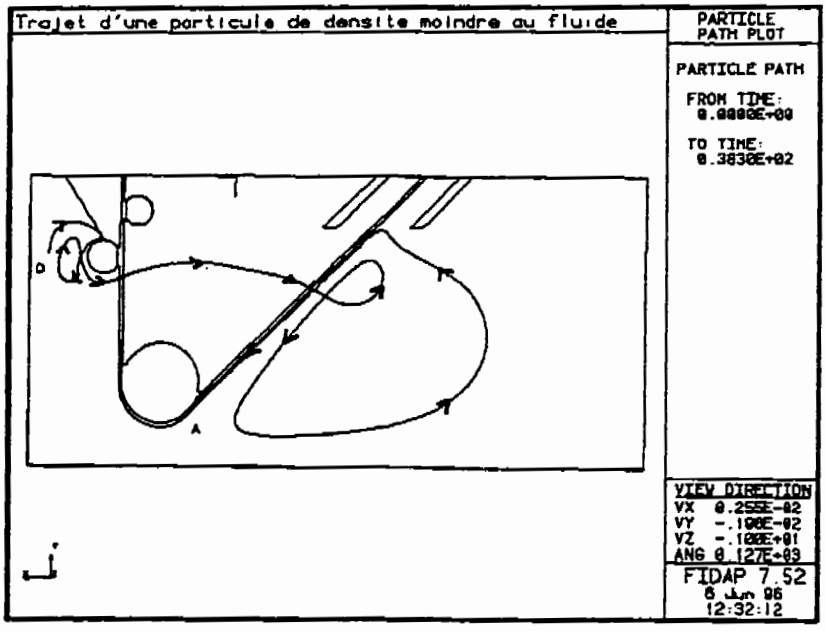


Figure 3.5 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté à l'avant du bain

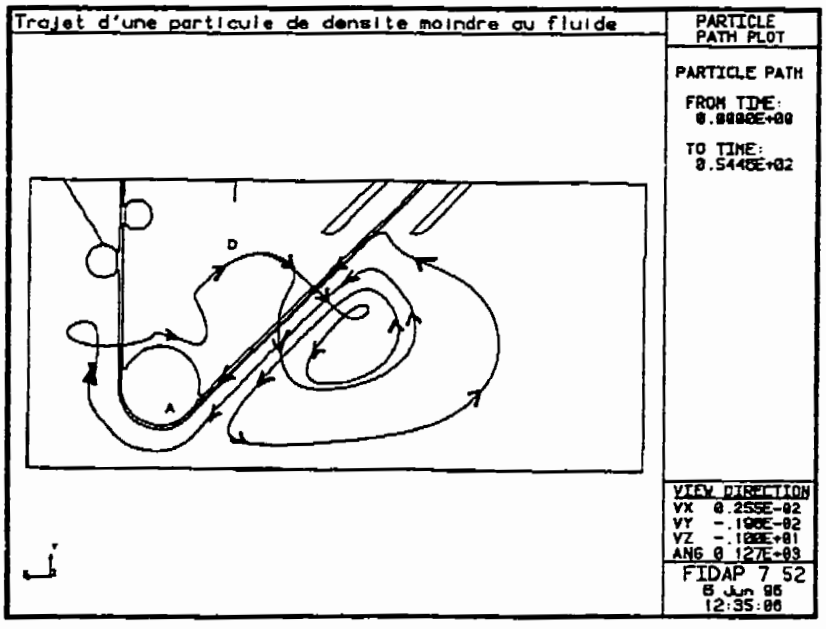


Figure 3.6 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000μm injecté au milieu du bain

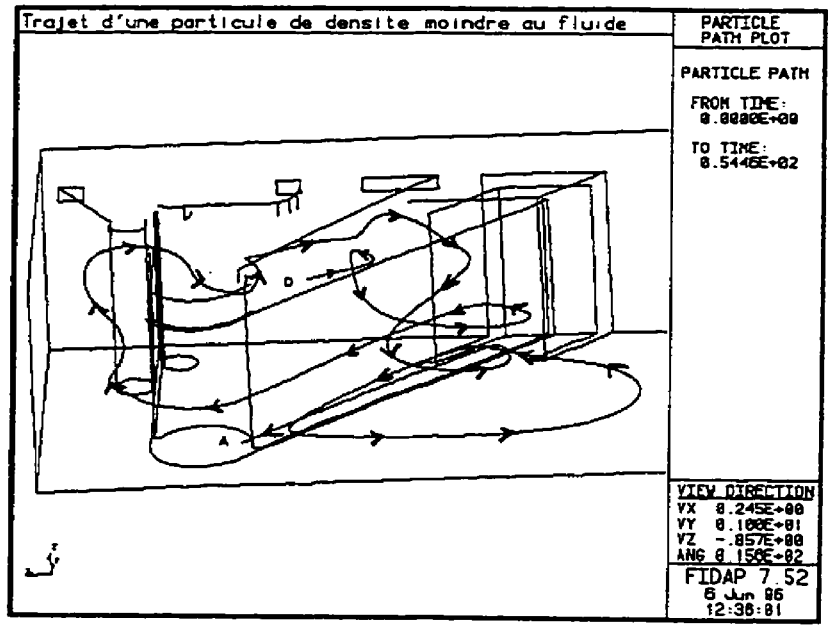


Figure 3.7 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 1000µm injecté au milieu du bain, vue isométrique

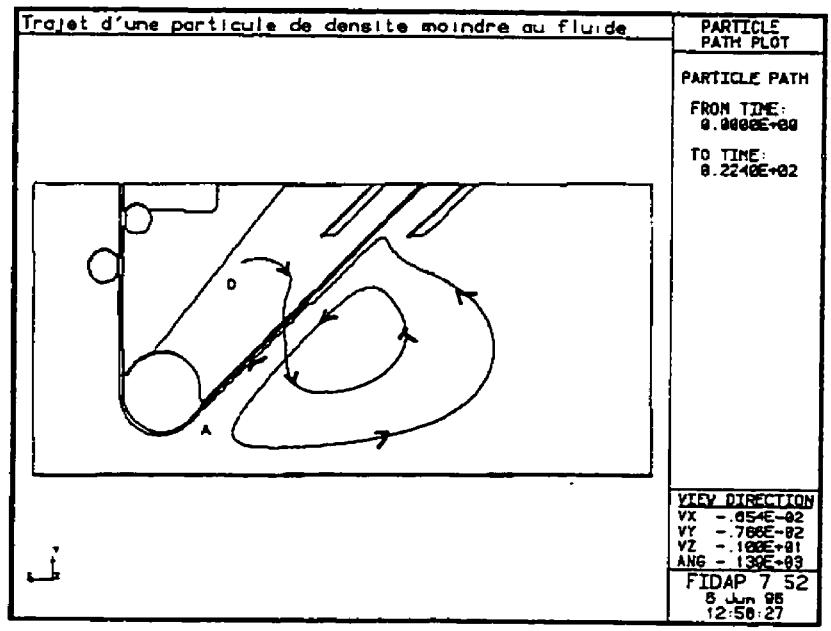


Figure 3.8 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 100µm injecté au milieu du bain

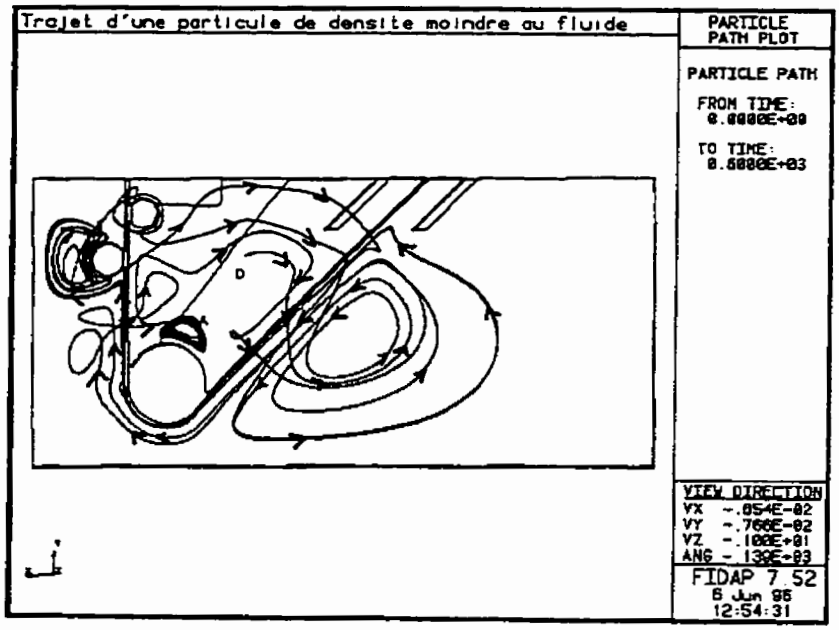


Figure 3.9 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 10µm injecté au milieu du bain

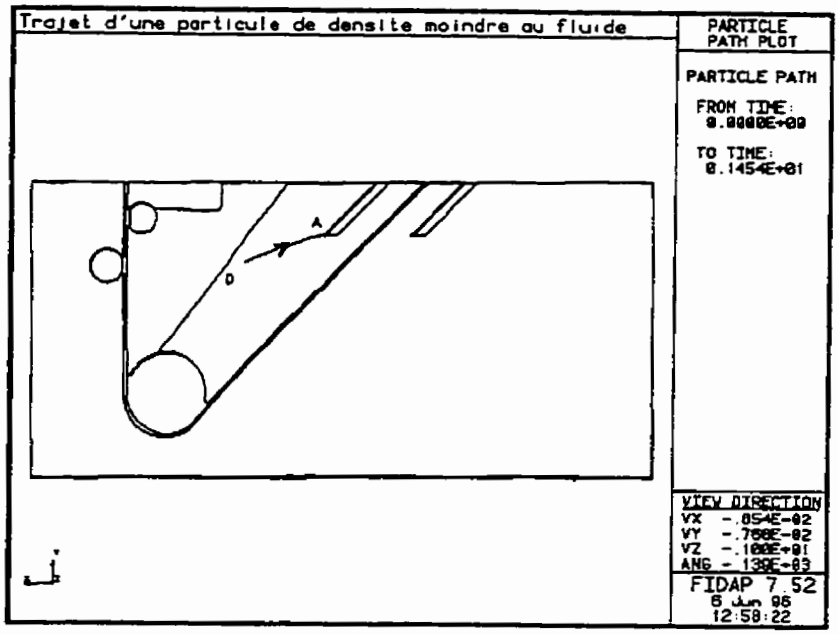


Figure 3.10 Trajectoire d'une particule de densité moindre au zinc liquide et de diamètre de 10000µm injecté à l'arrière du bain

3.1.2 Calcul du temps de circulation

De la même façon que pour les déplacements d'intermétalliques dans le bain de zinc, un grand nombre de calculs de trajectoire de particules ont été effectués et observés dans le modèle numérique transformé en modèle à eau. L'observation des différents trajets a permis d'établir deux principaux schémas de circulation répétitifs (figures 3.11 et 3.12).

La première trajectoire se situe dans le haut du bain. Une particule injectée dans cette région passe de l'avant à l'arrière du bain en contournant la tôle et en restant quelques temps dans le milieu du bain (figure 3.11). La deuxième trajectoire typique se situe plus bas dans le bain. La particule circule aussi de l'avant à l'arrière du bain, mais passe sous la tôle pour ensuite revenir dans le centre du bain (figure 3.12).

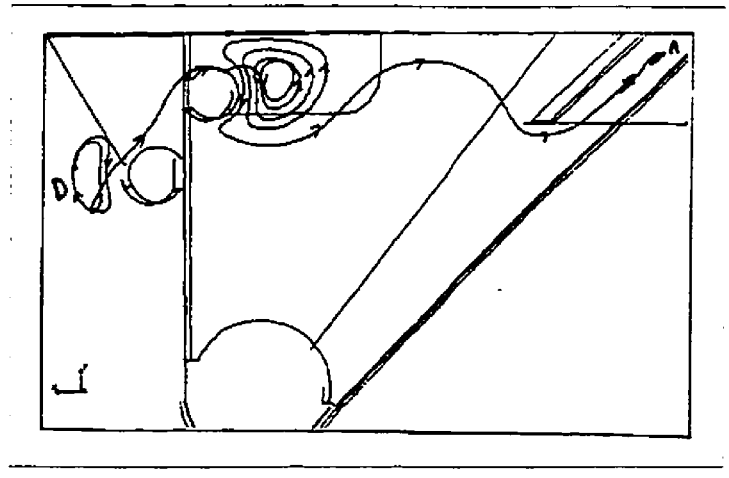


Figure 3.11 Trajectoire typique d'une particule dans le haut du bain

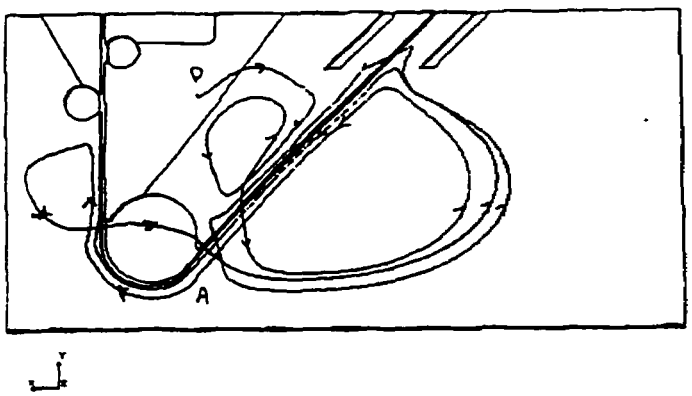


Figure 3.12 Trajectoire typique d'une particule dans le bas du bain

En calculant les temps nécessaires pour effectuer les deux parcours, on obtient, en moyenne un temps de 11 secondes pour le premier trajet et un temps de 19 secondes pour le second. À partir de ces résultats, on peut émettre l'hypothèse que le temps de circulation d'une particule dans le bain est celui qu'elle prend pour faire le premier chemin additionné au temps pris pour faire le second. De cette manière, le temps de circulation total d'une particule serait, en moyenne, de 30 secondes.

3.1.3 Discussion sur les calculs de trajectoires de particules

Les calculs de trajectoires de particules à l'aide du modèle numérique ont permis de visualiser le déplacement d'intermétalliques dans le bain ainsi que de calculer un temps de

circulation. D'après les résultats de déplacement d'intermétalliques dans le bain, ceux-ci peuvent suivre différentes trajectoires tridimensionnelles dans le fluide. La densité, le diamètre et la position de départ des particules affecte le trajet que celles-ci effectuent. Cependant, de façon générale les particules qui se déplacent restent confinées dans la masse moyenne du fluide, en étant entraînées surtout aux endroits où les gradients de vitesse sont les plus importants. En fait, les particules n'ont pas tendance à aller vers les zones mortes dans le bain (figure 3.2 et 3.9). De plus, il semble d'après ces résultats que les particules n'ont pas tendance à aller au milieu du bain. Aussitôt qu'elles approchent cette région, elles sont entraînées vers l'arrière ou vers l'avant du bain. Par contre, s'il advient que la particule se rende au milieu et centre du bain, elle peut rester prise dans cette zone (figure 3.9).

Les particules de densité plus faible que celle du zinc présentent, en général, un déplacement qui a plus tendance à remonter vers la surface que des particules plus denses ou de même densité que le zinc (figures 3.1, 3.3 et 3.4 ainsi que figures 3.2 et 3.9). De même, des particules dont le diamètre est grand sont moins facilement entraînées dans le fluide par rapport à celles dont le diamètre est très petit.

Les essais effectués pour évaluer le temps de circulation ont permis de visualiser deux zones principales de circulation de fluide dans le bain. L'une se trouve plutôt dans le haut du bain et l'autre dans le bas. Ainsi, il est possible de croire, d'après cette observation, que les particules qui se retrouvent dans le haut du bain restent prises dans les tourbillons de cette

région.

Bien que les essais de trajectoire de particules soient utiles et conduisent à des résultats intéressants, les simulations effectuées pour une seule particule à la fois ne considèrent pas les interactions entre particules. Ceci pourrait affecter leur déplacement et la viscosité du fluide dans lequel elle se trouve. Une autre limitation à ces calculs est l'absence de réactions entre les éléments chimiques dans le bain et les particules. De la même façon, la forme des intermétalliques dans le bain n'est certainement pas sphérique, ce qui affecte entre autre le coefficient de traînée et par conséquent le déplacement subi.

De plus, les valeurs de densité et de diamètre utilisés pour les calculs ne sont que des données hypothétiques étant donné l'absence de connaissances représentatives sur ces valeurs. Il serait intéressant d'obtenir un plus grand choix de valeurs réelles pour ces deux propriétés.

Finalement, même si le calcul de l'écoulement dans le bain est laminaire, on peut s'attendre à ce que des régions de turbulence existent près des régions les plus agitées, près de la feuille et des rouleaux. La présence de turbulence pourrait probablement entraîner les particules plus rapidement à la surface de la feuille.

3.2 Modèles de mixage

Dans cette section, les essais de traceur acide dans le bain à eau effectués par Ajersch et Gagné (1995) sont comparés aux trois modèles de mixage présentés précédemment. Seulement les résultats obtenus lors d'une injection sous forme d'impulsion effectuée à l'avant et à l'arrière sont utilisés.

3.2.1 Deux réacteurs parfaitement mélangé avec échange

Pour pouvoir comparer ce modèle aux résultats de traceur acide, il faut connaître les différentes variables des équations 26 et 27, présentées au Chapitre 2, qui représentent la concentration en fonction du temps. L'examen de ces équations permet d'en tirer quelques informations. D'abords, lorsque t est grand, la valeur de l'exponentielle tend vers zéro. À ce moment, l'expression "$\alpha_v C_1^0$" indiquera la valeur de la concentration dans le réacteur complètement mélangé. Les courbes expérimentales, avec ajout de HCl à l'arrière du bain(figure 1.38) montrent que la concentration, lorsque le bain est homogène (t>60s), se trouve près de $8X10^{-4}$mol/L. De plus, on sait que la concentration initiale dans le bain est de $1X10^{-3}$mol/L et que le volume total est de 2950L.

On aura alors:

$$\alpha_v C^0_1 = 8X10^{-4}\text{mol/L}$$
$$\text{et } V_1 = 2360\text{L}$$

Comme on sait que le volume réel de la zone 1 est de 2700L dans le bain à eau, on peut calculer le pourcentage de volume mort soit,

$$V_d/V_{tot} = ((2700-2360)/2950)X100 = 12\%$$

Le débit entre les deux régions du bain a été évalué empiriquement comme étant de 45L d'eau par seconde. De plus, on observe que le temps nécessaire avant qu'une concentration initiale apparaisse dans le volume 2 et que le volume 1 soit mélangé est autour de 22 secondes. Les équations 26 et 27 deviennent alors:

$$C_2 = 8X10^{-4} + 2X10^{-4}e^{-0.14(t-22)} \qquad (34)$$

$$C_2 = 8X10^{-4}(1 - e^{-0.14(t-22)}) \qquad (35)$$

Ces deux courbes ont été tracées et comparées aux valeurs expérimentales, lorsque le traceur a été injecté à l'arrière du bain (figure 3.13).

On aura pour ce modèle un nombre de CSTR équivalent égal à deux et un volume mort de 12%. Ceci indique que le réacteur, s'il suivait ce modèle, aurait une bonne capacité de mélange (près de celui d'un CSTR idéal).

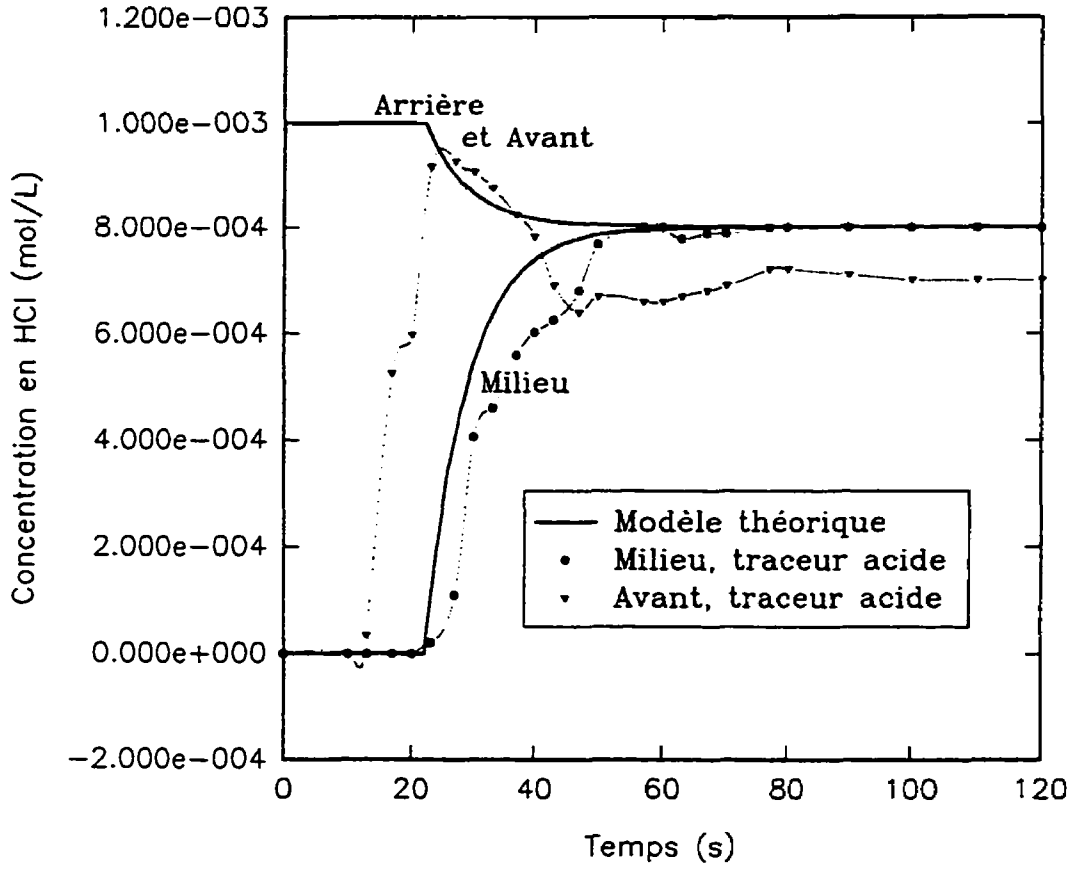


Figure 3.13 Concentration de HCl en fonction du temps pour une injection de traceur à l'arrière du bain (volume 1), comparaison avec le modèle de deux CSTR avec échange.

3.2.2 Modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)

Afin de comparer le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) aux données expérimentales, celles-ci ont été tracées sur le même graphique que les courbes de la figure

2.5 Pour adimensionnaliser la concentration du traceur, les valeurs de C_- utilisées sont celles données par les courbes de Gagné et al (1995), soient: $7X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises à l'avant du bain et de $8X10^{-4}$mol/L pour les mesures au centre du bain lorsque le traceur est injecté à l'arrière. Elles sont de $8.5X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises à l'avant du bain et de $9X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises au centre lorsque le traceur est injecté à l'avant. Le temps de circulation choisi est celui calculé par le logiciel FIDAP lors des tests de trajectoire de particules soit, t_c=30secondes. Deux graphes ont été reproduits soit, celui pour lequel le traceur a été injecté à l'avant du bain (figure 3.14) et celui pour lequel le traceur a été injecté à l'arrière du bain (figure 3.15).

Par comparaison des courbes expérimentales avec ajout à l'arrière du bain et celles du modèle théorique, on peut évaluer un nombre de Bodenstein se trouvant autour de 25. Pour un même nombre de Bodenstein, les courbes expérimentales avec ajout de traceur à l'avant montre un décalage de 30 secondes avec celles théoriques. Cette observation n'est pas surprenante étant donné que les mesures de traceur ont été prises au même endroit que l'injection.

3.2.3 Modèle de van de Vusse (1962)

Afin de comparer le modèle de van de Vusse (1962) aux données expérimentales, celles-ci

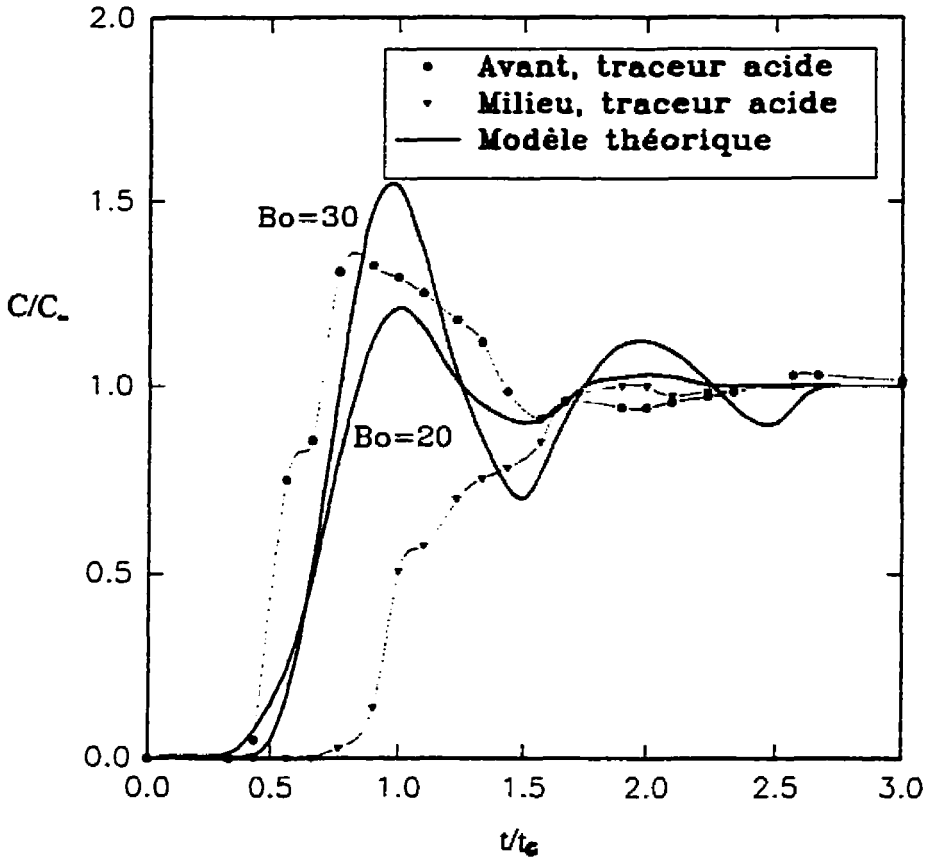


Figure 3.14 Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964)(injection à l'arrière du bain)

ont été tracées sur le même graphique que les courbes de la figure 2.8. Pour adimensionnaliser la concentration du traceur, les valeurs de C_o utilisées sont celles données par les courbes de Gagné et al, soient: $7X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises à l'avant du bain et de $8X10^{-4}$mol/L pour les mesures au centre du bain lorsque le traceur est injecté à l'arrière. Elles sont de $8.5X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises à l'avant du bain et de $9X10^{-4}$mol/L pour les mesures prises au centre lorsque le traceur est injecté à l'avant. Le temps de circulation

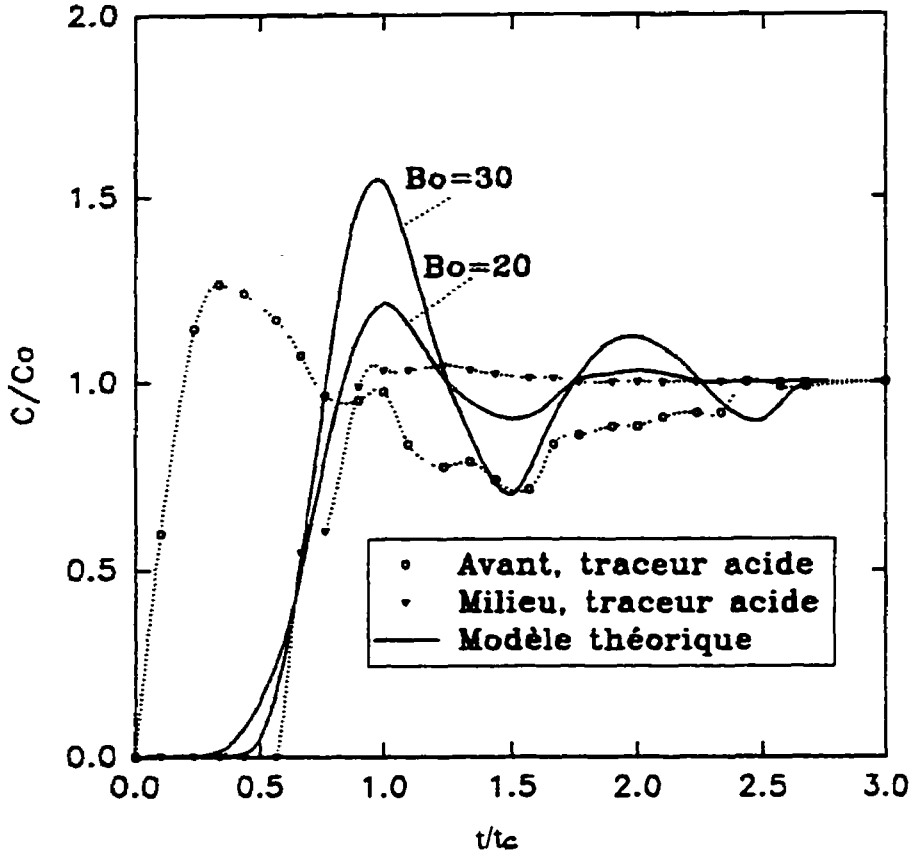


Figure 3.15 Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) (injection à l'avant du bain).

choisi est celui calculé par le logiciel FIDAP lors des tests de trajectoire de particules soit, t_c=30secondes. Deux graphes ont été reproduits soit, celui pour lequel le traceur a été injecté à l'avant du bain (figure 3.16) et celui pour lequel le traceur a été injecté à l'arrière du bain (figure 3.17).

Par comparaison des courbes expérimentales avec ajout à l'arrière du bain et celles du

modèle théorique, on peut évaluer la valeur de n_b se trouvant autour de 10. Pour un même nombre n_b, les courbes expérimentales avec ajout de traceur à l'avant montre un décalage de 30 secondes avec celles théoriques. Cette observation n'est pas surprenante étant donné que les mesures de traceur ont été prises au même endroit que l'injection.

De plus, on remarque que les courbes expérimentales et théoriques pour n=10 atteignent la concentration adimensionnelle de 1 lorsque t/t_c=2,0. Comme on sait que le temps de mélange est approximativement égal à:

$$t_m = V_{eff}/r, \qquad \text{alors, } t_m = 2t_c \qquad t_m = 2X30s = 60s$$

où r est le débit de pompage et peut être estimé comme étant de 45L/s, ce qui donne:

$$V_{eff} = 60s \text{ X } 45L/s = 2700L.$$

De cette façon, on peut calculer le pourcentage de volume mort soit:

$$V_d\% = ((2950 - 2700)/2950)X100 = (250/2950) = 8.4\%.$$

3.2.4 Discussion sur les modèles de mixage

La comparaison des données expérimentales de traceur acide dans l'eau avec les différents

modèles de mixage a permis d'évaluer des paramètres qui caractérisent le réacteur. D'abord, d'après la figure 3.15, le milieu du bain semble se comporter comme un CSTR interelié avec un autre. En fait, cette section se mélange très bien, tel un CSTR, en considérant que l'apport de traceur qu'elle reçoit lui est envoyé suite à un mélange préliminaire dans les zones avant et arrière.

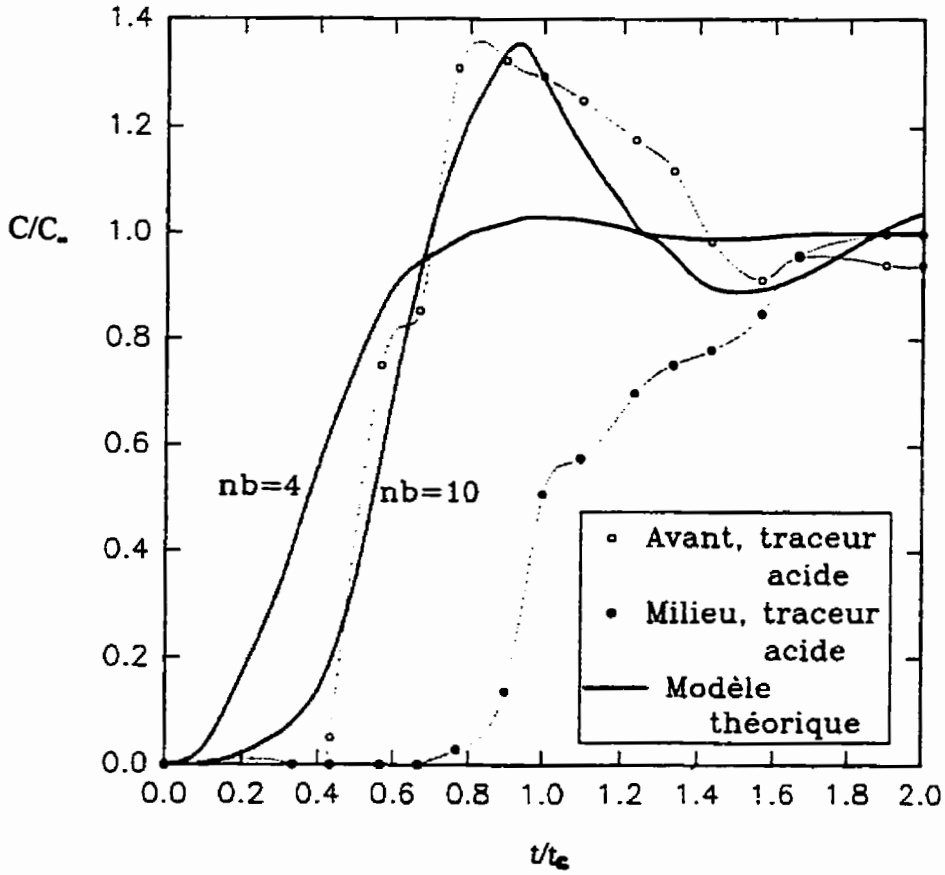


Figure 3.16 Comparaison des données expérimentales avec le modèle de van de Vusse (1962) (injection à l'arrière du bain)

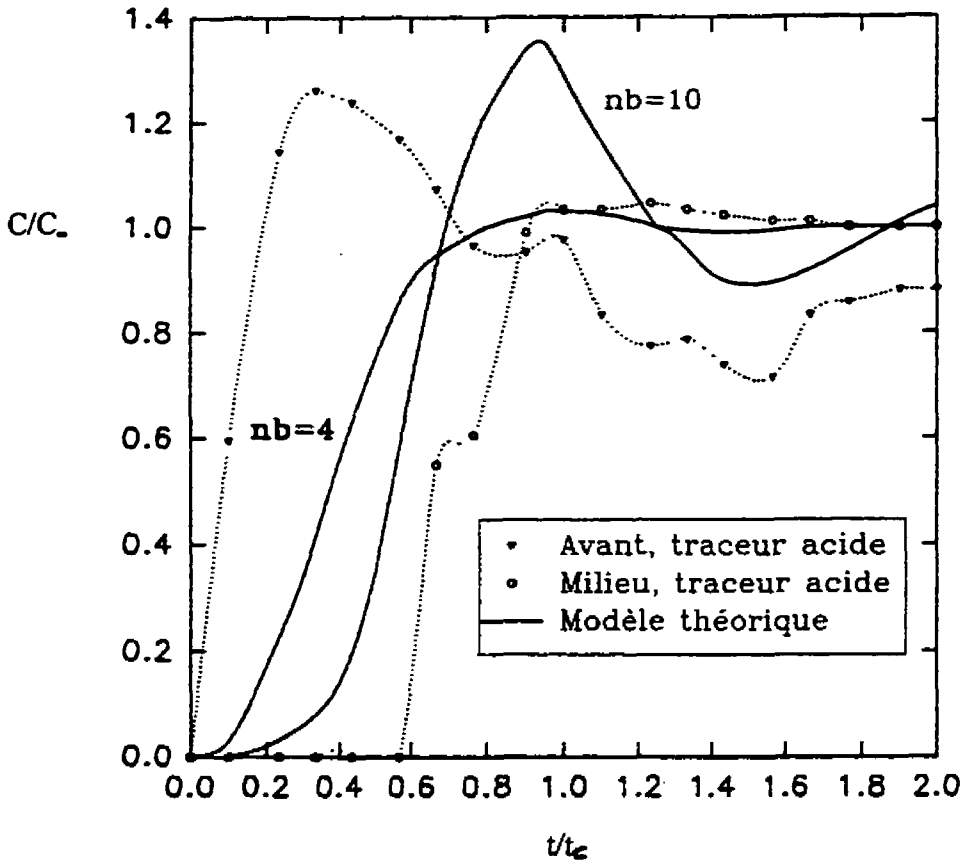


Figure 3.17 Comparaison des données expérimentales avec le modèle de van de Vusse (1962) (injection à l'avant du bain)

La comparaison avec le modèle de Hartog, Holmes et Voncken (1964) montre que le mélange qui se fait de l'avant vers l'arrière (avec une quantité qui passe au centre), serait caractérisé par un nombre de Bodenstein de 25. Ceci implique que le comportement du réacteur se situe entre les deux extrêmes de réacteurs idéaux, soit un CSTR et un piston, avec une tendance plus près du CSTR. La capacité de mélange du bain, d'après ce modèle, est plutôt bonne.

De la même façon, la comparaison des essais expérimentaux avec le modèle de van de Vusse (1962) indique que le mélange du réacteur de la zone avant vers la zone arrière (et vice versa) serait caractérisé par une valeur de n_b égale à 10. Encore une fois, ceci indique que le mélange dans le réacteur est relativement bon car son comportement se situe plus près de celui d'un réacteur parfaitement mélangé que de celui d'un réacteur de type piston. Curieusement, lorsqu'on calcule la zone morte à l'aide du modèle de van de Vusse, on trouve que celle-ci est de 250L, ce qui est le volume de la région intérieure à la feuille.

Les valeurs du nombre de Peclet calculé par Ajersch et Gagné (1995) s'approchent plus du comportement d'un réacteur de type piston que les valeurs de n_b et de Bo évaluées à l'aide des trois modèles présentés ici. Cependant, les modèles décrits dans ce travail représentent mieux la réalité que celui que ces auteurs ont utilisé. En effet, la considération d'un temps de circulation, d'une zones morte, de la présence de boucle, etc, sont des éléments présents dans la physique du bain à eau. De plus, les trois modèles proposés sont des modèles où on est en présence de recirculation de fluide, ce qui est une condition physique du bain. Toutes ces considérations nous porte à croire que les caractéristiques évaluées ici sont pertinentes.

Par contre, lorsque le traceur est injecté dans la région centrale du bain, le mélange semble se faire différemment de celui qui se fait pour des injection sous forme d'impulsion à l'arrière ou à l'avant (voir figure 1.40). En effet, les courbes de concentration en fonction du temps pour des additions au centre sont différentes de celles des ajouts à l'avant et à

l'arrière. Cependant, par l'observation de ces courbes, on voit que le milieu semble se comporter comme un CSTR (dans lequel on injecte le traceur interelié avec un autre), comme le propose le modèle de la figure 2.3. Le cas échéant, une fois le traceur mélangé au milieu du bain, il se répartit vers les autres sections, avent et arrière, en contournant la feuille. La réponse en concentration dans les sections avant et arrière subit un délai par rapport aux autres courbes lors d'un ajout au milieu (figure 1.38 et 1.39). Ce phénomène est probablement observé pour deux raisons principales: d'abord, les mesures sont prises à une faible profondeur dans la zone centrale et que le haut du bain semble présenter un circuit indépendant du reste du bain, ensuite parce que cette zone est plus ou moins isolée, elle se mélange avant que le traceur puisse apparaître dans le reste du bain.

Ces observations sont cohérentes avec celles faites à l'aide du modèle numérique qui présente deux chemins principaux de trajectoires de particules: un dans le haut du bain où les particules restent prises quelques temps dans le milieu du bain et un dans le bas où les particules vont peu dans le centre (figures 3.11 et 3.12). Le temps de circulation calculé semble aussi valable (30s).

3.3 Modèle numérique

Chaque calcul de transport d'une espèce à l'aide du modèle numérique 3-D a nécessité approximativement 8 heures de temps réel. Même si la convergence est rapide (1 à 3

itérations), les calculs sont longs car ils doivent être répétés pour chaque incrément de temps. Les résultats obtenus suite à ces calculs sont présentés dans cette section. Tout d'abord, il est important de mentionner qu'un premier calcul de transport de matière a été lancé avec une valeur du coefficient de diffusion nulle ($Pe_d \to \infty$). Ce premier calcul montre que le temps de mélange complet du bain (concentration homogène partout dans le bain) se situe autour de 12600 secondes (~3heures) (voir Annexe C). Ce temps est probablement beaucoup trop long. En effet, comme les temps adimensionnels de mélange dans le modèle à eau et dans le bain de zinc sont considérés comme étant égaux, alors:

$$t^* = \frac{tV}{L} \quad alors \quad t_b = \frac{t_e V_e}{L_e}\frac{L_b}{V_b} = \frac{t_e\ 3,5}{0,5}\frac{1}{1,67} = 4,2\,t_e \qquad (36)$$

où l'indice e fait référence au modèle à eau et l'indice b au modèle du bain de zinc. Le temps de mélange complet du bain d'après cette formule et la valeur du temps de mélange dans le bain à eau pour des ajouts en continu (~300s) doit se situer autour de 1260 secondes. Le temps de mélange complet de 12600 secondes calculé pour une valeur de diffusivité nulle est donc 10 fois trop élevée. Pour pallier cette différence, et rendre le temps de mélange complet du modèle numérique acceptable, la valeur du coefficient de diffusion a été remplacé par une valeur effective soit: $\alpha_{eff} = \alpha_d + \alpha_t$ comme vu précédemment. Suite à cette modification, un nombre de Pe_d de 25 a été utilisé. Ce nombre est le même pour le cas du bain à eau que pour le bain de zinc. On suppose alors la solution acide dans l'eau se mélange de la même manière que l'aluminium dans le zinc liquide.

Les résultats obtenus suite aux calculs sont présentés sous forme de variations de couleurs qui représentent la variation de la concentration selon l'échelle montrée. Sur les figures rapportées, on voit la moitié du bain du côté qui représente le centre. Ceci permet de visualiser la dispersion de l'espèce par rapport à la feuille et dans le museau.

Afin de faciliter la compréhension de l'échelle, les valeurs, au départ adimensionnelles, ont été multipliées pour les rendre dimensionnelles selon une option offerte dans le logiciel FIDAP (FIDAP,1993). Ainsi, le temps évalué indiquera une valeur "réelle" en seconde. De plus, dans le cas de l'aluminium dans le zinc liquide, la concentration frontière à la surface devient égale à 10% en poids d'aluminium ce qui correspond au pourcentage maximum d'aluminium qu'on ajoute au bain, sous forme de lingots. Pour le cas de la solution acide dans l'eau, cette concentration est devenue égale à 0,001mol/L.

3.3.1 Dispersion de l'aluminium en fonction du temps et des endroits d'addition

D'abord, deux séries de figures sont présentées. La première (figures 3.18 à 3.20) compare la répartition de l'aluminium en fonction des endroits d'addition après une période de temps de 55 secondes, pour chacun des neuf cas. Le tableau 3.2 résume ces figures.

Pour une même période de temps, on peut observer que le meilleur mélange est obtenu lorsque l'addition est faite à l'arrière du bain. Une addition effectuée dans la région centrale

près de la sortie de la feuille montre aussi une qualité de mélange appréciable due aux effets rotatifs des rouleaux stabilisateurs. Le cas le plus mauvais semble être lorsque les additions sont effectuées au milieu, très près du museau. Cette région est une zone où on retrouve une piètre qualité de mélange due à une pauvre circulation de fluide à cet endroit. Lorsque l'addition est effectuée en arrière sous le bain, le mélange se fait aussi bien que lorsque la région d'addition se trouve à la surface arrière. De même, plus on se rapproche du rouleau principal, plus on assiste à l'effet de pompage dû au mouvement d'entraînement de la feuille. Aussitôt l'espèce en contact avec les gradients de vitesse élevés à cet endroit, aussitôt elle est entraînée vers l'avant et vers le milieu du bain.

La seconde série de figures compare la distribution de l'aluminium en fonction du temps pour quatre régions d'addition différentes. Les figures 3.21 et 3.22 représentent la répartition d'aluminium pour une addition en continu à l'avant du bain pour des temps respectifs de 5, 20, 45, 70, 185 et 345 secondes. Sur ces figures, on voit que l'aluminium ajouté à l'avant se répartit d'abord vers le milieu du bain en contournant la feuille. Ensuite, l'aluminium se déplace vers l'arrière.

De la même manière, les figures 3.23 et 3.24 représentent la répartition d'aluminium pour une addition en continu au milieu du bain pour des temps respectifs de 5, 20, 45, 70, 185 et 345 secondes. Ces figures montrent que l'aluminium remonte dans le conduit du museau et est entraîné ensuite par le mouvement de la feuille.

Les figures 3.25 et 3.26 représentent la répartition d'aluminium pour une addition en continu à l'arrière du bain pour des temps respectifs de 5, 20, 45, 70, 185 et 345 secondes. On voit que l'aluminium va dans le museau d'abord, suit la feuille et est ensuite entraîné vers l'avant du bain.

Finalement, les figures 3.27 et 3.28 représentent la répartition d'aluminium pour une addition en continu à l'arrière en dessous du bain pour des temps respectifs de 5, 20, 45, 70, 185 et 345 secondes. Sur ces figures, on voit bien l'entraînement de l'espèce lorsqu'elle passe près de la feuille.

On peut voir que pour tous les cas, le niveau de mélange dans le bain est à peu près de 50% de celui de la source après 70 secondes et que le bain semble pratiquement entièrement mélangé après 345 secondes. Ce temps de mélange complet est d'ailleurs beaucoup trop rapide.

Tableau 3.2 Résumé des figures 3.18 à 3.20

Figures	Endroits d'addition
3.18 a)	Avant
3.18 b)	Milieu, près de la sortie de la feuille
3.18 c)	Milieu
3.19 a)	Milieu, près du museau
3.19 b)	Milieu, collé au museau
3.19 c)	Arrière au dessus
3.20 a)	Arrière en dessous
3.20 b)	Arrière en dessous vis à vis du museau
3.20 c)	Arrière en dessous près du rouleau principal

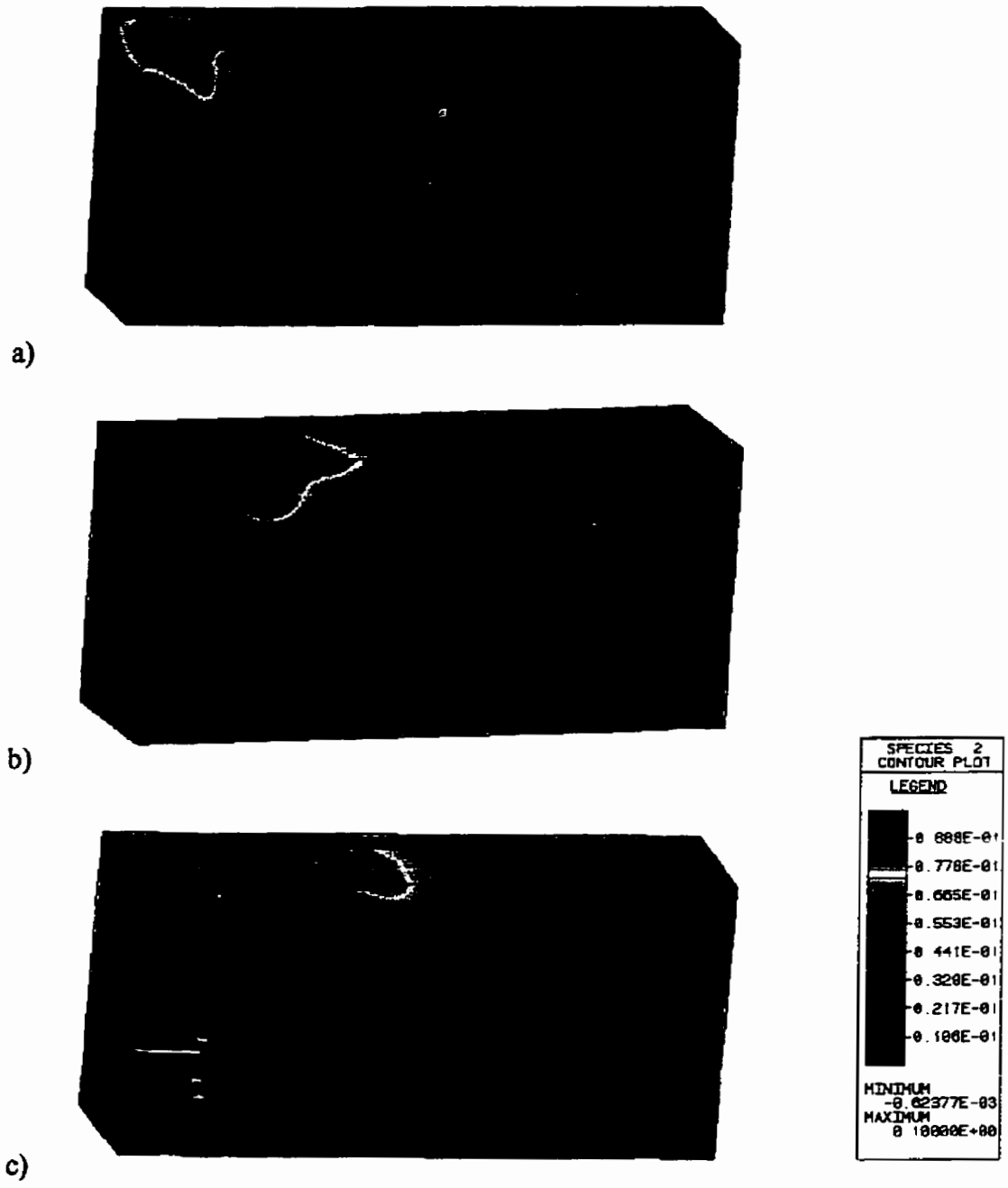


Figure 3.18 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes

a) ajout à l'avant b) ajout au milieu près de la sortie de la feuille c) ajout au milieu

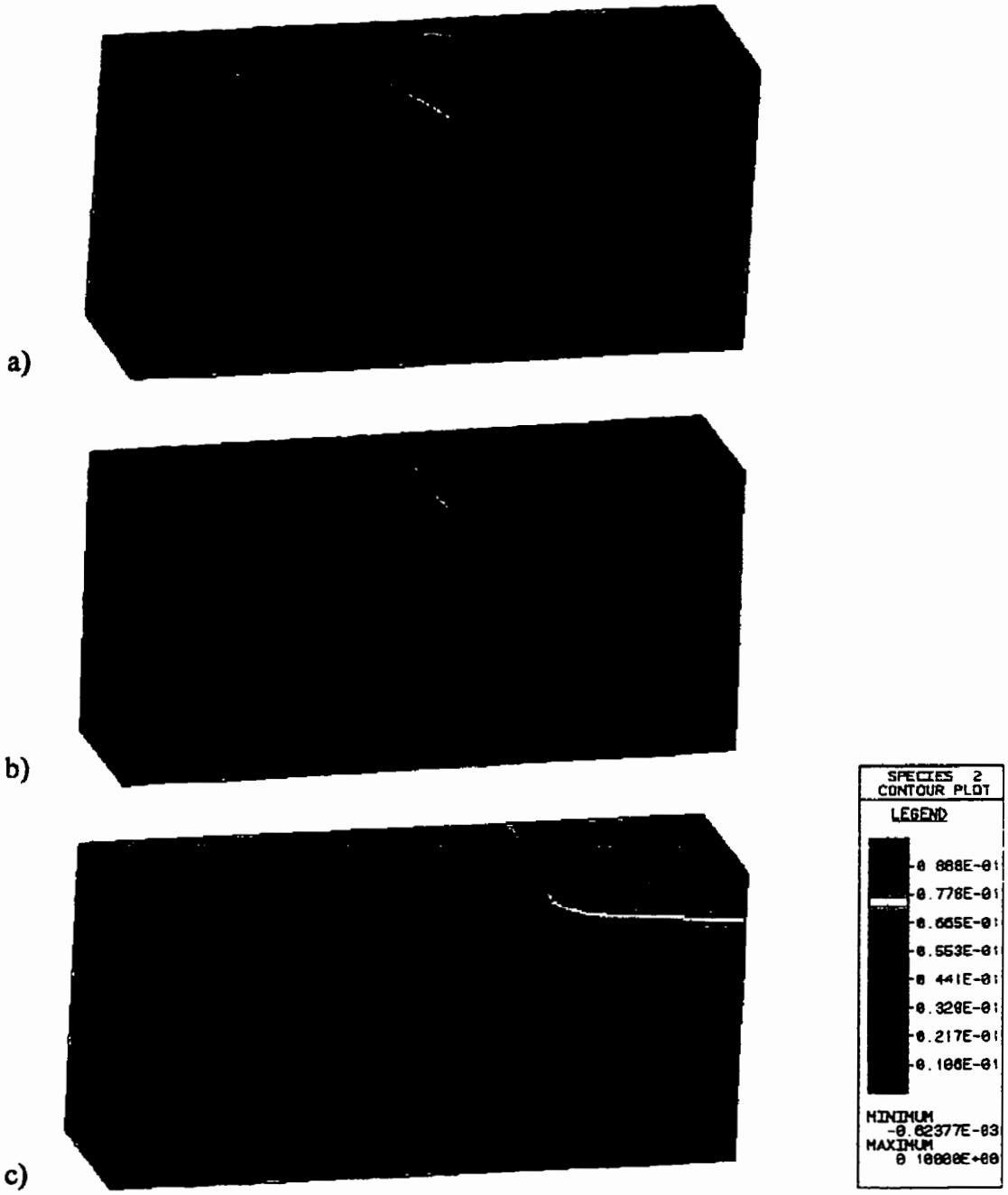


Figure 3.19 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes

a) au milieu près du museau b) au milieu collé au museau c) à l'arrière

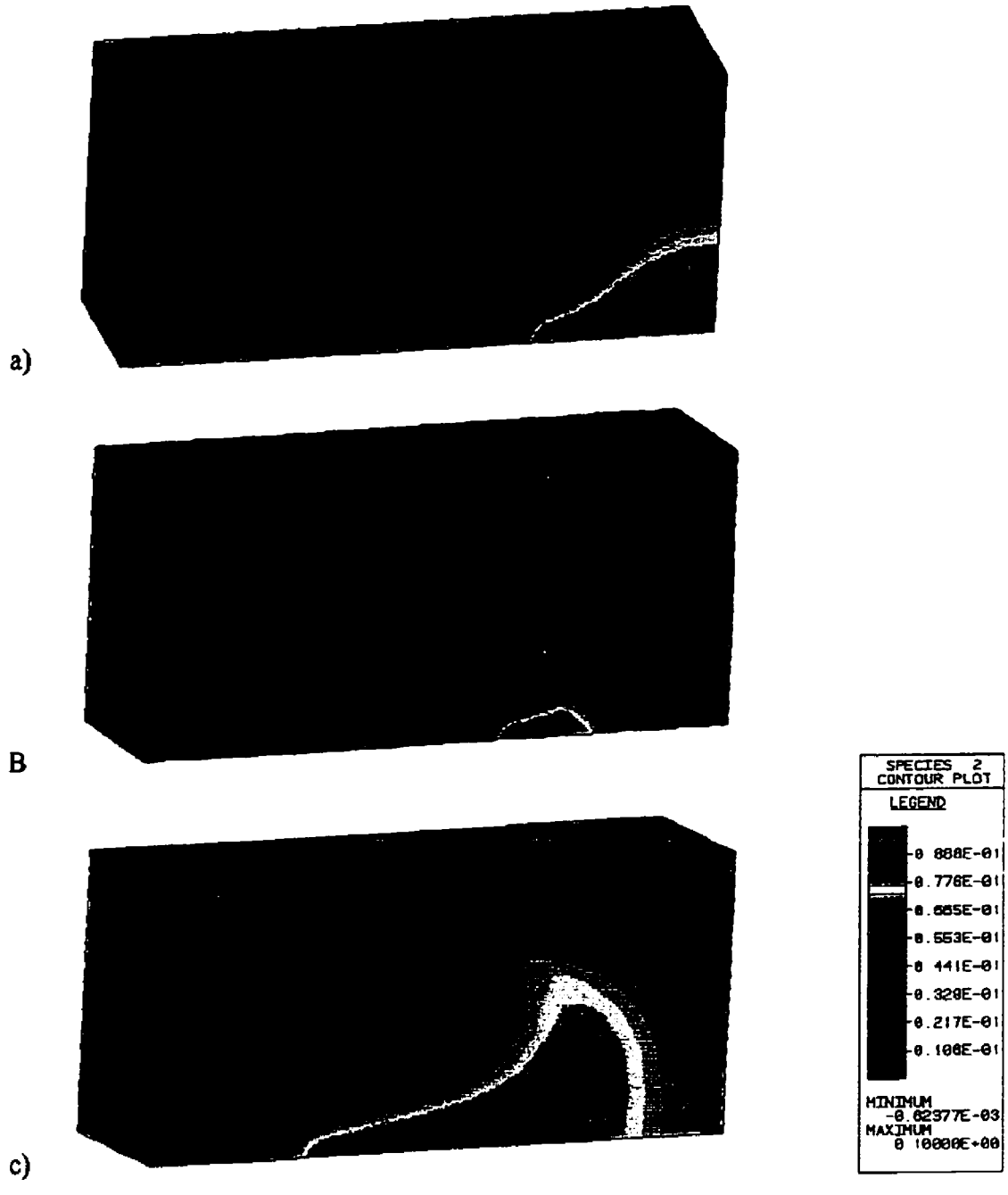


Figure 3.20 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 55 secondes a) à l'arrière en dessous b) à l'arrière en dessous vis à vis du museau c) à l'arrière en dessous près du rouleau principal

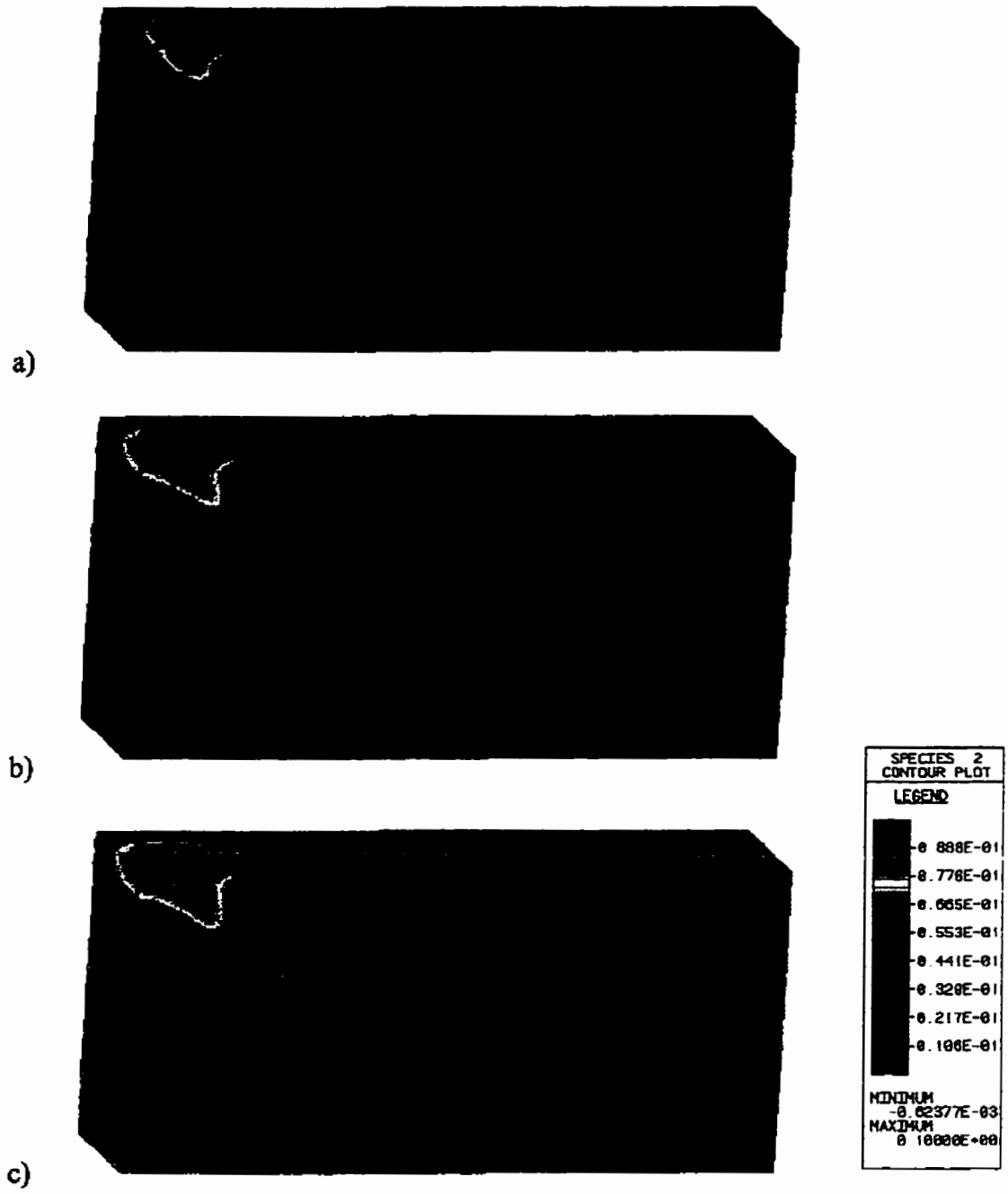


Figure 3.21 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'avant après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes

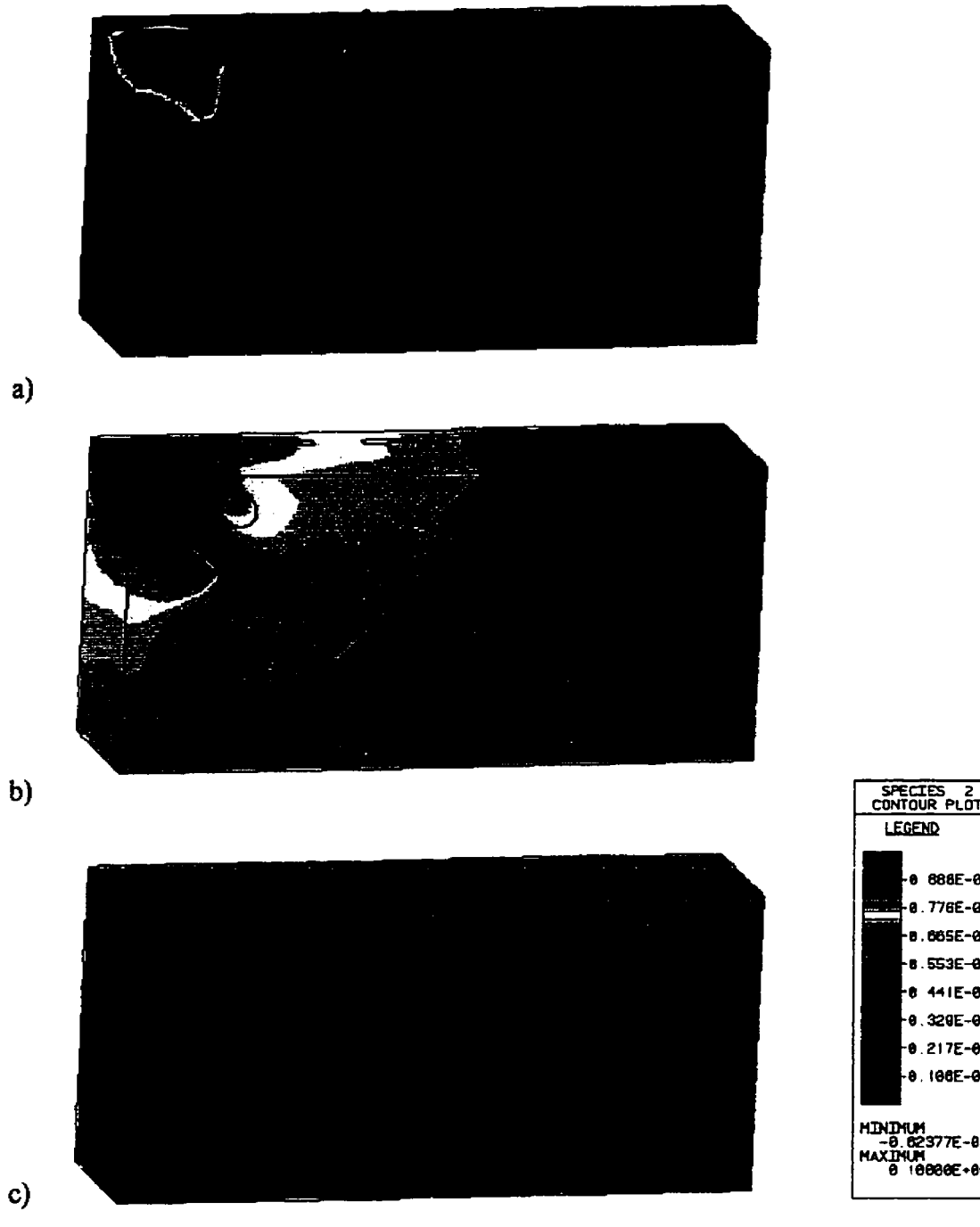


Figure 3.22 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'avant après a) 70 secondes b) 185 secondes c) 345 secondes

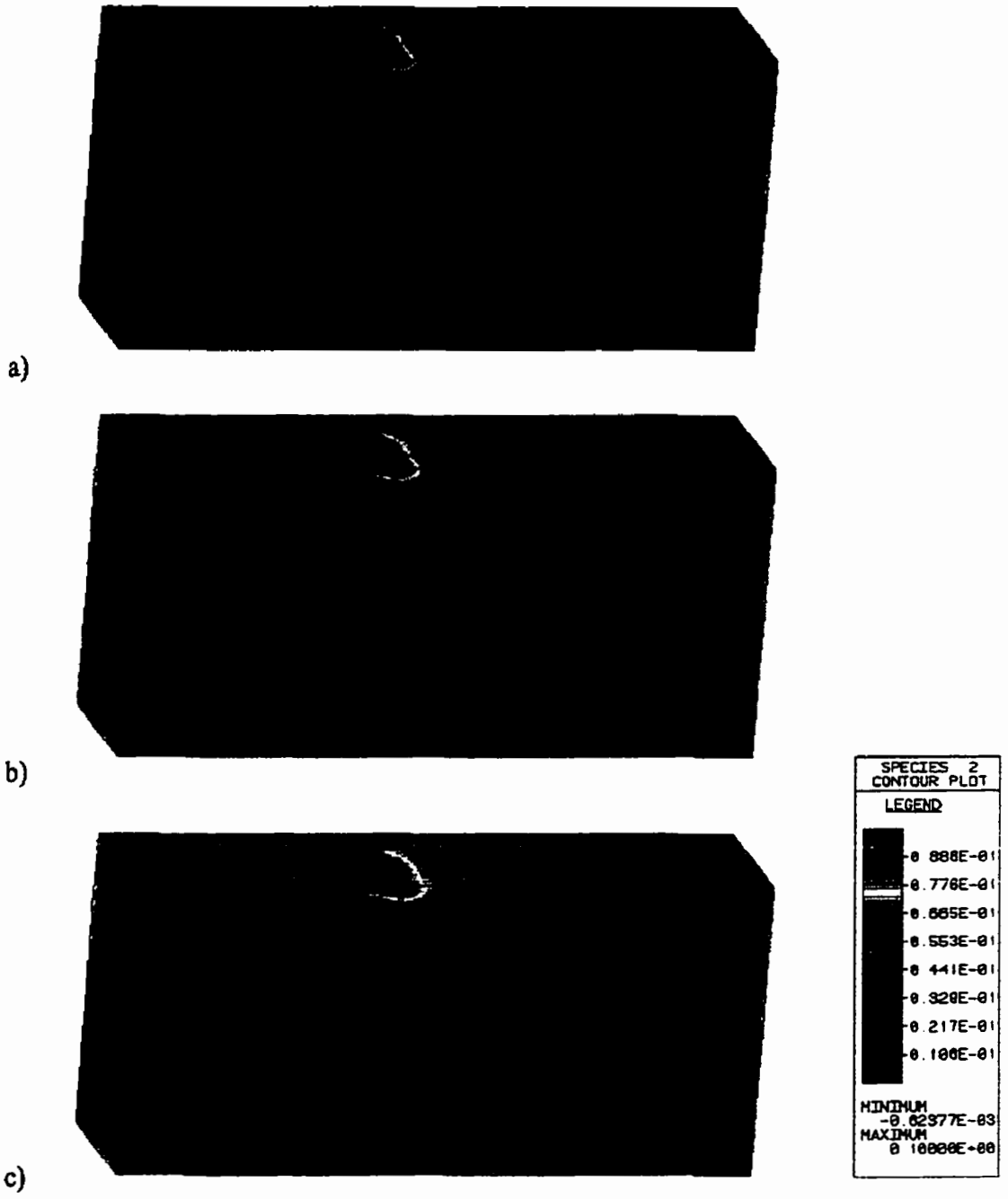


Figure 3.23 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout au milieu après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes

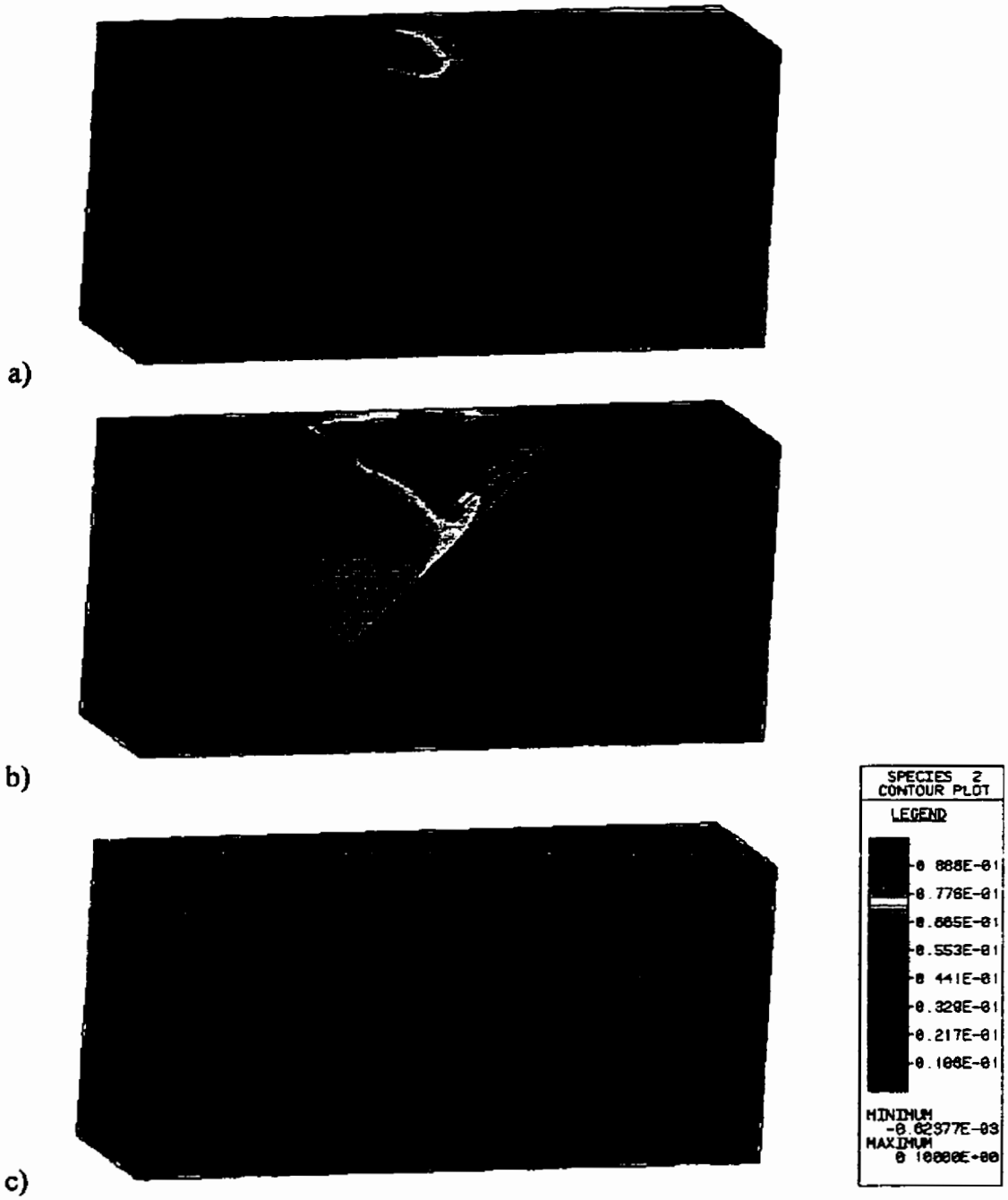


Figure 3.24 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout au milieu après a) 70 secondes b) 185 secondes c) 345 secondes

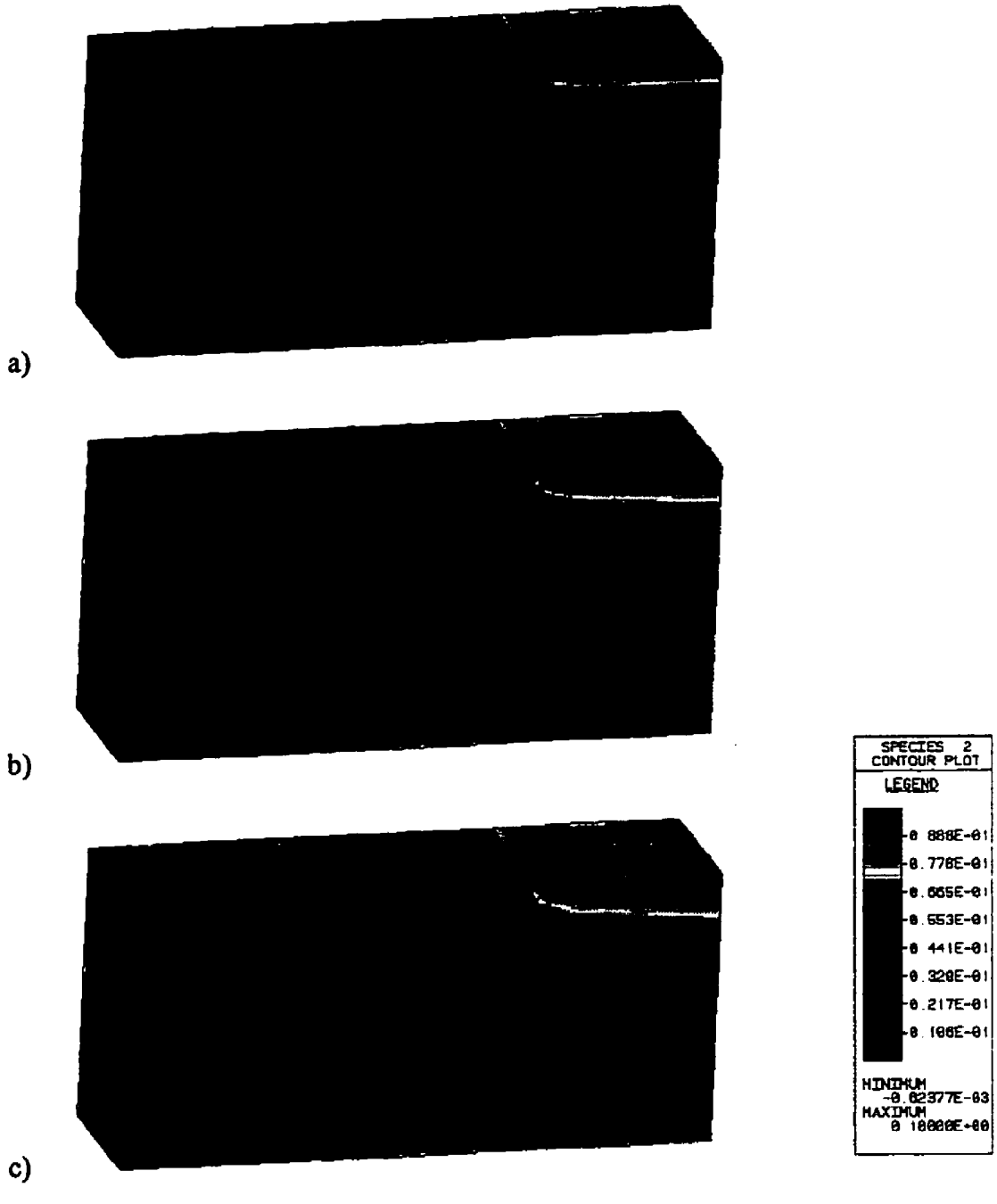


Figure 3.25 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'arrière après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes

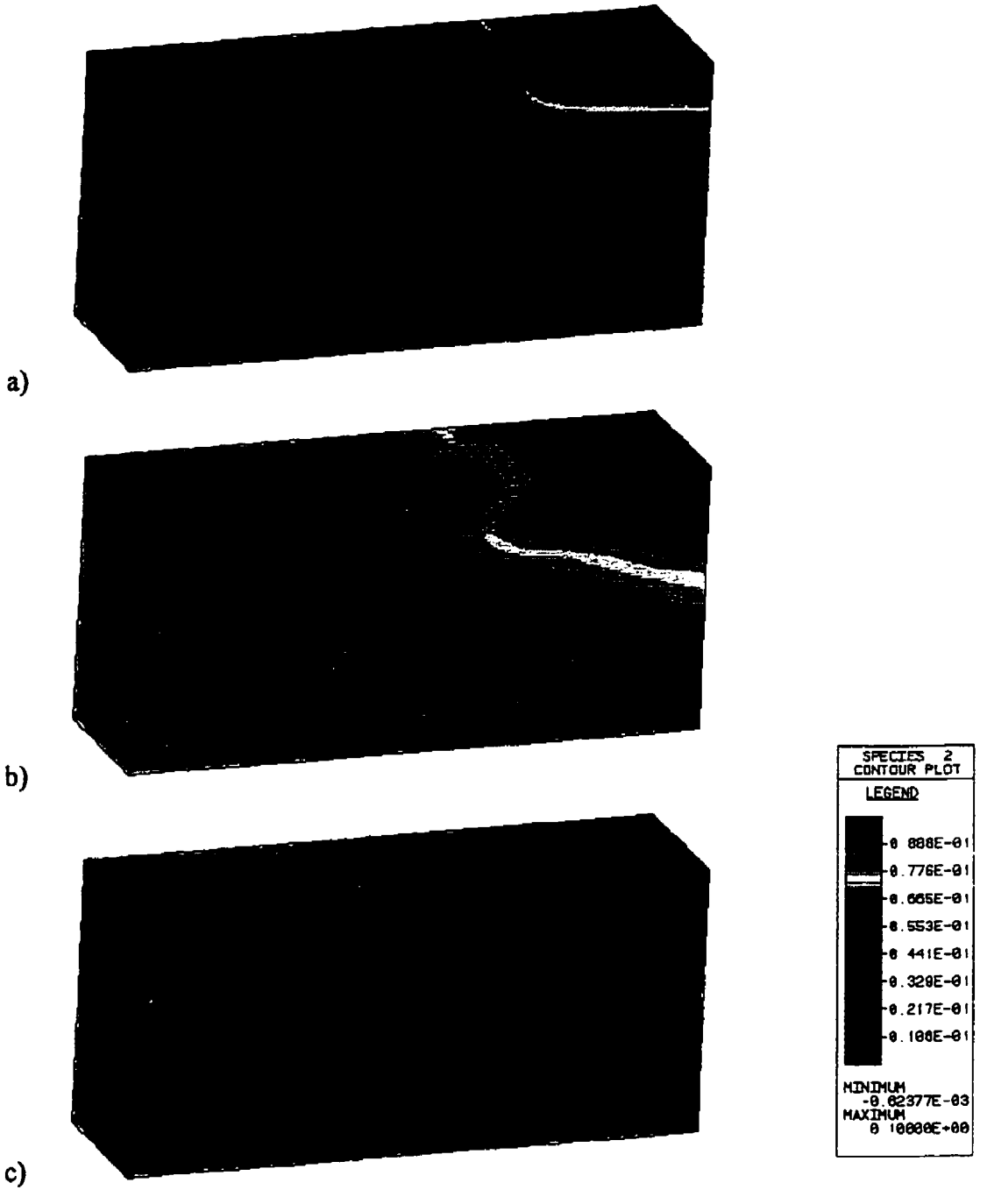


Figure 3.26 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout à l'arrière après a) 70 secondes b) 185 secondes c) 345 secondes

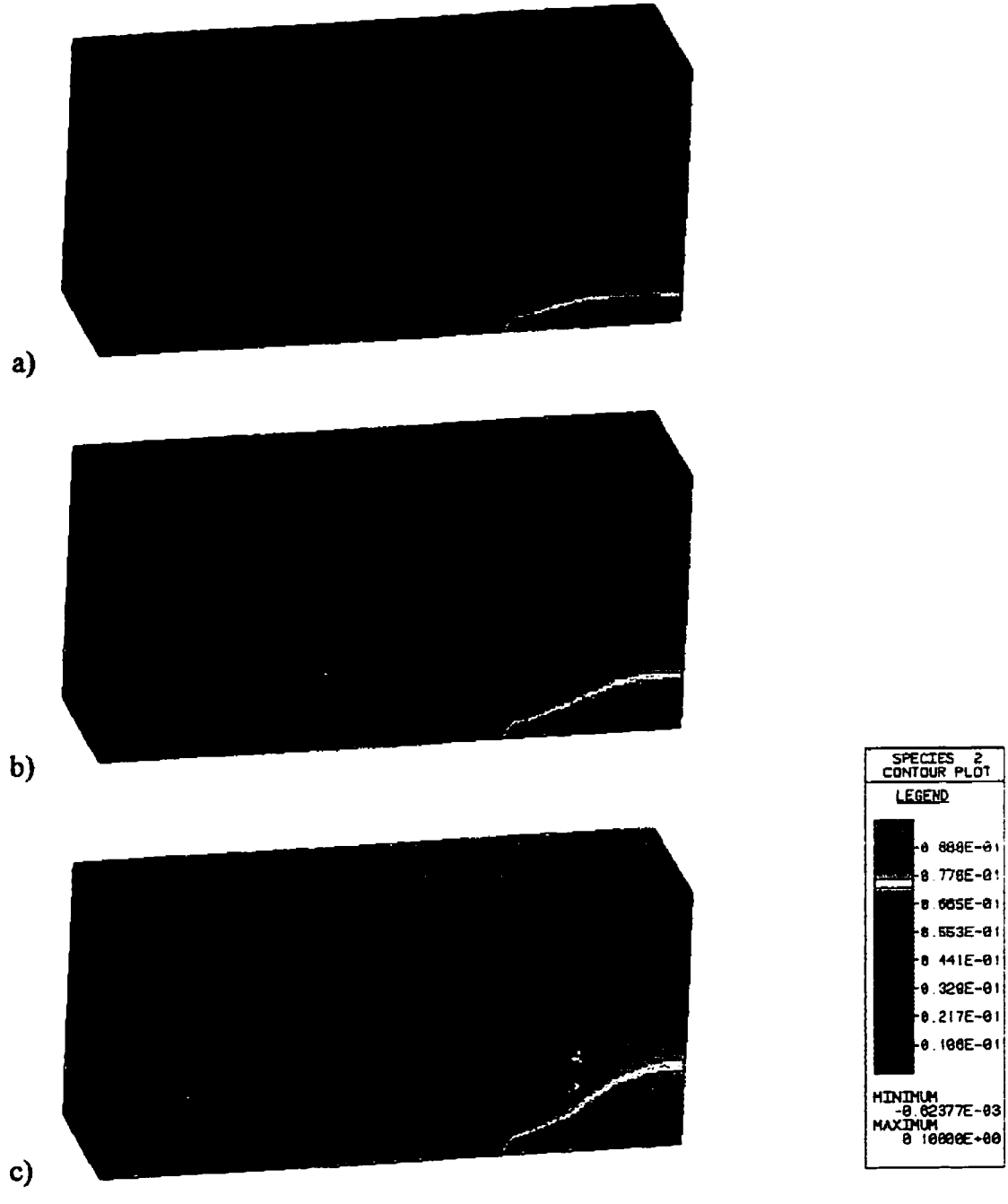


Figure 3.27 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout en dessous après a) 5 secondes b) 20 secondes c) 45 secondes

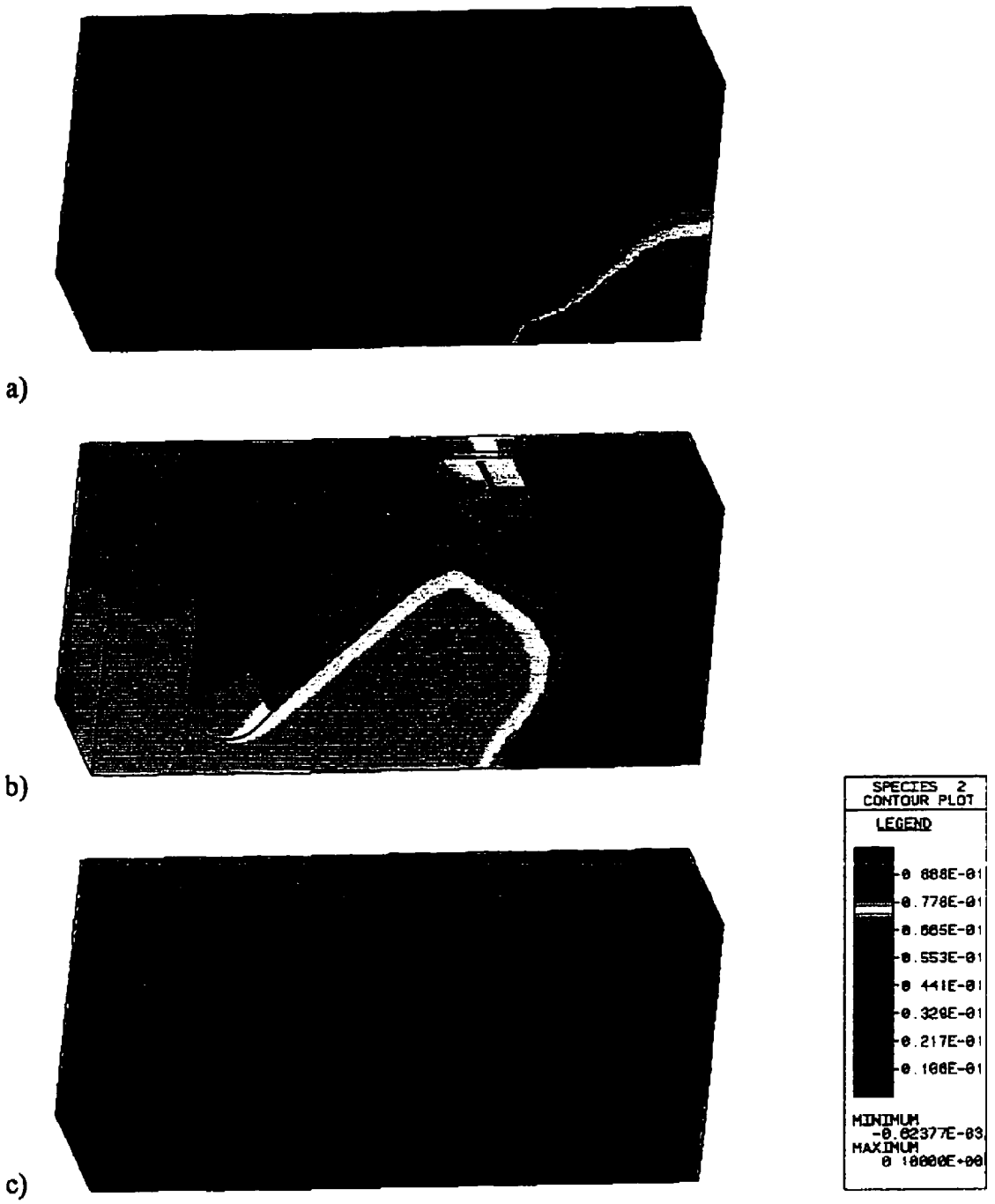


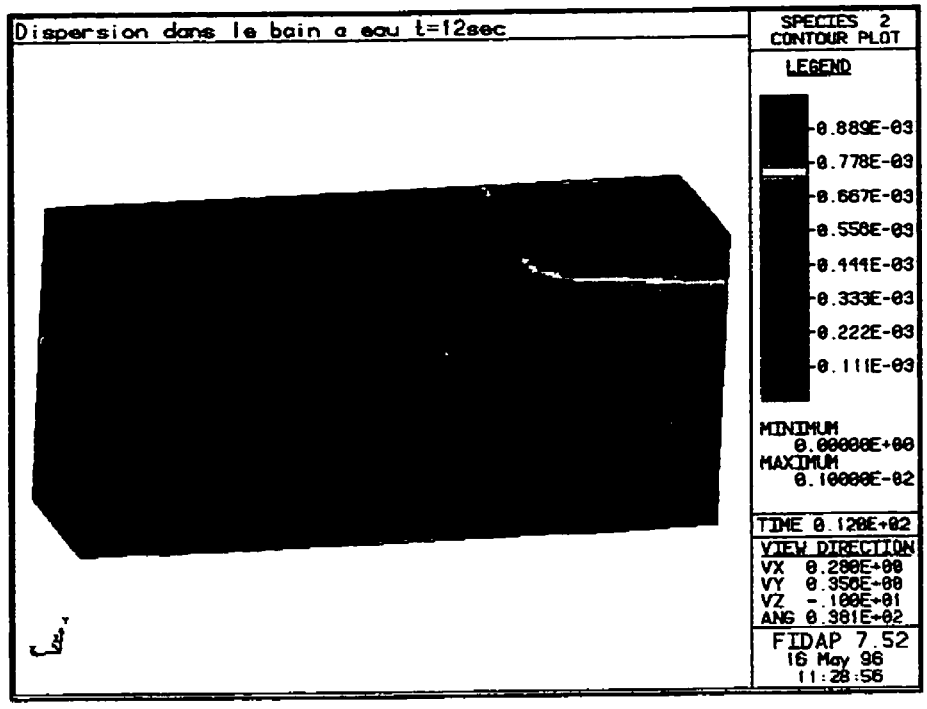
Figure 3.28 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique en fonction du temps pour un ajout en dessous après a) 70 secondes b) 185 secondes c) 345 secondes

3.3.2 Comparaison avec le modèle numérique à eau

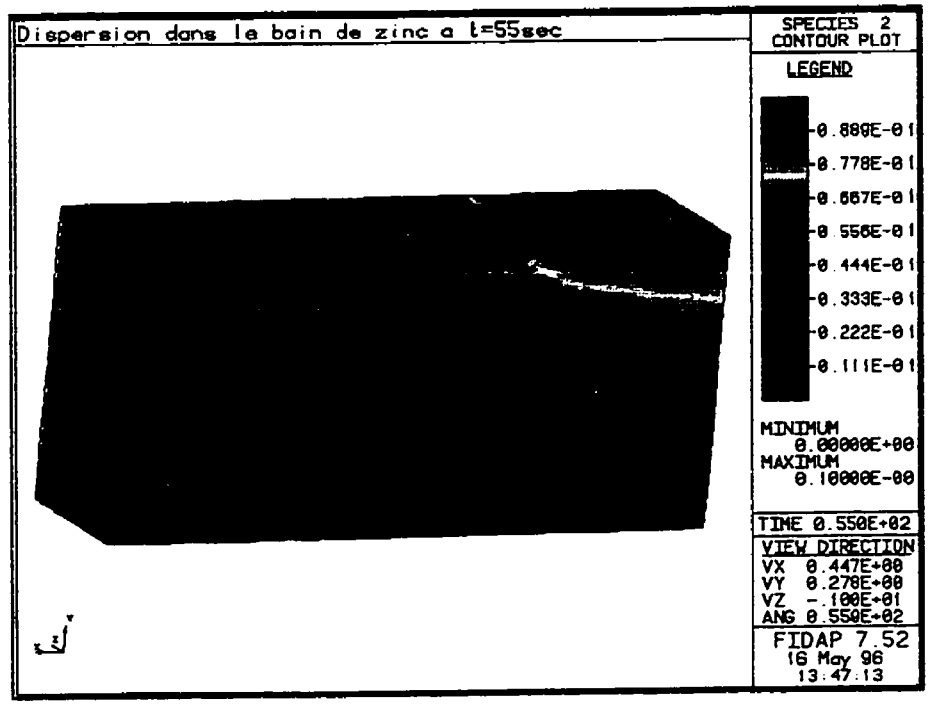
Comme il est possible à l'aide du logiciel FIDAP (FIDAP, 1993) de ramener les valeurs adimensionnelles à des valeurs dimensionnelles, on peut comparer le modèle numérique contenant du zinc avec le modèle numérique contenant de l'eau. La figure 3.29 montre que l'ajout d'une espèce dans le bain à eau à un temps de 12 secondes, pour une vitesse de feuille de 3,5m/s, se compare bien aux résultats obtenus pour la simulation de la répartition de l'aluminium dans le bain de zinc après un temps de 55 secondes, pour une vitesse de feuille de 1,67m/s. Le temps est donc près de 4,5 fois plus grand dans l'eau que dans le zinc. Cependant, comme les modèles numériques calculés pour ces deux différents fluides n'ont pas été effectués de façon a conserver le nombre de Reynolds constant (la vitesse de la feuille dans le modèle numérique contenant de l'eau a été choisie pour comparer les essais de traceur acide et celle du modèle numérique était déjà choisie comme étant de 1,67m/s), on peut s'attendre à ces résultats car pour les vitesses utilisées, $t_e = 4{,}2t_b$ (tel que vu dans la section précédente). Ceci entraîne que si les vitesses de la feuille dans les deux modèles numériques avaient été ajustées pour conserver le nombre de Reynolds constant (V_b=1,67 et V_e=6,3m/s ou V_b=0,93 et V_e=3,5m/s), on obtiendrait un temps de mélange 7,6 fois plus rapide dans le modèle à eau du bain que dans le bain de zinc, tel que montré par Ajersch et Gagné (1995).

Les calculs du temps de mélange à l'aide du modèle numérique dont les propriétés sont celle

de l'eau ont permis d'évaluer que le temps de mélange complet se situe autour de 75 secondes. Cette valeur diffère du temps qu'on observe pour des ajouts en continu dans le modèle physique tel que rapporté par Ajersch et Gagné (1995) qui se situe autour de 300 secondes (figure 1.42 et 1.43). Cependant, le flux de solution acide en litre par seconde que ces auteurs ont utilisée est plus lent que le flux choisi pour les calculs numériques. De plus, le nombre de Peclet diffusif de 25 utilisé surestime probablement la valeur du coefficient de diffusivité turbulent.



a)



b)

Figure 3.29 Comparaison entre la répartition d'une espèce dans le modèle numérique pour les propriétés de l'eau et du zinc a) eau, t=12s b) zinc, t=55s

3.3.3 Comparaison avec le modèle physique à eau

Pour comparer les résultats obtenus lors des calculs de dispersion d'aluminium dans le bain avec le modèle à eau, des courbes de la concentration en fonction du temps ont été tracées (figures 3.30, 3.31 et 3.32) pour le modèle numérique. Le logiciel FIDAP permet de tracer la concentration de l'espèce ajouté en fonction de la position dans le modèle (FIDAP, 1993). Des données de ce type ont été recueillies pour l'avant, le milieu et l'arrière du bain, lorsque les additions ont été effectuées à ces mêmes trois endroits pour des temps allant de 0 à 690 secondes. La prise de données dans le modèle numérique a été effectuée à 5cm sous la surface, dans la région centrale du bain. La concentration et le temps ont été tracés sous des formes adimensionnelles (t/t_* et C/C_* où t_* =345s et C_* =0,1). Les données obtenus par Ajersch et Gagné (1995) pour des essais de traceurs acide en continu dans le modèle physique à eau ont aussi été reproduit sur ces graphes sous leur forme adimensionnelle (voir figures 1.42 et 1.43). Dans ce cas, la valeur de C_* choisie est de 0,008mol/L pour les essais effectués à l'arrière du bain et de 0,0007mol/L pour les essais à l'avant du bain. La valeur de t_* pour les deux cas à été choisie comme étant de 300 secondes.

La figure 3.30 montre ce graphe pour une addition à l'avant du bain. La concentration à l'avant augmente le plus rapidement étant donné que c'est l'endroit où l'addition est effectuée. Le milieu du bain répond ensuite, suivi de près par l'arrière du bain. Les trois courbes ont toutes une allure semblable.

La figure 3.31 montre la même allure de courbes pour une addition à l'arrière. Cependant, le milieu et l'avant répondent à l'ajout d'une espèce de façon simultanée, d'après le modèle numérique.

La dernière figure de cette série a été tracée pour un ajout au milieu du bain (figure 3.32). Celle-ci montre une réponse plus lente de l'avant par rapport à l'arrière.

Les trois figures montrent que la concentration maximum est atteinte après $t/t_x = 2$, ce qui implique que même si l'apparence de mélange est complète après 345 secondes, le bain n'est entièrement mélangé qu'après 690 secondes. Ceci est dû à l'échelle de couleur offerte par le logiciel FIDAP qui n'est pas suffisamment sensible aux petites variations de la concentration.

De plus, on observe qu'il existe un écart de temps pour une même concentration entre les valeurs calculées et les valeurs expérimentales. On peut attribuer cette différence à la surestimation de la diffusivité turbulente (donc à la sous-estimation du nombre de Peclet diffusif). Pour que les courbes s'approchent plus des valeurs expérimentales, il faudrait augmenter le nombre de Peclet utilisé lors des calculs.

Les données de concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu dans le modèle physique, rapporté par Ajersch et Gagné (1995), montrent un comportement près de

celui observé à l'aide du modèle numérique. Avec un ajout à l'avant, il existe un écart de temps entre les réponses des mesures des concentrations de HCl à l'avant et au centre (figure 3.30). Pour un ajout en continu à l'arrière, l'écart entre les mesures à l'avant et au milieu est très petit (figure 3.31).

Cependant, il est intéressant de voir que chaque courbe des différentes régions ressemblent à un réacteur parfaitement mélangé avec échange tel que montré à la section 2.1.1. D'une façon certaine, le mélange tel que calculé par le logiciel FIDAP s'approche plus de celui qu'on rencontre dans un CSTR avec ajout en continu (figure 1.5) que de celui d'un réacteur Piston. De toute manière, ces courbes indiquent toutes que le mélange est bon et relativement rapide.

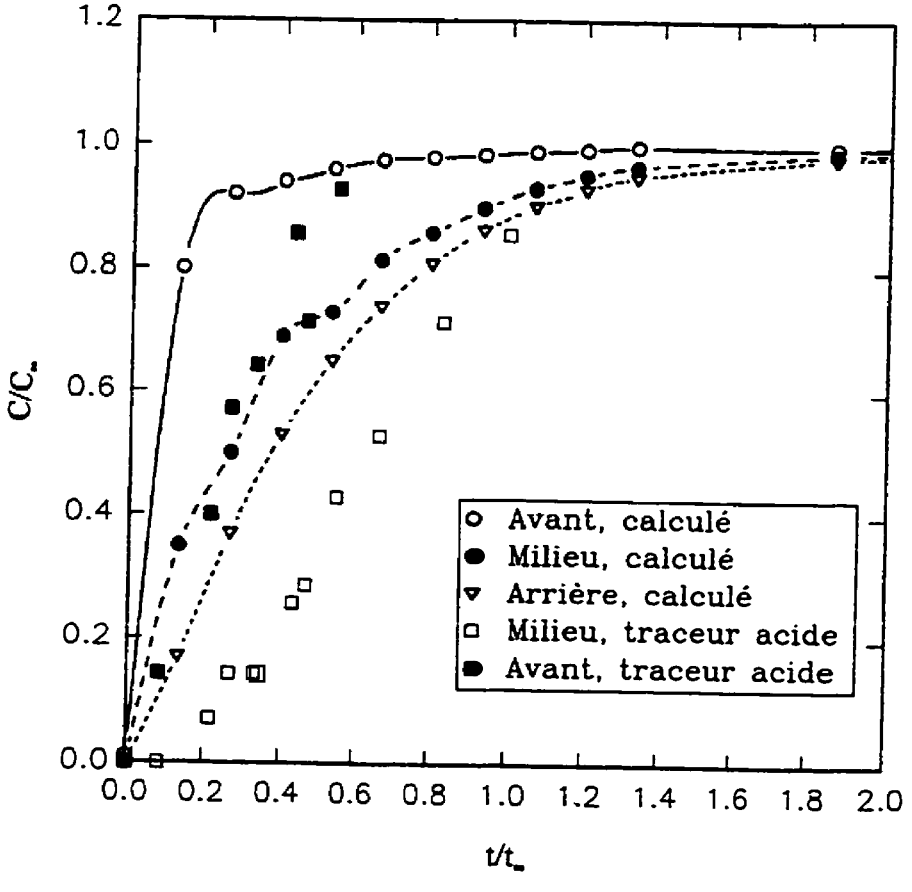


Figure 3.30 Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu à l'avant calculé à l'aide du modèle numérique et évalué à l'aide du modèle physique à eau

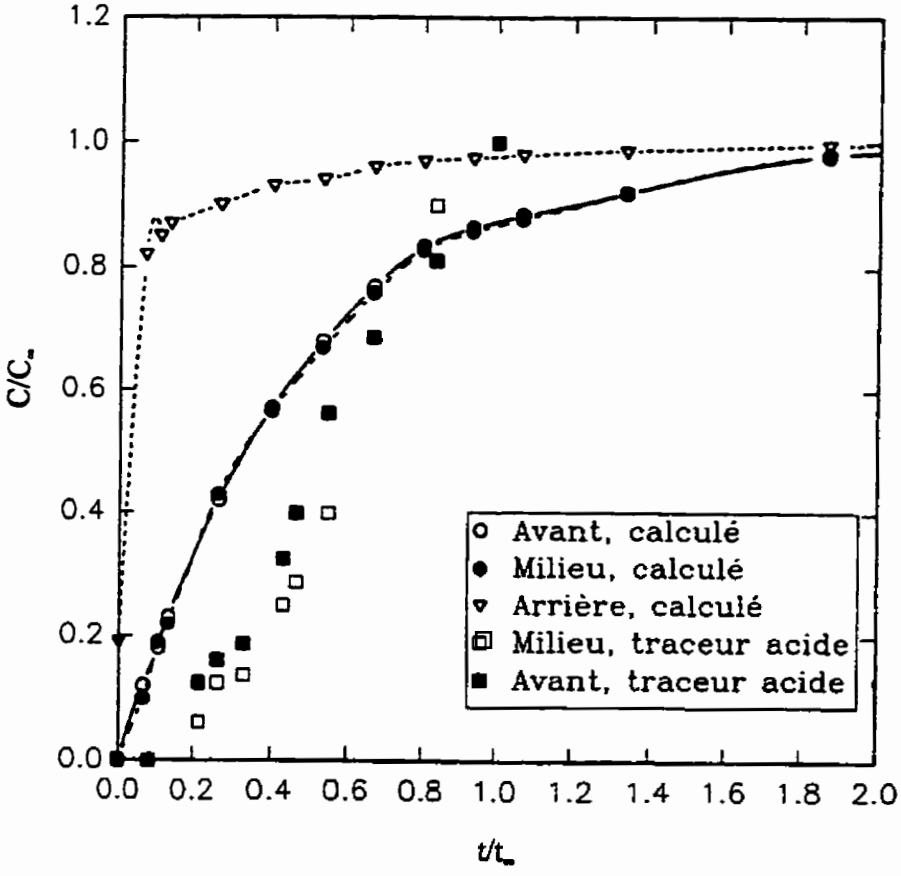


Figure 3.31 Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu à l'arrière calculé à l'aide du modèle numérique et évalué à l'aide du modèle physique à eau

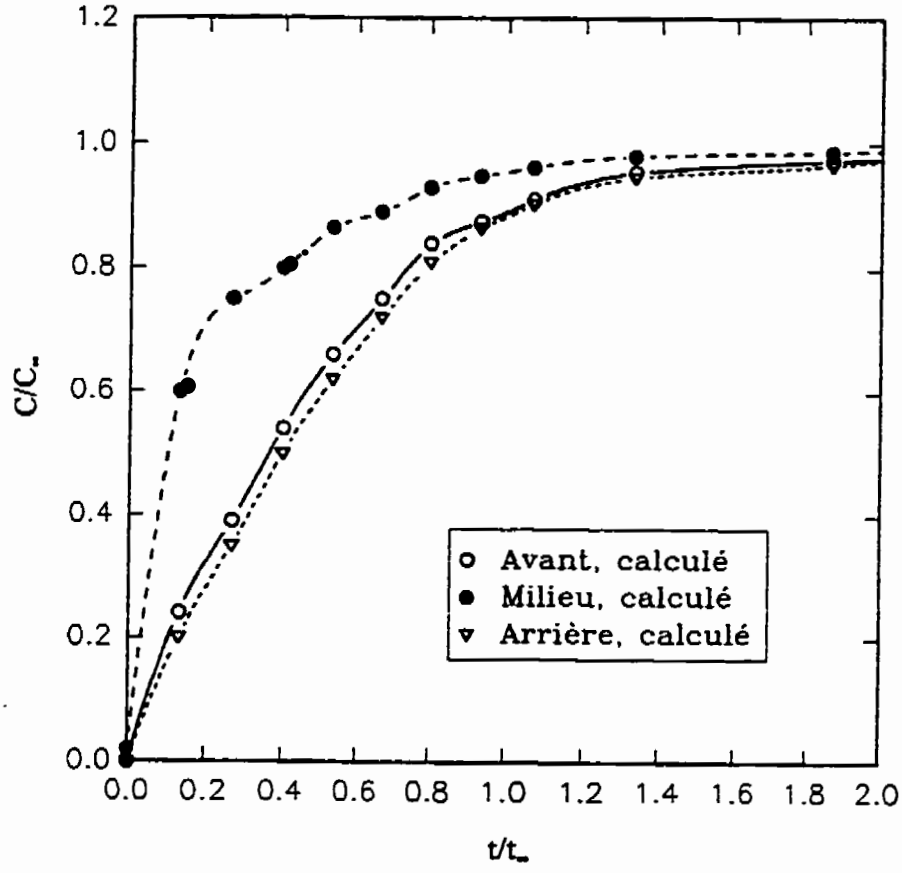


Figure 3.32 Concentration en fonction du temps pour des ajouts en continu au milieu calculé à l'aide du modèle numérique

3.3.4 Discussion sur la répartition de l'aluminium calculé à l'aide du modèle numérique

Le calcul du transport d'une espèce dans le modèle numérique a permis de visualiser la répartition de l'aluminium dans le bain selon différents endroits d'addition. Bien que chaque endroit d'addition entraîne un mélange relativement bon, le mélange est meilleur lorsque l'ajout est effectué à l'arrière. Ajouté à cet endroit, l'espèce se rend simultanément dans les deux autres régions de bain, soit l'avant et le milieu. Les résultats montrent aussi que l'ajout à l'arrière au dessus ou en dessous du bain sont aussi bon l'un que l'autre. Même qu'il est possible qu'un lingot plongé plus profond dans le fluide présente un meilleur comportement car il se trouve plus près des zones de grands mouvements.

Le calcul du transport de l'aluminium permet aussi de voir l'effet de pompage de la feuille. En effet, aussitôt que l'espèce entre en contact avec les gradients élevées près de la tôle en mouvement, elle est entraînée rapidement de l'arrière vers l'avant du bain.

Le milieu du bain semble montrer un comportement légèrement différent que les deux autres zones. La figure 3.32 offre une montée de concentration plus lente que les figures 3.30 et 3.31. On peut croire que l'espèce ajoutée à cet endroit se mélange dans la zone centrale avant de se rendre dans les autres régions. C'est d'ailleurs une observation qui a déjà été mentionnée précédemment, pour le modèle à eau et pour les modèles de mixage.

La présence de zones mortes dans le bain n'est pas clairement montrée par les calculs numériques de dispersion d'aluminium. Cependant, la dernière région à être homogène au reste du bain est habituellement l'arrière si l'addition est faite à l'avant et au milieu. D'ailleurs, cette région est plus lente à être remplie si l'addition n'est pas à ce même endroit.

Dans le museau, le mélange n'est pas égal des deux côtés de la feuille. Avec l'ajout à l'arrière, le côté arrière du museau se rempli d'abord. Avec des additions au centre ou à l'avant, c'est le côté de museau se trouvant dans le milieu qui se remplit d'abord. De plus, l'observation attentive des figures permet de voir que l'espèce ne se mélange pas de façon égale dans le museau au centre du bain par rapport à la région qui se rapproche des parois extérieures. L'espèce qui monte d'abord dans le museau, d'un côté ou de l'autre, contourne la feuille et va ensuite remplir l'autre section selon une tendance à se déplacer du bord du bain vers le centre.

D'après ces résultats, il est possible que la concentration d'aluminium soit inégale dans le bain pour un court laps de temps. Cependant, comme la qualité du mélange est bonne, cette inégalité n'est probablement pas suffisamment marquée pour qu'elle affecte la réaction à la feuille.

Le temps de mélange complet, d'après les résultats obtenus à l'aide du modèle numérique, se situe entre 345 et 690 secondes pour un ajout en continu (6 à 12 min). Ce temps est sous-

estimé lorsqu'il est comparé aux essais de traceur en continu dans le modèle à eau. En effet, d'après ces résultats, le temps de mélange complet pour le bain de zinc avec une vitesse de feuille de 1.67m/s devrait être autour de 1260 secondes. On peut attribuer cette différence de valeur à un choix du nombre de Peclet diffusif trop petit. Le nombre de Peclet diffusif choisi surestime la contribution de la diffusivité due à la turbulence (α_t~0,05m^2/s). Un nombre de Peclet diffusif beaucoup plus élevé serait plus approprié. D'ailleurs, l'écoulement présente certainement des zones de turbulences près de la feuille et des rouleaux, mais pas nécessairement à une certaine distance d'éloignement de ces parties mobiles.

De plus, ce temps ne tient pas compte de la fonte d'un lingot ajouté. Dubois, Ségers et al (1995) ont démontré que le temps de fonte complet d'un lingot spécifique dans un bain à 470°C est de 10 à 18 minutes. Le temps de fonte du bloc jumelé au temps de mélange de l'aluminium dans le bain pourrait modifier le temps complet nécessaire pour avoir un bain homogène en aluminium. Le modèle numérique a plutôt permis de visualiser les différentes zones de mélange dans le bain qu'un temps de mélange rigoureux.

Les calculs effectués à l'aide du modèle numérique ne sont qu'une étape dans le but de mieux comprendre ce qui se passe dans le bain de galvanisation. Cette modélisation ne tient pas compte de plusieurs autres facteurs qui influencent certainement la formation de la couche inhibitrice. Par exemple, dans le modèle il n'y a pas de consommation d'espèce à

la feuille et pas de consommation d'aluminium due aux intermétalliques. Ces deux aspects du transport de l'aluminium affectent la variation de la concentration dans le bain.

Enfin, le flux d'aluminium dans le bain lors de l'ajout de lingot n'est pas rigoureusement établi. En effet, ce modèle ne tient pas compte des effet des gradients de température qu'on retrouve dans le bain. Par exemple, la fonte du lingot dépend du transport de chaleur dans le bain. De plus, le chauffage dans le bain pourrait être inégal et affecter le champ de vitesse.

CONCLUSION

Une revue de la littérature sur le bain de galvanisation, utilisé lors du procédé de galvanisation par trempage, a permis de mieux connaître ce procédé. D'abord, ce bain contenant du zinc liquide dans lequel la tôle d'acier est trempée, contient de l'aluminium, de 0.11 à 0.31% en poids d'Al. La présence d'aluminium améliore le revêtement par la formation d'une mince couche inhibitrice sur la feuille d'acier. De plus, la présence de l'aluminium entraîne une modification au niveau de la composition des intermétalliques présents dans le bain.

Pour étudier l'écoulement dans le bain, un modèle physique à eau et un modèle numérique ont été construits. L'injection de billes de polymères dans le bain à eau (Ajersch, Gagné et Paré, 1993) ont permis de visualiser l'écoulement rencontré dans la cuve. Des calculs à l'aide de la méthodes des éléments finis (modèle numérique) ont ensuite permis de mieux visualiser cet écoulement en trois dimensions (Ajersch, Binet et Paré, 1995). Par la suite, des essais de traceur acide dans le modèle à eau ont été effectués par Ajersch et Gagné, (1995) afin de simuler un ajout d'aluminium dans le bain.

Dans ce projet, on cherchait à mieux connaître la répartition de l'aluminium, le temps de

mélange de l'aluminium dans le bain et la qualité de mélange du bain lors d'un ajout d'aluminium. Dans un premier temps, pour caractériser la qualité du mélange dans le bain de galvanisation, les essais de traceur acide ont été comparés à trois modèles théoriques de mixage. Ces modèles permettent de caractériser le bain par l'évaluation de paramètres qui évaluent le niveau de mélange dans le réacteur. Ainsi, par comparaison avec un modèle de deux CSTR avec échange, on a vu que le milieu du bain se mélange de cette façon (comme un CSTR interélié avec un autre, sans entrée ni sortie). La comparaison des courbes de concentration de HCl en fonction de temps avec les modèles de van de Vusse (1962) et de Hartog, Holmes et Voncken (1964) a permis de calculer un nombre n_t de 10 et un nombre de Bo de 25, respectivement. La grandeur de ces nombres indique que le mélange dans le bain est assez bon. En fait, le comportement de mélange du modèle à eau se situerait plus près d'un comportement parfaitement mélangé que du comportement que montre un réacteur piston.

Dans un deuxième temps, le calcul du transport de l'aluminium dans le bain de zinc a été effectué à l'aide de la méthode des eléments finis. Ces calculs ont permis de visualiser le mélange dans le bain. Ceux-ci nous indiquent qu'il est préférable d'ajouter de l'aluminium dans le bain à l'arrière plutôt qu'ailleurs. En effet, un ajout à cet endroit fait de sorte que l'aluminium se répartit également (avec la même concentration) dans le milieu et à l'avant, pour un même temps. Des ajouts aux autres endroits (milieu et avant) montrent qu'il y a une différence de concentration d'aluminium dans les différents endroits pour les mêmes temps

d'addition. Cependant, le temps d'homogénéisation du bain est relativement le même pour tous les endroits d'addition (entre 345 et 690 secondes). De façon générale, les résultats obtenus suite à la modélisation numérique du transport de l'aluminium indiquent que le bain a une bonne qualité de mélange.

De plus, la visualisation du transport de l'aluminium dans le bain a permis de voir l'effet de pompage de la feuille. Ainsi, lorsque l'aluminium ajouté s'approche des régions de mouvements plus rapide (près de la feuille et des rouleaux), il est entraîné très rapidement de l'arrière vers l'avant. Dans le museau, les calculs montrent que le mélange n'est pas égal de part et d'autre de la feuille. Pour un ajout à l'avant, c'est la section avant du museau qui se remplit d'abord. Pour un ajout au centre, c'est la section arrière du museau qui se remplit d'abord.

Les temps de mélange calculé à l'aide du modèle numérique se situe entre 345 et 690 secondes. Ces temps sont beaucoup trop élevés lorsqu'ils sont comparés à ceux évalués à l'aide des essais de traceur acide dans le modèle physique à eau. Le nombre de Peclet diffusif de 25 utilisé lors des calculs surestime beaucoup la contribution de la diffusivité turbulente. Pour que les temps de mélange soient acceptables, il faudrait augmenter le nombre de Peclet diffusif.

Enfin, d'après cette modélisation, la répartition de l'aluminium dans le bain est suffisamment

bonne pour que la formation de la couche inhibitrice n'en soit pas affectée. Cependant, ce modèle ne tient pas compte de la consommation de l'aluminium ni des effets thermiques.

Finalement, des calculs de trajectoires de particules à l'aide du modèle numérique ont permis de visualiser le déplacement d'intermétalliques dans le bain. D'après les résultats obtenus, les particules peuvent suivre différentes trajectoires tridimensionnelles dans le fluide. La densité, le diamètre et la position de départ des particules affectent le trajet que celles-ci effectuent. Ces simulations ont permis de calculer un temps de circulation dans le bain de 30 secondes.

RÉFÉRENCES

AJERSCH, F. (1994). Mathematical modeling of aluminum transport in galvanizing baths, ILZRO Project ZM-410, Project Report no. 2, Presentation to Steering Committee, San Francisco, Californie, Mars 2, 2-19.

AJERSCH, F., BINET, C., GAUTHIER, M., (1995). Mathematical modeling of aluminum transport in galvanizing baths, ILZRO project ZM-410, Final report, Presentation to Steering Committee, Montréal.

AJERSCH, F., BINET, C., PARÉ, A., (1995). Numerical simulation of 3-Dimensional flow in a continuous strip galvanizing bath, Galvatech 95 Conference Proceedings, Chicago, 695-706.

AJERSCH, F., GAGNÉ, M., (1995). Galvanizing bath water model tests by monitoring pH changes from localized acid additions., Galvatech 95 Conference Proceedings, Chicago, 687-694.

AJERSCH, F., GAGNÉ, M., PARÉ, A., (1993). Fluid flow modeling of a galvanizing bath for continuous coating of steel sheet, CIM Conference Proceedings, 2nd Int. Symp. On computer Software on Chemical and Extractive Metallurgy, C.W. Bale and G.A. Irons ed.,

305-318.

BÉLISLE, S., (1993). Effect of galvanizing parameters on the aluminum content of galvanized coatings, The physical Metallurgy of zinc coated steel, The minerals, Metals and Materials Society, 65-77.

BÉLISLE, S., BOSTON, S.L., BRUMMIT, G.G., GUTTMAN, H., (1992). The deportment of aluminum in continuous galvanizing baths, Galvatech 92, Amsterdam. 55-61.

BÉLISLE, S., GAGNÉ, M., GUTTMAN, H. (1991). The management of continuous galvanizing baths with emphasis on aluminum. Proc. Third Int. Zinc Coated Sheet Conference, Barcelone, Espagne.

BÉLISLE, S., GAGNÉ, M., LEZON, V., (1989). The solubility of iron in continuous hot dip galvanizing baths, Galvanizers Association Annual Meeting, Monterrey, Mexique.

BORZILLO, A.R., HAHN, W.C., (1969). Growth of the inhibiting aluminum-rich alloy layer during galvanizing in zinc that contains aluminum, Trans. ASM, 62, 729.

BYRON, T.G., HUEBNER, K.H., THORNTON, E.A., (1995). The finite element method for engineers, Third Edition, John Wiley and Sons, inc., USA.

CAMERON, D.I., ORMAY, M.K., (1961). The effects of agitation, cooling and aluminum on the alloying in hot dipping in zinc, 6th International Conference on Hot Dip Galvanizing, European General Galvanizers Association, London, 276-316.

DUBOIS, M., FERON, S., (1993). Al pick up on industrial galvanizing sheets, The physical Metallurgy of zinc coated steel, The minerals, Metals and Materials Society, 55-63.

DUBOIS, M., SÉGERS, L., TOUSSAINT, P., VERNIN, Ph., WINAND, R., (1995). Experimental study and mathematical modeling of zinc ingots melting behavior in the continuous hot dip galvanizing process, Galvatech 95 Conference Proceedings, Chicago, 663-666.

ENDBERG, G., KIUSALAAS, R., KLANG, H., SCHEDIN, E., SCHÖN, L., (1989). Control of texture and formation of intermetallic phases in continuously hot-dip galvanized coatings, Galvatech, Tokyo, Japon, 485-492.

FIDAP 7.0, (1993). Fipost User Manual, Revision 7.0, Fluid dynamics International, inc., Evanston, Il., USA.

FIDAP 7.0, (1993). Fiprep User Manual, Revision 7.0, Fluid dynamics International, inc., Evanston, Il., USA.

FIDAP 7.0, (1993). Theory Manual, Revision 7.0, Fluid dynamics International, inc., Evanston, Il., USA.

FIDAP 7.0, (1993). Tutorial Manual, Revision 7.0, Fluid dynamics International, inc., Evanston, Il., USA.

FOGLER, H.S., (1992). Elements of Chemical Reaction Engineering, Second Edition, PTR Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 708-802.

GAGNÉ, M., GUTTMAN, H., (1992). Survey of galvanizing bath operating practices, preliminary report, Noranda Technologie Center.

GEIGER, D.R., PORIER, G.H., (1994), Transport Phenomena in Material Processing, TMS, USA, 571-610..

GUTHRIE, R.I.L., (1992). Engineering in Process Metallurgy, Clarendon Press, Oxford, USA, 151-211.

den HARTOG, H.W., HOLMES D.B., VONCKEN, R.M., (1964). Fluid flow in turbine-stirred, baffed tanks-II, Dispersion during circulation, Chem. Eng. Sci., 19, 209-214.

HARVEY, G.J., MERCER, P.D., (1973). Aluminum-rich alloy layers formed during the hot dip galvanizing of low carbon steel, Metallurgical Transactions, fev. 4, 619.

HAUGHTON, M.A., (1952). The effect of aluminum and iron on the structure of galvanized coatings, 2nd International Conference on Hot Dip Galvanizing, Zinc development Association, Oxford, 59-67.

HISAMATSU, Y., YAMAGUCHI, H., (1974). Reaction of dross formation in continuous galvanizing, Tetsu-to Hagané, 60, 96-103.

IGUCHI Y., MAKINO H., SAKATOKU A., YAMAGUCHI S., (1995). Phase stability of dross phases in equilibrium with liquid Zn mesured by Al sensor, Galvatech 95 Conference Proceedings, Chicago, 787-794.

LEVENSPIEL, O., (1962). Chemical Reaction Engineering, Second Edition, John Wiley and Sons, inc., USA, 93-200.

VAN DE VUSSE, J.G., (1962). A new model for the stirred tank reactor, Chem. Eng. Sci., 17, 507-521.

ANNEXE A:

EXEMPLE DE LISTING DES ENTRÉES POUR LE CACUL DE TRAJECTOIRES DE PARTICULES

```
FIPOST( )

/* Indique la methode de solution, le temps et ses increments ainsi /*
/* que les criteres qui doivent etre remplis /*

TWOPHASE( FIPOST, LAGRANGE, IMPLICIT=100, VARIABLE=1e-04, NSTEPS=6000,

          TSTART=0, TEND=600, DT=0.01, DTMAX=5e-02, GENERALIZED,

          POLYNOMIAL, ACOEF=1.0 )

/* Donne la grandeur, la densite et la position de la particule /*

PARTICLE( SET=1, NODES=130, PSIZE=0.0001, DENSITY=6600 )

/* Lance le calcul /*

PATH( CONTINUOUS, PARTICLE, ALL, PLOT )
```

ANNEXE B:

EXEMPLE DE LISTING DES ENTRÉES POUR LE CACUL DE DISPERSION D'UNE ESPÈCE DANS LE MODÈLE NUMÉRIQUE

```
FIPREP(  )

/* Specifie le type du probleme /*

PROBLEM ( TRANSIENT, NONLINEAR, NOMOMENTUM, SPECIES = 2 )

/* Nomme l'entite et lui approprie son nombre de Peclet /*

ENTITY( REPL, NAME = "avant", PLOT, MDIFF = "alu" )

/* Donne la condition frontiere /*

BCNODE( ADD, SPEC = 2, ENTI = "avant", CONS = 1 )

/* Donne la source /*

SOURCE( ADD, SPEC = 2, CONS = 0.001, ENTI = "avant" )

/* Indique que le champ de vitesse calcule auparavant doit etre utilise /*

ICNODE( ADD, VELO, READ, ALL )

/* Donne la valeur du nombre de Peclet ( la diffusivite est donnee comme /*
/* etant l'inverse de Pe ) /*

DIFFUSIVITY( SET = "alu", CONST = 0.04 )

/* Donne les increments de calculs en fonction du temps /*

TIMEINTEGRATION( NSTEPS = 60, DT = 0,01 )

END(  )

CREATE( FISO )

RUN( FISOLV )
```

ANNEXE C:

RÉPARTITION DE L'ALUMINIUM DANS LE BAIN DE ZINC À UN TEMPS DE 12600 SECONDES POUR UNE VALEUR DE DIFFUSIVITÉ NULLE

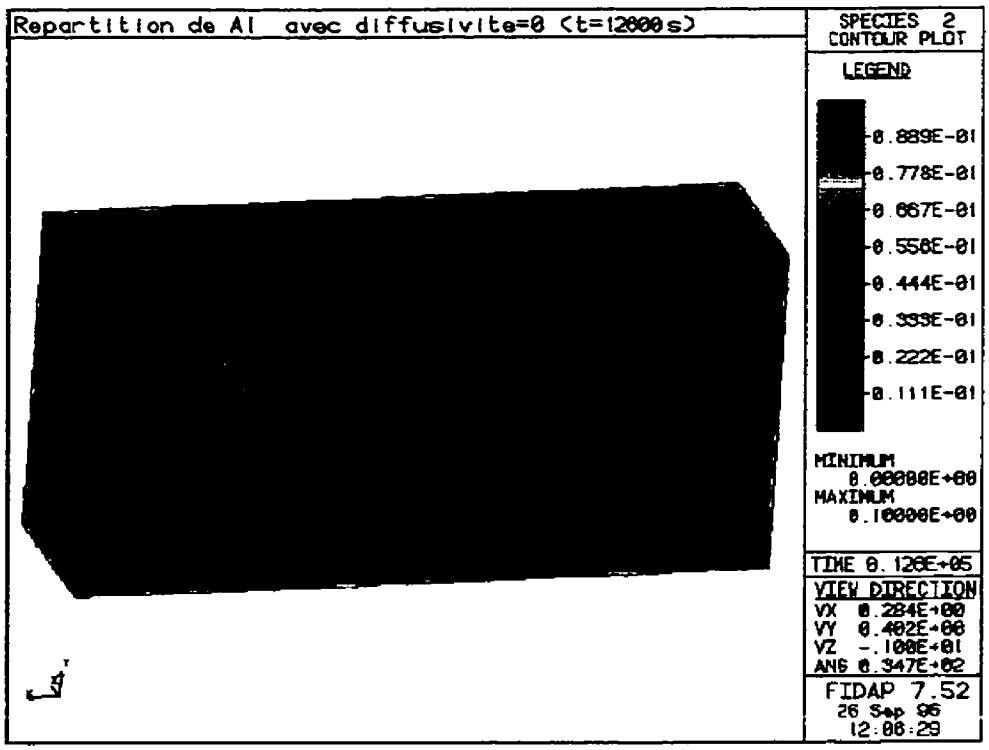
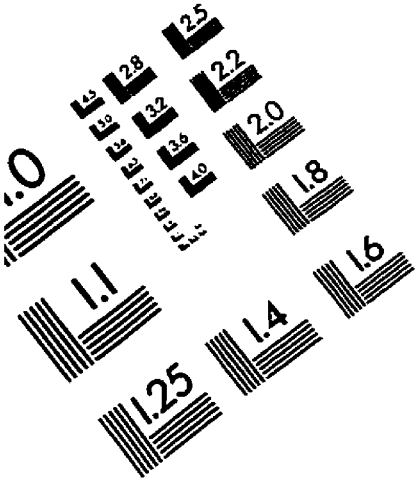
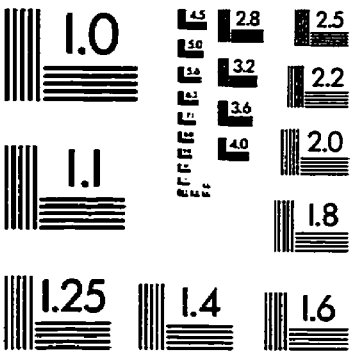
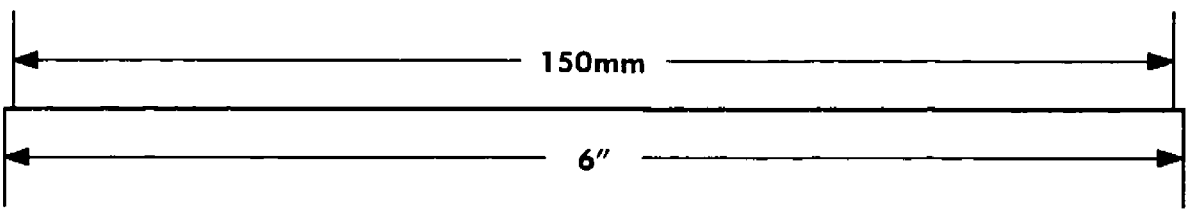


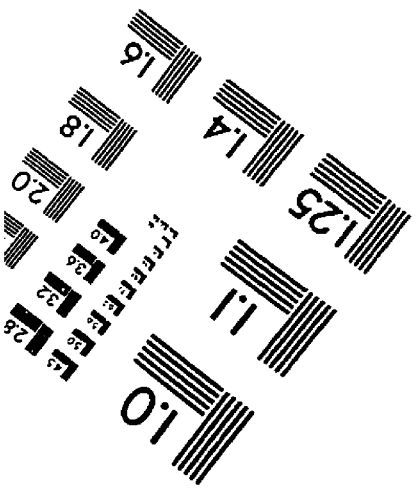
Figure A-1 Répartition de l'aluminium dans le modèle numérique après 12600 secondes pour une addition au centre et une valeur de diffusivité nulle ($Pe_d \to \infty$)

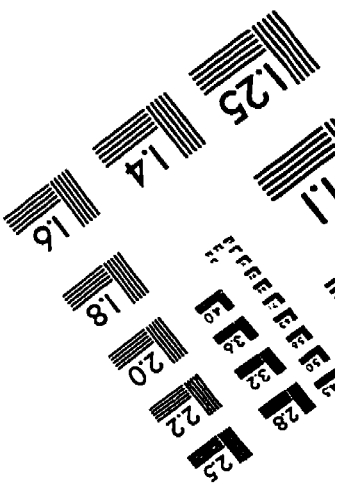
IMAGE EVALUATION TEST TARGET (QA-3)









APPLIED IMAGE, Inc
1653 East Main Street
Rochester, NY 14609 USA
Phone: 716/482-0300
Fax: 716/288-5989

© 1993, Applied Image, Inc., All Rights Reserved