



École Nationale Polytechnique

Département d'Hydraulique

Laboratoire de Recherches Sciences de l'Eau

Projet de fin d'études

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme d'ingénieur
d'état en Hydraulique

Analyse thermohydraulique transitoire dans un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR

Réalisé par :

BENSEMMANE Yasmine Salima
TIHAL Ouarda

Soutenu publiquement le 11/07/2021 devant le jury composé de :

Président	Dr TACHI Salah Eddine	MCA	ENP
Encadreur	Dr SIDI ALI Kamel	Chercheur Expert	CRND
Co-Encadreur	Dr BENMAMAR Saâdia	Pr	ENP
Examineur	Dr BELGACEM Ibtissem	MCA	ENP
	Mr. BELHADJ Omar	MAA	ENP
	Mr. OUCHENE Samir	Doctorant G.M.	ENP



École Nationale Polytechnique

Département d'Hydraulique

Laboratoire de Recherches Sciences de l'Eau

Projet de fin d'études

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme d'ingénieur
d'état en Hydraulique

Analyse thermohydraulique transitoire dans un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR

Réalisé par :

BENSEMMANE Yasmine Salima
TIHAL Ouarda

Soutenu publiquement le 11/07/2021 devant le jury composé de :

Président	Dr TACHI Salah Eddine	MCA	ENP
Encadreur	Dr SIDI ALI Kamel	Chercheur Expert	CRND
Co-Encadreur	Dr BENMAMAR Saâdia	Pr	ENP
Examineur	Dr BELGACEM Ibtissem	MCA	ENP
	Mr. BELHADJ Omar	MAA	ENP
	Mr. OUCHENE Samir	Doctorant G.M.	ENP

ملخص

من أجل ضمان سلامة مفاعلات الأبحاث النووية، فإن تحديد خصائصها الحرارية الهيدروليكية يتطلب مراقبة دائمة لكميات فيزيائية معينة مثل الضغط ودرجة الحرارة وتدفق الحرارة السائد في قلبها. وبالتالي للحصول على تطور صحيح لهذه الكميات المادية، تم إنشاء برنامج كمبيوتر 1D ومحاكاة CFD في ظروف ثابتة وعابرة في 2D و3D. تمت دراسة القناة الأساسية لمفاعل الأبحاث النووية وحساب المبرد والكسوة ودرجات حرارة اللحم. تقوم عمليات المحاكاة المؤقتة بإعادة إنتاج حادث LOFA (فقدان حدث سائل التبريد) من أجل الحجم المناسب للمضخات الزائدة عن الحاجة لأنظمة الحماية. تم التحقق من ONB (بداية غليان النواة) في جميع عمليات المحاكاة.

الكلمات المفتاحية: هيدروليكي حراري، مفاعل نووي، وقود لوي، CFD، LOFA.

Abstract

In order to ensure the safety of nuclear research reactors, the determination of their thermal-hydraulic characteristics requires a permanent monitoring of some physical quantities such as pressure, temperature and heat fluxes which prevail in their core . Thus, to have a correct evolution of these physical quantities a computer program in 1D and CFD simulations in steady state and unsteady state in 2D and 3D were established. The core channel of the nuclear research reactor is studied and the temperatures of the coolant, the cladding and the flesh are calculated. The transient simulations reproduce a LOFA (Loss Of Flow Accident) in order to properly design the redundant pumps of the protection system. The ONB (onset of nucleate boiling) is verified in all simulations.

Keywords : Thermohydraulics, Nuclear reactor, plate fuel, CFD, LOFA

Résumé

Afin d'assurer la sûreté des réacteurs nucléaires de recherche, la détermination de leurs caractéristiques thermohydrauliques nécessite un suivi permanent de certaines grandeurs physiques telles que la pression, la température et les flux de chaleur qui règnent dans leurs cœur. Ainsi, pour avoir une évolution correcte de ces grandeurs physiques un programme informatique en 1D et des simulations CFD en régime stationnaire et transitoire en 2D et 3D ont été établi. Le canal du cœur du réacteur nucléaire de recherche est étudié et les températures du caloporteur, de la gaine et de la chair sont calculées. Les simulations transitoires reproduise un accident LOFA (Loss Of Flow Accident) dans le but de bien dimensionner les pompe redondantes des système de protection. L'ONB (onset of nucleate boiling) est vérifié dans toutes les simulations.

Mots clés : Thermohydraulique, réacteur nucléaire, combustible plaque, CFD, LOFA.

Remerciements

On remercie Dieu le tout-puissant de nous avoir donné le courage, la santé et de nous avoir accordé son soutien durant les périodes les plus difficiles.

On remercie vivement notre cher encadreur, docteur Kamel SIDI ALI de nous avoir aidé et orienté dans notre travail et surtout d'avoir cru en nos compétences.

On remercie également notre chère professeur et directrice de laboratoire de recherche, madame Benmamar Sadiaa, pour sa disponibilité ainsi que ses judicieux conseils.

On tient à adresser nos sincères remerciements à Pr.Smaili Arezki et monsieur Ouchene Samir pour le temps qu'ils ont consacré pour nous aider durant notre projet de fin d'étude.

Nos vifs remerciements vont également aux membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à notre travail et d'avoir bien voulu l'examiner et l'enrichir de leurs propositions.

On remercie chaleureusement nos familles et tous nos amis pour leur soutien et leurs encouragements.

On souhaite aussi remercier tous les enseignants de l'École Nationale Polytechnique, et en particulier nos professeurs d'hydraulique qui nous ont encadré auparavant et tous nos enseignants pour les connaissances qu'ils nous ont transmises, leur disponibilité et leurs efforts.

Que tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce modeste travail trouvent ici l'expression de notre sincère gratitude.

Merci à toutes et à tous.

Dédicaces

À mes parents, merci d'avoir toujours cru en moi. Merci pour votre amour, vos prières, vos encouragements, votre soutien et votre présence tout au long de mes études.

Merci de m'avoir donné la chance de devenir celle que je suis aujourd'hui. J'espère que vous êtes fiers de moi.

À mon frère Hamoud et ma grand-mère qui m'ont soutenu durant toute ma vie et qui ont toujours su me remonter le morale quand il le fallait.

À ma binôme Ouarda, pour tous les bons moments passés ensemble, pour cette expérience et son soutien tout au long de nos années d'études

À tout mes chers amis Anes, Nesrine, Assia, Asma, Lilya et Fazila qui m'ont encouragés jusqu'à la fin

À tous ceux qui ont eu confiance en mes capacités pendant mon parcours.

À tous ceux qui me sont chers, je dédie ce modeste travail.

Yasmine

Dédicaces

A ma chère Maman

Aucune dédicace ne saurait exprimer mon amour, ma gratitude et ma reconnaissance pour la force et le soutien que tu m'as apporté et les sacrifices que tu as fait pour nous chaque jour pour qu'on ne manque de rien et pour que je devienne la personne que je suis aujourd'hui. Que ce modeste travail soit l'expression des vœux que tu n'as cessé de formuler durant tes prières.

A mon cher Papa

A qui je dois ma vie, ma réussite et tout mon respect. Tu as toujours été là pour m'encourager et me soutenir tout au long de mon parcours. Que ce travail soit l'expression de mon amour et de ma profonde reconnaissance.

A mes chères sœurs et mon frère

Qui ont partagé avec moi tous les moments d'émotions lors de la réalisation de ce travail. Aucun mot ne pourrait exprimer mon amour et ma profonde reconnaissance pour tout ce que vous faites pour moi au quotidien.

A mes chères Tantes et ma cousine

Zou, Mimi et Lila que j'aime, je vous considère comme ma deuxième famille, merci pour votre amour, votre soutien et pour vos conseils judicieux que vous ne cessassiez de me donner.

A mon cher Papi

L'homme qui m'a fait grandir, qui as toujours été là et qui n'a jamais dit non à mes demandes, merci pour tout.

A ma chère Binôme Yasmine

Avec qui j'ai partagé cette expérience enrichissante, merci pour ta patience et pour ton engagement dans ce travail.

Enfin, je dédie ce travail à tous mes amis proches avec qui j'ai passé les meilleurs moments durant mon parcours.

Ouarda

Table des matières

Table des figures

Liste des tableaux

Liste des symboles

Liste des abréviations

Introduction générale 19

**1 Généralités sur les réacteurs nucléaires de recherche ;
technologie, sûreté nucléaire et mode de fonctionnements 21**

1.1 Introduction 22

1.2 Composants d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR
(Material Testing Reactor) 22

1.2.1 Le coeur du réacteur nucléaire de recherche 24

1.2.2 Le système de refroidissement du coeur 28

1.3 Types d'accidents pouvant survenir dans un réacteur nucléaire
de recherche de type MTR 32

1.3.1 LOCA (Loss Of Coolant Accident) Accident de perte du
fluide de refroidissement 33

1.3.2 LOFA (Loss Of Flow Accident) accident de perte de débit 34

1.3.3 RIA (Reactivity Insertion Accident) accident d'insertion
de réactivité 35

1.4 Modes de fonctionnement d'un réacteur nucléaire de recherche
de type MTR 35

1.4.1 Fonctionnement normal 35

1.4.2 Fonctionnement accidentel 36

1.5 Conclusions 37

**2 La thermohydraulique d'un canal du coeur d'un réacteur
nucléaire de recherche en monodimensionnel 38**

2.1 Introduction 39

2.2	Caractéristiques physiques et de design des réacteurs de recherche nucléaire de type MTR	39
2.3	Mise en équation thermohydraulique d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche	41
2.3.1	Étude thermohydraulique asymptotique	41
2.3.2	Analyse de sûreté nucléaire	47
2.4	Évolution des quantités physiques dans trois réacteurs de différentes puissances	48
2.4.1	Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 2MW (AIEA)	48
2.4.2	Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 10MW (AIEA)	56
2.4.3	Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 1MW (NUR)	63
2.5	Conclusions	68
3	Modélisation thermohydraulique en 2D d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche utilisant un combustible à flux de chaleur uniforme et constant	70
3.1	Introduction	71
3.2	Configuration du canal thermohydraulique en 2D	71
3.3	Mise en équation thermohydraulique	72
3.3.1	Les équations de conservation	72
3.3.2	Modélisation de la turbulence	73
3.4	Analyse thermohydraulique à l'état stationnaire	76
3.4.1	Mise en équation	76
3.4.2	Conditions aux limites	77
3.5	Analyse thermohydraulique à l'état transitoire	78
3.5.1	Mise en équation	78
3.5.2	Conditions aux limites	79
3.6	Présentation du logiciel Comsol	80
3.7	Maillage du domaine numérique	80
3.8	Méthode des éléments finis	82
3.9	Résultats obtenus pour l'écoulement stationnaire	83
3.10	Résultats obtenus pour l'écoulement transitoire	86
3.10.1	Évolution en fonction du temps	86
3.10.2	Évolution temporelle de la température maximale	88
3.11	Conclusion	90

4 Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche	91
4.1 Introduction	92
4.2 Présentation du Code FLUENT	92
4.3 Mise en équation thermohydraulique du canal en 3D	93
4.3.1 Les équation de conservation	93
4.3.2 Le modèle de turbulence	95
4.4 Conditions aux limites	95
4.5 Maillage du domaine numérique à étudier	96
4.6 Méthode des volumes finis	99
4.7 Analyse thermohydraulique à l'état stationnaire	100
4.8 Résultats et interprétations de la simulation stationnaire	102
4.8.1 Pour une vitesse constante	102
4.8.2 Analyse d'un LOFA constant en mode stationnaire pour plusieurs pertes de débits	104
4.9 Analyse thermohydraulique à l'état transitoire	107
4.10 Résultats et interprétations de la simulation transitoire	108
4.11 Conclusion	116
Conclusion générale	118
Bibliographie	121
Annexes	124
A Structure du programme Matlab pour le calcul des températures en monodimensionnel	125
B Étapes de simulation sur Comsol en régime stationnaire et transitoire	130
C Étapes de simulation FLUENT en régime stationnaire	139
D Étapes de simulation FLUENT en régime transitoire	147

Table des figures

1.1	Schéma d'une réaction de fission.	23
1.2	Composants d'un réacteur nucléaire de recherche.	24
1.3	Schéma simplifié du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche MTR type piscine.	25
1.4	Assemblage combustible de type plaque.	26
1.5	Les barres de contrôle d'un réacteur nucléaire de recherche MTR.	27
1.6	Coupe transversale du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche.	28
1.7	Échangeur de chaleur de type plaque.	29
1.8	Échangeur de chaleur de type tube et calandre.	30
1.9	Tour de refroidissement humide.	31
1.10	Tour de refroidissement sèche.	31
1.11	Tour de refroidissement hybride.	32
1.12	Fonctionnement d'un réacteur nucléaire de recherche.	36
2.1	Canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche.	42
2.2	Encombres d'un canal du coeur.	44
2.3	Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.	49
2.4	Comparaison de la distribution des températures avec des travaux publiés en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.	50
2.5	Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal.	52
2.6	Comparaison des profils des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 2MW.	53
2.7	Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.	55
2.8	Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.	56

2.9 Distribution des températures en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.	57
2.10 Comparaison des distributions de température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.	58
2.11 Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.	59
2.12 Comparaison de la distribution des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.	60
2.13 Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 10MW.	62
2.14 Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 10MW.	63
2.15 Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.	64
2.16 Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 1MW.	65
2.17 Comparaison de la distribution des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.	66
2.18 Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 1MW.	67
2.19 Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.	68
3.1 Géométrie du canal en 2D.	72
3.2 interface Comsol multiphysics.	80
3.3 Type d'éléments de maillage.	81
3.4 Maillage du domaine numérique.	82
3.5 discrétisation d'un domaine par éléments finis.	83
3.6 Distribution de la température du fluide de refroidissement le long de l'axe y.	84

3.7	Distribution de la température de la gaine le long de l'axe y. . .	85
3.8	Distribution de la température de la chair le long de l'axe y. . .	85
3.9	Évolution de la température le long du canal à t=1s.	86
3.10	Évolution de la température le long du canal à t=2s.	87
3.11	Évolution de la température le long du canal à t=3s.	88
3.12	Évolution de la température à y=0,6 m en fonction du temps. .	89
4.1	schéma du canal thermohydraulique en 3D.	93
4.2	Maillage du domaine numérique	97
4.3	Géométrie du canal 3D.	97
4.4	Maillage du canal selon les trois plans de l'espace.	98
4.5	Température en fonction du nombre de mailles.	99
4.6	Cellule discrétisée à deux dimensions.	100
4.7	Fonction UDF du flux de chaleur.	102
4.8	Contour de la température du caloporteur et de la gaine sur le plan xz en stationnaire	103
4.9	Profils des températures en fonction de la longueur adimensionnelle.	103
4.10	Contour des températures de la gaine et du caloporteur sur le plan xz pour 5%, 10 %, 15% et 20%.	104
4.11	Profil de la température pour plusieurs débits en fonction de la longueur adimensionnelle.	105
4.12	Évolution au point le plus chaud de la gaine de la température en fonction du pourcentage de perte de débit.	106
4.13	Fonction UDF de la variation de vitesse.	108
4.14	Contour des températures du caloporteur sur le plan xz à chaque pas de temps de 6s à 10s.	109
4.15	Profil de la température en fonction du temps.	109
4.16	Contour des températures de la gaine sur le plan xz à chaque pas de temps de 6s à 10s.	111
4.17	Profil de température en fonction du temps.	112
4.18	Profil de température en fonction du temps.	113
4.19	Contour des températures du caloporteur sur le plan xz à chaque pas de temps 6s à 15s.	114
4.20	Contour des températures de la gaine sur le plan xz de contact avec le caloporteur à chaque pas de temps 6s à 15s.	115
4.21	Profil de température en fonction du temps	115
A.1	Structure du code Matlab	127
A.2	Code Matlab de la ligne 1 à 31	128

A.3	Code Matlab de la ligne 32 à 62.	128
A.4	Code Matlab de la ligne 63 à 93.	129
A.5	Code Matlab de la ligne 92 à 120.	129
B.1	Création de la géométrie sur COMSOL	131
B.2	Fenêtre Géométrie (COMSOL).	131
B.3	Choix des matériaux des composant du canal (COMSOL) . . .	132
B.4	Choix du matériau pour le caloporteur.	132
B.5	Choix du matériau pour la gaine	133
B.6	Choix du matériau pour la chair.	133
B.7	Choix du modèle de turbulence.	134
B.8	Fenêtre de l'écoulement turbulent.	134
B.9	Indication de la paroi.	134
B.10	Vitesse à l'entrée du canal.	135
B.11	Vecteur force de gravité.	135
B.12	Indication de la pression à la sortie du canal.	135
B.13	Axe de symétrie sur la géométrie.	136
B.14	Fenêtre de la physique : transfert de chaleur entre solide et fluide. 136	
B.15	Température d'entrée du caloporteur.	136
B.16	Script de calcul de la moyenne à l'état stationnaire (ligne 1-31) 137	
B.17	Script de calcul de la moyenne à l'état stationnaire (ligne 31-59). 137	
B.18	Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 1s	138
B.19	Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 2s.	138
B.20	Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 3s.	138
C.1	Tableau Fluent sur Workbench.	140
C.2	Configuration générale.	140
C.3	Fenêtre "models".	141
C.4	Matériaux	141
C.5	Propriétés de la chair.	141
C.6	Propriétés de la gaine.	142
C.7	Propriétés de l'eau.	142
C.8	Fenêtre cell zone.	142
C.9	Conditions aux limites.	143
C.10	Vitesse à l'entrée du canal.	143
C.11	Pression à la sortie du canal.	144
C.12	Source de chaleur	144
C.13	Fonction UDF de la source de chaleur.	144
C.14	Methods.	145
C.15	Residual.	145

C.16	Initialisation.	146
C.17	Calculs et itération.	146
D.1	Fonction UDF de la vitesse.	148
D.2	Calculs et itérations.	149
D.3	Script du code matlab de calcul de la moyenne en stationnaire.	149

Liste des tableaux

1.1 Répartition de l'énergie provenant d'une réaction de fission . . .	23
2.1 Données principales d'un réacteur de 1 MW.	40
2.2 Données principales d'un réacteur 2 MW.	40
2.3 Données principales d'un réacteur 10 MW.	41
2.4 Les corrélations pour le calcul du nombre de Nusselt	45
2.5 Flux de chaleur pour un réacteur 2 MW.	54
2.6 Flux de chaleur d'un réacteur 10 MW.	61
4.1 Paramètre pour le calcul de l'épaisseur de la couche limite . . .	98

LISTE DES SYMBOLES

- A_m Section transversale de la chair (m^2)
 A_z Surface de la section d'écoulement (m^2)
 C_p Chaleur spécifique du caloporteur ($J/kg.C^\circ$)
 D_h Diamètre hydraulique (m)
 D_ω Diffusion croisée ($-$)
 E Énergie totale J
 e_c Épaisseur de la gaine (m)
 e_{ch} Épaisseur du canal (m)
 e_m Épaisseur de la chair (m)
 F Facteur de puissance ($-$)
 F_1, F_2 Fonction de mélange ($-$)
 F_{ax} Facteur de puissance axiale ($-$)
 F_d Facteur multiplicatif ($-$)
 F_{NUC} Facteur de puissance nucléaire ($-$)
 F_{rad} Facteur de puissance radiale ($-$)
 $FPTN$ Nombre total de plaques combustibles ($-$)
 G Distance résiduelle à la paroi (m)
 G_K Générations de l'énergie cinétique turbulente (J)
 G_m Vitesse massique (kg/s)
 h Coefficient de transfert de chaleur par convection ($W/m^2.C$)
 h_f Enthalpie de l'écoulement (J)
 h_j Coefficient de transfert de chaleur par convection pour une espèce j
 K Énergie cinétique turbulente
 k Conductivité thermique ($W/m^2.C$)
 k_c Conductivité thermique de la gaine ($W/m^2.C$)
 k_m Conductivité thermique de la chair ($W/m^2.C$)
 L_{ch} Longueur totale du canal (m)
 L_e Longueur extrapolée (m)

L_h Longueur active de la plaque (m)
 l_{ch} Largeur du canal (m)
 l_m Largeur de la chair (m)
 m_{ch} Débit massique du fluide (kg/s)
 N_u Nombre de Nusselt ($-$)
 n Vecteur normal extérieur ($-$)
 P_h Périmètre chauffé (m)
 P_r Nombre de Prandtl ($-$)
 P_U Puissance du réacteur nucléaire (W)
 p Pression (bar)
 p_{cr} pression critique (bar)
 Q_p Source de chaleur ponctuelle (J)
 Q_{sv} Débit standard (m^3/s)
 Q_{ted} Amortissement thermo-élastique (s^{-1})
 Q_{vd} Dissipation visqueuse
 q Flux de chaleur (W/m^2)
 q' Densité de puissance axiale (W/m^3)
 q'_a Densité de puissance moyenne (W/m^3)
 q'_c Densité de puissance maximale (W/m^3)
 q_0 Flux de chaleur entrant (W/m^2)
 q_{av} Flux de chaleur moyen (W/m^2)
 q_{cr} Flux de chaleur critique (W/m^2)
 R_{ce} Rayon à l'entrée du canal (m)
 R_{cs} Rayon à la sortie du canal (m)
 S Terme source (J)
 S_ϕ Source par unité de volume (J/m^3)
 SVR Rapport volume/surface de la chair (m)
 T Température ($^{\circ}C$)
 T_c Distribution de la température axiale de la gaine ($^{\circ}C$)
 T_f Distribution de la température axiale du fluide de refroidissement
 T_{f1} Température d'entrée du caloporteur ($^{\circ}C$)
 T_m Distribution de la température axiale de la chair ($^{\circ}C$)
 T_{sat} Température de saturation ($^{\circ}C$)
 t Temps (s)
 U Vitesse du fluide (m/s)
 U^* Vitesse de friction locale
 u Vitesse selon x (m/s)
 u_i Composante de vitesse dans la direction correspondante (m/s)
 u'_i Vitesse fluctuante (m/s)

\bar{u}_i Vitesse moyenne (m/s)
 V_{ch} Flux de chaleur moyen (W/m^2)
 V_m Volume de la chair (m^3)
 v Vitesse selon y (m/s)
 W_T Débit total (m^3/s)
 w Vitesse selon z (m/s)
 y Direction axiale
 y^+ position sans dimension de y

\vec{A} Vecteur de surface (m^2)
 \vec{g} Vecteur gravité (m/s^2)
 \vec{J}_j Vitesse d'une espèce j (m/s)
 \vec{U} Vecteur vitesse

Γ frontières du domaine
 Γ^e frontière d'un élément
 Γ_ϕ Coefficient de diffusion
 δ_{ij} Tenseur d'unité ($-$)
 ε Taux de dissipation d'énergie turbulente (m^2/s^3)
 λ Conductivité thermique du fluide ($W/m.^{\circ}C$)
 μ Viscosité dynamique du fluide ($kg/m.s$)
 μ_t Viscosité turbulente ($kg/m.s$)
 ν Viscosité cinématique du fluide (m^2/s)
 ν_t Viscosité statique turbulente (m^2/s)
 Ω_{ij} Tenseur du taux de rotation moyen
 Ω^e élément
 ω Taux de dissipation spécifique (m^2/s^3)
 ρ Masse volumique du fluide (kg/m^3)
 ρ_{st} Masse volumique standard (kg/m^3)
 $\bar{\tau}$ Tenseur des contraintes visqueuses ($kg/m.s^2$)
 ∇_ϕ Gradient de ϕ

LISTE DES ABRÉVIATIONS

AIEA	Agence Internationale de l'Energie Atomique
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CATIA	Conception Assistée Tridimensionnelle Interactive Appliquée
CFD	Computational Fluid Dynamics
DNB	Departure of Nucleate Boiling
DNS	Direct Numerical Simulation
I-DEAS	Integrated Design Engineering and Analysis Software
LES	Large Eddy Simulation
LOCA	Loss Of Coolant Accident
LOFA	Loss Of Flow Accident
MTR	Material Testing Reactor
NUR	Nuclear Uranium Reactor
OFI	Onset of Flux Instability
ONB	Onset Nucleate Boiling
RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes
RIA	Reactivity Insertion Accident
RNG	Re-Normalization Group
SST	Shear Stress Transport
UDF	User Define Function

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Dans le domaine nucléaire, Les réacteurs nucléaires de recherche jouent un rôle clé dans son évolution et son développement. Ils permettent des expériences nucléaires dans diverses disciplines on cite par exemple la neutrographie ou encore les effets des transmutations tels que le dopage du silicium.

Les réacteurs nucléaires de recherche sont des installations de puissance modéré qui nécessitent moins de combustible comparé aux réacteurs nucléaires de production d'énergie électrique et ont la particularité de fonctionner à des températures plus basses. Ils comprennent une multitude de design dont les plus communs sont les réacteurs nucléaires de recherche à coeur ouvert et fermé.

Les réacteurs nucléaires de recherche à coeur ouvert utilisent les combustibles nucléaire de type plaque et sont refroidit dans le but de faire baisser la température qui se dégage du coeur car un quelconque dépassement de celle ci peut provoquer des dégâts colossaux des composants du coeur comme par exemple la gaine du combustible. A cet effet, une étude thermohydraulique lors d'un fonctionnement normal est primordiale pour surveiller la distribution des températures du fluide caloporteur, de la gaine et de la chair et faire en sorte que les critères de sûreté soient respectés. Il existe plusieurs manières pour procéder à cette étude. Le cas le plus simple serait de faire une analyse monodimensionnelle mais il est possible de faire l'analyse bidimensionnelle et tridimensionnelle en utilisant les codes CFD.

Notre projet de fin d'étude est organisé en quatre chapitres présentées comme suit :

Le premier chapitre est consacré à la description des réacteurs nucléaires de recherche et à la présentation de la problématiques et des notions de base nécessaire dans notre travail.

Dans le chapitre II, une analyse thermohydraulique stationnaire est effectuée en monodimensionnel et appliquée sur différents réacteurs nucléaires de recherche de puissance distinct et cela en utilisant deux modèles mathématiques valables. On a par la suite confirmer la sûreté du réacteur en vérifiant certains critères de sûreté comme le flux de chaleur critique et moyen ONB.

Dans le chapitre III on a reproduit l'évaluation expérimentale dans un réacteur nucléaire de recherche avant insertion du combustible (Uranium) à l'aide du logiciel COMSOL. Deux simulations sont réalisées à cet effet, la première en mode stationnaire et la seconde en mode transitoire. Le but recherché est de connaître la température que peut atteindre le fluide caloporteur lors d'un fonctionnement normal ou accidentel.

On a présenté dans le dernier chapitre à une simulation tridimensionnelle de l'écoulement du fluide caloporteur dans un canal du réacteur nucléaire de recherche à l'aide du code de calcul Fluent. De même que pour le chapitre III, on commence par une simulation stationnaire puis une simulation transitoire qui reproduit un accident LOFA (Loss Of Flow Accident).

———— CHAPITRE 1 ————

GÉNÉRALITÉS SUR LES RÉACTEURS
NUCLÉAIRES DE RECHERCHE ;
TECHNOLOGIE, SÛRETÉ NUCLÉAIRE ET
MODE DE FONCTIONNEMENTS

1.1 Introduction

Les réacteurs nucléaires de recherche sont des installations de puissance modérées. Leurs puissances peuvent varier de quelques KW à des dizaines de MW. Ils permettent des expériences nucléaires dans diverses disciplines. On citera l'exemple de la neutrographie qui permet de prendre des clichés d'équipements plus précis que ceux des rayons x, ou encore les effets des transmutations tels que le dopage en silicium.

Dans ce chapitre, on va présenter la conception classique d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR utilisant un combustible à plaque. Puis on donnera les accidents qui peuvent se produire dans ce type de réacteurs. En dernier, deux mises en équation thermohydrauliques d'un canal d'un réacteur nucléaire de recherche sont présentées. La première concerne l'état stationnaire et la seconde l'état transitoire.

1.2 Composants d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR (Material Testing Reactor)

Il existe plusieurs types de réacteurs nucléaires de recherche. Ces derniers diffèrent de part leurs design et leur conception. Dans ce travail, l'intérêt sera porté sur un réacteur nucléaire de recherche type piscine utilisant un combustible à plaques.

Un réacteur nucléaire de recherche type piscine fonctionne à pression atmosphérique. Il permet un accès facile aux emplacements d'irradiations pour l'expérimentation dans le cœur ou à l'extérieur du cœur car il utilise des faisceaux intenses de neutrons. Il donne aussi une vision directe sur le fonctionnement du réacteur et la réaction qui a lieu.

Dans ce réacteur, on attribue à l'eau légère (H_2O) le rôle de modérateur et de fluide de refroidissement. L'eau est aussi utilisée comme moyen de protection efficace contre le rayonnement généré par la fission. L'eau permet donc de maintenir des niveaux acceptables de radioactivité autour de la piscine. Une réaction de fission (*, 2008) est définie par la scission d'un noyau atomique lourd dit "fissile" en deux fragments lorsqu'il y a collision avec un neutron. Il en résulte un dégagement d'une quantité importante d'énergie accompagnée par l'émission de neutrons et de rayonnement ionisant comme

montré sur la figure (1.1).

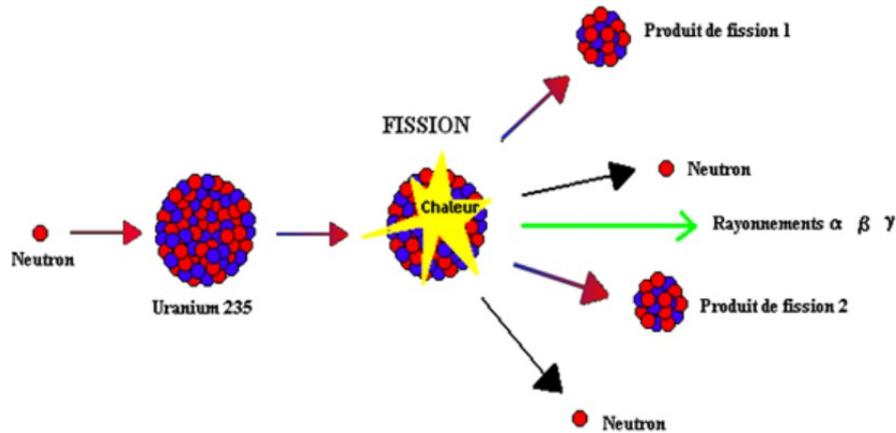


FIGURE 1.1 – Schéma d’une réaction de fission.

L’énergie libérée qui provient de la réaction de fission d’un atome est d’environ 200 MeV. Elle est répartie sur les produits de fission. On donne sur le tableau (1.1) un exemple de répartition de l’énergie entre les produits de fission de l’atome U_{235} (Stacey, 2018).

Tableau 1.1 – Répartition de l’énergie provenant d’une réaction de fission

Produits de fission de U_{235}	Énergie libérée (MeV)
Énergie cinétique des fragments de fission	165
Énergie cinétique des photons gamma	7
Énergie cinétique des neutrons	5
Radioactivité gamma et bêta	11
Énergie (invisible) des neutrinos	13
Total	200

Pour ce qui est de la conception d’un réacteur nucléaire de recherche de type MTR, on décrit sur la figure (1.2) les principaux composants dont est constitué ce réacteur.

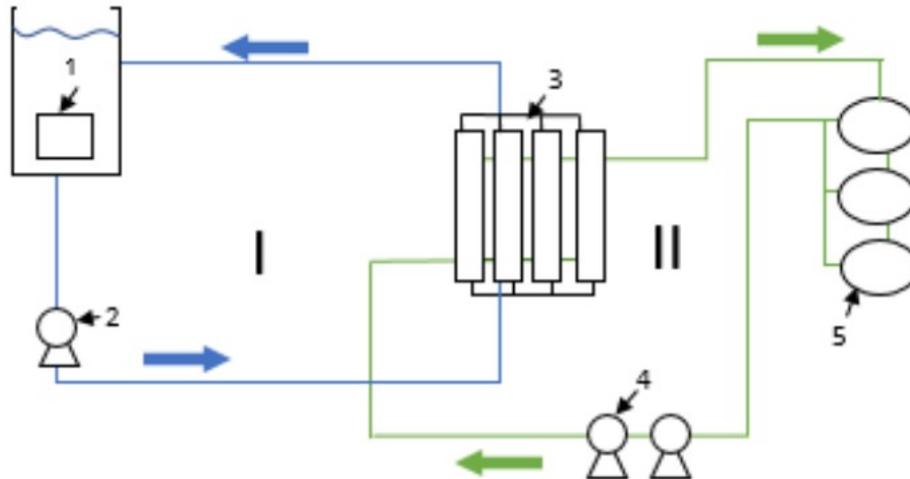


FIGURE 1.2 – Composants d'un réacteur nucléaire de recherche.

- 1 : Coeur du réacteur nucléaire.
- 2 : Pompe primaire.
- 3 : Échangeurs de chaleur.
- 4 : Pompe secondaire.
- 5 : Tours de refroidissement.
- I : Circuit primaire.
- II : Circuit secondaire.

Le composant (1) représente le coeur du réacteur nucléaire qui est déposé dans une cuve remplie d'eau légère. Cette eau sert à refroidir les éléments combustibles et à la modération des neutrons. Cette dernière circule dans le circuit primaire (I) où l'écoulement est assuré par une pompe primaire (2). Les deux circuits (primaire (I) et secondaire (II)) sont reliés entre eux par des échangeurs de chaleur (3). La circulation de l'eau légère du circuit (II) se fait entre les échangeurs de chaleur et les tours de refroidissement (5). L'écoulement dans le circuit (II) se fait à l'aide de pompes secondaires (4) (Sidi Ali, 2002).

1.2.1 Le coeur du réacteur nucléaire de recherche

Le coeur du réacteur nucléaire de recherche est positionné au fond de la cuve comme le montre la figure (1.3). Il est constitué d'un arrangement d'éléments combustibles insérés dans une plaque matricielle fabriquée en aluminium.

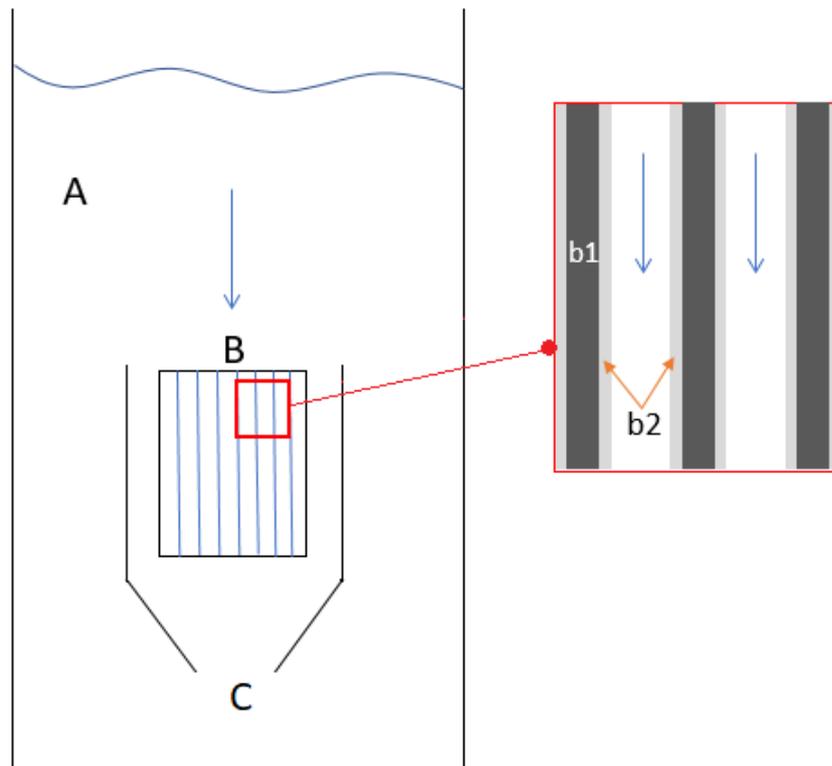


FIGURE 1.3 – Schéma simplifié du cœur d'un réacteur nucléaire de recherche MTR type piscine.

Sur la figure (1.3), (A) représente l'eau légère, (B) le cœur (combustible plaque), (C) la cuve du réacteur, (b1) la chair du combustible et (b2) la gaine du combustible.

En plus des éléments combustibles, le cœur comporte des éléments de contrôle et de sécurité. La plaque matricielle permet la circulation de l'eau de refroidissement entre les surfaces extérieures des éléments combustibles. En règle générale, le cœur du réacteur est protégé par une épaisseur d'eau d'environ 8 m de hauteur et, latéralement, par 1,2 m d'eau plus 2,4 m de béton baryté (béton lourd qui offre une barrière efficace contre les rayons Gamma et les autres émanations radioactives) (Michel et al., 2015).

En plus du fluide caloporteur et modérateur, quatre des principaux composants du cœur d'un réacteur nucléaire de recherche type MTR sont présentés ci-après :

1.2.1.1 L'élément combustible

Il est formé de plusieurs plaques combustibles incurvées ou plates. Dans une plaque combustible, il y a ce qu'on appelle une gaine en aluminium qui

sert à confiner la chair qui contient la matière fissile. Cette configuration de "type plaque" permet d'isoler la matière fissile de l'environnement du réacteur. De plus, Les combustibles plaques sont disposés en parallèle pour former un assemblage combustible comme le montre la figure (1.4) (*, 2008).

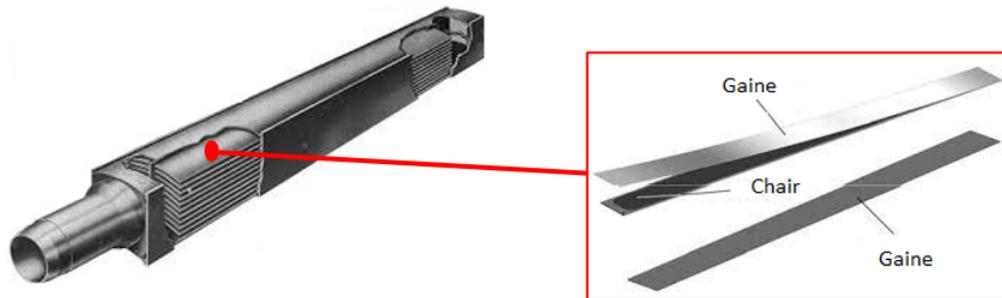


FIGURE 1.4 – Assemblage combustible de type plaque.

1.2.1.2 Les éléments de contrôle

Il s'agit de barres de contrôle comme montré sur la figure (1.5) posées au dessus du combustible contenant des matériaux absorbants dont le rôle est de maintenir un équilibre entre les neutrons qui naissent ou les neutrons qui meurent, c'est ce qu'on appelle la criticité. leurs rôle est aussi d'arrêter ou de ralentir la réaction de fission par absorption de neutrons qui se trouvent dans le réacteur. Ces barres ont trois fonctions principales : la compensation de la réactivité pendant un cycle de fonctionnement, le contrôle du démarrage et de l'arrêt pendant le fonctionnement normal, et l'arrêt rapide dans des conditions anormales.

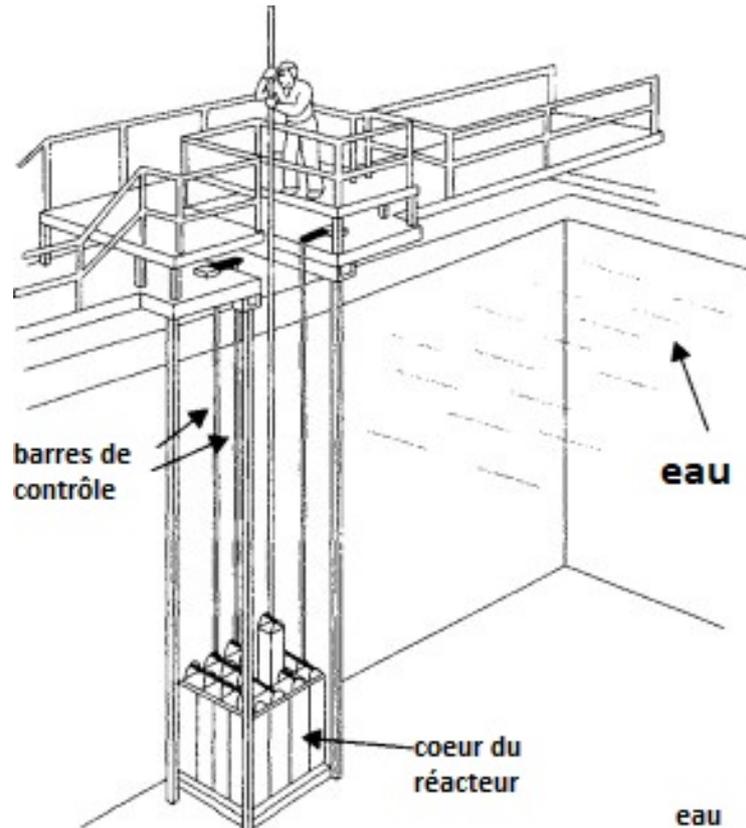


FIGURE 1.5 – Les barres de contrôle d'un réacteur nucléaire de recherche MTR.

1.2.1.3 Un réflecteur

Un réflecteur sert à minimiser la dispersion et l'échappement des neutrons du cœur du réacteur et garder le régime de la réaction de fission.

1.2.1.4 Les canaux expérimentaux

Ce sont des canaux horizontaux qui traversent la cuve du réacteur nucléaire de recherche pour atteindre le cœur (figure 1.6). Il servent à effectuer des expériences au cœur du réacteur nucléaire.

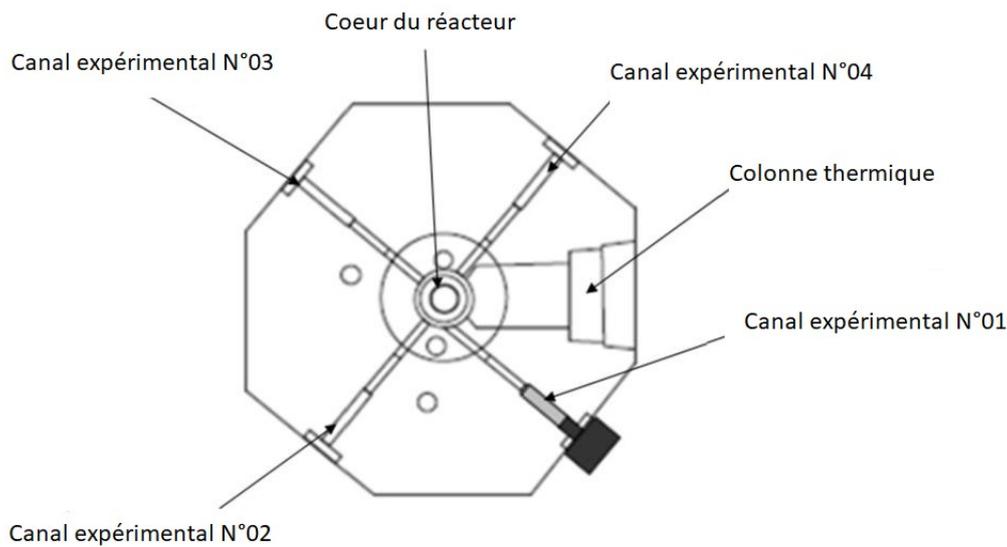


FIGURE 1.6 – Coupe transversale du cœur d'un réacteur nucléaire de recherche.

1.2.2 Le système de refroidissement du cœur

La réaction de fission dans le cœur du réacteur est une réaction exothermique, c'est à dire qu'elle produit de la chaleur. Pour faire diminuer cette chaleur on utilise un système de refroidissement.

Le système de refroidissement du réacteur est réparti en deux circuits, on a un circuit primaire et un circuit secondaire. Ces deux circuits sont reliés entre eux à l'aide d'un échangeur de chaleur. L'objectif de ces circuits est de faire évacuer la chaleur produite par réaction de fission dans le cœur du réacteur (Michel et al., 2015).

a) Le circuit primaire

Le circuit primaire est un circuit fermé qui passe par le cœur. Il assure le refroidissement du combustible en faisant passer l'eau à travers les plaques. Ainsi, chaque deux plaques adjacentes forment ce qu'on appelle un canal. La circulation de l'eau légère se fait grâce aux pompes hydrauliques qui aspirent l'eau du cœur et la font passer par un échangeur de chaleur et retourner au cœur. L'écoulement peut se faire de façon ascendante ou descendante selon le design du réacteur (Michel et al., 2015).

b) Le circuit secondaire

Le circuit secondaire récupère la chaleur transmise du circuit primaire par l'intermédiaire d'un échangeur de chaleur puis l'eau du circuit secondaire passe par des tours de refroidissement afin de dissiper l'énergie thermique dans l'atmosphère (Michel et al., 2015).

Le système de refroidissement (circuit primaire et circuit secondaire) comprend des équipements de refroidissement :

a) Échangeur de chaleur

Il assure le transfert de l'énergie thermique sous forme de chaleur du circuit primaire au circuit secondaire sans que les eaux des deux circuits ne se mélangent. Il fait partie des équipements de conversion d'énergie. Il existe plusieurs types, on cite comme exemples les échangeurs de chaleur type plaque et type tube (Lewziszjr et al., 1964).

a.1) Échangeurs à Plaques

Il est formé de plusieurs plaques comme cela est montré sur la figure (1.7). Il est très compact ce qui le rend très efficace. Le transfert de chaleur se fait à travers le métal des plaque.

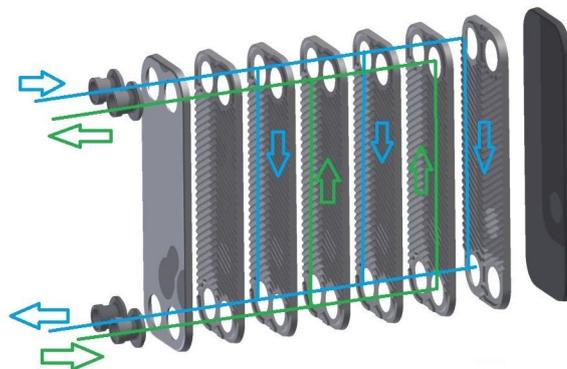


FIGURE 1.7 – Échangeur de chaleur de type plaque.

a.2) Échangeurs à tubes et calandre

Il convient aux applications à haute pression comme cela est montré sur la figure (1.8). Ce type d'échangeurs peut utiliser plusieurs passes pour un bon transfert de chaleur.

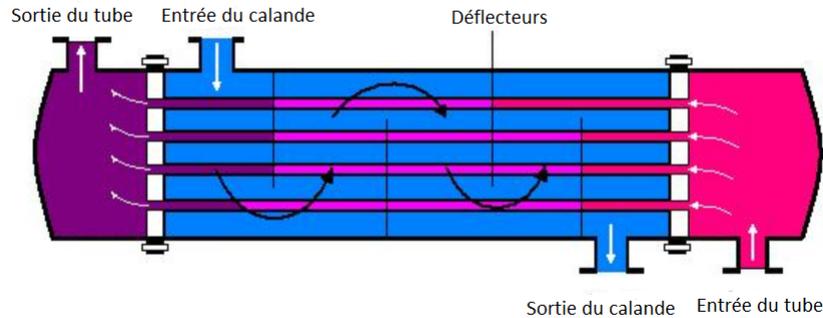


FIGURE 1.8 – Échangeur de chaleur de type tube et calandre.

b) Les tours de refroidissement

Une tour de refroidissement est généralement nécessaire pour évacuer la chaleur provenant des échangeurs de chaleur figure (1.2). Cette chaleur est transmise à l'environnement via des tours de refroidissement (Sidi-Ali, 2018). Il existe différents type de tours de refroidissement. On cite trois d'entre elles :

b.1) Tour de refroidissement humide (figure 1.9)

Le contact est direct entre l'eau et l'air et le transfert de chaleur est augmenté par un transfert de masse ce qui le rend très performant.

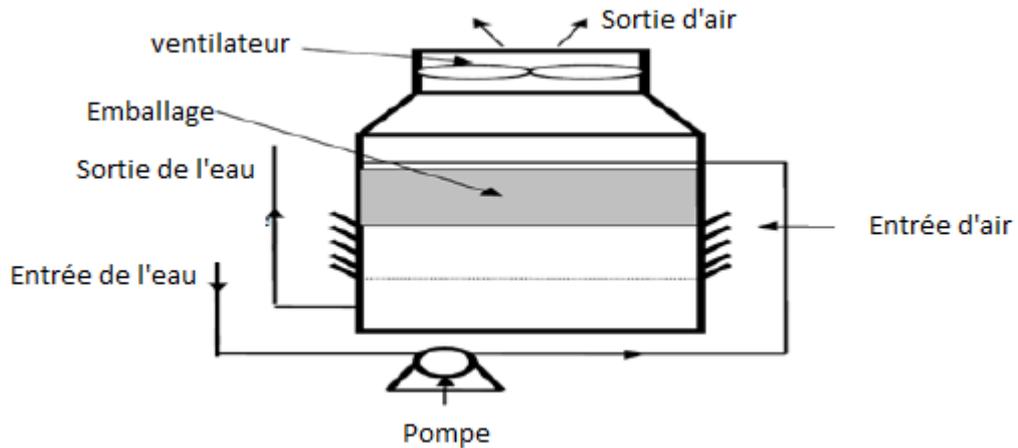


FIGURE 1.9 – Tour de refroidissement humide.

b.2) Tour de refroidissement sèche (figure 1.10)

Dans une tour de refroidissement sèche, il y a des tubes qui assurent le transfert de chaleur entre l'eau à l'intérieur des tubes et l'air.

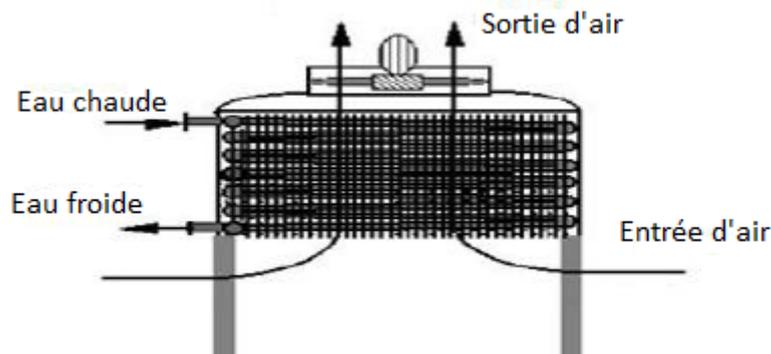


FIGURE 1.10 – Tour de refroidissement sèche.

b.3) Tour de refroidissement hybride (figure 1.11)

Pour les tours de refroidissement hybrides, on prend le même écoulement que dans les tours de refroidissement sèches, auquel on ajoute un système de pulvérisation d'eau comme celui utilisé dans les tours de refroidissement humides. Le refroidissement est encore meilleur que pour les deux autres types de tours de refroidissement.

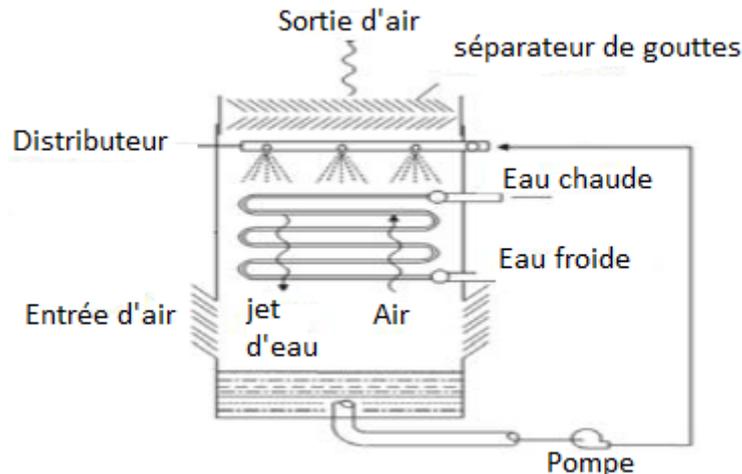


FIGURE 1.11 – Tour de refroidissement hybride.

c) Pompes hydrauliques

Les pompes hydrauliques sont indispensables pour l'écoulement de l'eau dans le système de refroidissement. On en trouve dans les deux circuits primaire et secondaire. Elles peuvent être disposées soit en parallèle pour augmenter le débit soit en série pour augmenter la pression.

1.3 Types d'accidents pouvant survenir dans un réacteur nucléaire de recherche de type MTR

La sûreté occupe une place très importante dans le domaine nucléaire. En effet peu importe le degré de protection et les dispositions mises en place pour assurer un fonctionnement normal d'un réacteur nucléaire. Il y a toujours un risque qu'un accident se produise.

Parmi les accidents les plus courants dans un réacteur de recherche, on cite le LOCA (Loss Of Coolant Accident) qui désigne une perte en quantité de fluide de refroidissement. Le LOFA (Loss Of Flow Accident) où il s'agit d'une perte de débit d'écoulement. Le RIA (Reactivity Insertion Accident) qui veut dire accident d'insertion de réactivité. Puis vient les accidents de Coupure du courant électrique, de manipulation erronée ou défaillance d'un équipement ou d'un composant, évènements internes particuliers, évènements externes et erreurs humaines.

Les accidents qui concernent le coeur seulement sont les trois premiers

c'est à dire le LOCA, le LOFA et le RIA. Lorsque ces accidents ont lieu, le fonctionnement du réacteur nucléaire doit rester dans les limites exigées pour la sûreté nucléaire (GONNIER, 2008).

1.3.1 LOCA (Loss Of Coolant Accident) Accident de perte du fluide de refroidissement

1.3.1.1 Causes

Cet accident se produit suite à :

- Un endommagement de la piscine
- La vidange de la piscine
- La défaillance des canaux expérimentaux.

On parle de perte de fluide lorsque la circulation naturelle interne est supprimée. On obtient comme résultat prévisible, un échauffement excessif du cœur ce qui peut potentiellement endommager le combustible si on atteint une certaine puissance (deLimaReis et al., 2019).

1.3.1.2 Conséquences

On doit examiner toutes les conséquences afin de déterminer la probabilité d'endommager le combustible. Même si cette probabilité s'avère être très faible, il faut tenir compte du risque d'irradiation du personnel d'exploitation à cause de la perte de la gaine. Par exemple un LOCA dont la conséquence est une exposition partielle du cœur, doit être analysé pour déterminer son potentiel d'endommagement du combustible.

Un autre exemple : Lorsque le niveau d'eau dans le cœur du réacteur a baissé de manière significative, les plaques de combustible transfèrent l'énergie dans un environnement gazeux seulement. La fusion du cœur dans ce cas peut se produire, en commençant par les régions où la densité de puissance est la plus élevée.

La simulation numérique de cet accident a pour but d'étudier le comportement du cœur du réacteur nucléaire (gaine et cœur du combustible) et l'évolution de la température, de la pression et du niveau d'eau en fonction du temps avant pendant et après l'accident c'est à dire lorsque le réacteur revient à son état initial de fonctionnement normal.

1.3.2 LOFA (Loss Of Flow Accident) accident de perte de débit

La réduction du débit du fluide de refroidissement survient à la suite de divers événements tels que la défaillance d'une pompe ou d'une vanne, l'obstruction d'un canal ou la redistribution du débit. Ceci peut entraîner la rupture des gaines par surchauffe (Qing et al., 2009).

Pour certains réacteurs nucléaires de recherche, ces accidents sont considérés comme des accidents de dimensionnement, et certains facteurs de sécurité technique sont intégrés pour faire face à leurs conséquences.

1.3.2.1 Causes

Comme pour un accident LOCA, le fonctionnement d'un réacteur à pleine puissance lors d'un accident LOFA conduit à une réduction significative de la capacité de transfert de chaleur. On cite les causes pour lesquelles un accident LOFA peut se produire :

- Perte de puissance de pompage.
- Obstruction du canal d'entrée du cœur.
- perte de pression dans le système de refroidissement

1.3.2.2 Conséquences

La privation d'écoulement dans plusieurs canaux exigerait que la chaleur soit transférée au caloporteur dans les canaux voisins non affectés. Si la chaleur générée dans les canaux affectés ne peut pas être dissipée, le combustible peut s'échauffer jusqu'à fondre. Lors de la fusion, la formation de mousse dans le combustible (dont la quantité dépend du taux de combustion) peut entraîner le contact des plaques entre elles, et donc créer une propagation des dommages dans l'assemblage combustible.

Dans certains réacteurs nucléaires, il est indésirable que le liquide de refroidissement s'écoule vers le bas dans le cœur. Par conséquent, tout débris logé à l'entrée du cœur aura tendance à rester piégé. De plus, lors d'accidents de perte de capacité de pompage, l'inversion de l'écoulement du caloporteur, du mode de convection forcée au mode de convection naturelle, entraîne des périodes de stagnation et éventuellement l'apparition de dommages dans le cœur.

1.3.3 RIA (Reactivity Insertion Accident) accident d'insertion de réactivité

L'accident d'insertion de réactivité RIA résulte, comme son nom l'indique, d'une insertion de réactivité dans le coeur. À la différence du LOCA, sa cinétique est très rapide, ce qui le rend très contraignant pour le dimensionnement des réacteurs. Il concerne plus les réacteurs à eau pressurisés REP (GONNIER, 2008).

1.4 Modes de fonctionnement d'un réacteur nucléaire de recherche de type MTR

Dans le domaine nucléaire, le coeur d'un réacteur doit être soumis à un refroidissement même après qu'une réaction de fission se soit terminée. On décrit alors deux types de fonctionnement, normal et accidentel où chacun d'entre eux a sa propre mise en équation et ses propres conditions aux limites.

1.4.1 Fonctionnement normal

Le fonctionnement normal d'un réacteur nucléaire de recherche traduit un état stationnaire pour lequel les variables qui le décrivent ne soient pas fonction du temps. En d'autres termes les dérivés par rapport au temps dans les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie sont nuls.

Lors d'un fonctionnement normal l'ensemble des équipements fonctionne normalement comme cela est schématisé dans la figure (1.12).

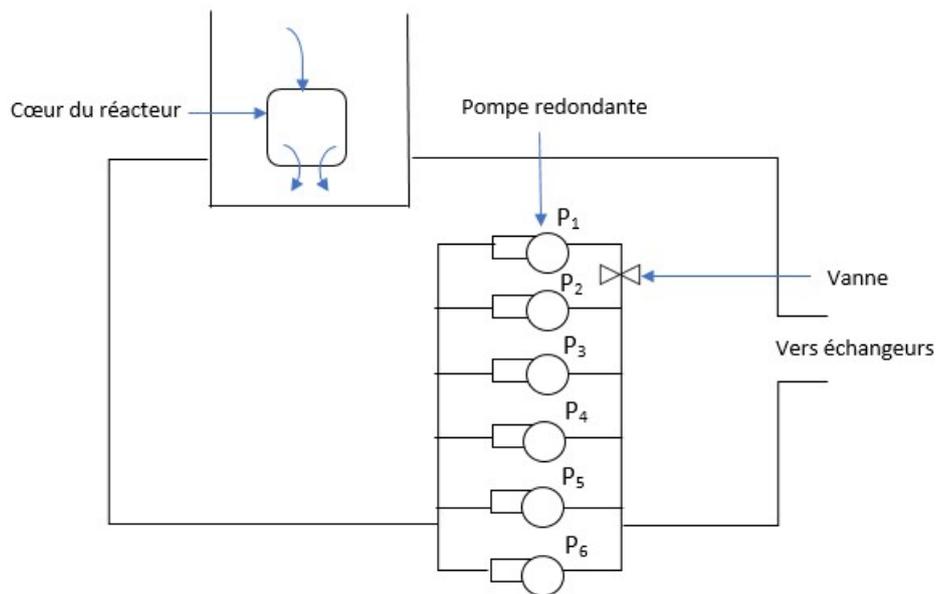


FIGURE 1.12 – Fonctionnement d'un réacteur nucléaire de recherche.

En thermohydraulique, il existe plusieurs façons pour procéder au calcul de la température en monodimensionnel, bidimensionnel ou tridimensionnel. Il suffit pour cela de poser les équations de base afin de les résoudre et obtenir de bons résultats.

Dans le cas monodimensionnel, beaucoup de modèles mathématiques ont été développés. On cite par exemple le modèle de El-Wakil (1971) ainsi que le modèle de Todreas et al. (1989) dont les équations sont asymptotiques. Pour le cas bidimensionnel et tridimensionnel, le calcul se fait à travers des simulations CFD (Computational Fluid Dynamics) en raison de la complexité de la géométrie et des équations.

1.4.2 Fonctionnement accidentel

Un fonctionnement accidentel est un fonctionnement pour lequel on note un changement qui va rendre le cœur en état d'instabilité. Une situation accidentelle signifie un fonctionnement à l'état instationnaire qu'on appelle aussi transitoire.

Dans un réacteur nucléaire de recherche, un transitoire est mis en œuvre à des fins expérimentale, il soumet le combustible à des conditions d'accident sans affecter l'ensemble du réacteur, qui est protégé par son système de sûreté contre les évolutions préjudiciables (**, 2017). La défaillance d'une pompe, par exemple, mène à la réduction du débit d'eau de refroidissement

de 20%.

L'étude qui suivra devra répondre à deux comportements. Le premier dans le cas du fonctionnement normal en vérifiant tous les paramètres thermohydrauliques et le second dans le cas accidentel et vérifier les problèmes de sûreté nucléaire qui lui sont liés. A savoir de début de l'ébullition de l'eau et la fusion de la gaine du combustible. Le temps dans ce dernier cas est un facteur déterminant pour l'activation des systèmes redondants devant le SCRAM du réacteur et rester opérationnel en toute sécurité.

On considère dans notre cas la défaillance de la pompe P_1 sans que la pression du système ne soit touchée, donc en considérant un LOFA de quelques secondes.

En transitoire, la mise en équations est d'autant plus complexe. Pour cela, les simulations se font qu'avec des codes de calculs de CFD.

1.5 Conclusions

Dans ce chapitre, la description d'un réacteur nucléaire de recherche type MTR a été faite. Les composants des circuits primaire et secondaire sont expliqués. Le processus de fission et l'ensemble de la technologie du combustible sont décrits avec ample détails.

Une partie a été consacrée aux différents types d'accidents nucléaires qui peuvent avoir lieu dans un réacteur nucléaire. Ceci a été fait dans le but de bien présenter un des trois accidents qui va faire l'objet d'une partie de ce travail.

Ce chapitre a été clos par la présentation des deux types de fonctionnement possible dans un réacteur nucléaire de recherche qui sont normal et accidentel.

Il est très important de noter que le coeur d'un réacteur nucléaire doit être refroidi quelque soit la situation, soit en fonctionnement normal ou accidentel.

———— CHAPITRE 2 ————

LA THERMOHYDRAULIQUE D'UN CANAL
DU COEUR D'UN RÉACTEUR NUCLÉAIRE
DE RECHERCHE EN MONODIMENSIONNEL

2.1 Introduction

Les combustibles nucléaires de type plaque sont utilisés dans les réacteurs nucléaires de recherche à coeur ouvert fonctionnant à de faibles puissances et sont refroidis dans le but de diminuer et réguler la température du coeur car un quelconque dépassement de celle-ci provoque une dégradation de la gaine du combustible. A cet effet, une étude thermohydraulique à l'état stationnaire est primordiale pour surveiller la distribution des températures du fluide de refroidissement, de la gaine et la chair et faire en sorte que les critères de sûreté soient respectés.

Dans ce travail, on va effectuer une analyse thermohydraulique en régime stationnaire sur différents réacteurs nucléaires de recherche de puissance distincte et cela en usant de deux modèles mathématiques valables en monodimensionnel. On essaiera par la suite de vérifier que les critères de sûreté nucléaire sont assurés.

2.2 Caractéristiques physiques et de design des réacteurs de recherche nucléaire de type MTR

Chaque réacteur nucléaire de recherche a un design et des caractéristiques qui lui sont propres. Le réacteur de recherche qu'on va étudier pour faire une simulation est un réacteur de recherche MTR à coeur ouvert. Pour avoir une meilleure analyse, on choisit de prendre trois réacteurs de ce type avec des puissances différentes.

Les données relatives au réacteur nucléaire de recherche 1MW sont présentées sur le tableau (2.1) tiré de l'article (Meftah et al., 2006).

Chapitre 2. La thermohydraulique d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche en monodimensionnel

Tableau 2.1 – Données principales d'un réacteur de 1 MW.

Propriétés	Valeurs
Nombre de plaque de combustible (SFE)	19
Nombre d'éléments combustible(SFE)	12
Épaisseur de la chair	0,070 cm
Épaisseur de la gaine	0,040 cm
Épaisseur du canal	0,270 cm
Largeur de la chair (SFE)	6,0 cm
Largeur du canal	6,6 cm
Hauteur de la chair (ou hauteur active)	61,5 cm
Conductivité thermique de la chair	0,15 W/cm.C
Conductivité thermique de la gaine	1,8 W/cm.C
Facteur de puissance axial	1,31
Facteur de puissance radial	2,03
Facteur de puissance total	2,9
Nombre de plaque de contrôle (SCE)	14
Nombre d'éléments de contrôle	5

Dans ce qui suit (tableau 2.2), sont présentées les principales données pour un réacteur de 2 MW (Labani et al., 2014).

Tableau 2.2 – Données principales d'un réacteur 2 MW.

Propriétés	Valeurs
Nombre des éléments combustibles standard	19
Nombre des éléments combustibles de contrôle	4
Largeur du canal l_{ch}	6,64 cm
Largeur de la chair l_m	6,3 cm
Longueur active de la plaque L_h	60 cm
Température d'entrée T_{f1}	38 C°
Pression de sortie P	1,961 bar
Conductivité thermique de la gaine k_c	180 W/cm.K
Conductivité thermique de la chair k_m	53,6 W/cm.K
Nombre de plaque des éléments Combustibles standard	19
Nombre de plaque des éléments Combustible de contrôle	15
Longueur totale de la plaque (canal) L_T	62,5 cm
Épaisseur du canal e_{ch}	0,2916 cm
Épaisseur de la gaine e_c	0,0381 cm
Épaisseur de la chair e_m	0,051 cm
Facteur de puissance radial F_{rad}	2
Facteur axial de puissance F_{ax}	1,58
Taux du débit total w_T	300 m ³ /h
Vitesse d'écoulement dans le canal U	0,94 m/s
Longueur extrapolée L_e	75,5 cm

Le tableau (2.3) ci-dessous donne les principales données pour un réacteur de 10 MW (Labani et al., 2014)

Tableau 2.3 – Données principales d'un réacteur 10 MW.

Propriétés	Valeurs
Nombre des éléments combustibles standard	23
Nombre des éléments combustibles de contrôle	5
Largeur du canal	6,65 cm
Largeur du combustible	5,1
Longueur du chauffage	60 cm
Température d'entrée	38 C°
Pression de sortie	
Conductivité thermique de la gaine	1,80 W/cm.K
Conductivité thermique de la chair	0,5 W/cm.K
Nombre de plaque des éléments Combustibles standard	23
Nombre de plaque des éléments Combustible de contrôle	17
Longueur totale de la plaque (canal)	62,5 cm
Épaisseur du canal	0,219 cm
Épaisseur de la gaine	0,038 cm
Épaisseur de la chair	0,051 cm
Facteur de puissance radial	1,4
Facteur axial de puissance	1,5
Taux du débit total	1000 m ³ /h
Vitesse d'écoulement dans le canal	2,97 m/s

2.3 Mise en équation thermohydraulique d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

La mise en équation concerne l'analyse thermohydraulique et l'analyse de sûreté dans un canal chaud du coeur du réacteur nucléaire de recherche. L'analyse thermohydraulique est défini comme étant une étude de transfert de chaleur couplé à l'hydraulique des écoulements. Elle s'intéresse à l'état du fluide, à son mode de circulation et aux échanges thermiques dans le coeur du réacteur nucléaire.

2.3.1 Étude thermohydraulique asymptotique

On va utiliser deux modèles thermohydrauliques. Le premier modèle est celui d'El-Wakil (1971) et le second celui de Todreas et al. (1989).

Le calcul se fait par rapport à l'axe z comme sur la figure (2.1) ci-dessous :

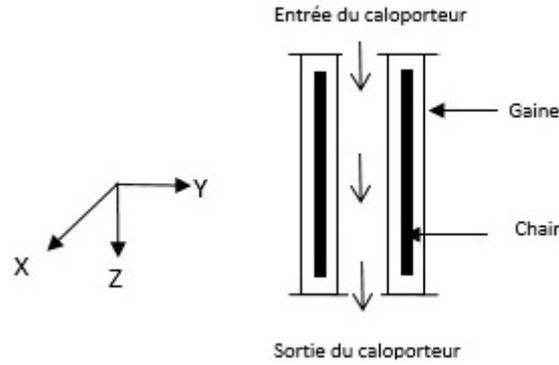


FIGURE 2.1 – Canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche.

2.3.1.1 Modèle d' El-Wakil (1971)

2.3.1.1.1 Distribution de puissance dans le canal du coeur

Les équations de El-Wakil (1971) sont des équation asymptotiques et donnent directement la distribution de la température en fonction de la longueur axiale du canal. Avant d'introduire ces équations, on donne la forme de la distribution de puissance axiale dans le canal du coeur. Elle est de forme sinusoidale et est donnée par l'équation (2.1).

$$q'(z) = q'_c \cos \frac{\pi z}{L_e} \quad (2.1)$$

Où, $q'(z)$ est la densité de puissance axiale, L_e est la longueur extrapolée, q'_c est la densité de puissance maximale dans le canal à la moitié de la longueur de la plaque combustible.

La densité de puissance maximale s'écrit comme suit équation (2.2) :

$$q'_c = F q'_a \quad (2.2)$$

Où, q'_a est la densité de puissance moyenne et F est le facteur de puissance. Dans un canal moyen, F est égal au facteur de puissance axial F_{ax} seulement alors que dans un canal chaud F est égal au facteur de puissance nucléaire F_{NUC} qui est le produit du facteur de puissance axial F_{ax} et du facteur de puissance radial F_{rad} (Khedr, 2008).

La densité de puissance moyenne est donnée par (2.3) :

$$q'_a = \frac{P_U}{V_m} \quad (2.3)$$

Où, P_U est la puissance du réacteur nucléaire et V_m le volume de la chair.

La distribution axiale du flux de chaleur dans le canal en fonction de la densité de puissance axiale est donnée par l'équation (2.4) :

$$q(z) = \frac{q'(z)}{SVR} \quad (2.4)$$

Où, SVR est le rapport surface/volume de la chair du combustible

2.3.1.1.2 Distribution de température du fluide caloporteur, de la gaine et de la chair

Les distributions de température du fluide caloporteur, de la gaine et de la chair sont calculées selon l'axe z à partir d'équations de El-Wakil (1971).

La distribution de la température du fluide caloporteur (T_f) dans le canal axial est donnée par :

$$T_f(z) = T_{f1} + \frac{q'_c A_m L_e}{\pi C_p m_{ch}} \left(+ \sin \frac{\pi z}{L_e} + \sin \frac{\pi L_h}{2L_e} \right) \quad (2.5)$$

La distribution de la température axiale de la gaine (T_c) dans le canal est évaluée par :

$$T_c(z) = T_f(z) + \frac{q'_c e_m}{2h} \cos \frac{\pi z}{L_e} \quad (2.6)$$

La distribution axiale de la température de la chair (T_m), dans le canal s'écrit :

$$T_m(z) = T_c(z) + q'_c \cos \frac{\pi z}{L_e} \left(\frac{e_m^2}{8k_m} + \frac{e_m e_c}{2k_c} \right) \quad (2.7)$$

Où, A_m est la section transversale de la chair ($=e_m l_m$), l_m la largeur de la chair, e_m l'épaisseur de la chair, C_p la chaleur spécifique du fluide de refroidissement, L_h la longueur active de la plaque, L_e est la longueur extrapolée, m_{ch} le débit massique du fluide, e_c l'épaisseur de la gaine, z la longueur axiale du canal qui est égale à zéro au centre du canal, T_{f1} la température d'entrée du fluide de refroidissement, k_m la conductivité thermique de la chair, k_c la conductivité thermique de la gaine et h le coefficient de transfert de chaleur par convection.

Les encombrements du canal sont donnés sur la figure (2.2) où (2.2a) représente la section transversale et (2.2b) la section le long du canal selon l'axe z.

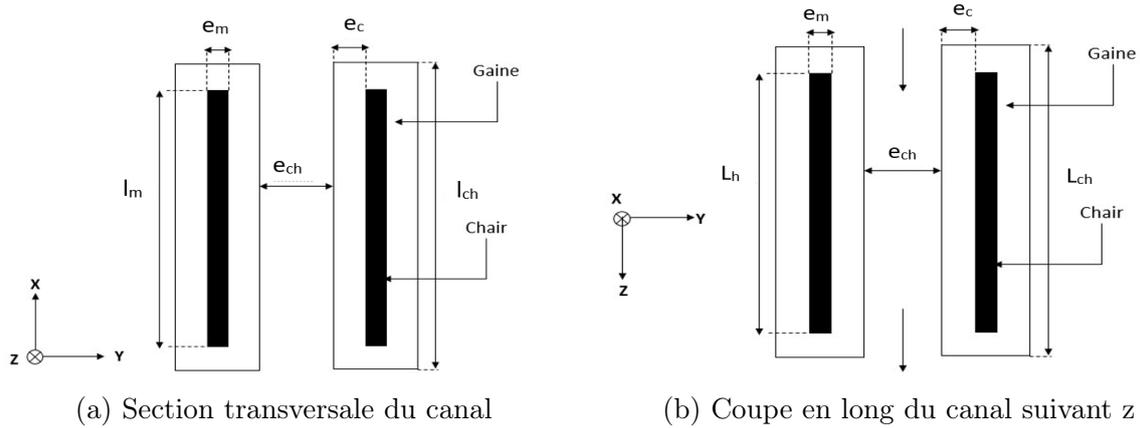


FIGURE 2.2 – Encombres d'un canal du coeur.

Le débit massique du fluide de refroidissement dans le canal étudié est donné par l'équation (2.8) :

$$m_{ch} = \frac{\rho F_d W_T}{FPTN} \quad (2.8)$$

Où, $FPTN$ est le nombre total de plaques combustibles, W_T est le débit total, F_d est un facteur multiplicatif inférieur à l'unité ($F_d=0,9$) et ρ la masse volumique du fluide.

2.3.1.1.3 Calcul du coefficient de transfert de chaleur par convection dans le canal

Afin de calculer la température de la gaine (T_c), il est impératif de faire le calcul du coefficient de transfert de chaleur par convection h . Il est donné par l'équation (2.9) :

$$h = \frac{Nu\lambda}{D_h} \quad (2.9)$$

Où, Nu est le nombre de Nusselt, D_h le diamètre hydraulique et λ la conductivité thermique du fluide .

Le nombre de Nusselt traduit la qualité de l'échange thermique : une augmentation de ce nombre traduit une contribution importante de l'écoulement sur l'échange de chaleur avec la paroi. Pour le calculer, il existe plusieurs corrélations, parmi elles on cite la corrélation de Dittus-Boelter donnée par Glasstone et al. (1967), la corrélation de Sieder-Tate utilisée par El-Wakil (1971), la corrélation de Colburn citée par Glasstone et al. (1967)

et la corrélation de Petukhov dans Holman (1989).

Ces corrélations sont utilisées dans le cas d'un écoulement turbulent : cas stationnaire d'un réacteur nucléaire de recherche (Khedr, 2008). Le tableau (2.4) donne les principales formules des corrélations pour le calcul du nombre de Nusselt :

Tableau 2.4 – Les corrélations pour le calcul du nombre de Nusselt

Corrélation	formule de N_u	domaine d'application		
Dittus-Boelter	$0,023R_e^{0,8}P_r^{0,4}$	$0,7 \leq P_r \leq 10^2$	$R_e \geq 10^4$	$\frac{L_T}{D_h} \geq 10$
Sieder-Tate	$0,023R_e^{0,8}P_r^{0,4}\left(\frac{\mu_w}{\mu}\right)^{0,14}$	$0,7 \leq P_r \leq 16,7$	$R_e \geq 10^4$	$\frac{L_T}{D_h} \geq 10$
Colburn	$0,023R_e^{0,8}P_r^{0,33}$	$0,7 < P_r < 160$	$10^4 < R_e < 1,2 \cdot 10^5$	$\frac{L_T}{D_h} > 60$
Petukhov	$\frac{\frac{f}{8}R_eP_r}{1,07+127\sqrt{\frac{f}{8}(P_r^{\frac{2}{3}}-1)}}\left(\frac{\mu_b}{\mu_w}\right)^{0,11}$ Où $f = \frac{1}{(1,82\log_{10}R_e-1,64)^2}$	$0,5 \leq P_r \leq 2 \cdot 10^3$	$3 \cdot 10^3 < R_e < 5 \cdot 10^6$	$\frac{L_T}{D_h} \geq 10$

Où, R_e est le nombre de Reynolds donné par $R_e = \frac{UD_h}{\nu}$, P_r le nombre de Prandtl donné par $P_r = \frac{\nu C_p}{\lambda}$, e_{ch} l'épaisseur du canal, l_{ch} la largeur du canal, U la vitesse du fluide, ν la viscosité cinématique du fluide et μ sa viscosité dynamique.

2.3.1.2 Modèle mathématique de Todreas et al. (1989)

Dans ce modèle, la distribution axiale de la température est liée à la distribution radiale de la température. En régime permanent, l'équation d'énergie dans un canal avec une surface d'écoulement axiale s'écrit :

$$G_m \frac{d}{dz} h_f = \frac{q P_h}{A_z} + \frac{G_m}{\rho} \left(\frac{dp}{dz} + f \frac{G_m |G_m|}{2D_h \rho} \right) \quad (2.10)$$

Où G_m est la Vitesse massique, h_f l'enthalpie de l'écoulement, P_h le périmètre chauffé, D_h le diamètre hydraulique, ρ la masse volumique du fluide et A_z la surface de la section d'écoulement.

En négligeant les termes d'énergie dûs au gradient de pression et à la

dissipation par frottement, l'équation (2.10) s'écrit :

$$G_m A_z \frac{d}{dz} h_f = q P_h \quad (2.11)$$

Ou

$$m_{ch} \frac{d}{dz} h_f = q'(z) \quad (2.12)$$

Où, m_{ch} est le débit massique et $q'(z)$ la distribution de puissance axiale.

2.3.1.2.1 Température du caloporteur

En intégrant l'équation (2.12) sur la longueur axiale après avoir remplacé le terme $q'(z)$ par l'équation (2.1), l'équation (2.12) devient :

$$m_{ch} \int_{h_e}^{h_f(z)} dh_f = q'_c \int_{-L/2}^z \cos\left(\frac{\pi z}{L_e}\right) dz \quad (2.13)$$

L'équation (2.13) pour un écoulement monophasique est exprimée par :

$$m_{ch} C_p \int_{T_{f1}}^{T_f(z)} dT = q'_c \int_{-L/2}^z \cos\left(\frac{\pi z}{L_e}\right) dz \quad (2.14)$$

Le résultat de l'intégration de l'équation (2.14) est :

$$T_f(z) - T_{f1} = \frac{q'_c}{m_{ch} c_p} \frac{L_e}{\pi} \left(\sin \frac{\pi z}{L_e} + \sin \frac{\pi L_h}{2 L_e} \right) \quad (2.15)$$

2.3.1.2.2 Température de la gaine

La variation axiale de la température extérieure de la gaine peut être déterminée en considérant le flux de chaleur à la surface extérieure de la gaine :

$$h[T_c(z) - T_f(z)] = q''(z) = \frac{q'(z)}{P_h} \quad (2.16)$$

Où, $P_h = 2(2e_c + e_m + l_{ch})$ et h le coefficient de transfert de chaleur par convection.

En injectant l'équation (2.1) dans l'équation (2.16) :

$$T_c(z) = T_f(z) + \frac{q'_c}{2(2e_c + e_m + l_{ch}) h} \cos\left(\frac{\pi z}{L_e}\right) \quad (2.17)$$

2.3.1.2.3 Température au centre de la chair

Il est possible d'extrapoler cette approche pour déterminer la température maximale de la chair. L'équation de la distribution de la température de la chair s'écrit :

$$T_m(z) = T_c(z) + q_c' \left[\frac{1}{2\pi k_c} \ln \left(\frac{R_{cs}}{R_{ce}} \right) + \frac{1}{((2e_{ch}) + (2l_{ch}))h} + \frac{1}{4\pi k_f} \right] \cos \frac{\pi z}{L_e} \quad (2.18)$$

Où, k_m et k_c sont les conductivités thermiques de la chair et de la gaine, respectivement.

2.3.2 Analyse de sûreté nucléaire

Le bon fonctionnement d'un réacteur nucléaire de recherche est vérifié seulement en faisant une analyse de sûreté nucléaire. Cette dernière est définie comme étant l'ensemble des dispositifs mis en place pour veiller à ce que la conception, la construction, et le fonctionnement, à l'arrêt et au démarrage des réacteurs nucléaire de recherche, se fassent avec un faible risque d'accidents.

Parmi les phénomènes critiques capables de provoquer un dysfonctionnement au niveau du coeur, il y a le départ de l'ébullition nucléée DNB (Departure of Nucleate Boiling), le début de l'instabilité de l'écoulement OFI (Onset of Flux Instability) et le début de l'ébullition nucléé ONB (Onset of Nucleate Boiling) (SIDI ALI et al., 2012).

On traite, ici, le phénomène ONB car il s'agit d'une contrainte conservatrice. On l'évalue en calculant les flux de chaleur moyen et critique à partir de la corrélation de Bergles et Rohsenow. Par conséquent, le flux de chaleur moyen au niveau de l'ONB, est calculé comme suit :

$$q_{av} = \frac{T_{sat} - T_{f1} + \frac{5}{9} \left(\frac{9,23 F_{ax} F_{rad} q_{av}}{p^{1,156}} \right)^{\frac{p^{0,0284}}{216}}}{\frac{2.10^5 F_{rad} L_h l_m}{\rho U e_{ch} C_p l_{ch}} + \frac{F_{rad} F_{ax}}{h}} \quad (2.19)$$

Le flux de chaleur critique est donné par la corrélation de Mirshak tiré de (***, 1980) :

$$q_{cr} = \frac{151(1 + 0,01112 U)[1 + 0,00914(T_{sat} - T_{f1})](1 + 0,0009 p)}{1 - \frac{27,9 L_h l_m}{\rho U e_{ch} C_p F_d W_t} (1 + 0,01112 U)(1 + 0,0009 p)} \quad (2.20)$$

Ainsi que par la corrélation de Labuntsov mentionnée dans l'article (***, 1980) et qui s'écrit :

$$q_{cr} = 145,5 \theta(p) \left(1 + \frac{2,5 U^2}{\theta(P)}\right)^{0,25} \left[1 + \frac{15,1 C_p (T_{sat} - T_{f1})}{\lambda_w p^{0,5}}\right] \quad (2.21)$$

$$\text{Avec} \quad \theta(p) = 0,99531 p^{0,33} \left(1 - \frac{p}{p_{cr}}\right)^{1,33} \quad (2.22)$$

Où, l_m est la largeur du canal chauffé, e_{ch} l'épaisseur du canal d'eau, p_{cr} la pression critique de l'eau et λ_w la chaleur latente de l'eau.

Lorsqu'il y a un phénomène d'ONB il y a formation de bulles d'air . Cela donne naissance à un écoulement diphasique dans le canal du coeur. Pour pouvoir bien vérifier la sûreté du coeur du réacteur il faut calculer le rapport du flux thermique critique (RFTC) qui est le rapport du flux de chaleur critique sur la puissance axiale.

$$RFTC = \frac{q_{cr}}{q'(z)}. \quad (2.23)$$

Le rapport de flux thermique critique doit être supérieur à 1,3 pour garantir un bon fonctionnement du réacteur nucléaire de recherche et éviter une ébullition nucléée comme cela a été précisé dans l'article de Boudali et al. (2011).

2.4 Évolution des quantités physiques dans trois réacteurs de différentes puissances

Après la mise en équation établie précédemment, on évalue pour chacun des réacteurs nucléaires de recherche (1MW, 2MW et 10MW) la température de la chair $T_m(z)$, celle de la gaine $T_c(z)$ et celle du caloporteur $T_f(z)$ avec les modèles cités en plus des flux de chaleur $q(z)$. Pour se faire, un programme informatique est établi et exploité (voir annexe A)

2.4.1 Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 2MW (AIEA)

L'ensemble des résultats obtenus par les deux modèle sont présentés ci-après.

2.4.1.1 Résultats en utilisant le modèle d'El-Wakil (1971)

Les résultats obtenus pour un réacteur de 2 MW sont présentés sur la figure 2.3. Cette figure regroupe les trois profils des température.

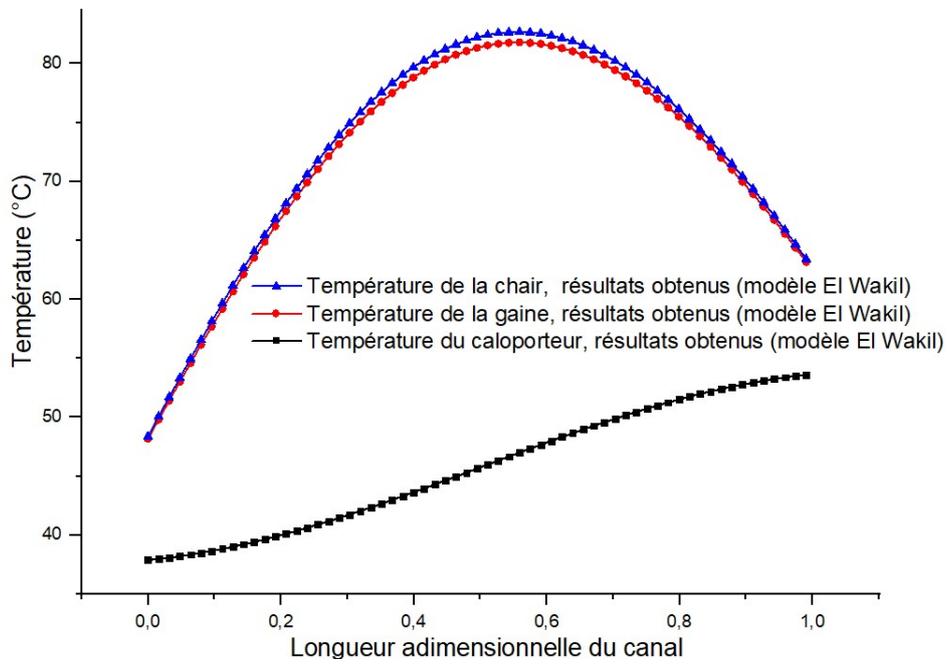


FIGURE 2.3 – Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.

La figure (2.3) montre que la température du caloporteur augmente le long du canal en commençant par la valeur donnée initialement qui est de 38 °C jusqu'à ce qu'elle atteigne la valeur de 53,59°C à la sortie du canal.

On remarque que le profil de la température de la gaine a une allure en forme de cloche. A l'entrée, elle est évaluée à 48,15 °C puis elle augmente jusqu'à une valeur maximale de 81,8°C à une longueur adimensionnelle de 0,56. Après ce pic, la température de la gaine diminue pour arriver à une valeur 63,16 °C à la sortie du canal.

Quant à la température de la chair, elle vaut 48,38 °C à l'entrée. La température de la chair augmente et suit une allure similaire à celle de la gaine. Sa valeur maximale se situe près du centre du canal c'est à dire à 0,56 et est égale à 82,68°C. Après ce pic, la température de la chair diminue jusqu'à la fin du canal avec une valeur de 63,42 °C.

Pour s'assurer que les courbes de température trouvées sont cohérentes, elles sont comparées aux résultats obtenus dans d'autres travaux. Pour ce réacteur nucléaire de recherche on prend comme référence (Labani et al., 2014) et les courbes du code TERMIC (1998). Ces courbes sont données sur la figure (2.4).

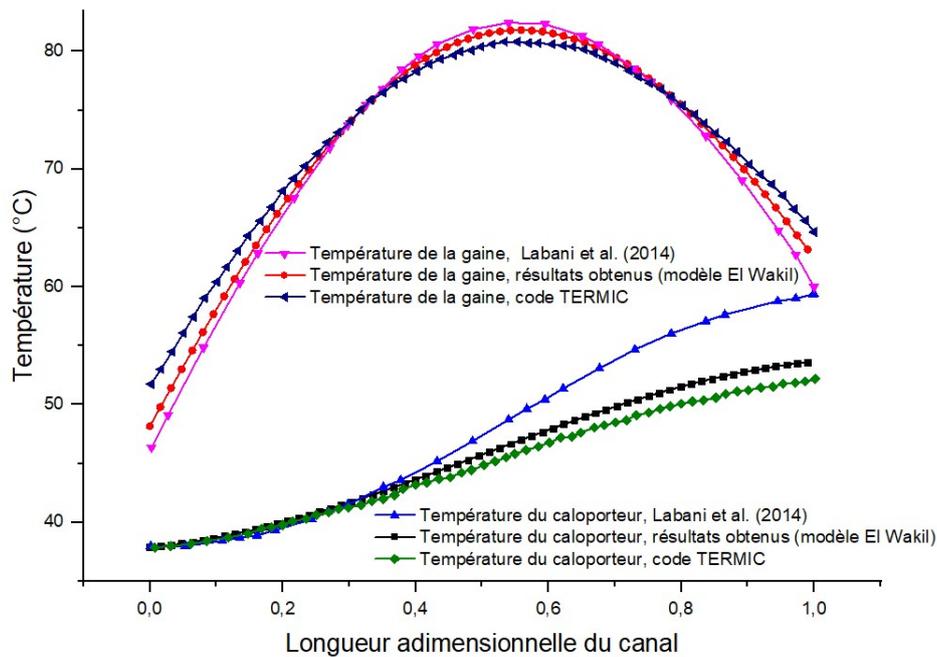


FIGURE 2.4 – Comparaison de la distribution des températures avec des travaux publiés en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.

D'après la figure (2.4), on constate que les courbes de la température de la gaine ont une allure assez similaire avec des températures à l'entrée et la sortie du canal qui diffèrent. A l'entrée, la température de la gaine trouvée par Labani et al. (2014) est de 46,34 °C, il s'agit de la température d'entrée la plus faible avec une valeur proche de celle du présent travail avec une différence relative de 3,75%. La température du présent travail est de 48,15 °C puis vient celle du code TERMIC qui est la température d'entrée la plus forte parmi ces trois températures avec une valeur de 51,73 °C sa différence relative par rapport au présent travail est de 6,92 %. A la sortie, on trouve que la température de la gaine de Labani et al. (2014) est égale à 60°C avec une différence relative de 5 % et celle du présent travail égale à 63,16°C puis en dernier celle du code TERMIC avec une valeur de 64,66°C donc une différence relative de 2,31 %.

Sachant que ces courbes sont en forme de cloche elles passent par un

maximum près du milieu du canal. Le maximum le plus élevé est celui de Labani et al. (2014) avec une valeur de 82,43 °C et une différence relative de 0,76 % lorsque la valeur de l'abscisse est égale à 0,54, le deuxième pic est celui du présent travail avec une valeur de 81,8 °C à 0,56 de la longueur totale du canal puis vient le pic du travail effectué avec le code TERMIC avec une valeur de 80,8 °C et une différence relative de 1,22 % à 0,54 de la longueur adimensionnelle du canal.

De même pour les profils de température du fluide de refroidissement qui débutent avec des températures égales à 38 °C puis évoluent à la sortie telle que la température de sortie la plus élevée est celle de (Labani et al., 2014) avec une valeur de 59,4 °C et dont la différence relative est égale à 9,7 % puis vient celle du présent travail avec une valeur de 53,59 °C et en dernier celle du code TERMIC (Doval, 1998) avec une valeur de 52,17 °C et une différence relative de 2,65 %.

On déduit de cette comparaison que les résultats obtenus avec le présent travail sont satisfaisants puisque les différences relatives calculées pour toute les températures significatives sont inférieurs à 5 % à part la température de sortie du caloporteur obtenue par Labani et al. (2014).

2.4.1.2 Résultats en utilisant le modèle de Todreas et al. (1989) :

On donne les mêmes quantités physiques avec le modèle de (Todreas et al., 1989) et on présente les résultats obtenu sur la figure (2.5).

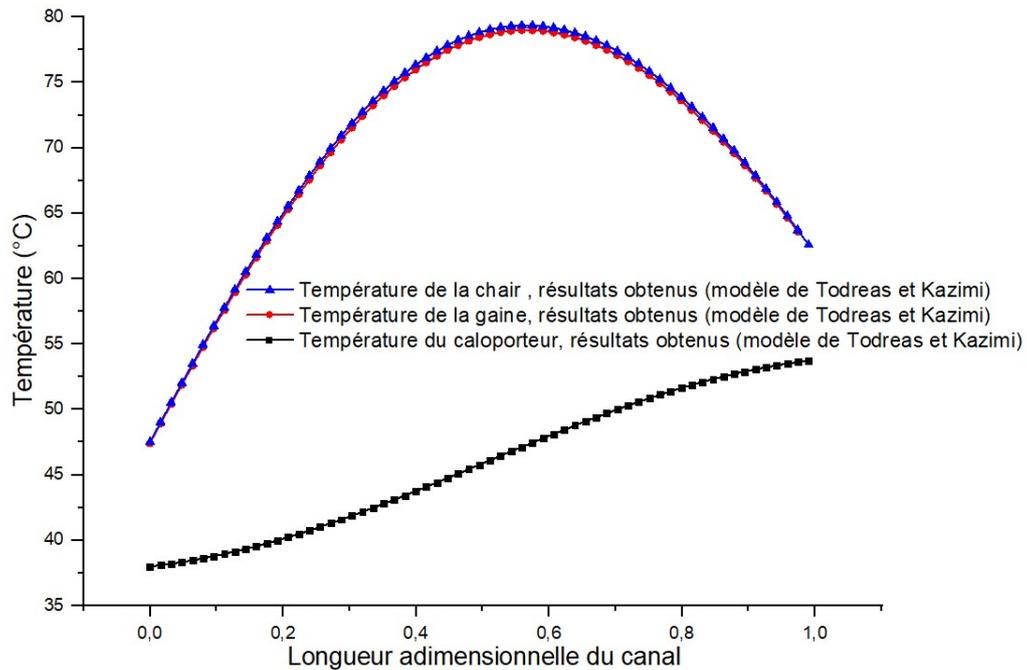


FIGURE 2.5 – Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal.

Sur la figure (2.5), la température du caloporteur à l'entrée du canal est de 38 °C. Cette température va augmenter le long du canal jusqu'à atteindre la valeur de 53,59°C à la sortie.

On remarque que la température de la gaine à l'entrée est de 47,41 °C. Cette température augmente au fur et à mesure qu'on s'approche du centre pour ainsi atteindre une valeur maximale de 79°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la gaine diminue jusqu'à la sortie du canal avec une valeur de 62,5 °C.

Quant à la température de la chair, elle est égale à l'entrée à 47,5 °C. La température de la chair augmente jusqu'à une valeur maximale. Cette valeur maximale est de 79,35°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la chair diminue jusqu'à sa sortie avec une valeur de 62,6 °C.

Étant donné qu'on a vérifié les profils de température de la méthode de (El-Wakil, 1971) aux autres travaux. Il suffit, pour ce modèle, de comparer ces courbes avec celle du modèle (El-Wakil, 1971). On présente sur la figure (2.6) la comparaison des profils de température trouvés avec le modèle (El-Wakil, 1971) et le modèle (Todreas et al., 1989).

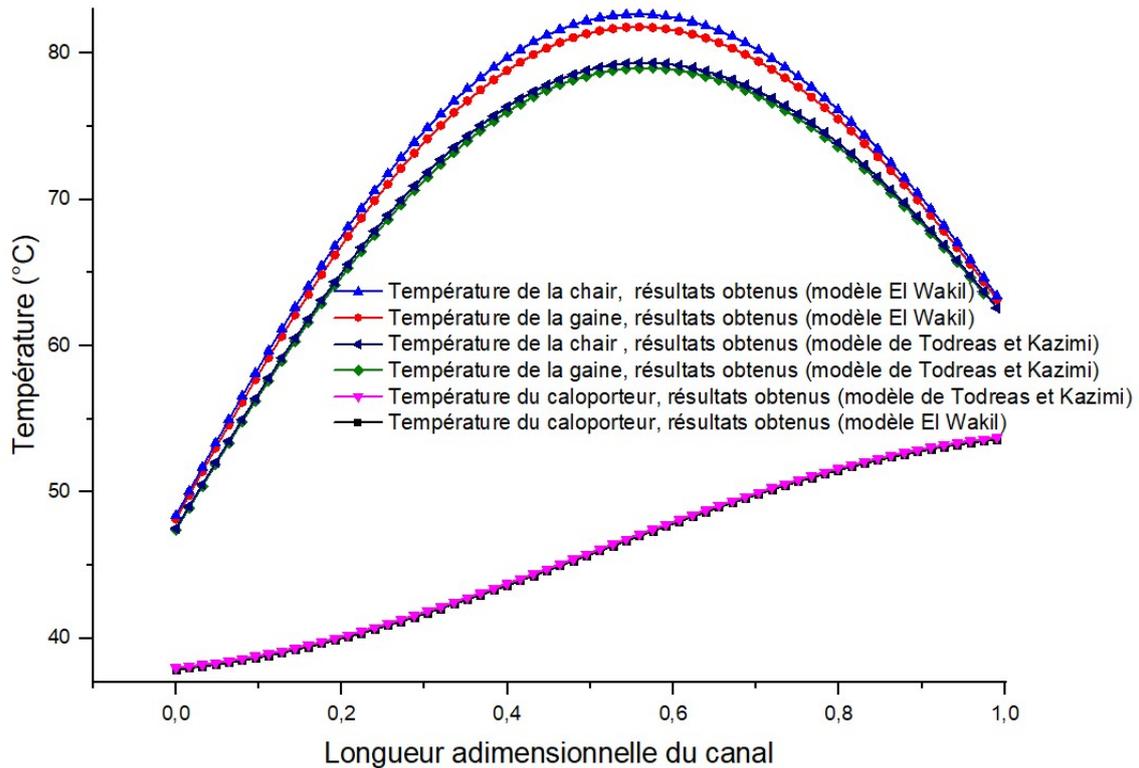


FIGURE 2.6 – Comparaison des profils des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 2MW.

On remarque que pour le profil de température du fluide de refroidissement les courbes sont les mêmes. Elles commencent par $38\text{ }^{\circ}\text{C}$ et évoluent jusqu'à $56,62\text{ }^{\circ}\text{C}$ à la sortie.

Contrairement aux températures de la gaine et de la chair où il y a une légère différence telle que celle du modèle El-Wakil (1971) est supérieure à celle du modèle de (Todreas et al., 1989). En effet, à l'entrée la température de la gaine du modèle de Todreas et al. (1989) est égale à $47,41\text{ }^{\circ}\text{C}$ et celle de la chair à $47,51\text{ }^{\circ}\text{C}$, c'est à dire qu'elle est respectivement inférieure de 1,5 % et 1,7 % à celle du modèle de El-Wakil (1971) qui est égale à $48,15\text{ }^{\circ}\text{C}$ pour la gaine et $48,38\text{ }^{\circ}\text{C}$ pour la chair.

Au pic, la température de la gaine atteint la valeur de $78,99\text{ }^{\circ}\text{C}$ et celle de la chair $79,35\text{ }^{\circ}\text{C}$ tout deux à 0,58 de la longueur adimensionnelle du canal ce qui est inférieur respectivement à 3,43 % et 4,01 % de la température du modèle d'El-Wakil (1971) qui est égale à $81,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ pour la gaine et $82,67\text{ }^{\circ}\text{C}$ pour la chair.

A la sortie, la température de la gaine obtenue par le modèle de Todreas

et al. (1989) est égale à 63,48 °C et celle du modèle El-Wakil (1971) égale à 63,16 °C avec une différence de 0,5 %. Pour la chair, à la sortie, la température obtenue par le modèle de Todreas et al. (1989) est égale à 62,59 °C et celle du modèle El-Wakil (1971) à 63,42 °C avec une différence évaluée à 1,3 %.

Puisque les différences relatives sont inférieures à 5 % on en déduit que le deuxième modèle présente des résultats très acceptables.

2.4.1.3 Résultats de l'analyse de sûreté nucléaire

Pour éviter qu'il y ait un phénomène ONB, on calcule le flux de chaleur moyen q_{av} et le flux de chaleur critique q_{cr} et le rapport du flux thermique critique $RFTC$ en fonction de z .

On calcule le flux de chaleur moyen à l'aide de la corrélation de Bergles et Rohsenow (***, 1980), qui donne lieu à une équation non linéaire qui a été résolue en utilisant la méthode du point fixe. On trouve le flux de chaleur moyen égal à $q_{av} = 15,57W/cm^2$. On calcule également le flux de chaleur critique avec la corrélation de Mirshak (***, 1980), on trouve $q_{cr} = 239,73W/cm^2$ à $T=T_{f1} = 38 °C$.

Le tableau (2.5) affiche les flux de chaleur lors d'un ONB trouvé par (Khedr, 2008) et ceux trouvés dans le présent travail pour $T = T_{f1}$.

Tableau 2.5 – Flux de chaleur pour un réacteur 2 MW.

Travail	Flux de chaleur moyen ONB [W/cm ²]	Flux de chaleur critique ONB [W/cm ²]
Présent travail	15,57	239,73
référence Khedr (2008)	13,58	230

On remarque que les deux valeurs de flux de chaleur critique et moyen sont proches de leurs valeurs de référence tel que le flux de chaleur moyen trouvé dans le présent travail diffère du flux trouvé dans (Khedr, 2008) de 12,8% contrairement au flux critique dont la valeur s'approche de la valeur de référence tiré du travail de (Khedr, 2008) avec un pourcentage de 4,06 %. Par conséquent les résultats sont satisfaisants.

Dans la figure (2.7), on donne la variation du flux de chaleur critique le long du canal.

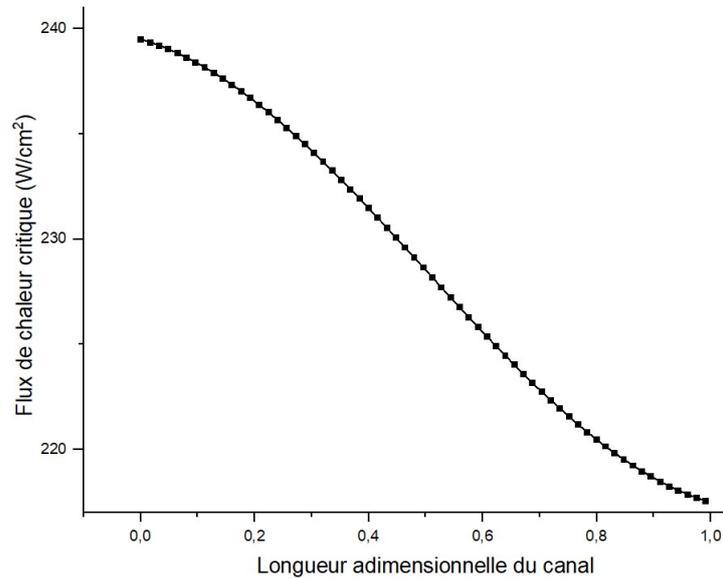


FIGURE 2.7 – Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.

Le flux de chaleur critique à l'entrée est égal à $q_{cr} = 239,73W/cm^2$. En allant vers la sortie du canal le flux de chaleur diminue jusqu'à une valeur de $q_{cr} = 218W/cm^2$. On déduit que le flux de chaleur critique est inversement proportionnel à la température du caloporteur.

On présente sur la figure 2.8 le rapport du flux de chaleur critique en chaque point du canal.

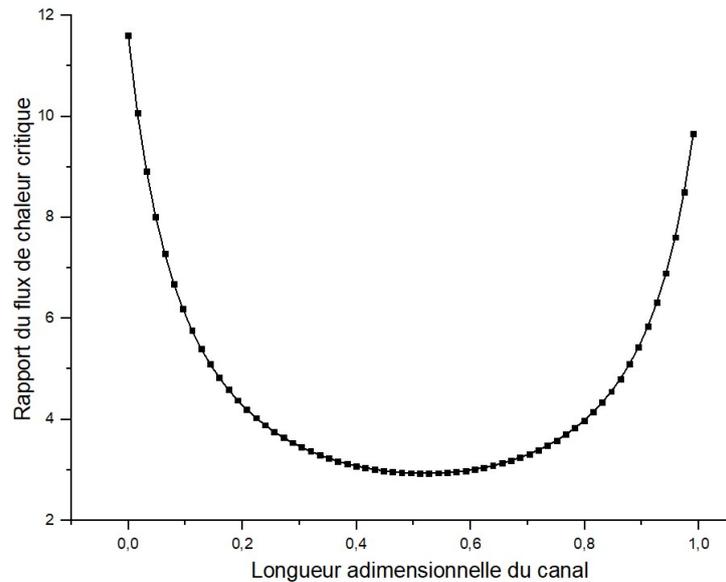


FIGURE 2.8 – Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW.

Ce qui intéresse la sûreté nucléaire sur la figure (2.8) c'est la plus faible valeur atteinte. Dans notre cas la valeur minimale se situe près du centre du canal et est égale à 3. Cette valeur est supérieure à 1,3 ce qui permet de déduire que le phénomène d'ébullition (ONB) est évité.

2.4.2 Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 10MW (AIEA)

Étant donné que l'analyse effectuée pour ce réacteur est la même que pour le réacteur de 2MW, les résultats sont présentés de la même façon. On présente ci-après les résultats des deux modèles.

2.4.2.1 Résultats en utilisant le modèle El-Wakil (1971)

Les résultats obtenues pour un réacteur de puissance 10 MW en utilisant le modèle d'El-Wakil (1971) :

Les trois profils de température le long du canal sont présentés sur la figure (2.9).

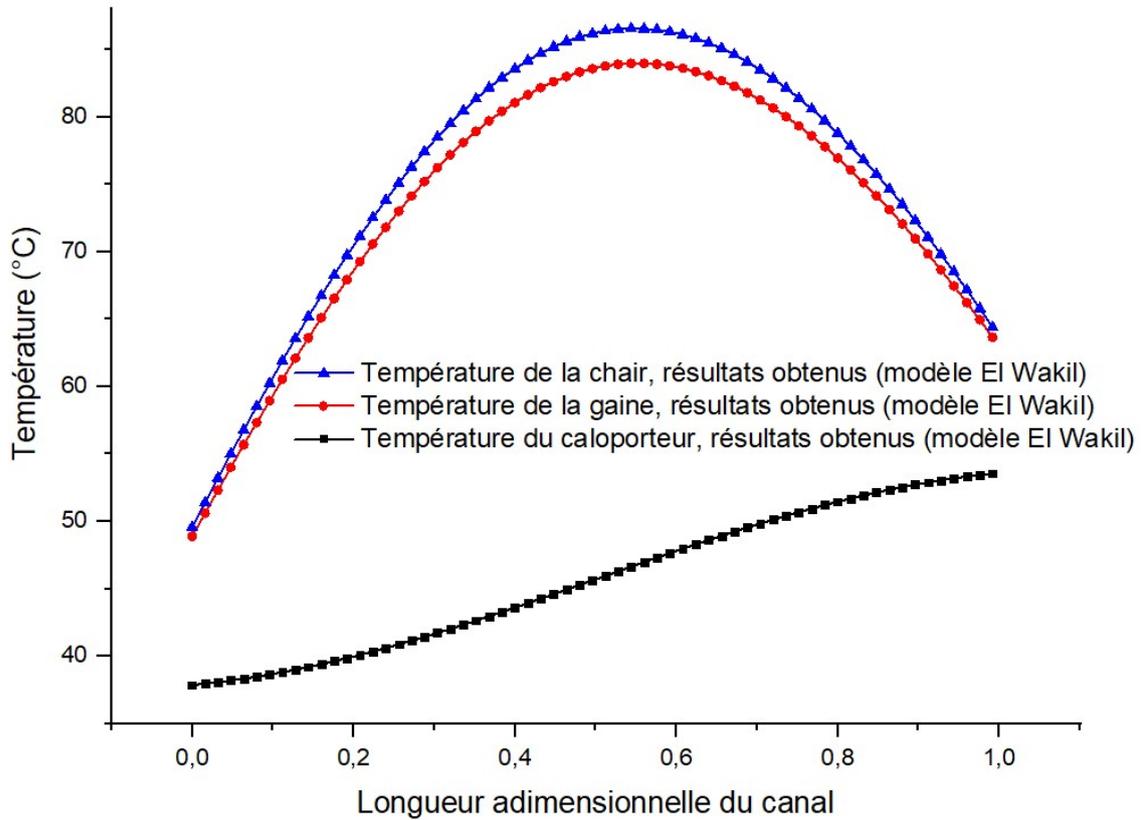


FIGURE 2.9 – Distribution des températures en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.

Dans la figure (2.9) la température du caloporteur à l'entrée du canal est égale à 38 °C. Cette température va augmenter le long du canal jusqu'à atteindre la valeur de 53,55°C à la sortie.

A l'entrée, la température de la gaine vaut 48,88 °C. Cette température augmente jusqu'à une valeur maximale de 83,96°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, elle diminue jusqu'à la sortie du canal avec une valeur de 63,65 °C. Quant à la température de la chair, elle vaut à l'entrée 49,57 °C. La température de la chair augmente jusqu'à 86,54 °C à 0,54 de la longueur adimensionnelle du canal puis elle diminue jusqu'à sa sortie pour atteindre 64,39 °C.

Pour vérifier nos résultats, trois références seront utilisées Labani et al. (2014), TERMIC (1998) et (Lu et al., 2009). Toutes les courbes sont présentées sur la figure (2.10).

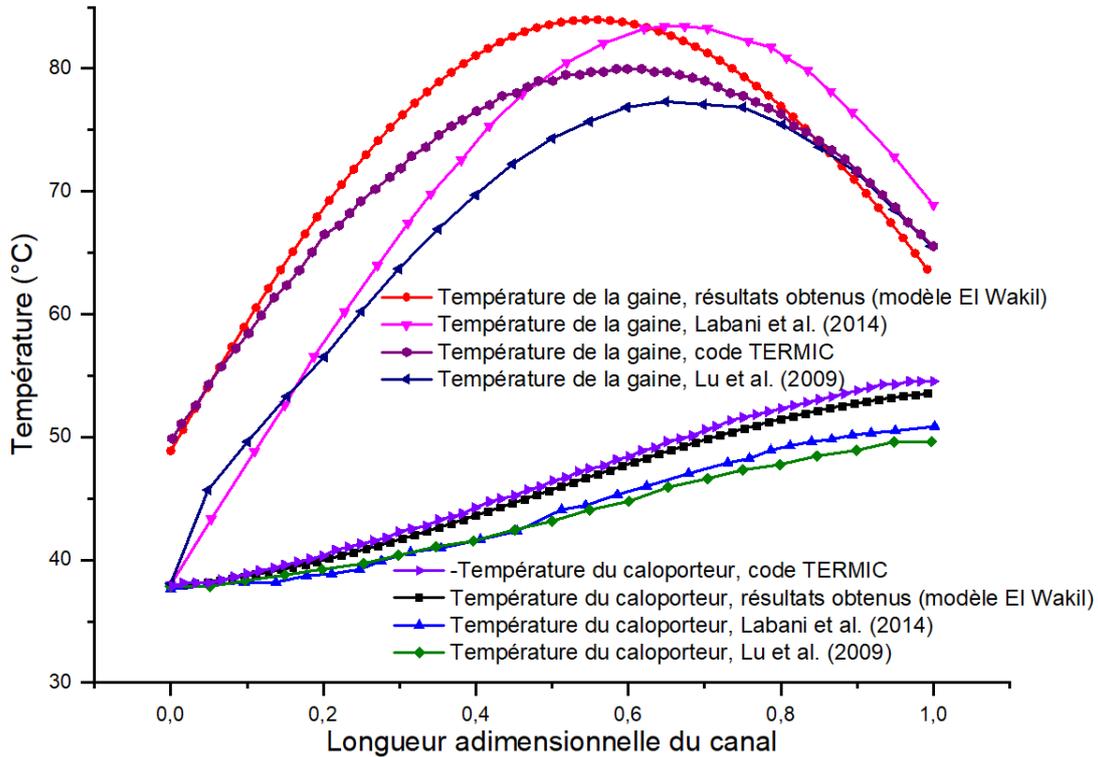


FIGURE 2.10 – Comparaison des distributions de température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.

En comparant d'abord les profils de température du caloporteur, on voit qu'à l'entrée du canal la température est égale à 38 °C puis à la sortie la température donnée par TERMIC (1998) est égale à 54,52 °C, celle du présent travail vaut 53,55°C, celle de Labani et al. (2014) est égale à 50,87°C puis celle de Lu et al.(2009) égale à 49,62°C. On remarque que la température de sortie la plus élevée est celle du code TERMIC (1998), il s'agit notamment de la courbe qui se rapproche le plus de la courbe du présent travail avec un pourcentage de 1,7 % de différences relatives.

Pour le profil de la température de la gaine, la valeur à l'entrée du présent travail est égale à 48,88 °C alors que celle de Labani et al.(2014) est égale à 38°C, celle de Lu et al.(2009) égale à 38,07°C et celle de TERMIC (1998) égale à 49,87°C. La température maximale de la gaine vaut 83,96°C pour le présent travail à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal, elle est de 83,42°C pour Labani et al.(2014) à 0,67 de la longueur totale du canal avec une différence de 0,64 % par rapport au présent travail, pour Lu et al. (2009) elle est égale à 77,3°C à 0,64 de la longueur adimensionnelle du canal et présente une différence relative par rapport au présent travail de 7,9 % puis pour TERMIC (1998) elle est de 79,97°C à 0,59 de la longueur adimensionnelle du canal avec une différence relative de 4,75 % par rapport

au présent travail. A la sortie les valeurs diminuent, pour le présent travail on trouve une valeur de $63,65^{\circ}\text{C}$, pour Labani et al (2014) $68,88^{\circ}\text{C}$, pour Lu et al.(2009) $65,53^{\circ}\text{C}$ puis pour TERMIC (1998) on trouve une valeur de $65,53^{\circ}\text{C}$.

Au vu des différents profils et différentes différences relatives on peut dire que les valeurs obtenues sont très acceptables et la méthode utilisée est fiable.

2.4.2.2 Modèle de Todreas et Kazimi (1990)

Les profils de température calculés avec le modèle de Todreas et Kazimi (1990) sont donnés sur la figure (2.11) :

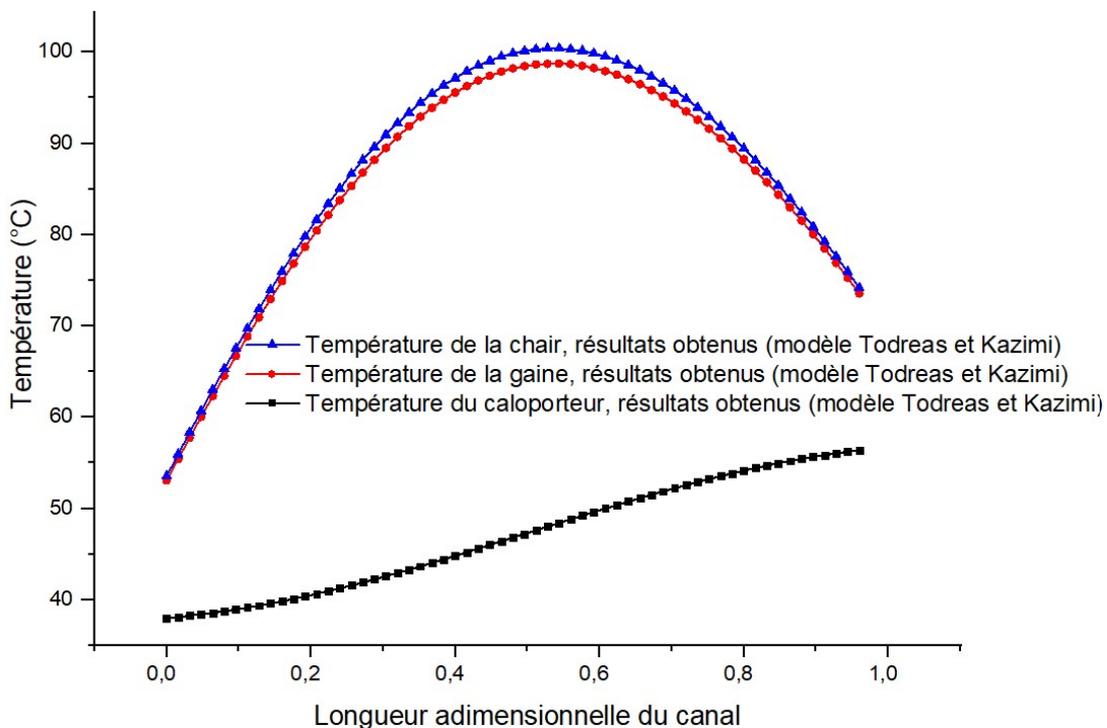


FIGURE 2.11 – Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.

Sur la figure (2.11), la température du caloporteur à l'entrée du canal vaut 38°C . Cette température va augmenter le long du canal pour atteindre la valeur de $56,36^{\circ}\text{C}$. La température de la gaine à l'entrée est égale à $53,08^{\circ}\text{C}$ par la suite elle augmente au fur et à mesure qu'on s'approche du centre à 0,54 de la longueur adimensionnelle du canal pour atteindre une valeur maximale de $98,7^{\circ}\text{C}$. Après ce pic, la température de la gaine diminue jusqu'à la sortie du canal à $73,57^{\circ}\text{C}$. Concernant la température de la chair, à l'entrée elle vaut $53,53^{\circ}\text{C}$. La température de la chair augmente jusqu'à une valeur maximale. Cette valeur maximale est de 100°C à 0,54 de

la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la chair diminue jusqu'à la sortie du canal et sa valeur descend à 74,18 °C.

Étant donné qu'on a vérifié les profils de température obtenus par la méthode d'El-Wakil(1971) avec d'autres travaux. Il suffit, pour le modèle de Todreas et Kazimi(1940) de le comparer ses courbes avec celles du modèle d'El-Wakil. Les résultats obtenus par les deux modèles sont présentés sur la figure (2.12) :

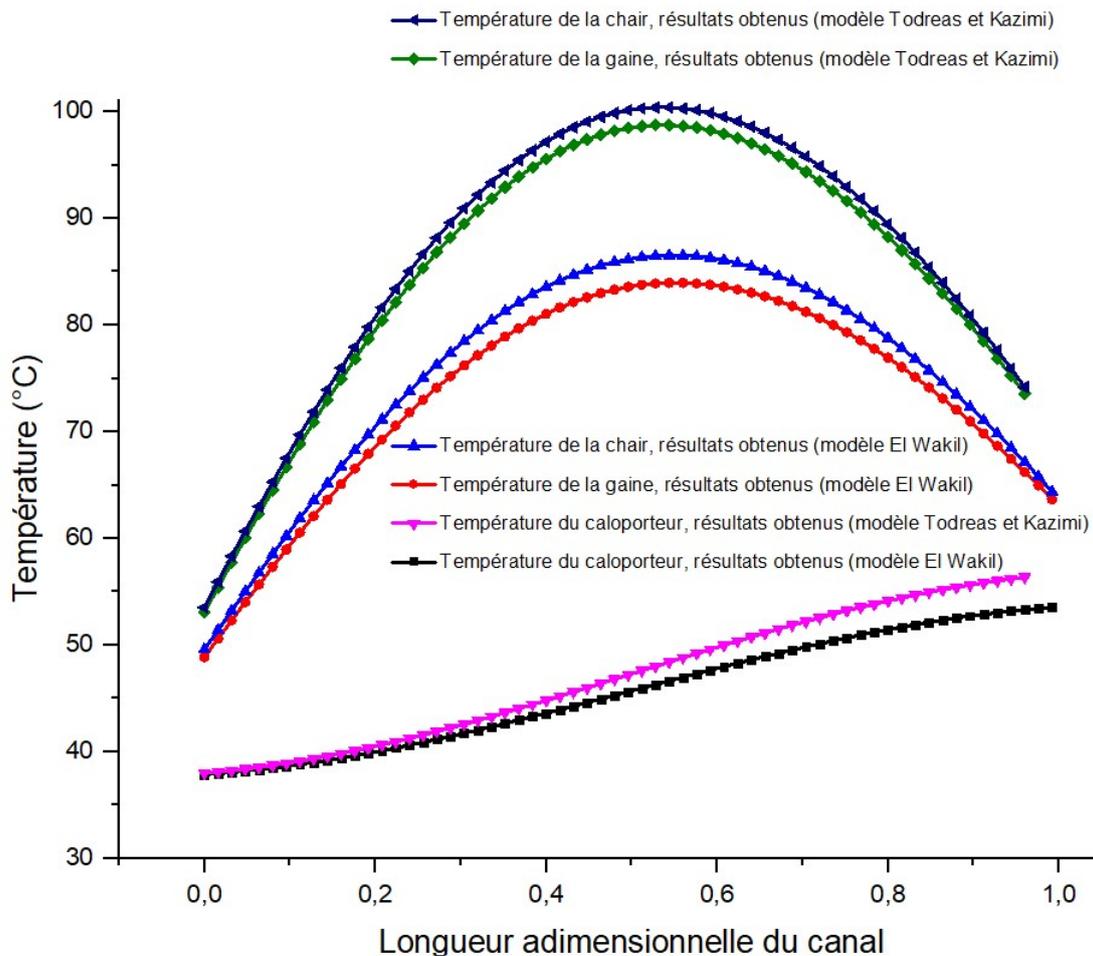


FIGURE 2.12 – Comparaison de la distribution des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 10MW.

On remarque pour le profil de température du fluide de refroidissement que les allures des courbes sont identiques. Elles commencent par une valeur de 38 °C puis à la sortie elles ont une valeur de 56,62 °C. Concernant les températures de la gaine et de la chair il y a une grande différence en amplitude telle que celle du modèle de Todreas et Kazimi (1990) arrivée au pic à 0,54 elle devient égale à 98,7°C pour la gaine et 100°C pour la chair et est supérieure à celle du modèle de El-Wakil (1971) qui atteint la valeur de

83,96°C pour la gaine et 86,54°C pour la chair à 0,56 de la longueur totale du canal.

A l'entrée, la température de la gaine du modèle de Todreas et Kazimi (1990) est égale à 53,08°C et à la sortie elle à 73,57°C comparé à la température trouvée avec le modèle El-Wakil(1971) qui, à l'entrée, est égale à 53,55°C et à la sortie égale à 63,65°C.

Pour la température de la chair à l'entrée elle est égale à 53,53°C et à la sortie elle est égale à 74,18°C pour le modèle de Todreas et Kazimi (1990). Pour le modèle de El-Wakil la température de la chair à l'entrée est égale à 49,57°C et à la sortie égale à 64,39°C.

2.4.2.3 Résultats de l'analyse de sûreté nucléaire

La même analyse faite au paragraphe 2.3.1.2 est appliquée ici.

On a calculé le flux de chaleur moyen à l'aide de la corrélation de Bergles et Rohsenow (***, 1980), qui donne lieu à une équation non linéaire qui a été résolu en utilisant la méthode du point fixe. On trouve le flux de chaleur moyen égal à $q_{av} = 44,7W/cm^2$. On calcule également le flux de chaleur critique avec la corrélation de Mirshak ***, 1980, on trouve $q_{cr} = 245,1W/cm^2$ à $T=T_{f1} = 38 °C$.

Le tableau (2.6) affiche les flux de chaleur lors d'un ONB trouvés par (Khedr, 2008) et ceux trouvé dans le présent travail pour $T = T_{f1}$.

Tableau 2.6 – Flux de chaleur d'un réacteur 10 MW.

Travail	Flux de chaleur moyen ONB [W/cm ²]	Flux de chaleur critique ONB [W/cm ²]
Présent travail	44,7	245,1
référence (Khedr, 2008)	41,97	265,6

On remarque que les deux valeurs de flux de chaleur critique et moyen sont proches de leurs valeurs de référence tel que le flux de chaleur moyen trouvé dans le présent travail diffère du flux trouvé dans Khedr, 2008 de 6,11%. Concernant le flux critique dont la valeur s'approche de la valeur de référence tiré du travail de (Khedr, 2008) avec un pourcentage de 7,71 %. Par conséquent les résultats sont acceptables.

Dans la figure (2.13), on donne la variation flux de chaleur critique.

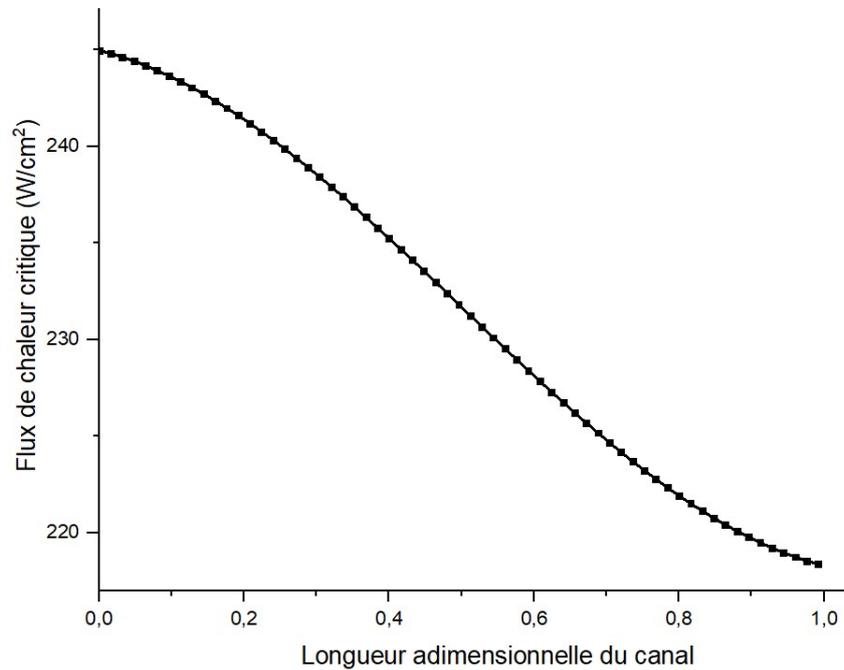


FIGURE 2.13 – Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 10MW.

Le flux de chaleur critique à l'entrée est égal à $q_{cr} = 245,1W/cm^2$. En allant vers la sortie du canal le flux de chaleur diminue jusqu'à une valeur de $q_{cr} = 212W/cm^2$. On déduit que le flux de chaleur critique est inversement proportionnel à la température du fluide de refroidissement.

On présente sur la figure (2.14) le rapport du flux de chaleur critique en chaque point du canal.

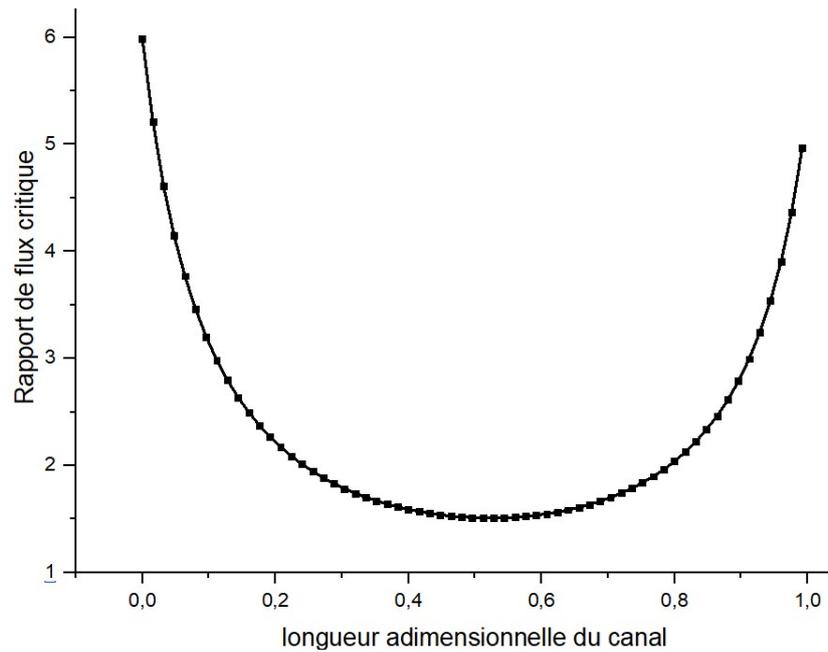


FIGURE 2.14 – Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 10MW.

Sur la figure (2.14) la plus faible valeur du rapport du flux thermique critique est égale à 1,6. Dans ce cas le phénomène d'ébullition (ONB) ne se produira pas ($RFTC > 1,3$).

2.4.3 Résultats obtenus pour une application au réacteur nucléaire de recherche de 1MW (NUR)

On présente les résultats des deux modèles mathématique El-Wakil (1971) et Todreas et al. (1989).

2.4.3.1 Résultats en utilisant le modèle El-Wakil (1971)

Les résultats obtenus pour un réacteur de 1 MW en utilisant le modèle d'El-Wakil (1971) sont donnés sur la figure (2.15).

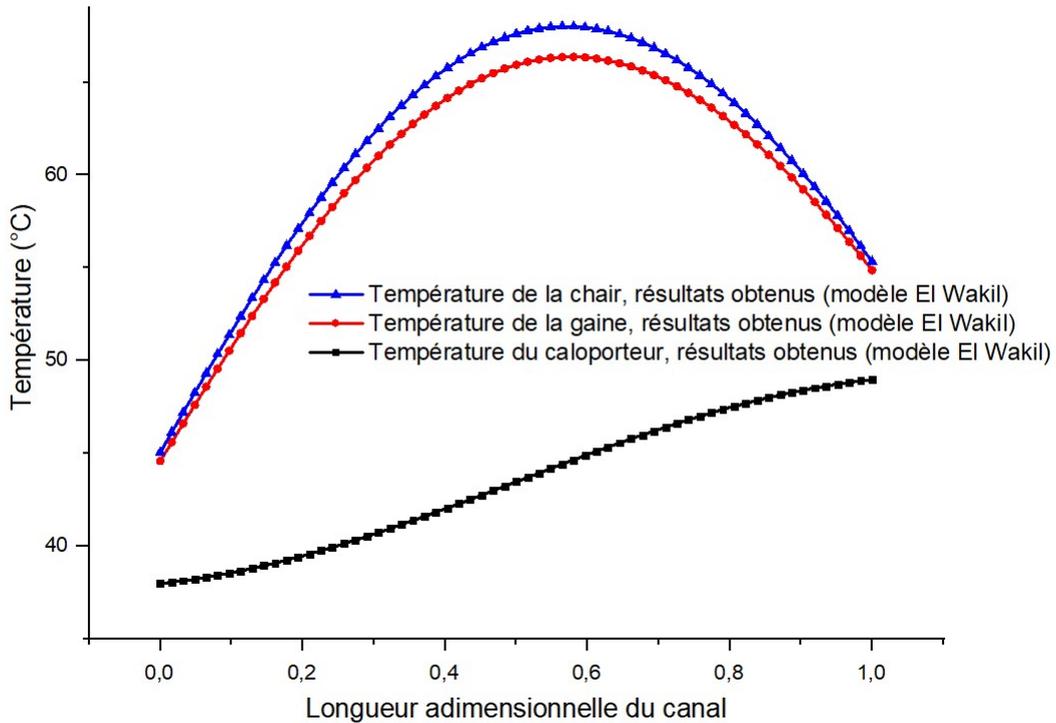


FIGURE 2.15 – Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.

Dans la figure (2.15) la température du fluide de refroidissement à l'entrée du canal est égale à 38°C . Cette température va augmenter le long du canal jusqu'à atteindre la valeur de $48,9^{\circ}\text{C}$ à la sortie.

On remarque que la température de la gaine à l'entrée est de $44,58^{\circ}\text{C}$. La température de la gaine augmente jusqu'à une valeur maximale de $66,36^{\circ}\text{C}$ à 0,58 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la gaine diminue jusqu'à la sortie du canal à une valeur de $54,86^{\circ}\text{C}$.

Quant à la température de la chair, elle est égale à l'entrée à $44,89^{\circ}\text{C}$. Elle augmente jusqu'à 68°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal puis elle diminue jusqu'à la sortie pour atteindre $55,33^{\circ}\text{C}$.

2.4.3.2 Résultats en utilisant le modèle Todreas et al. (1989)

Les profils de température calculés avec le modèle de (Todreas et al., 1989) sont présentés sur la figure (2.16) :

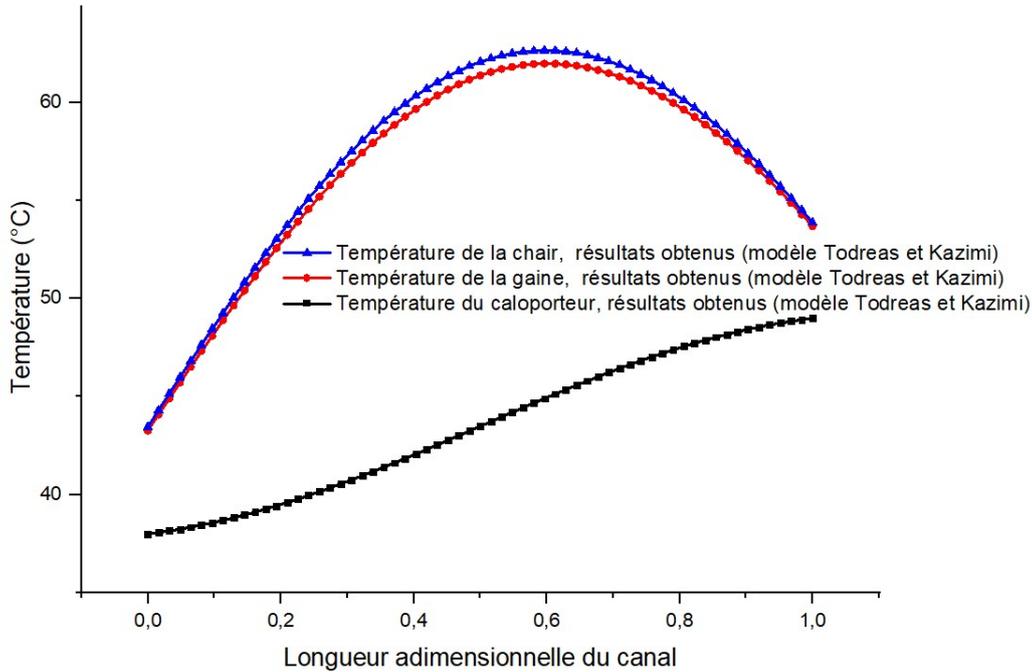


FIGURE 2.16 – Distribution de la température en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 1MW.

On remarque sur la figure (2.16) que la température du caloporteur à l'entrée du canal est de 38°C. Cette température augmente le long du canal jusqu'à atteindre la valeur de 48,98°C à la sortie.

On remarque que la température de la gaine à l'entrée est de 43,44°C. Cette température augmente au fur et à mesure qu'on s'approche du centre pour ainsi atteindre une valeur maximale de 61,9°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la gaine diminue jusqu'à la sortie du canal avec une valeur de 53,6°C.

Quant à la température de la chair, elle est égale à l'entrée à 43,4°C. La température de la chair augmente jusqu'à une valeur maximale de 62,6°C à 0,56 de la longueur adimensionnelle du canal. Après ce pic, la température de la chair diminue jusqu'à la sortie du canal avec une valeur qui est de 53,8°C.

Comme pour les deux cas précédents à 2MW et à 10MW, on a aussi comparer ces résultats avec ceux obtenus par le modèle d'El-Wakil (1971).

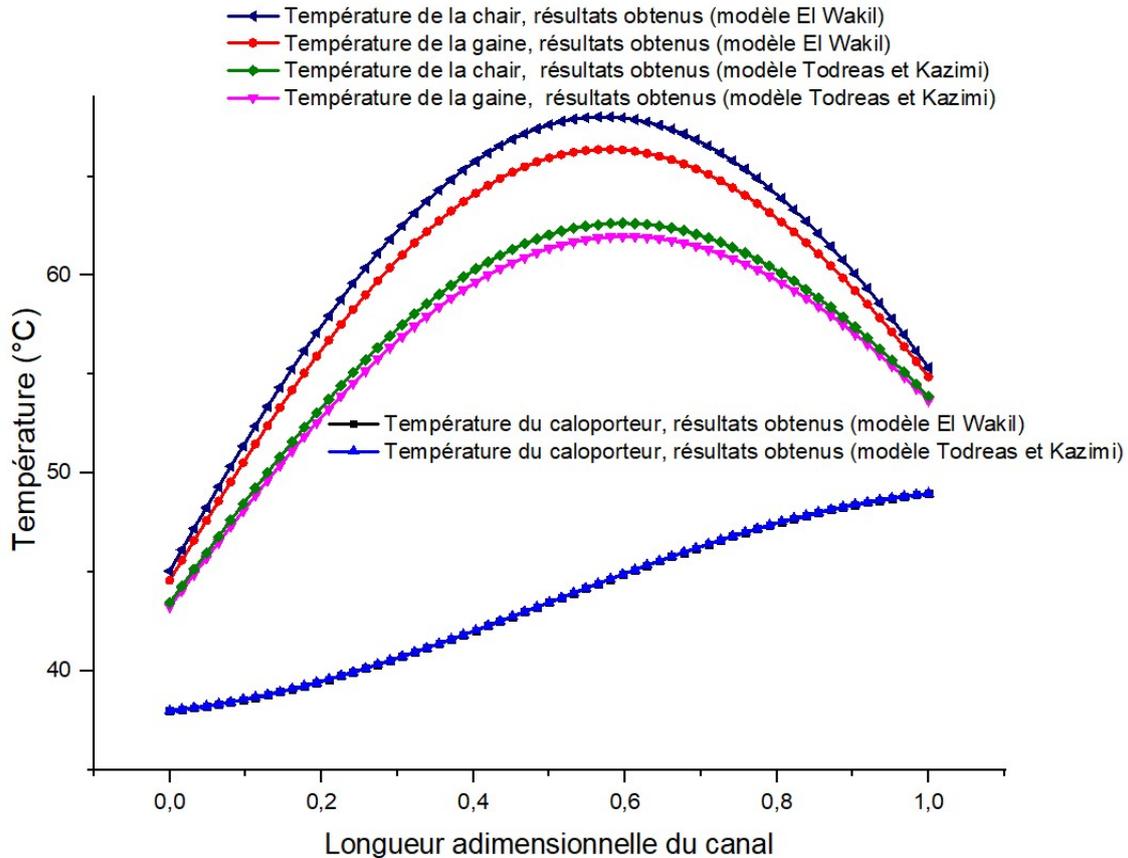


FIGURE 2.17 – Comparaison de la distribution des températures des deux modèles en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.

On remarque pour le profil de température du fluide de refroidissement que les courbes sont identiques. Elles commencent par une valeur de 38°C puis à la sortie elles ont une valeur de 48,98°C.

Concernant les températures de la gaine et de la chair il y a une différence en amplitude comme celle du modèle de Todreas et Kazimi (1990) arrivée au pic à 0,6 elle est égale à 61,9°C pour la gaine et 62,6°C pour la chair et elle est inférieure à celle du modèle d'El-Wakil (1971) qui atteint la valeur de 63,76°C pour la gaine et 65,43°C pour la chair à 0,6 de la longueur adimensionnelle du canal.

A l'entrée, la température de la gaine du modèle de Todreas et Kazimi(1990) est égale à 43,44°C et à la sortie elle vaut 53,6°C comparé à la température trouvée avec le modèle d'El-Wakil(1971) qui, à l'entrée, est égale à 44,5°C et à la sortie 50,43°C.

Pour la température de la chair à l'entrée elle est égale à 44,89°C et à

la sortie elle est égale à $50,89^{\circ}\text{C}$ pour le modèle d'El-Wakil . Pour le modèle de Todreas et Kazimi(1990) la température de la chair à l'entrée est égale à $43,4^{\circ}\text{C}$ et à la sortie égale à $53,8^{\circ}\text{C}$.

2.4.3.3 Résultats de l'analyse de sûreté nucléaire :

La même analyse faite pour les cas de 2MW et 10MW est appliquée ici. On trouve le flux de chaleur moyen égal à une valeur de $q_{av} = 35,65\text{W}/\text{cm}^2$. On calcule également le flux de chaleur critique avec la corrélation de Mirshak (***, 1980), on trouve $q_{cr} = 263,24\text{W}/\text{cm}^2$ à $T=T_{f1} = 38^{\circ}\text{C}$.

Dans la figure (2.18), on trace la variation du flux de chaleur critique.

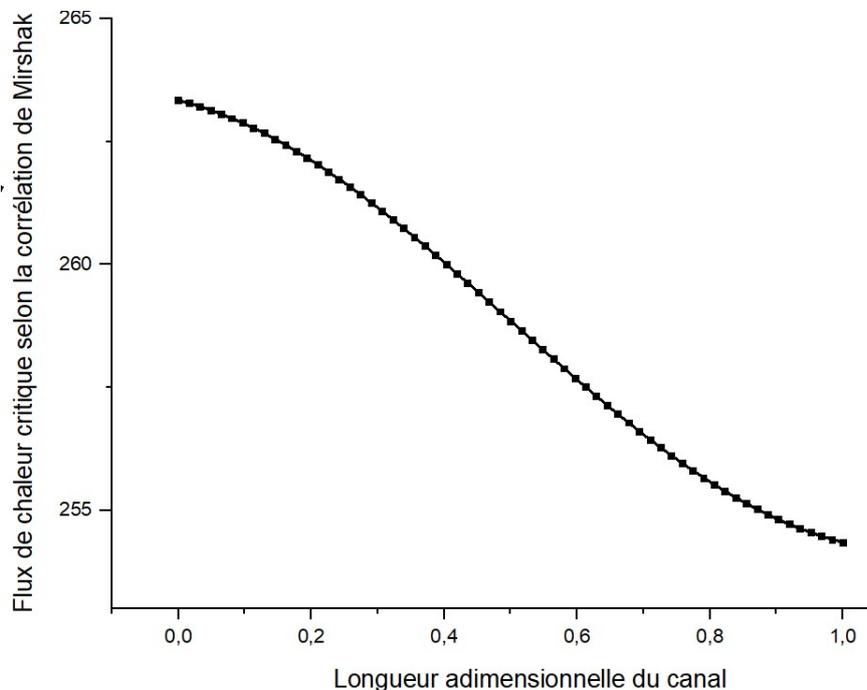


FIGURE 2.18 – Flux de chaleur critique ONB en fonction de la longueur adimensionnelle du canal pour un réacteur nucléaire de recherche 1MW.

Le flux de chaleur critique à l'entrée est égal à $q_{cr} = 263,1\text{W}/\text{cm}^2$. A la sortie le flux diminue jusqu'à une valeur de $q_{cr} = 254\text{W}/\text{cm}^2$.

On donne sur la figure (2.19) le rapport du flux de chaleur critique en chaque point du canal.

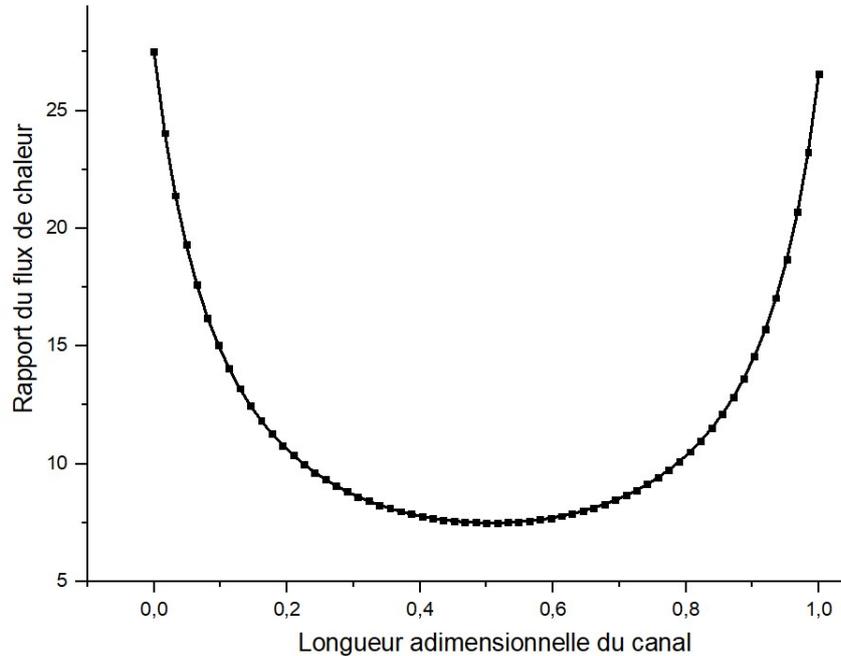


FIGURE 2.19 – Rapport du flux de chaleur critique ONB le long du canal pour un réacteur nucléaire de recherche de 1MW.

Pour vérifier la sûreté nucléaire il faut que le rapport RFTC soit supérieur à la valeur 1,3. Sur la figure (2.19) la plus faible valeur est égale à 7,5. Dans ce cas le phénomène d'ébullition (ONB) ne se produit pas.

2.5 Conclusions

Dans ce chapitre une analyse thermohydraulique en utilisant le modèle d'El-Wakil (1971) et le modèle de Todreas et al. (1989) a été faite. Ces deux modèles proposent des solutions à l'équation de l'énergie. La différence entre les deux modèles se situe dans les termes et les constantes dans l'expression des équations donnant les différentes températures.

Les résultats obtenus à partir de ces deux modèles ont été vérifiés en se basant sur des travaux valorisés, on cite les travaux de Labani et al. (2014) (Labani et al., 2014), Lu et al. (2009) (Lu et al., 2009) et TERMIC (1998)(Doval, 1998) et après vérification on peut dire que les résultats sont satisfaisants puisque les différences relatives entre les résultats du présent travail et ceux des travaux précédents n'excèdent pas les 5 %. De plus, on a appliqué ces deux modèles sur trois réacteurs nucléaire de recherche de puissance distincts 1MW, 2MW et 10MW.

Par la suite, on a examiné la sûreté nucléaire des trois réacteurs par le calcul du flux de chaleur moyen et critique et le rapport de flux de chaleur critique en utilisant la corrélation de Bergles et Rohsenow et la corrélation de Mirshak. On a déduit que les réacteurs nucléaires étudiés fonctionnent en toute sûreté car les résultats de calculs ne dépassent pas la limite critique. Cette analyse de sûreté nucléaire est faite dans le but de vérifier et d'éviter qu'il n'y ait un phénomène d'ébullition qu'on appelle début d'ébullition nucléée (ONB). Ce travail a été effectué au moyen d'un programme Matlab, qu'on a mis au point et qu'on peut adapter à n'importe quel réacteur nucléaire de recherche utilisant un combustible de type plaque, il suffit de changer les données d'entrée spécifique au réacteur nucléaire étudié.

On peut finir par dire que ces méthodes asymptotiques sont très utiles pour la compréhension de la thermohydraulique des réacteurs nucléaires de recherche et une bonne base pour aboutir à des résultats exploitables en des temps limités.

———— CHAPITRE 3 ————

MODÉLISATION THERMOHYDRAULIQUE
EN 2D D'UN CANAL DU COEUR D'UN
RÉACTEUR NUCLÉAIRE DE RECHERCHE
UTILISANT UN COMBUSTIBLE À FLUX DE
CHALEUR UNIFORME ET CONSTANT

3.1 Introduction

Dans le présent chapitre, On va s'intéresser au cas bidimensionnel de l'écoulement du fluide caloporteur dans un canal du réacteur nucléaire de recherche. Deux mises en équation seront établis, la première en mode stationnaire et la seconde en mode transitoire.

En fait, on va reproduire l'évaluation expérimentale dans un réacteur nucléaire de recherche avant insertion du combustible (Uranium) à l'aide du logiciel COMSOL. Le combustible utilisé pour évaluer les performances expérimentales avant le premier démarrage du réacteur est un combustible à base de résistances électriques. Donc une source de chaleur uniforme et constante. Le but recherché est de savoir jusqu'à quelle température du fluide caloporteur on peut arriver pour un fonctionnement normal ou accidentel.

3.2 Configuration du canal thermohydraulique en 2D

L'écoulement dans le canal se fait suivant l'axe y de haut en bas. Compte tenu du fait qu'il ait une forme symétrique, il est possible de configurer une moitié seulement comme cela est montré sur la figure (3.1). L'axe de symétrie coupe la géométrie au niveau du fluide caloporteur.

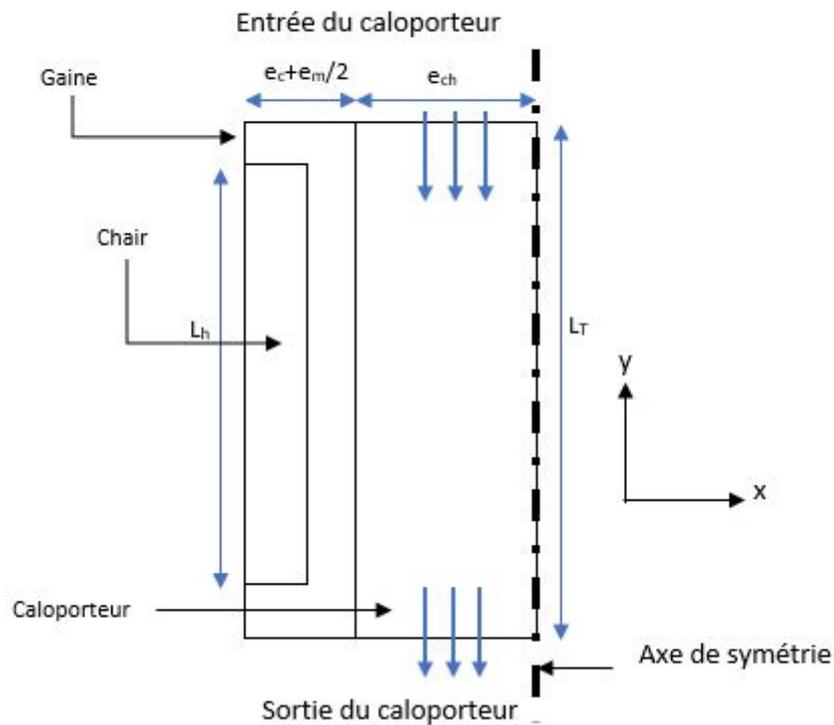


FIGURE 3.1 – Géométrie du canal en 2D.

3.3 Mise en équation thermohydraulique

Afin de bien modéliser le problème, on introduit les équations qui le gouvernent et qui sont respectivement l'équation de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie. On rajoute un modèle de turbulence pour considérer les écoulements turbulents.

3.3.1 Les équations de conservation

Les équations de conservation sont énoncées ci-après (Sidi Ali; Djaber et al., 2017) :

Équation de conservation de la masse

L'équation de conservation de la masse s'écrit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U}) = 0 \quad (3.1)$$

Où, ρ est la masse volumique, \vec{U} le vecteur vitesse et t le temps.

Équation de conservation de quantité de mouvement

L'équation de conservation de la quantité de mouvement est donnée par :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\vec{U}) + \nabla \cdot (\rho\vec{U}\vec{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu(\nabla\vec{U} + (\nabla\vec{U})^T)] + \rho\vec{g} \quad (3.2)$$

Où, p est la pression, μ la viscosité dynamique du fluide et \vec{g} le vecteur gravité.

Équation de conservation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie est comme suit :

$$\frac{\partial \rho E}{\partial t} + \nabla \cdot [(\rho E + p)\vec{U}] = \nabla \cdot [k\nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau} \cdot \vec{U})] + S \quad (3.3)$$

Où, E est l'énergie, k la conductivité thermique, T la température, h_j le coefficient de transfert de chaleur par convection d'une espèce j , \vec{J}_j le vecteur vitesse d'une espèce j , $(\bar{\tau})$ le tenseur des contraintes visqueuses et S la source

A noter qu'en stationnaire les dérivés par rapport au temps $\frac{\partial}{\partial t}$ sont nulles.

3.3.2 Modélisation de la turbulence

L'écoulement considéré est un écoulement turbulent étant donné que le nombre de Reynolds est supérieur à 3000. Ainsi pour prédire les écoulements turbulents, trois approches peuvent être utilisées : Simulation des grands tourbillons (LES : Large Eddy Simulation), la simulation numérique directe (DNS : Direct Numerical Simulation) et le modèle Navier-Stokes moyenné par Reynolds (RANS : Reynolds-Averaged Navier-Stokes) tels que présentés par (Chen et al., 2007).

Afin de mieux comprendre l'effet de la turbulence sur l'écoulement on commence par décomposer la vitesse en deux termes, un terme moyen et

un terme fluctuant comme expliqué par (Wilcox, 1993) :

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad (3.4)$$

Où, \bar{u}_i est la vitesse moyenne et u'_i la vitesse fluctuante ($i=1, 2, 3$).

En remplaçant l'équation (3.4) dans l'équation (3.2) et après calcul des moyennes, on obtient l'équation (3.5) :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_l}{\partial x_l} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j}) \quad (3.5)$$

La sommation des indices (convention d'Einstein) est considérée et pour simplifier les expressions, les barres sur les vitesses sont supprimées.

L'équation (3.5) est appelée équation de Navier-Stokes moyennée par Reynolds (RANS), $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ est appelé les contraintes de Reynolds, et doit être modélisée. Hinze et al. (1975) a relié les contraintes de Reynolds au gradient de vitesse moyen, on obtient l'équation suivante :

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho K + \mu_t \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \delta_{ij} \quad (3.6)$$

Où, μ_t est la viscosité turbulente, K l'énergie cinétique turbulente

La famille RANS contient plusieurs modèles de turbulence. On cite le modèle $K - \varepsilon$ standard (Launder et al., 1974), modèle $K - \varepsilon$ Re-Normalization Group (RNG) (Yakhot et al., 1992), modèle $K - \varepsilon$ Réalisable (Shih et al., 1995), modèle standard de $K - \omega$ (Wilcox, 1993) et le modèle choisit dans nos simulations $K - \omega$ SST (Shear-Stress Transport) (Menter, 1994) développé ci après.

Modèle $K - \omega$ SST (Shear-Stress Transport)(Menter,1994)

Le modèle Shear Stress Transport $K - \omega$, proposé par Menter en 1994 est un modèle hybride, c'est à dire utilisant des modèles de turbulence différents pour la région proche de la paroi et dans le reste de l'écoulement. La transition d'un modèle vers l'autre se fait progressivement à partir d'un mélange. L'approche $K - \omega$ est utilisée pour prédire l'écoulement dans la région affectée par la viscosité, et possède l'avantage de ne pas nécessiter de fonction d'amortissement, alors que l'approche $K - \varepsilon$ est utilisée pour l'autre partie de l'écoulement. Une fonction permet d'assurer la transition

d'un modèle à l'autre. Les équations de transport du modèle SST $K - \omega$ sont similaires aux équations utilisées par le modèle $K - \omega$ standard.

La viscosité turbulente et les équations de transport appliquées dans le modèle $K - \omega$ SST sont comme suit :

$$\mu_t = \frac{\rho K}{\omega} \frac{1}{\max \left[\frac{1 \sqrt{2\Omega_{ij}\Omega_{ij}F_2}}{\alpha^* \alpha_1 \omega} \right]} \quad (3.7)$$

Où Ω_{ij} est le tenseur du taux de rotation moyen et $\alpha_1 = 0,31$. F_2 est une fonction de mélange Menter 1994. Les équations de transport de ce modèle sont :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho K) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho K u_i) = G_K - \beta^* \rho \omega K + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \frac{\partial K}{\partial x_j} \right] \quad (3.8)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\gamma}{\nu_t} G_K - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + D_\omega \quad (3.9)$$

La génération de l'énergie cinétique turbulente G_K due aux gradients de vitesse moyenne est donnée par :

$$G_K = -\overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (3.10)$$

La quantité D_ω est le terme de diffusion croisé et est donné par :

$$D_\omega = 2(1 - F_1) \frac{\rho}{\sigma_{\omega,2} \omega} \frac{\partial K}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}$$

Les quantités σ_k et σ_ω sont données par :

$$\sigma_K = \frac{1}{F_1 \sigma_{K,1} + (1-F_1) \sigma_{K,2}} \quad \text{avec} \quad \sigma_{K,1} = 0,85, \sigma_{K,2} = 1,0$$

Et $\sigma_\omega = \frac{1}{F_1 \sigma_{\omega,1} + (1-F_1) \sigma_{\omega,2}}$ avec $\sigma_{\omega,1} = 0,5$, $\sigma_{\omega,2} = 0,856$ et $\beta^* = C_\mu = 0,09$

Où, μ_t est la viscosité turbulente, σ_k , σ_ω , β^* , β . La viscosité statique turbulente est donnée par :

$$\nu_t = \frac{\mu_t}{\rho} \quad (3.11)$$

Enfin, F_1 apparaissant dans l'expression qui donne σ_K est une fonction de mélange comme F_2 . De plus amples explications sur la modélisation des différentes quantités peuvent être trouvées dans Menter (1994).

3.4 Analyse thermohydraulique à l'état stationnaire

3.4.1 Mise en équation

Étant donné que la modélisation concerne un écoulement turbulent où un échange de chaleur est effectué entre le fluide et les plaques de combustible qu'on appelle convection forcée, alors les équations qui rentrent en jeu sont les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie (COMSOL, 2020).

3.4.1.1 Les équations de conservation

a) L'équation de conservation de la masse s'écrit comme suit :

$$\rho \nabla \cdot \vec{U} = 0 \quad (3.12)$$

b) L'équation de conservation de la quantité de mouvement est donnée par (3.13) :

$$\rho(\vec{U} \cdot \nabla) \vec{U} = \nabla \cdot [-p] + \bar{\bar{\tau}} + \vec{F} + \rho \vec{g} \quad (3.13)$$

Où, \vec{U} est le vecteur vitesse du fluide, p la pression, $\bar{\bar{\tau}}$ tenseur des contraintes visqueuses, ρ la masse volumique, \vec{F} le vecteur force de volume et \vec{g} le vecteur gravité.

et :

$$\bar{\bar{\tau}} = (\mu + \mu_t)(\nabla \vec{U} + (\nabla \vec{U})^T) \quad (3.14)$$

Où, μ est la viscosité dynamique du fluide et μ_t est la viscosité turbulente.

c) L'équation de conservation de l'énergie est donnée par (3.15) :

$$\rho C_p \vec{U} \cdot \nabla T + \nabla \cdot \vec{q} = S + q_0 \quad (3.15)$$

Où, S est la source de chaleur, \vec{q} est le vecteur du flux de chaleur, C_p la chaleur spécifique du caloporteur, q_0 flux de chaleur entrant.

Le flux de chaleur est donné dans l'équation (3.16).

$$\vec{q} = -k \nabla T \quad (3.16)$$

Où, k est la conductivité thermique.

On adapte l'équation (3.15) sur la gaine, la chair et le caloporteur. Ainsi, pour la chair et la gaine l'équation se réduit à (3.15) se réduit à :

$$\rho C_p \vec{U} \cdot \nabla T + \nabla \cdot \vec{q} = S + q_0 + Q_{ted} \quad (3.17)$$

Où, Q_{ted} est l'amortissement thermo-élastique.

Pour le caloporteur, l'équation (3.15) s'écrit alors :

$$\rho C_p \vec{U} \cdot \nabla T + \nabla \cdot \vec{q} = S + q_0 + Q_p + Q_{vd} \quad (3.18)$$

Où Q_p est la source de chaleur ponctuelle et Q_{vd} la dissipation visqueuse.

3.4.2 Conditions aux limites

On introduit la vitesse d'entrée au canal qui est de 0.94 m/s , puis on pose les conditions aux limites à la paroi, à l'entrée et à la sortie. Puisque la géométrie est symétrique, on rajoute la condition de symétrie. On donne aussi les conditions liées au transfert de chaleur entre la chair, la gaine et le fluide où le combustible expérimental représente la source de chaleur (COMSOL, 2020).

a) A la paroi

$$U|_{l_w=0} = 0 \quad (3.19)$$

$$l_w = \frac{h_1}{2} \quad (3.20)$$

$$\nabla k \cdot \vec{n} = 0, \quad (3.21)$$

Où, l_w est \vec{n} le vecteur normal

b) A l'entrée du canal :

On a :

$$-\int_{\partial} \frac{\rho}{\rho_{st}} (\vec{U} \cdot \vec{n}) dA = Q_{sv}, \quad \rho_{st} = \frac{M_n}{V_m} \quad (3.22)$$

$$k = \frac{3}{2} (U_{ref} I_T)^2, \quad \omega = \frac{k^{\frac{1}{2}}}{(\beta_0^*)^{\frac{1}{4}} L_T}, \quad \nabla G \cdot \vec{n} = 0 \quad (3.23)$$

Où, Q_{sv} est le débit standard du caloporteur, V_m le volume molaire standard du caloporteur, M_n la masse molaire moyenne du caloporteur, I_T , L_T , β_0^* , G la distance résiduelle à la paroi, ρ_{st} la masse volumique standard du caloporteur.

c) A la sortie du canal

On a :

$$p = \hat{p} - \frac{1}{2}\rho|\vec{U}|^2 + p_{hydro} \quad (3.24)$$

$$\hat{p} \leq p_0, \vec{U} \cdot \vec{t} = 0 \quad (3.25)$$

$$\nabla k \cdot \vec{n} = 0, \nabla \omega \cdot \vec{n} = 0, \nabla G \cdot \vec{n} = 0 \quad (3.26)$$

Où, p_0 est la pression totale, \hat{p} la pression adimensionnelle, p_{hydro}

d) Conserver la symétrie on a

$$\vec{U} \cdot \vec{n} = 0 \quad (3.27)$$

$$k\vec{n} - (k\vec{n} \cdot \vec{n})\vec{n} = 0, \quad (3.28)$$

$$\nabla k \cdot \vec{n} = 0, \nabla \omega \cdot \vec{n} = 0, \nabla G \cdot \vec{n} = 0 \quad (3.29)$$

e) Température du fluide à l'entrée au canal

La température du fluide est fixée à 38°C à l'entrée du canal.

f) Source de chaleur

La source de chaleur est donnée sous forme de puissance thermique
uniforme et constant.

$$q' = 10,38.10^4 W/m^3 \quad (3.30)$$

3.5 Analyse thermohydraulique à l'état transitoire

On passe à l'état transitoire où la variable du temps rentre en jeu . On réécrit les équations (3.1) et (3.14) .

3.5.1 Mise en équation

Les équations qui décrivent l'écoulement cité ci-après ont été fourni du guide COMSOL (COMSOL, 2020).

3.5.1.1 Les équations de conservation

a) L'équation de conservation de la masse s'écrit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \nabla \cdot \vec{U} = 0$$

Tel que :

$$\bar{\tau} = (\mu + \mu_T)(\nabla \vec{U} + (\nabla \vec{U})^T)$$

Où, μ est la viscosité dynamique et μ_T est la viscosité de turbulence.

b) L'équation de conservation de la quantité de mouvement devient :

$$\rho \frac{\partial \vec{U}}{\partial t} + \rho (\vec{U} \cdot \nabla) \vec{U} = \nabla \cdot [-p \vec{I} + \bar{\tau}] + \vec{F} + \rho \vec{g} \quad (3.31)$$

On développe l'équation (3.31) par rapport à l'axe x et y. Ainsi, on donne l'équation (3.32) qui est l'équation de conservation de la quantité de mouvement suivant x :

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \bar{\tau}_{xx} + \vec{F}_x + \rho g_x \quad (3.32)$$

L'équation de quantité de mouvement suivant y s'écrit :

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \bar{\tau}_{yy} + \vec{F}_y + \rho g_y \quad (3.33)$$

c) L'équation de conservation de l'énergie est donnée par l'équation (3.34) :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p U \cdot \nabla T + \nabla \cdot q = S + q_0 \quad (3.34)$$

3.5.2 Conditions aux limites

Les conditions aux limites restent exactement les mêmes qu'en situation stationnaire. Excepté pour la condition à l'entrée du canal où la vitesse diminue de 20% de sa valeur initiale et devient donc égale à :

$$U = 0,752m/s \quad (3.35)$$

3.6 Présentation du logiciel Comsol

COMSOL Multiphysics est un logiciel avancé de simulation polyvalent pour la modélisation de designs, de dispositifs et de procédés dans tous les domaines de l'ingénierie, de la production et de la recherche scientifique et pour tout processus multiphysique . Il a remplacé FEMLAB qui était pour le coup un logiciel de modélisation très puissant, basé à l'origine sur le langage de programmation MATLAB et l'environnement de développement intégré .

Comsol comprend deux interfaces qui sont Comsol multiphysics et Comsol script. La première concerne l'interface graphique et la deuxième montre les lignes de commande. Sur la figure (3.2) on montre l'interface Comsol multiphysics lors de la modélisation (Comsol, 2020).

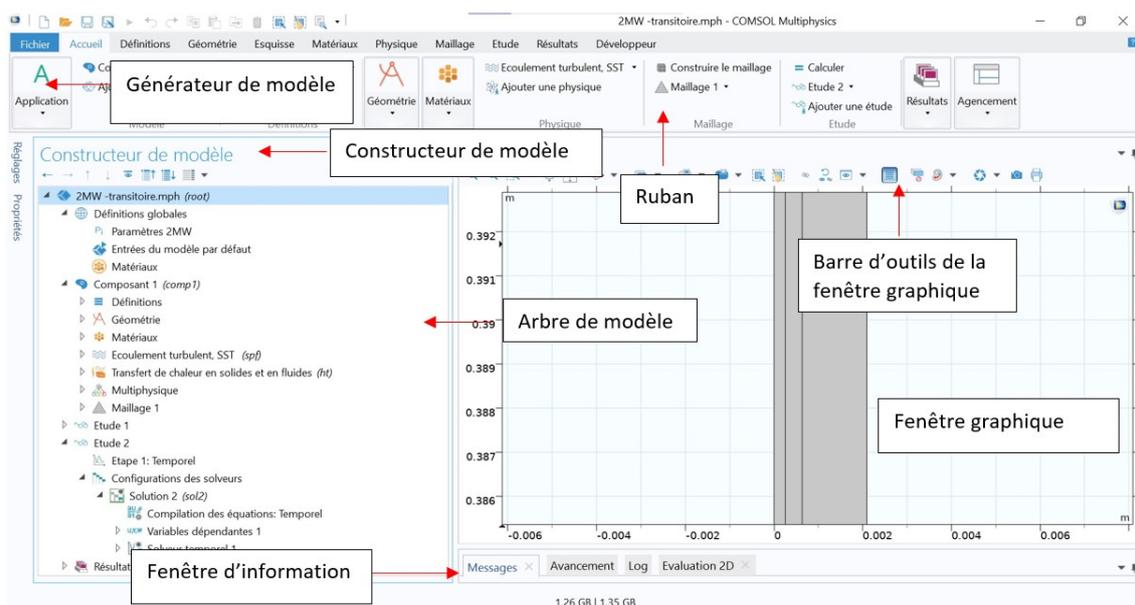


FIGURE 3.2 – interface Comsol multiphysics.

3.7 Maillage du domaine numérique

Un Maillage est un ensemble d'éléments de volumes unitaires utilisés pour discrétiser un domaine de calcul ou une géométrie. Il convient de distinguer plusieurs types de maillages selon leurs caractéristiques géométriques. Un maillage sert à découper une géométrie 2D ou 3D en plusieurs éléments pour réaliser des études numériques et calculer en tous points de la géométrie les variables dont on veut connaître les valeurs. Ces calculs sont effectués à l'aide de méthodes numériques qui dépendent du choix du maillage.

Il convient de distinguer plusieurs types de maillages selon leurs

caractéristiques géométriques. Il existe deux types de maillages, structuré ou non structuré. Il peut être simple, de forme triangulaire ou tétraèdre ou bien mixte en combinant plusieurs type d'éléments structurés et non structurés. Chaque code de calcul utilise un maillage spécifique. Ainsi les codes de calcul d'éléments structurés utilisent des quadrilatères en (2D) et des hexaèdres en (3D). Les solveurs d'éléments non structurés utilisent souvent des triangles (2D) ou des tétraèdres (3D), mais les codes plus récents peuvent utiliser des polyèdres arbitraires. Les représentations de éléments de maillage sont donnés sur la figure (3.3) (Sadrehaghghi, 2021).

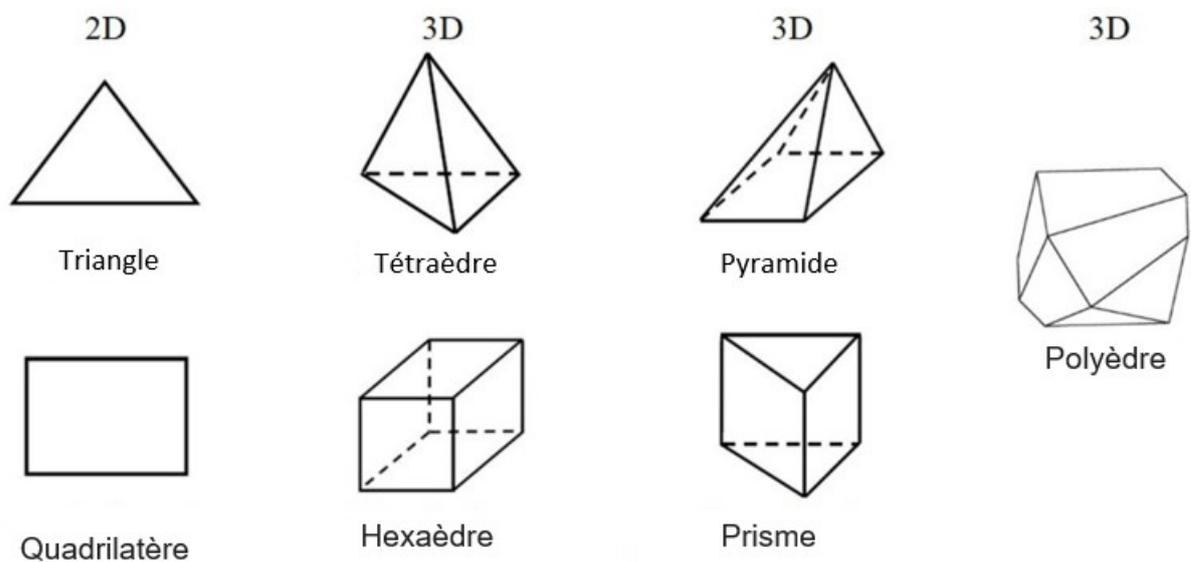


FIGURE 3.3 – Type d'éléments de maillage.

Dans notre cas, le type de maillage choisi est un mélange de mailles triangulaires 2D non structuré et de mailles quadrilatères structuré. Les mailles triangulaires concernent la gaine, le combustible et le fluide loin de la paroi alors que les mailles quadrilatères concerne la couche limite laminaire. La figure (3.4) montre une partie du maillage généré par COMSOL avec les différents encombrements.

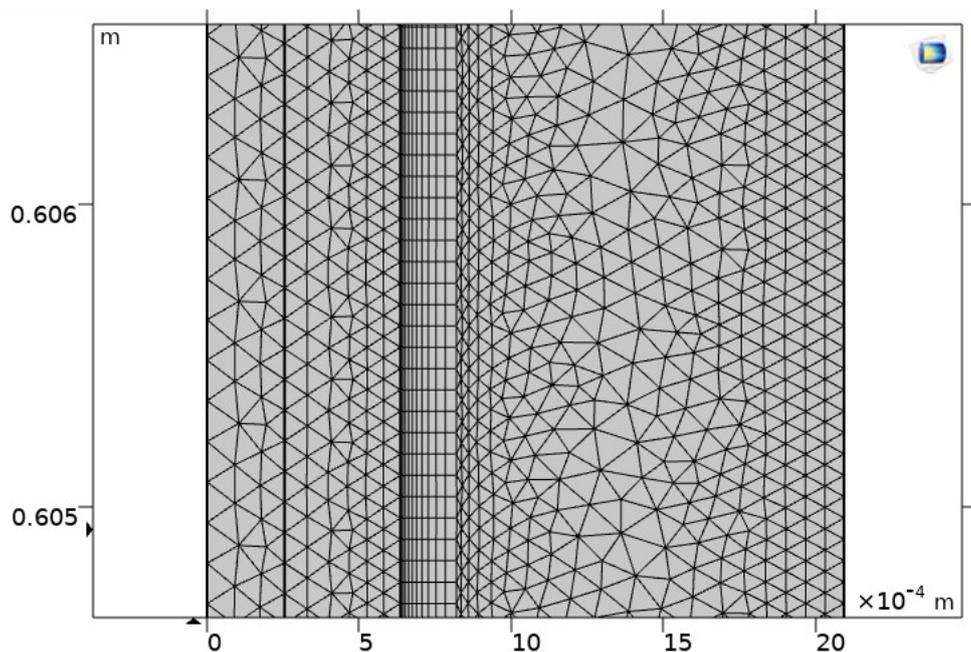


FIGURE 3.4 – Maillage du domaine numérique.

3.8 Méthode des éléments finis

Comsol utilise la méthode des éléments finis pour la résolution des équations différentielles et intégrales qui se posent dans divers domaines de l'ingénierie et des sciences appliquées. La méthode est une généralisation des méthodes variationnelles classiques (la méthode de Ritz) et des méthodes résiduelles pondérées (par exemple, moindres carrés), qui reposent sur l'idée que la solution u d'une équation différentielle peut être représentée comme une combinaison linéaire de paramètres inconnus c_j et de fonctions ϕ_j choisies de manière appropriée dans le domaine entier du problème. Les paramètres c_j sont alors déterminés de telle sorte que l'équation différentielle soit satisfaite, généralement dans un sens intégral pondéré. Les fonctions ϕ_j , appelées fonctions d'approximation, sont choisies de telle sorte qu'elles satisfassent les conditions aux limites du problème.

L'idée de base de la méthode des éléments finis est de considérer un domaine donné comme un assemblage de formes géométriques simples, appelées éléments finis pour lesquelles il est possible de générer systématiquement les fonctions d'approximation nécessaires à la résolution d'équations différentielles. La capacité de représenter des domaines à géométrie irrégulière par un ensemble d'éléments finis fait de cette méthode un outil pratique pour la résolution (Reddy et al., 2010).

La figure (3.5) montre comment est discrétisé un domaine par la méthode des éléments finis.

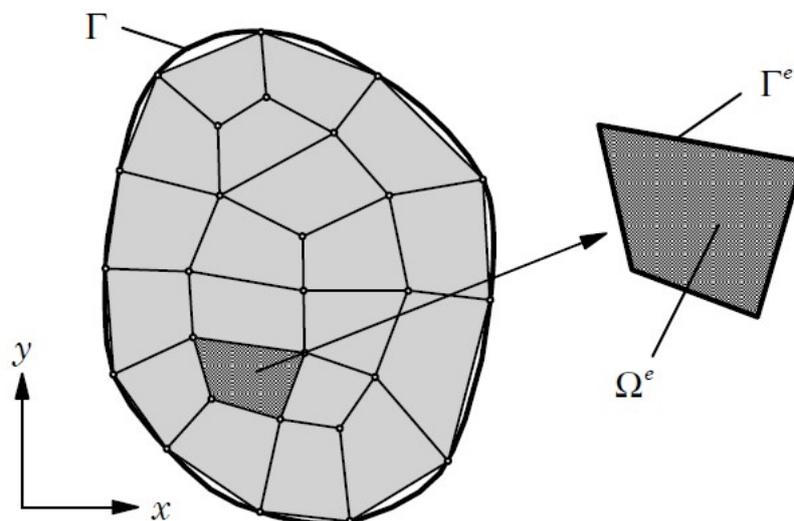


FIGURE 3.5 – discrétisation d'un domaine par éléments finis.

Sur la figure (3.5), Γ représente les frontières du domaine, Ω^e un élément et Γ^e ses frontières.

3.9 Résultats obtenus pour l'écoulement stationnaire

On tire de la simulation les résultats des températures en fonction de l'axe x et de l'axe y . Puisque la géométrie est en bidimensionnel, il est difficile de juger correctement l'évolution de la température dans le canal. Donc pour bien la visualiser, il suffit de moyenner les valeurs par rapport à l'axe x pour obtenir la courbe de distribution de température en fonction de l'axe y .

Pour moyenner les valeurs des températures dans un domaine 2D on le divise en plusieurs sections de dimensions égales. Tel que pour une section, on effectue une moyenne de toutes les valeurs des noeuds se trouvant dans le domaine. Cette moyenne se calcule en intégrant la surface de la section entre les bornes a et b . Un code Matlab a été élaboré à cet effet (voir le script dans l'annexe B)

$$\overline{f(x, y)} = \frac{1}{b-a} \int_a^b f(x, y) dx dy \quad (3.36)$$

Les courbes de températures sont fonction de l'axe y dans l'intervalle de la

longueur du combustible. La courbe de distributions de température du fluide de refroidissement est donnée sur la figure 3.6.

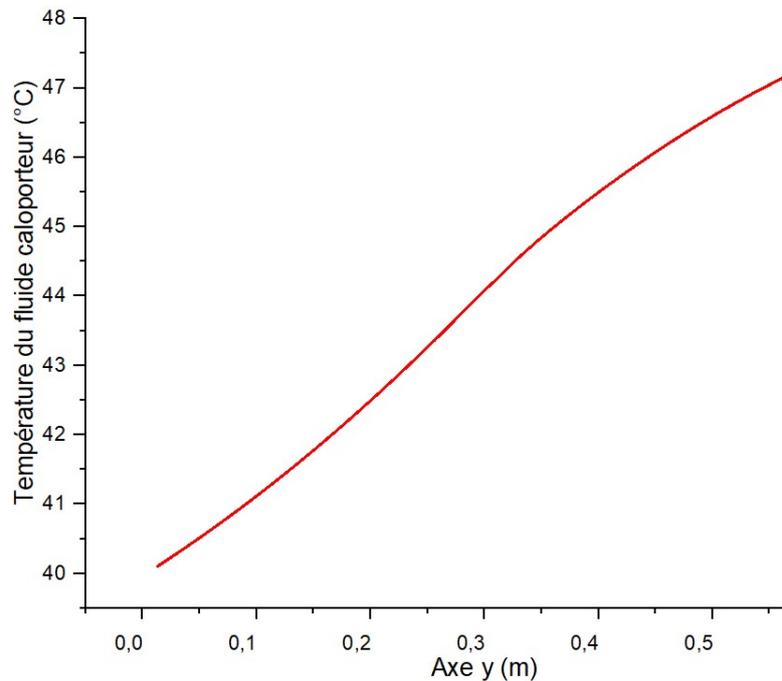


FIGURE 3.6 – Distribution de la température du fluide de refroidissement le long de l'axe y.

On remarque sur la figure (3.6) une augmentation de la température de 40,1 °C à l'entrée du canal jusqu'à 47 °C à sa sortie. Le profil est presque linéaire.

La courbe de distribution de températures de la gaine est donnée sur la figure 3.7

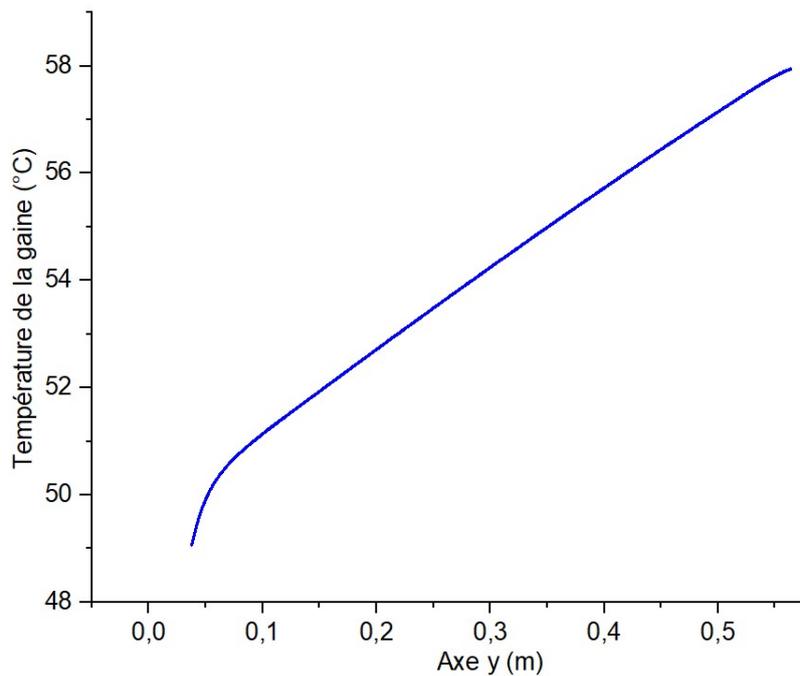


FIGURE 3.7 – Distribution de la température de la gaine le long de l'axe y.

On remarque sur la figure (3.7) une augmentation de la température linéaire. La température à l'entrée est égale à $40,19^{\circ}\text{C}$ et la température à la sortie est égale à $51,45^{\circ}\text{C}$.

La courbe de distribution de températures de la chair est donnée sur la figure (3.8).

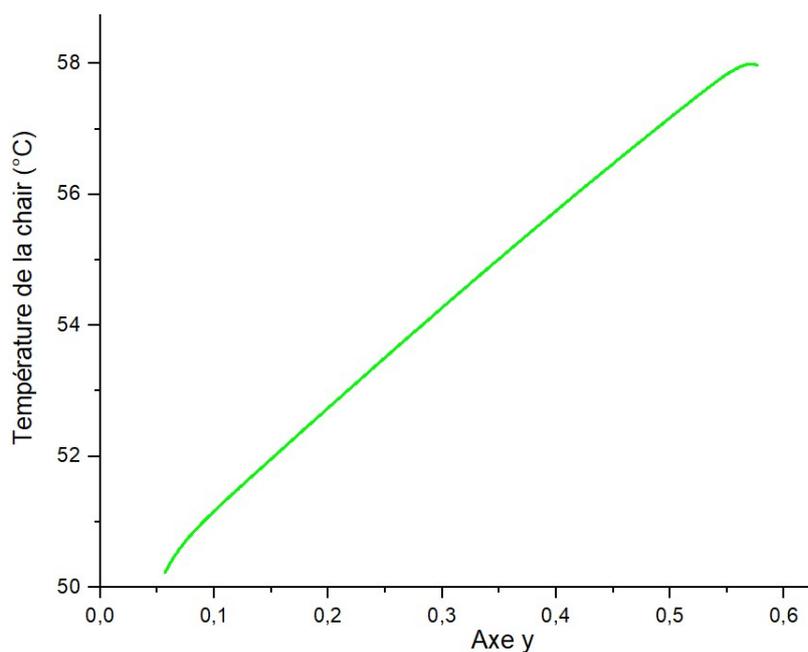


FIGURE 3.8 – Distribution de la température de la chair le long de l'axe y.

On évalue la température de la chair à partir de y égale à 0,05m où on trouve une température de 50,22 °C puis à y égale à 0,57 m la température augmente jusqu'à 57,9 °C.

3.10 Résultats obtenus pour l'écoulement transitoire

3.10.1 Évolution en fonction du temps

On prend une période de 4 secondes de simulation avec un pas de temps de 0,1 secondes. Ce qui importe le plus dans cette simulation c'est de connaître l'évolution de la température au niveau de la chair, de la gaine et du fluide. Puisqu'il s'agit d'un transitoire de 3 secondes, on tracera les profils de température à 1,2 et 3 secondes.

La figure (3.9) donne le profil de la température de la chair, de la gaine et du fluide à $t=1$ seconde pour un canal équivalent à la longueur de la chair.

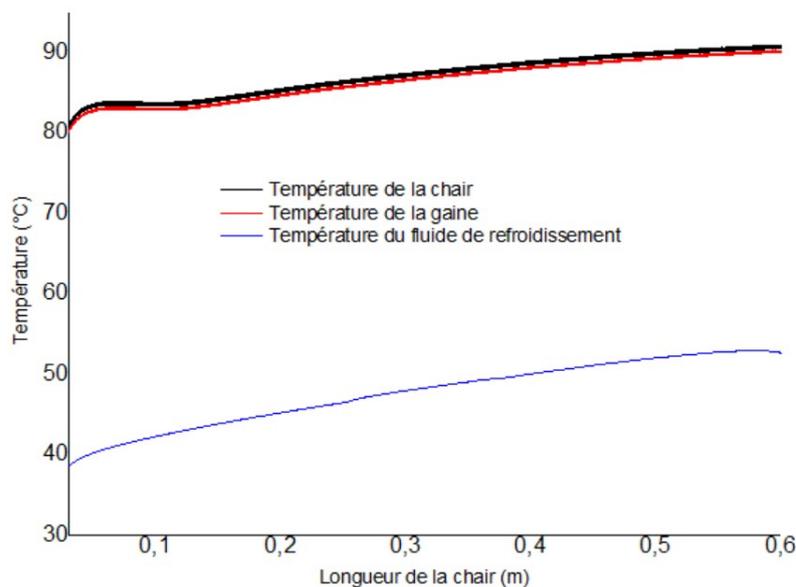


FIGURE 3.9 – Évolution de la température le long du canal à $t=1s$.

On remarque sur la figure (3.9) une augmentation pratiquement linéaire de la température de fluide, de la gaine et de la chair car la source de chaleur est une source électrique qui fournit une puissance thermique linéaire en fonction de la température. En effet à $y=0,013m$ la température du fluide est égale à 38,9 °C puis elle augmente jusqu'à la valeur de 54,26°C à $y=0,6m$. La température de la gaine augmente de 81,07°C jusqu'à 90,21°C et la

température de la chair augmente de $82,65^{\circ}\text{C}$ à $90,69^{\circ}\text{C}$. On remarque que la différence de température à l'entrée et la sortie est de $8,04^{\circ}\text{C}$ pour la chair et $9,14^{\circ}\text{C}$ pour la gaine alors qu'elle est de $15,36^{\circ}\text{C}$ pour le fluide.

La figure (3.10) donne le profil de la température de la chair, la gaine et le fluide à $t=2$ seconde.

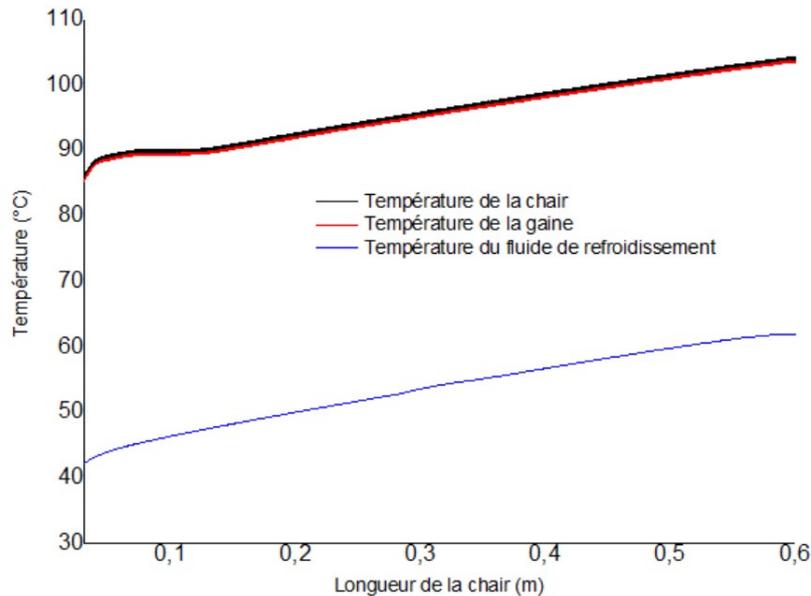


FIGURE 3.10 – Évolution de la température le long du canal à $t=2$ s.

De même pour $t=2$ s l'évolution est linéaire. Cependant la température devient plus élevée. A $y=0,013$ m la température de la chair est égale à $87,04^{\circ}\text{C}$, celle de la gaine est égale à $82,45^{\circ}\text{C}$ et celle du fluide $41,49^{\circ}\text{C}$. A $y=0,6$ m, la température de la chair passe à $104,34^{\circ}\text{C}$, celle de la gaine $103,86^{\circ}\text{C}$ et celle du fluide $61,92^{\circ}\text{C}$. On remarque que la différence de température à l'entrée et la sortie est de $17,3^{\circ}\text{C}$ pour la chair et $21,41^{\circ}\text{C}$ pour la gaine alors qu'elle est de $20,43^{\circ}\text{C}$ pour le fluide.

La figure (3.11) donne le profil de température de la chair, de la gaine et du fluide à $t=3$ seconde.

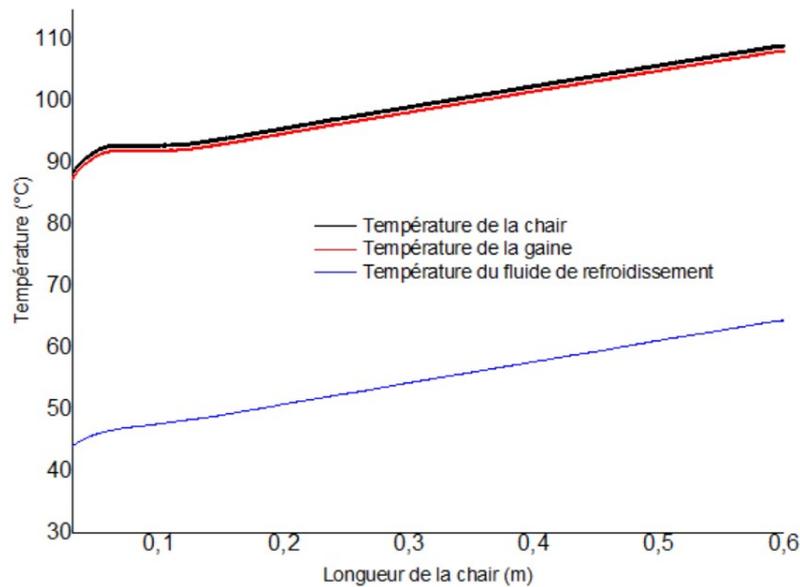


FIGURE 3.11 – Évolution de la température le long du canal à $t=3s$.

À $t=3s$. La température s'élève d'autant plus. À $y=0,013m$ la température de la chair est égale à $91,14^{\circ}C$, celle de la gaine est égale à $87,05^{\circ}C$ et celle du fluide elle est égale à $44,89^{\circ}C$. À $y=0,6 m$, la température de la chair est égale à $109,14^{\circ}C$, celle de la gaine est égale à $108,44^{\circ}C$ et celle du fluide elle est égale à $64,5^{\circ}C$. On remarque que la différence de température à l'entrée et la sortie est de $17,3^{\circ}C$ pour la chaire et $21,41^{\circ}C$ pour la gaine alors qu'elle est de $19,61^{\circ}C$ pour le fluide. On remarque que la différence de température à l'entrée et la sortie est de $18^{\circ}C$ pour la chaire et $21,39^{\circ}C$ pour la gaine alors qu'elle est de $19,61^{\circ}C$ pour le fluide.

3.10.2 Évolution temporelle de la température maximale

Après avoir tracé les courbes de température sur toute la longueur de la chair pour trois pas de temps différents, on trace pour une position déterminée de la longueur de la chair l'évolution de la température en fonction du temps. La figure (3.12) illustre le profil de température de la chair, la gaine et le fluide de refroidissement à la position $y= 0,6 m$ en fonction du temps.

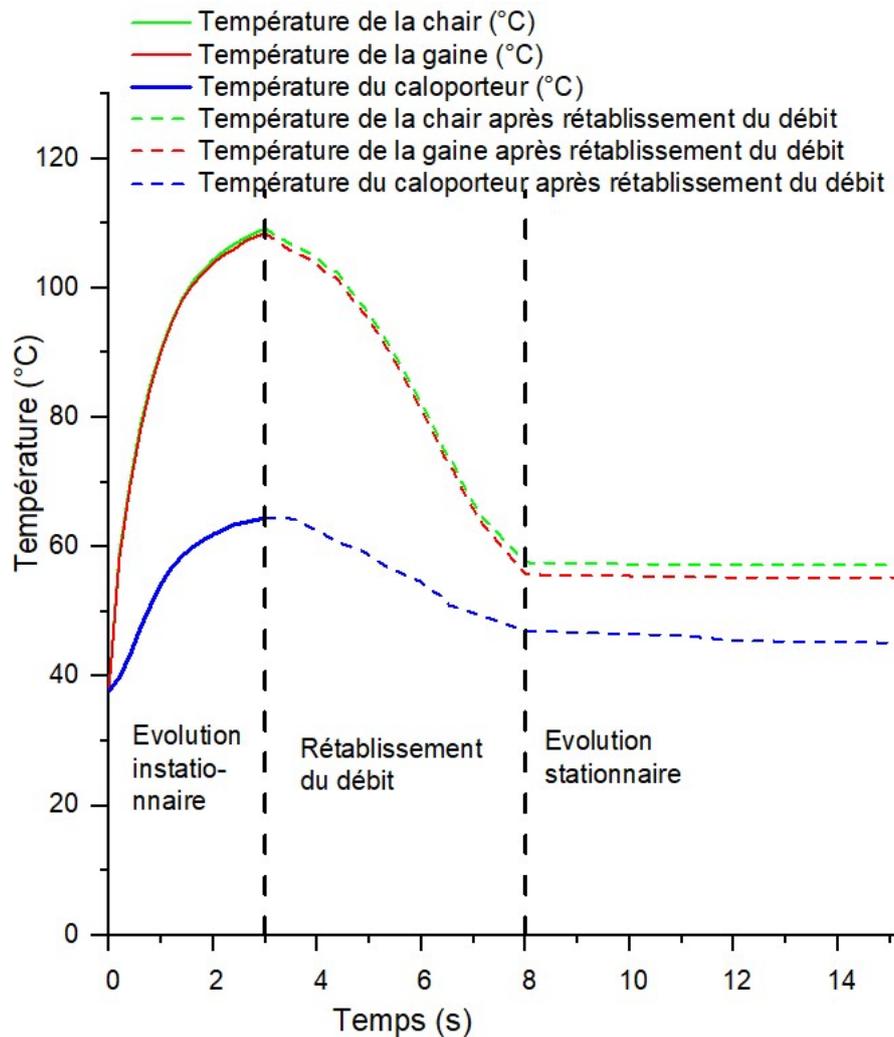


FIGURE 3.12 – Évolution de la température à $y=0,6$ m en fonction du temps.

On voit sur la figure (3.12) trois zones différentes. La première zone de zéro à 3s est la partie de la simulation de l'écoulement transitoire où la vitesse diminue de 20 % de sa valeur initiale qui est de $0,94$ m/s. La deuxième partie est la partie où il y a rétablissement du débit initial. Enfin, la troisième partie "Évolution stationnaire" où le débit redevient constant.

Pour la zone "Évolution instationnaire", la température enregistre une augmentation significative en trois secondes. Tel que, pour la chair la température s'élève de 38°C à $109,15^{\circ}\text{C}$. Pour la gaine, la température passe de 38°C à $108,43^{\circ}\text{C}$ et enfin la température du fluide de refroidissement augmente de 38°C à $64,5^{\circ}\text{C}$.

Après rétablissement du débit, L'évolution de la température attendue est représentée dans la zone "Rétablissement du débit" où les trois courbes

de température diminuent avec une tendance linéaire jusqu'à ce qu'elles atteignent une température qui correspond au régime stationnaire de l'écoulement.

3.11 Conclusion

Dans ce travail, on a étudié une simulation expérimentale en utilisant une expérimentation numérique. L'approche utilisée a permis de déterminer l'évolution de la température du fluide pour une période de 3 secondes. La température du fluide a atteint la valeur de 64.5°C. A 64.5°C il n'y a pas d'ONB (Onset Of Nucleate Boiling) initiation de l'ébullition nucléée. Ceci est suffisant pour l'étude de sûreté car la pompe qui assure la redondance de la pompe défaillante met environ 3 secondes pour démarrer (Soit automatiquement sans Scram soit avec Scram) donc la sûreté de l'installation est pleinement assurée. Comme l'expérimentation 2D a donnée de bons résultats avec le code COMSOL en 2D, on va essayer de les confirmer avec un autre code de calcul et en 3 dimensions de l'espace.

———— CHAPITRE 4 ————

ANALYSE THERMOHYDRAULIQUE, EN 3D
À L'ÉTAT STATIONNAIRE ET TRANSITOIRE,
D'UN CANAL DU COEUR D'UN RÉACTEUR
NUCLÉAIRE DE RECHERCHE

4.1 Introduction

Dans ce chapitre, on va se pencher sur la cas tridimensionnel de l'écoulement du fluide caloporteur dans un canal du réacteur nucléaire de recherche. La simulation se fera sous le code de calcul FLUENT. Les mises en équations qu'on établira concernent l'analyse thermohydraulique en mode stationnaire et en mode transitoire.

Le but principal recherché dans le présent travail est de suivre l'évolution de la température des composants du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche lors d'un fonctionnement normal ainsi qu'en situation accidentelle de perte de débit afin de vérifier sa sûreté nucléaire.

4.2 Présentation du Code FLUENT

Le code FLUENT est un code de calcul conçu pour la simulation des écoulements de fluide et du transfert de chaleur dans des géométries complexes, il présente une grande flexibilité des résultats et une adaptation avec n'importe quel type de maillage, il utilise des maillages non-structurés 2D (à maille triangulaire / quadrilatérale) ou 3D (à maille tétraédrique / hexaédrique / pyramide).

Ce produit inclut également un véritable environnement CAO et un mailleur paramétrique de dernière génération, permettant ainsi de mettre en place, rapidement les modèles numériques ou de s'intégrer aux outils de conception déjà existants comme SOLIDWORKS, CATIA, I-DEAS etc.

Ce code utilise l'approche des volumes finis pour discrétiser et résoudre les équations de la dynamique des fluides (équation de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie) et les équations de modélisation de la turbulence. Il est écrit en langage C, et emploie toute la flexibilité et la puissance qu'offre ce langage.

4.3 Mise en équation thermohydraulique du canal en 3D

Avant de poser les équations qui décrivent l'écoulement dans le canal il est fondamental d'introduire sa géométrie qui vient sous la forme de deux plaques de combustible parallèles comme cela a été mentionné dans les chapitres précédents. L'écoulement s'effectue verticalement de haut en bas suivant l'axe x comme cela est montré sur la figure (4.1) :

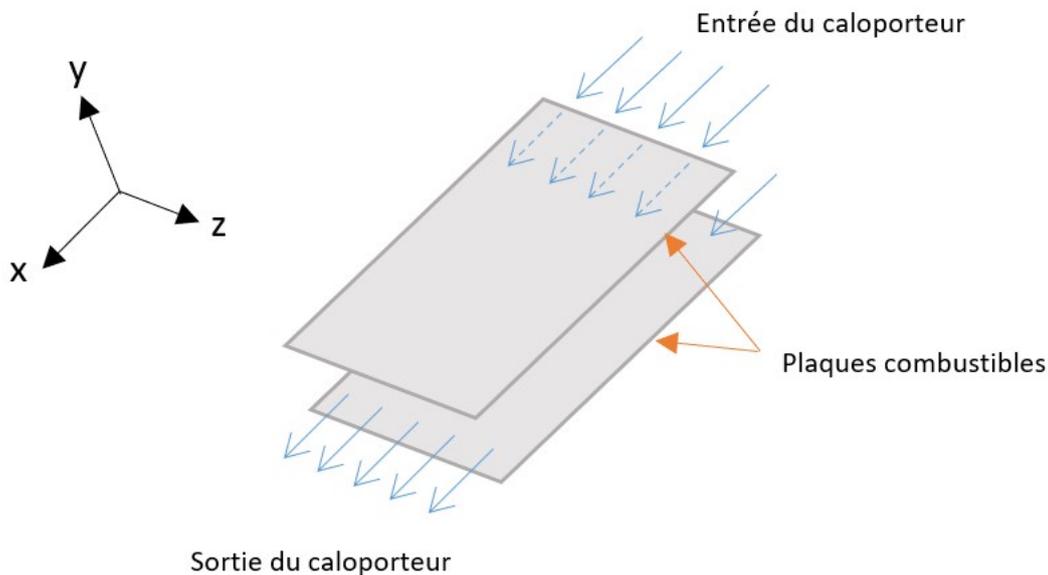


FIGURE 4.1 – schéma du canal thermohydraulique en 3D.

4.3.1 Les équation de conservation

Équation de conservation de la masse

En développant le terme de divergence en tridimensionnel dans l'équation (3.1) du chapitre précédent elle devient :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + v \frac{\partial \rho}{\partial y} + \omega \frac{\partial \rho}{\partial z} + \rho \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial \omega}{\partial z} \right) = 0 \quad (4.1)$$

On considère que l'écoulement est incompressible, $\rho = cste$

On trouve de ce fait :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial x} = \frac{\partial \rho}{\partial y} = \frac{\partial \rho}{\partial z} = 0 \quad (4.2)$$

Par conséquent l'équation de conservation de la masse s'écrit ainsi :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (4.3)$$

Équation de conservation de la quantité de mouvement

En développant le terme de divergence en tridimensionnel de l'équation (3.2) du chapitre précédent elle devient :

$$\frac{\partial \vec{U}}{\partial t} + u \frac{\partial \vec{U}}{\partial x} + v \frac{\partial \vec{U}}{\partial y} + w \frac{\partial \vec{U}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \text{grad}P + \nu \Delta \vec{U} + \rho \vec{g} \quad (4.4)$$

On procède à une projection de l'équation (4.4) dans le chapitre précédent sur les deux axe x, y et z :

L'écoulement se fait selon la direction x donc :

$$\rho g_y = \rho g_z = 0.$$

La projection selon x :

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho g_x \quad (4.5)$$

La projection selon y :

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + \rho g_y \quad (4.6)$$

La projection selon z :

$$\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho g_z \quad (4.7)$$

Où u est la vitesse du caloporteur selon x, v est sa vitesse selon y et w sa vitesse selon z.

En moyennant les équations de conservation de mouvement par rapport au temps on obtient l'équation précédemment cité (3.5) :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_l}{\partial x_l} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j})$$

Équation de conservation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie a été déjà mentionnée dans le chapitre précédent. On va réécrire l'équation (3.3) :

$$\frac{\partial \rho E}{\partial t} + \nabla \cdot [(\rho E + p)\vec{U}] = \nabla \cdot \left[(k \nabla T) - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau} \cdot \vec{U}) \right] + S$$

4.3.2 Le modèle de turbulence

Le modèle de turbulence choisit pour l'analyse thermohydraulique tridimensionnelle est le même que celui qu'on a choisit dans la simulation bidimensionnelle du chapitre précédent. Il s'agit du Modèle $K - \omega$ SST (Shear-Stress Transport) (Menter, 1994) car il correspond parfaitement à l'écoulement turbulent établi dans notre cas et réunit les meilleures propriétés de $K - \varepsilon$ (valeurs indépendantes en champ lointain) et $K - \omega$ de Wilcox (1993) (robustesse, comportement asymptotique correct près des murs).

4.4 Conditions aux limites

Le modèle des deux couches est utilisé pour le calcul numérique de l'écoulement turbulent dans la région située près de la paroi. Dans cette approche, l'ensemble du domaine est subdivisé en une région affectée par la viscosité et une région entièrement turbulente (Sidi Ali ; Gatignol, 2010).

La démarcation des deux régions est déterminée par un nombre de Reynolds turbulent, Re_y , basé sur la distance à la paroi dont l'expression est $Re_y = \rho y \sqrt{k} / \mu$ où y est la distance du point considéré par rapport à la paroi, tel que présenté par (Wilcox, 1993).

La première grille numérique près de la paroi est située suffisamment loin de celle-ci pour que le nombre de Reynolds turbulent soit supérieur à l'unité, ce qui signifie que les forces de turbulence sont plus importantes que les forces visqueuses. Les deux expressions de la vitesse adimensionnelle donnée dans l'équation (4.8), et utilisées dans ce travail, ont été introduites par Prandtl (1927, 1932) et sont des fonctions de la paroi :

$$\frac{U}{U^*} = \begin{cases} y^+ & y^+ \leq y_v^+ \\ \frac{1}{k_{vk}} \ln(Ey^+) & y^+ \geq y_v^+ \end{cases} \quad (4.8)$$

Où, la vitesse de friction locale U^* est calculée grâce à $U^* = C_\mu^{1/4} k^{1/2}$ et où $y^+ = \rho U^* y / \mu$ est la position sans dimension de y , et y_ν^+ est l'épaisseur sans dimension de la sous-couche visqueuse égale à 11,225. La constante E est égale à 9,793 et la constante de Von Karman k_{vk} est égale à 0,4187. Les flux de diffusion pour toutes les quantités dans la direction de la sortie sont égaux à zéro comme proposé par Chung (2002) :

$$\frac{\partial U_i}{\partial n} = 0 ; \frac{\partial k}{\partial n} = 0 \text{ et } \frac{\partial \varepsilon}{\partial n} = 0 \quad (4.9)$$

avec $(\partial/\partial n)$ la dérivée par rapport à la direction normale à la surface de sortie.

La vitesse près de la paroi est supposée nulle :

$$U_{pr} = 0 \quad (4.10)$$

À la paroi, le modèle des deux couches est utilisé pour le calcul numérique de l'écoulement turbulent dans les régions situées à proximité de la paroi on utilise l'expression de la vitesse donnée dans (4.8).

4.5 Maillage du domaine numérique à étudier

La géométrie tridimensionnelle a été modélisée par le logiciel Solid Works. Elle comporte la chair, la gaine et le caloporteur. Sa création a été réalisée de sorte à ce que les éléments du maillage soient de la forme d'un hexaèdre régulier. Pour se faire, la gaine a été découpée en 17 parallélépipèdes. Sur la figure (4.2), le découpage de la géométrie selon les trois plans XY, YZ, XZ sur Ansys.

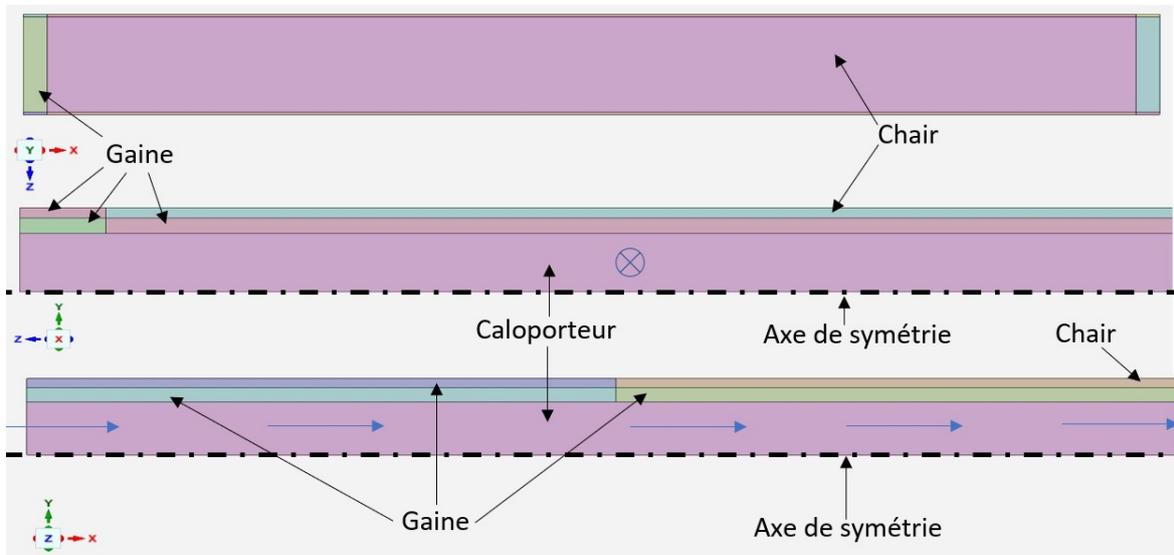


FIGURE 4.2 – Maillage du domaine numérique

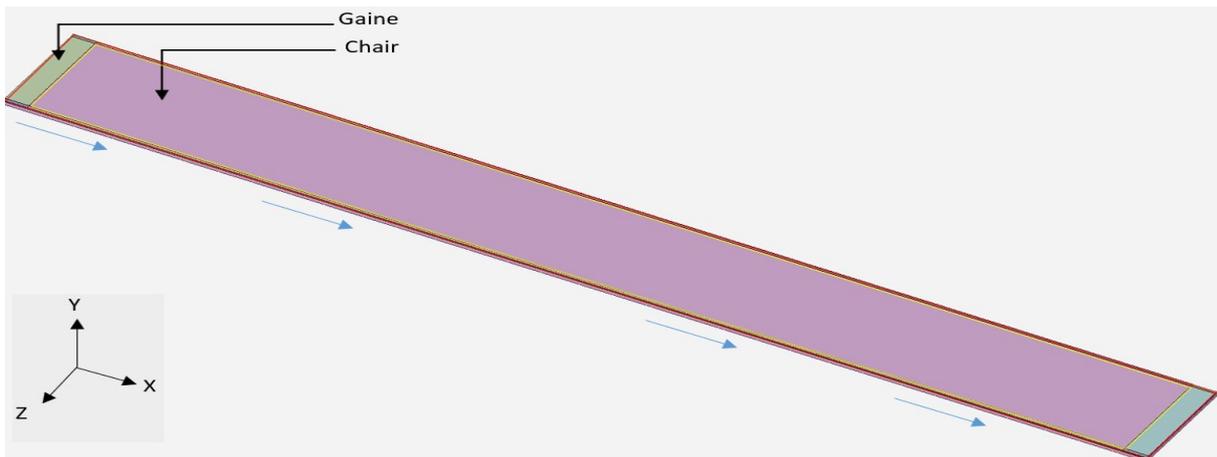


FIGURE 4.3 – Géométrie du canal 3D.

L'importance du choix du maillage n'est pas négligeable. En effet, il affecte grandement la cohérence des résultats obtenues par la suite. Dans ce travail, le maillage a été effectué via Ansys workbench. Grâce au découpage de la géométrie montrée sur la figure (4.2), on a pu élaborer un maillage conforme et uniforme. Lorsqu'il s'agit d'un solide comme pour le cas de la chair et de la gaine, le nombre des noeuds et la taille des éléments ne pose généralement pas de problème quant aux résultats de simulation. Néanmoins, le nombre choisi doit être suffisamment grand pour obtenir des résultats en tout point du solide.

Pour un fluide en écoulement turbulent, comme dans notre cas, on doit tenir compte de la couche limite en créant de petites subdivisions dans le maillage à son niveau car à un nombre de Reynolds élevé, la couche

limite est si mince qu'il est difficile d'utiliser suffisamment de points de grille pour la résoudre. Pour y parvenir, il suffit de calculer son épaisseur ainsi qu'un paramètre qu'on appelle fonction de paroi *YPlus* (Y^+). On prend *YPlus* (Y^+) égal à 20. Sur le tableau (4.1) les paramètres entrant dans le calcul de la couche limite sont présentés.

Tableau 4.1 – Paramètre pour le calcul de l'épaisseur de la couche limite

Paramètre	Valeurs
Vitesse d'écoulement	0,94 m/s
Masse volumique de l'eau	993 kg/m ³
Viscosité dynamique	6,78 . 10 ⁻⁴ kg/m.s
Diamètre hydraulique	0,0058 m
YPlus (Y^+)	20
Épaisseur de la première cellule près de la paroi	2,5 . 10 ⁻⁵ m

Puisque l'épaisseur de la cellule près de la paroi est égale à $2,5 \cdot 10^{-5} m$ et que le facteur d'augmentation est de 1,2. Les cellules loin de la paroi et celle de la gaine et de la chair sont de l'ordre de $4 \cdot 10^{-4} m$. Le nombre de mailles total est de 1273927 mailles. Sur la figure (4.4) est donnée le maillage de la géométrie selon les trois plans.

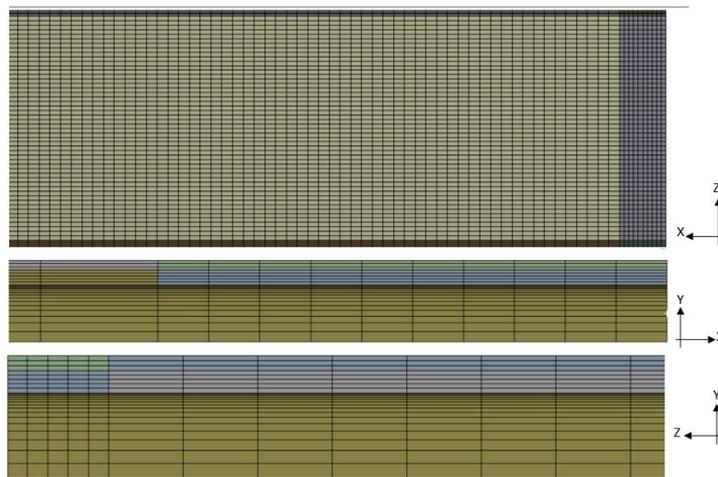


FIGURE 4.4 – Maillage du canal selon les trois plans de l'espace.

Pour savoir si notre maillage est correct, il faut que les résultats obtenus à savoir la température soient indépendants du nombre de mailles. On procède, par conséquent, à une évaluation de l'influence de la résolution du maillage sur la température au centre de la gaine. A cet effet, plusieurs simulations ont été réalisées pour l'étude de ce paramètre avec différentes résolutions de maillage. Sur la figure (4.5) est présenté la courbe donnant la température trouvée au centre de la gaine en fonction du nombre de noeuds.

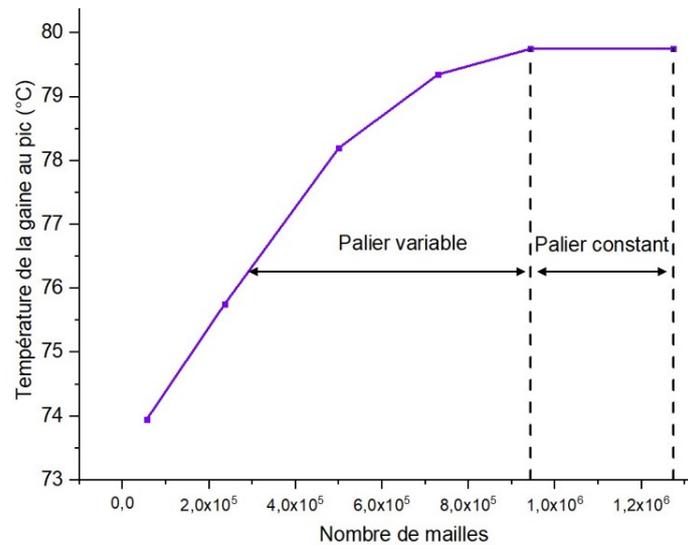


FIGURE 4.5 – Température en fonction du nombre de mailles.

On remarque sur le graphe de la figure (4.5) que pour un même point on obtient différentes valeurs de température quand le nombre de mailles est inférieur à 943121 mailles. On en déduit donc que le résultat dépend du nombre de mailles.

Lorsqu'on dépasse 943121 mailles, le graphe se stabilise et la température obtenue au même point devient constante et égale à 79,75 °C quelque soit le maillage. On en conclut que le maillage choisi de 1273927 mailles convient à notre géométrie. La sensibilité au maillage est ainsi vérifiée.

4.6 Méthode des volumes finis

La résolution se fait avec la méthode des volumes finis qui est une méthode de calcul numérique utilisée pour résoudre les équations aux dérivées partielles qu'elles soient de forme elliptiques, paraboliques ou bien hyperboliques. Cette méthode est adaptée aux équations de la conservation dans leur forme intégrale et concerne un large domaine d'application comme par exemple la mécanique des fluides, transfert de masse et transfert de chaleur. Ce qui la caractérise des autres méthodes de résolution c'est sa capacité à conserver localement une quantité d'une cellule à une autre. Cette caractéristique est due au fait qu'elle soit basée sur une approche de balance. Ainsi une balance locale, aussi appelé volume de contrôle, est présente dans chaque cellule de discrétisation ce qui permet la modélisation des problèmes où le flux est très important.

La résolution des équations de l'écoulement est faite par la méthode des volumes finis. La discrétisation des équations est classique et peut être illustrée par l'équation de conservation à l'équilibre pour le transport d'une quantité scalaire ϕ . Cette équation, sous forme intégrale pour un volume de contrôle arbitraire V , est donnée par l'équation (4.11)

$$\oint \rho \phi \vec{U} \cdot d\vec{A} = \oint \Gamma_{\phi} \nabla_{\phi} \cdot d\vec{A} + \int_v S_{\phi} dV \quad (4.11)$$

Où, \vec{A} est le vecteur de surface, Γ_{ϕ} le coefficient de diffusion, ∇_{ϕ} est le gradient de ϕ et S_{ϕ} la source par unité de volume.

L'équation (4.11) est appliquée à chaque volume de contrôle, ou cellule dans le domaine de calcul et est discrétisée. On donne l'équation (4.12) :

$$\sum_f^{N_{faces}} \rho_f \phi_f \vec{U}_f \cdot \vec{A}_f = \sum_f^{N_{faces}} \Gamma_{\phi_f} \nabla_{\phi_f} \cdot \vec{A}_f + S_{\phi} V \quad (4.12)$$

Où, $N_{[faces]}$ est le nombre de faces entourant la cellule, ϕ_f la valeur de ϕ convexe à travers la surface f , $\rho_f \phi_f \vec{U}_f \cdot \vec{A}_f$ le flux de ϕ à travers la face f , \vec{A}_f le vecteur de la surface de la face f , ∇_{ϕ_f} le gradient de ϕ à la face f et V le volume de la cellule. L'équation (4.12) conduit à une équation discrétisée de la forme (Sidi Ali ; Gatignol, 2010) :

$$a_p \phi_p = \sum_f a_f \phi_f + S \quad (4.13)$$

La figure (4.6) montre une cellule discrétisée par la méthode des volumes finis :

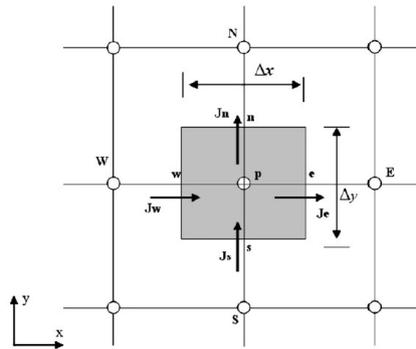


FIGURE 4.6 – Cellule discrétisée à deux dimensions.

4.7 Analyse thermohydraulique à l'état stationnaire

Dans cette analyse thermohydraulique, on effectue plusieurs simulations stationnaires. La première reprend le fonctionnement normal d'un réacteur

nucléaire de recherche de 2MW. Puis on passe à des débits réduits de 5%, 10%, 15% et 20% toujours à l'état stationnaire. Les conditions aux limites du domaine concernent la vitesse et la température à l'entrée du canal, la pression à sa sortie et la condition limite aux parois de contact entre le fluide caloporteur et la gaine.

a) A l'entrée du canal

La vitesse du caloporteur à l'entrée est constante et est égale à 0,94 *m/s* en fonctionnement normal. Elle est égale à 0,893 *m/s* lorsque le débit est réduit à 5%, à 0,846 *m/s* lorsqu'il est réduit de 10 %, à 0,799 *m/s* lorsqu'il est réduit à 15 % puis à 0,752 *m/s* lorsque le débit est réduit à 20 %.

Pour ce qui est de la température du fluide caloporteur, sa valeur est de 38°C à l'entrée du canal.

b) A la sortie du canal

La pression de sortie est égale à zéro et diffère de la pression à l'entrée afin qu'un écoulement puisse s'établir.

c) Condition aux paroi

La vitesse du fluide caloporteur aux parois est nulle.

d) Source de chaleur

Puisqu'il y a transfert de chaleur entre les différents composants du canal (chair, gaine et caloporteur), on désigne la chair comme étant la source de chaleur et on impose un flux sinusoïdale dont l'équation (2.1) est donnée :

$$q'(z) = q'_c \cos \frac{\pi x}{L_e}$$

Cette équation est introduite à l'aide d'une fonction UDF (User Define Function) dont le script est présenté sur la figure (4.7).

```
1 #include "udf.h"
2
3 DEFINE_PROFILE(wall_profile, wall, q)
4 {
5     face_t f;
6     real x[ND_ND];
7     real heat_flux1;
8
9
10    begin_f_loop(f, wall)
11    {
12        F_CENTROID(x, f, wall);
13
14        heat_flux1=778710000*cos((3.1400/0.7550)*x[0]);
15
16        F_PROFILE(f, wall, q)= heat_flux1;
17    }
18    end_f_loop(f, wall)
19 }
20
21
```

FIGURE 4.7 – Fonction UDF du flux de chaleur.

4.8 Résultats et interprétations de la simulation stationnaire

Les profils des températures obtenus sont données dans ci-après.

4.8.1 Pour une vitesse constante

Les résultats obtenus pour une vitesse de $0,94 \text{ m/s}$ sont traduits sous forme de graphes et de contours. La variable dont on désire connaître l'évolution est la température. Donc pour mieux interpréter les résultats, on établit un code Matlab qui sert à moyennner les températures à chaque pas de x et par conséquent avoir un seul profil de température le long du canal. Pour le fluide caloporteur, on prend les données au niveau du plan de symétrie et pour la gaine, on prend la surface qui est en contact avec le fluide caloporteur.

Sur la figure (4.8), (1) et (2) représentent respectivement la distribution de la température de la gaine et du fluide caloporteur dans le plan xz .

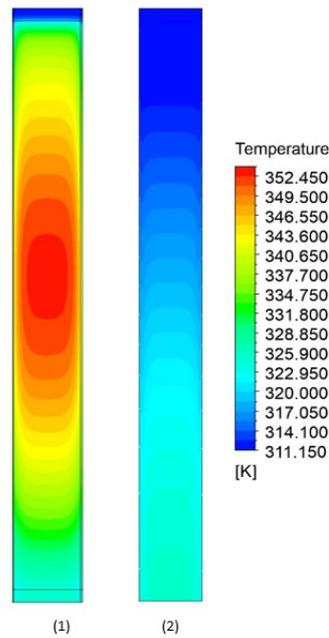


FIGURE 4.8 – Contour de la température du caloporteur et de la gaine sur le plan xz en stationnaire

Sur la figure (4.9), le profil de température de la gaine et du caloporteur en fonction de la longueur adimensionnelle du canal.

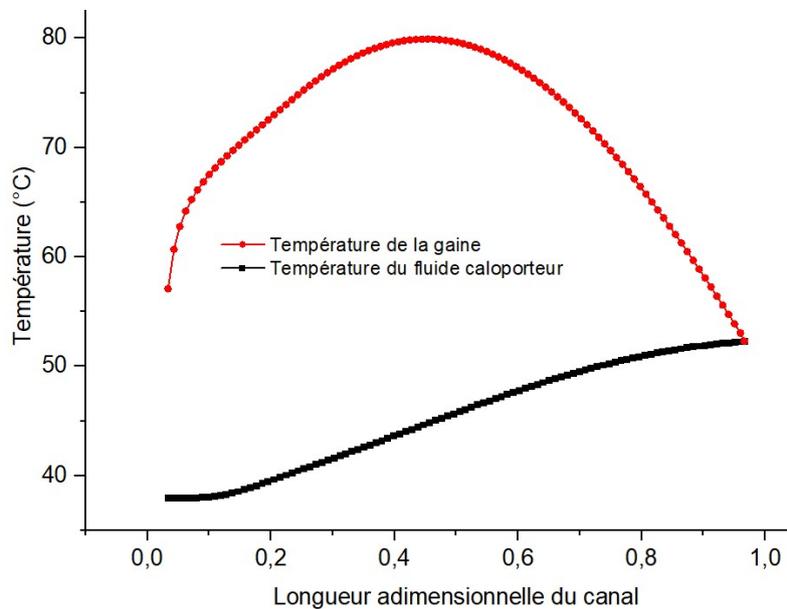


FIGURE 4.9 – Profils des températures en fonction de la longueur adimensionnelle.

Les courbes de la figure (4.9), donne la distribution de la température du caloporteur et de la gaine du début de la chair à 0,0209 jusqu'à la fin de la chair à 0,97.

La température du caloporteur à 0,0209 est égale à 38°C et augmente jusqu'à 52,30 °C à 0,97. On peut voir sur la figure (4.8) (2) la distribution de la température du caloporteur dans le plan xz.

La température de la gaine est de 57,08 °C à 0,0209 et augmente jusqu'à un pic de 79,9 °C à 0,45 puis diminue et devient égale à la température du caloporteur de 52,30 °C à 0,97.

4.8.2 Analyse d'un LOFA constant en mode stationnaire pour plusieurs pertes de débits

La diminution du débit de façon progressive de 5% à 20 % en stationnaire est étudié. On a calculé en stationnaire pour chaque débit les différentes évolution de température qui nous intéressent.

La figure (4.10) représente les Contours des températures du caloporteur et de la gaine sur le plan pour une diminution de débit de 5%, 10 %, 15% et 20%.

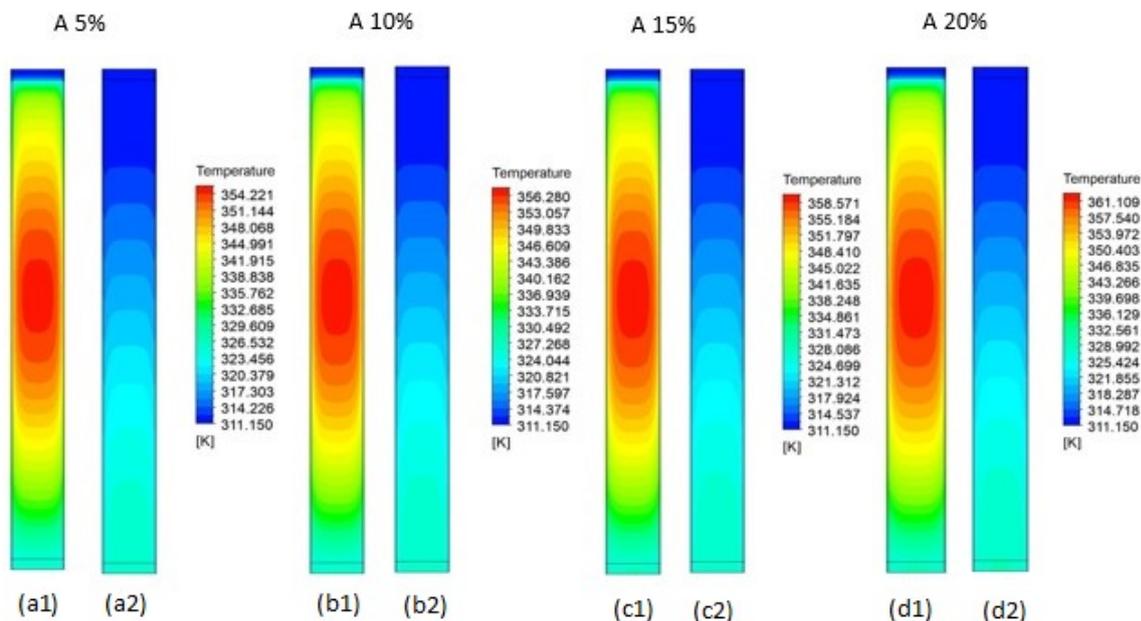


FIGURE 4.10 – Contour des températures de la gaine et du caloporteur sur le plan xz pour 5%, 10 %, 15% et 20%.

- (a1) : Contour de température de la gaine à 5 % de réduction de débit
- (a2) : Contour de température du caloporteur à 5 % de réduction de débit
- (b1) : Contour de température de la gaine à 10 % de réduction de débit

(b2) : Contour de température du caloporteur à 10 % de réduction de débit
(c1) : Contour de température de la gaine à 15 % de réduction de débit
(c2) : Contour de température du caloporteur à 15 % de réduction de débit
(d1) : Contour de température de la gaine à 20 % de réduction de débit
(d2) : Contour de température du caloporteur à 20 % de réduction de débit
Les températures en fonction de la longueur adimensionnelle du canal sont présentées sur la figure (4.11).

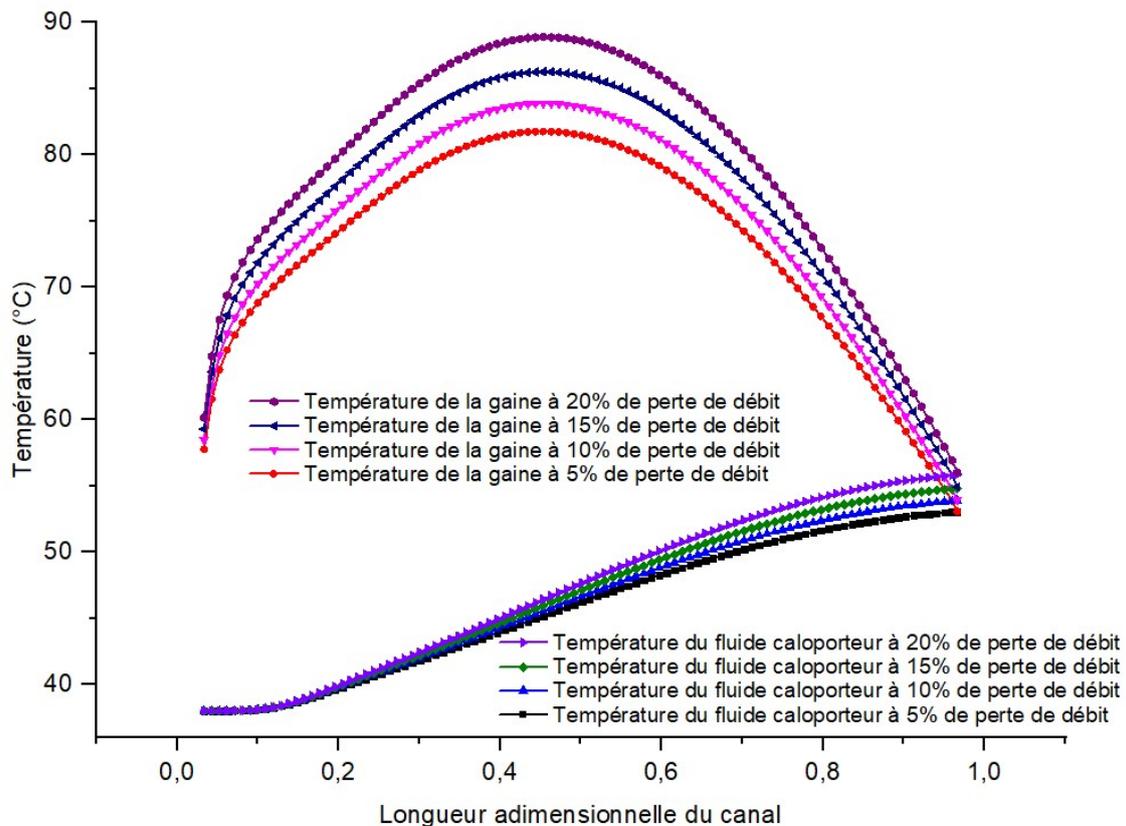


FIGURE 4.11 – Profil de la température pour plusieurs débits en fonction de la longueur adimensionnelle.

La figure (4.11) englobe les profils des températures du caloporteur et de la gaine de 5% , 10% , 15% et 20 % de perte de débit pour la partie en contact direct entre la chair, la gaine et le caloporteur. En d'autre termes, pour une longueur adimensionnelle du canal allant de 0,0209 à 0,97.

Pour le caloporteur à 0,0209, la température à l'entrée vaut 38°C puis elle augmente et diffère à 0,97 de la longueur adimensionnelle du canal. En effet, la température du caloporteur à 5 % de perte de débit est égale à 53,05 °C. Celle avec une perte de 10 % est égale à 53,87 °C. Celle avec une perte de 15 % est égale à 54,79°C et celle avec une perte de 20% égale à 55,83°C. On

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

remarque une augmentation progressive de la température à chaque fois que le débit diminue et cela est d'autant plus remarquable à la sortie du fluide caloporteur.

La gaine à 0,0209 a une température de 57,76°C lorsque la perte de débit est de 5 %. Elle est de 58,48°C à 10 % de perte de débit, 59,28°C à 15 % de perte de débit et 60,15°C à 20 % de perte de débit.

La gaine atteint une température maximale à une distance adimensionnelle de 0,45 quelque soit le débit. Lorsque la perte de débit est de 5 % elle est égale à de 81,75°C . Elle atteint les 83,88°C lorsque la perte de débit est de 10 %. Puis à 15 % de perte la température maximale de la gaine devient égale à 86,25°C et à 20 % de perte elle devient égale à 88,89 °C.

A une distance adimensionnelle de 0,97 la température de la gaine devient égale à la température du caloporteur dont les valeurs ont été données précédemment.

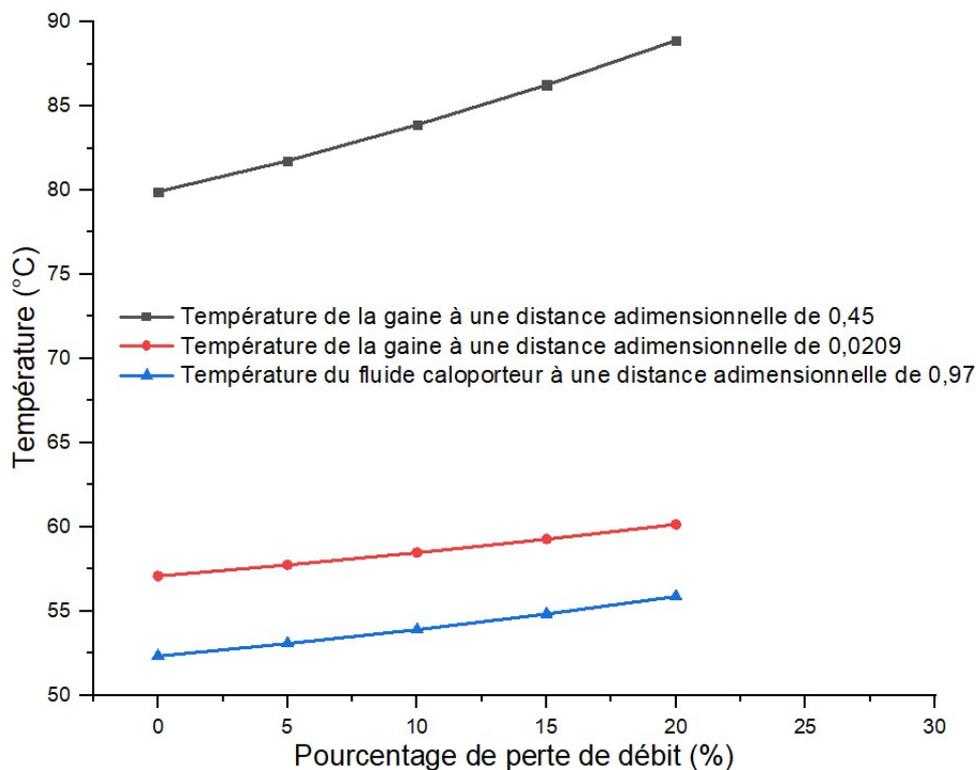


FIGURE 4.12 – Évolution au point le plus chaud de la gaine de la température en fonction du pourcentage de perte de débit.

La figure (4.12) donne un aperçu de l'augmentation de la température lorsqu'on diminue le débit de 20 %. Tel que pour la gaine au pic de température c'est à dire à une distance adimensionnelle de 0,45 la température évolue linéairement avec une pente de 0,45 et va de 79,91°C à 88,89°C. La température de la gaine à une distance adimensionnelle de 0,0209 va de 57,08°C à 60,15 % de façon linéaire avec une pente de 0,15. Pour le caloporteur à une distance adimensionnelle de 0,97 l'augmentation est aussi à tendance linéaire avec une pente de 0,18 et va de 52,33°C à 55,87°C.

Ce qu'on peut en déduire c'est que l'augmentation de température la plus rapide est celle de la gaine puisqu'elle se trouve en contact direct avec la source puis vient celle du fluide caloporteur étant donné qu'il est en mouvement et qu'il absorbe la chaleur transmise par la gaine.

La simulation d'un LOFA stationnaire a donné des résultats où on voit une augmentation de température à chaque fois que le débit du caloporteur est réduit ce qui semble corrects. Cependant le but de la simulation d'un accident LOFA est de voir à quel moment la diminution du débit va affecter la sûreté nucléaire du coeur du réacteur pour pouvoir dimensionner un système de protection adapté. Une simulation transitoire est donc plus appropriée puisque le temps n'est pas négligé.

4.9 Analyse thermohydraulique à l'état transitoire

Dans cette analyse thermohydraulique, on établit la simulation transitoire de l'écoulement dans le cas d'un fonctionnement accidentel dans un réacteur nucléaire de recherche de 2MW. Dans cette dernière on va poser les mêmes conditions aux limites de l'état stationnaire et on diminue le débit du caloporteur en diminuant sa vitesse, la section de passage du fluide caloporteur étant constante.

La vitesse est d'abord égale à 0,94 m/s pour un intervalle de temps de trois secondes puis diminue de 20 % pendant les deux prochaines secondes puis le calcul transitoire débute. Cette variation est implémentée à l'aide d'une fonction UDF qu'on donne sur la figure (4.13).

```
DEFINE_PROFILE(velocity_magnitude, t, i)
{
    real velocity;
    real the_current_time;
    face_t f;

    the_current_time=CURRENT_TIME;

    if((the_current_time>=0) && (the_current_time<3))
    {
        velocity=0.94;
    }
    if((the_current_time>=3) &&
        (the_current_time<5))
    {
        velocity=0.752;
    }

    begin_f_loop(f,t)
    {
        F_PROFILE(f,t,i)=velocity;
    }
    end_f_loop(f,t)
}
```

FIGURE 4.13 – Fonction UDF de la variation de vitesse.

On essayera dans cette simulation d'évaluer à quel moment l'ébullition du caloporteur commence et donc le temps nécessaire pour mettre en marche la pompe redondante.

4.10 Résultats et interprétations de la simulation transitoire

Pour la simulation transitoire l'évolution des températures en fonction du temps est données sur les figures suivantes. Tel que le transitoire commence à partir de 6 secondes.

La figure (4.14) représente les Contours des températures du caloporteur sur le plan à chaque pas de temps de 6s à 10s.

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

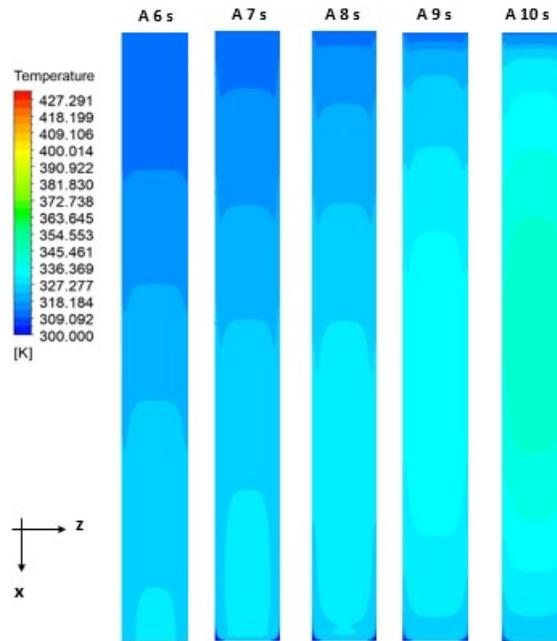


FIGURE 4.14 – Contour des températures du caloporteur sur le plan xz à chaque pas de temps de 6s à 10s.

La figure (4.15) donne la distribution de la température du caloporteur le long du canal à différents pas de temps :

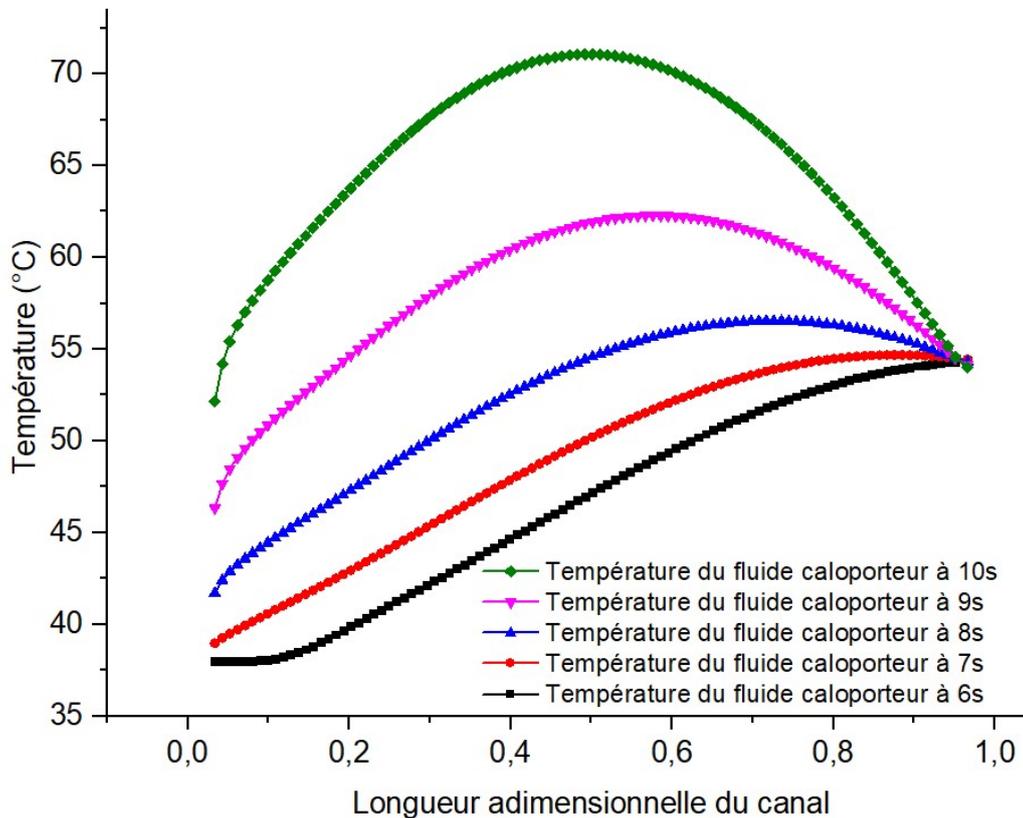


FIGURE 4.15 – Profil de la température en fonction du temps.

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

On remarque sur la figure (4.15) qu'en chaque point du canal la température du caloporteur augmente en fonction du temps. A 0,0209 de distance adimensionnelle la température à 6s est égale à 38°C, à 7s elle est égale à 38,98°C, à 8s elle est égale à 41,71°C, à 9s elle est égale à 46,34°C et à 10s elle est égale à 52,16°C.

Concernant le pic de température, il est atteint pour chaque pas de temps en différents points. A 6s la température maximale est de 54,35°C à une distance adimensionnelle de 0,97. A 7s la température maximale est de 54,68°C à une distance adimensionnelle de 0,87. A 8s la température maximale est de 56,54°C à une distance adimensionnelle de 0,73. A 9s la température maximale est de 62,28°C à une distance adimensionnelle de 0,58 et enfin à 10s la température maximale est de 71,05°C à une distance adimensionnelle de 0,5.

A 0,97 de distance adimensionnelle toutes les courbes de température s'approche en diminuant vers une valeur de 54°C.

On observe un changement de la forme de la courbe de distribution de la température du caloporteur de 0,0209 à 0,97 de la distance adimensionnelle en fonction du temps. Tel que plus le temps augmente de 6 à 10 secondes plus la courbe épouse la forme d'une cloche.

La figure (4.16) représente les Contours des températures du caloporteur sur le plan à chaque pas de temps de 6s à 10s.

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

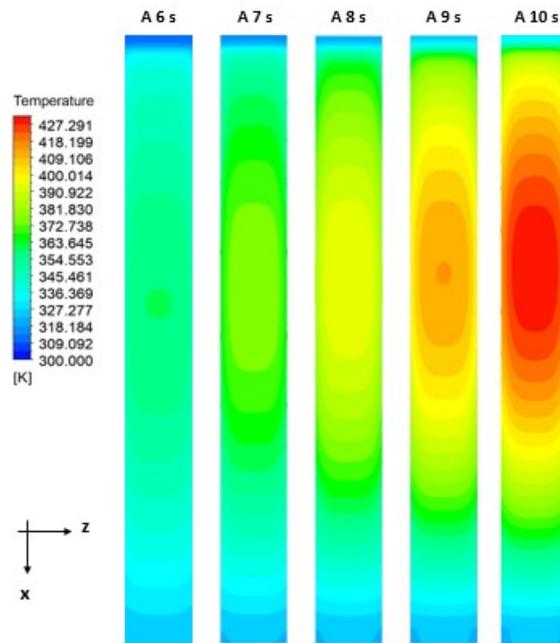


FIGURE 4.16 – Contour des températures de la gaine sur le plan xz à chaque pas de temps de 6s à 10s.

La figure (4.17) donne la distribution de la température de la gaine en fonction de la longueur adimensionnelle du canal.

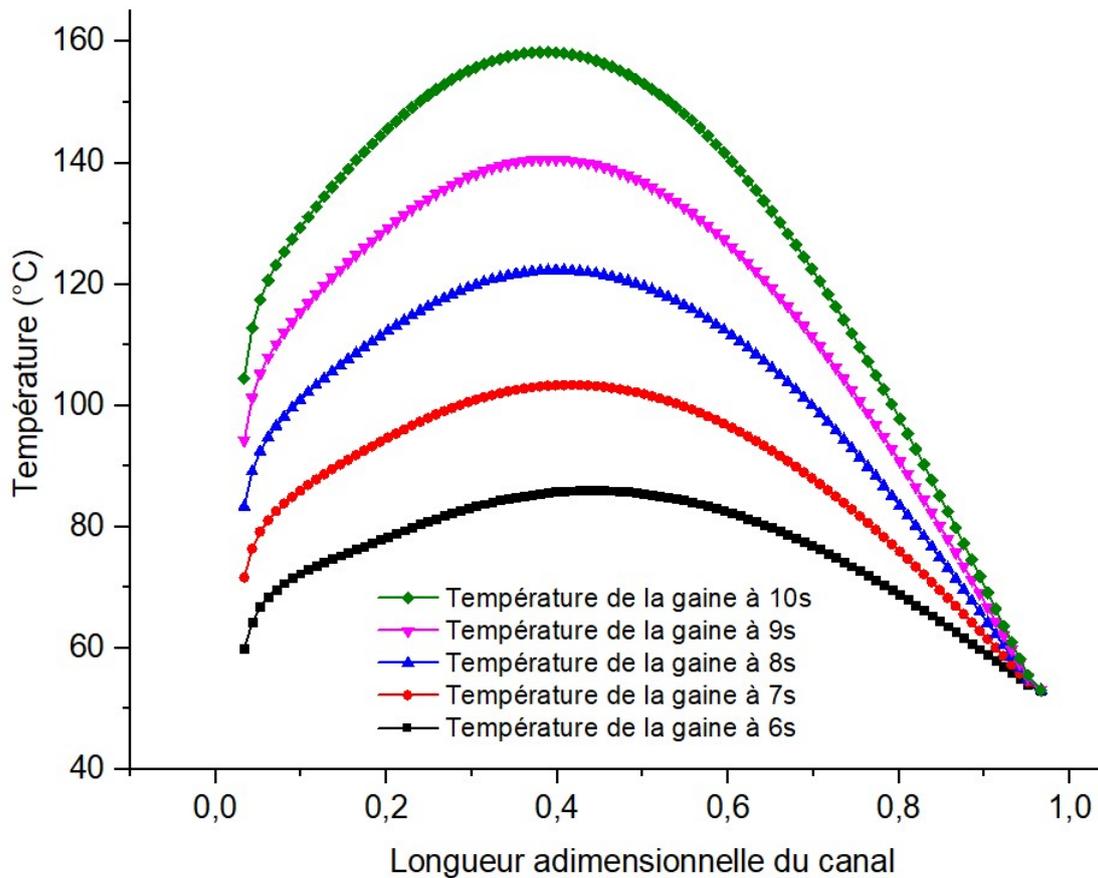


FIGURE 4.17 – Profil de température en fonction du temps.

On remarque sur la figure (4.17) que plus on augmente le temps, plus la température de la gaine augmente. A une distance adimensionnelle de 0,0209, pour un temps de 6s la température de la gaine est égale à 59,86°C. Pour un temps de 7s, elle est égale à 71,62°C. Pour un temps de 8s, elle est égale à 83,34°C. Pour un temps de 9s, elle est égale à 94,23°C et puis pour un temps de 10s elle est égale à 104,46°C.

Le pic de température à 6s est égal à 86,028°C à une distance adimensionnelle de 0,43. A 7s il est égal à 103,38°C à une distance adimensionnelle de 0,41. A 8s il est égal à 122,32°C à une distance adimensionnelle de 0,39. A 9s il est égale à 140,62°C à une distance adimensionnelle de 0,389. 10s il est égal à 158,27°C à une distance adimensionnelle de 0,379. Les courbe de température se rejoignent à une distance adimensionnelle de 0,97 avec une valeur qui s'approche de 53°C. On peut observer que plus le temps avance plus la pente de la courbe parabolique augmente. Cela est du au fait que le flux de chaleur généré est sinusoïdale.

La figure (4.18) représente l'évolution de la température en fonction du temps

de 6s à 10s.

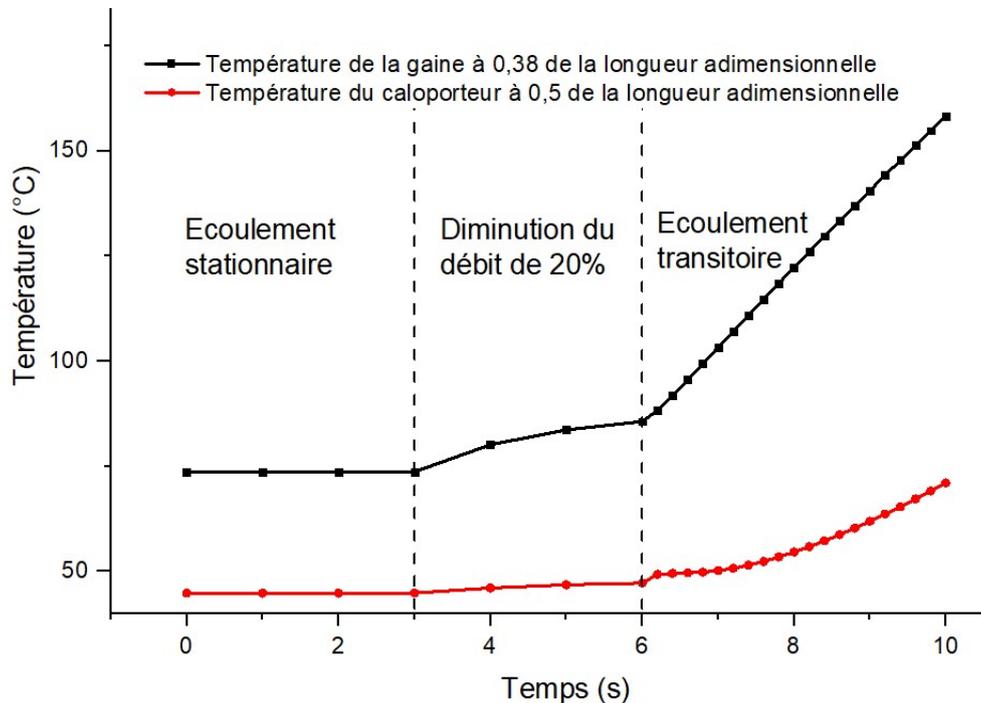


FIGURE 4.18 – Profil de température en fonction du temps.

Les températures ont été prise à un point donné de la longueur adimensionnelle du canal pour évaluer le taux d'augmentation de la température en fonction du temps. On choisit de prendre le point où le pic est atteint à 10s c'est à dire à une distance adimensionnelle de 0,5 pour le caloporteur et à une distance adimensionnelle de 0,38 pour la gaine.

On remarque d'abord qu'en stationnaire de 0 à 3s la température ne varie pas elle est égale à 48°C pour le caloporteur et 75°C pour la gaine. Après avoir diminuer le débit de 20 % de 3 à 6s il y a une légère augmentation de température car il y a eu une transition d'un état stationnaire à une autre état stationnaire. C'est à partir de la 6 ème seconde que le transitoire se lance. On observe alors que l'augmentation de la température de la gaine est plus rapide que celle du fluide avec une tendance linéaire. Donc en 4 secondes de transitoire le caloporteur enregistre une différence de 23,84°C de 47,21°C à 71,05°C alors que la gaine augmente de 72,6°C de 85,65°C à 158,26°C.

On remarque que le caloporteur n'atteint pas la barre des 100°C après quatre secondes de transitoire. Suite à ça, on a décidé de lancer une deuxième simulation avec un temps de calcul plus long.

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

La figure (4.19) donne les contours des températures du caloporteur lors du transitoire de la deuxième simulation de 6s à 15s.

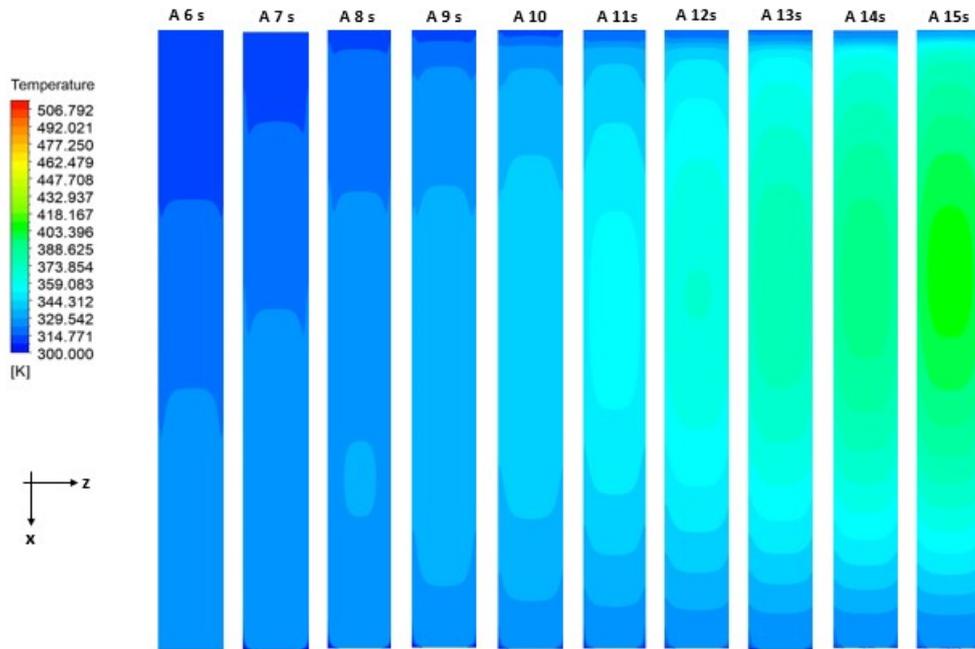


FIGURE 4.19 – Contour des températures du caloporteur sur le plan xz à chaque pas de temps 6s à 15s.

La figure (4.19) montre les contours des températures de la gaine lors du transitoire de la deuxième simulation de 6s à 15s.

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

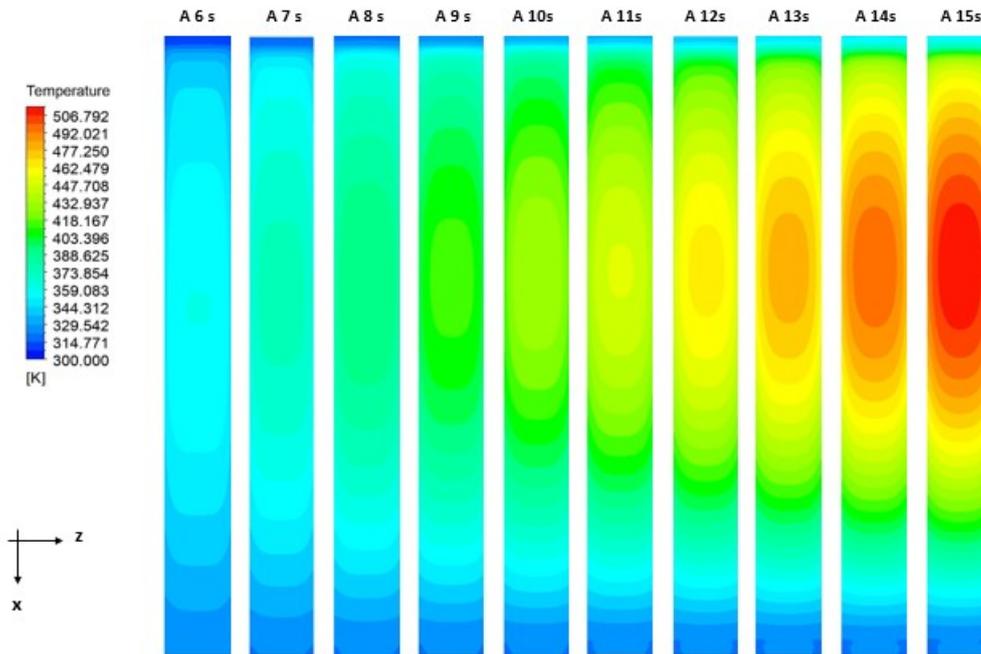


FIGURE 4.20 – Contour des températures de la gaine sur le plan xz de contact avec le caloporteur à chaque pas de temps 6s à 15s.

La figure (4.21) donne l'évolution de la température en fonction du temps avant et après le lancement du transitoire qui commence à la 6ème secondes.

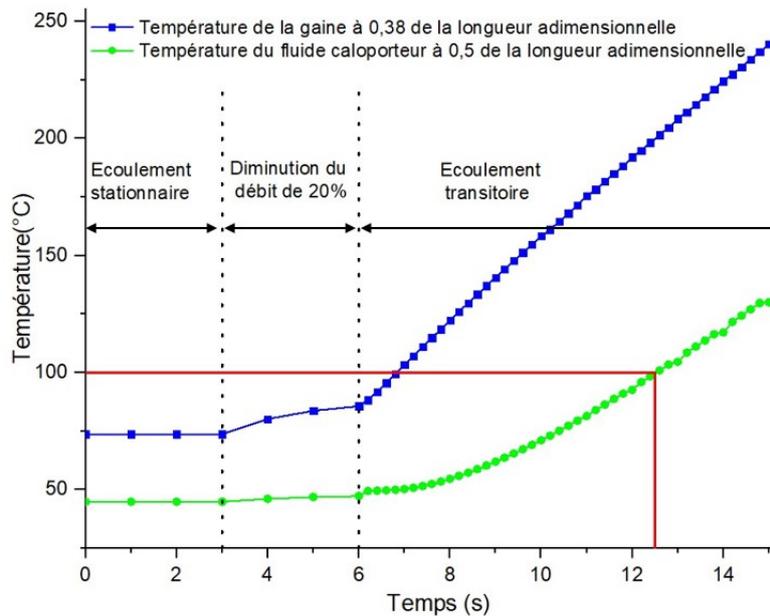


FIGURE 4.21 – Profil de température en fonction du temps

De 0 à 3 secondes la simulation est à l'état stationnaire et la température de la gaine à une distance de 0,38 et du caloporteur à une distance adimensionnelle de 0,5 sont constantes tel que le caloporteur a une température de 48°C et

la gaine a une valeur de 75°C.

De 3 à 6 secondes, on fixe la vitesse à -20% de la vitesse initiale. Dans ce cas là, on enregistre une légère augmentation.

Le lancement du transitoire se fait alors à partir de 6 secondes. On remarque pour cela une augmentation linéaire très rapide de la température de la gaine et du caloporteur. A 15 secondes de la simulation, la température de la gaine est égale à 240,30 °C et celle du caloporteur est égale à 130 °C.

Les résultats de la deuxième simulations ont permis d'observer qu'à 12,5 secondes les 100°C sont dépassés pour le caloporteur. Le phénomène d'ONB ne se manifeste donc qu'à 12,5 secondes. L'apparition des bulles d'air peut détériorer le transfert de chaleur entre la gaine et le fluide et peut ainsi accélérer la fusion de cette gaine. Il est donc impératif qu'une pompe redondante comblant le débit manquant puisse être démarré dans les 10 premières secondes du début de l'accident.

4.11 Conclusion

Dans ce travail, on a étudié des simulations stationnaires et transitoires tridimensionnelle de l'écoulement à travers un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche. En stationnaire, on a reproduit l'écoulement du caloporteur lors d'un fonctionnement normal du réacteur. Les résultats obtenus sont satisfaisants. Par la suite, on a lancé des simulations stationnaires où le débit, a été diminué à chaque fois de 5, 10, 15 et 20%, le but étant de faire un LOFA. Après l'analyse de l'évolution des profils de température, on a constaté que malgré la diminution du débit, la température d'ébullition n'a pas été atteinte.

En transitoire, on a simulé un accident de LOFA de 4s où une diminution de débit de 20 % a été imposée. Les résultats de cette simulation ont démontré qu'après 4 s de transitoire il n'y a pas de phénomène d'ONB. Par conséquent le temps a été rallongé de 9s. Cette intervalle de temps a été suffisant pour observer le moment pour lequel il y a apparition d'une ébullition puisque le caloporteur arrive à une température de 100°C après 6,5 secondes de transitoire.

En bref, l'analyse thermohydraulique de sûreté nucléaire de la première

Chapitre 4. Analyse thermohydraulique, en 3D à l'état stationnaire et transitoire, d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche

barrière de sûreté a été vérifiée et les limites à ne jamais franchir ont été bien définies.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Dans le présent travail, plusieurs outils pour l'étude thermohydraulique pour vérifier la sûreté nucléaire d'un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche ont été utilisés en 1D, 2D et 3D.

Dans le premier chapitre, la description d'un réacteur nucléaire de recherche type MTR a été faite. Les composants des circuits primaire et secondaire ont été expliqués. Le processus de fission et l'ensemble de la technologie du combustible sont décrits avec force détails. Une partie a été consacrée aux différents types d'accidents nucléaires qui peuvent avoir lieu dans un réacteur nucléaire. Ceci a été fait dans le but de bien présenter un des trois accidents qui va faire l'objet d'une partie de ce travail. Il est très important de noter que le refroidissement du coeur d'un réacteur nucléaire doit être refroidi quelque soit la situation, soit en fonctionnement normal ou accidentel.

Dans le second chapitre, une analyse thermohydraulique en utilisant le modèle d'El-Wakil (1971) et le modèle de Todreas et al. (1989) a été faite. Les résultats obtenus ont été vérifiés et validés en se basant sur des travaux valorisés. De plus, on a appliqué ces deux modèles sur trois réacteurs nucléaires de recherche de puissance distincts 1MW, 2MW et 10MW. Par la suite on a examiné leurs sûreté nucléaire par le calcul du flux de chaleur moyen et critique et le rapport de flux de chaleur critique et on en a déduit qu'ils fonctionnent en toute sûreté. Le but de l'analyse de sûreté est de vérifier et d'éviter qu'il n'y ait un phénomène d'ébullition (ONB). Ce travail a été effectué au moyen d'un programme Matlab qu'on peut adapter à n'importe quel réacteur nucléaire de recherche utilisant un combustible de type plaque. On peut finir par dire que ces méthodes asymptotiques sont très utiles pour la compréhension de la thermohydraulique des réacteurs nucléaires de recherche et une bonne base pour aboutir à des résultats

exploitables en des temps limités.

Dans le troisième chapitre, on a étudié une simulation expérimentale en utilisant une expérimentation numérique. L'approche utilisée a permis de déterminer l'évolution de la température du fluide pour une période de 3 secondes. La température du fluide a atteint la valeur de 64.5°C . A 64.5°C il n'y a pas d'ONB (Onset Of Nucleate Boiling) initiation de l'ébullition nucléée. Ceci est suffisant pour l'étude de sûreté car la pompe qui assure la redondance de la pompe défaillante met environ 3 secondes pour démarrer (Soit automatiquement sans Scram soit avec Scram) donc la sûreté de l'installation est pleinement assurée. Comme l'expérimentation 2D a donnée de bons résultats avec le code COMSOL en 2D, on va essayer de les confirmer avec un autre code de calcul et en 3 dimensions de l'espace.

Enfin, on a étudié des simulations stationnaires et transitoires tridimensionnelle de l'écoulement à travers un canal du coeur d'un réacteur nucléaire de recherche. En stationnaire, on a reproduit l'écoulement du caloporteur lors d'un fonctionnement normal du réacteur. Les résultats obtenus sont satisfaisants. Par la suite, on a lancé d'autre simulations stationnaire où le débit a été diminué à chaque fois de 5, 10, 15 et 20%. Le but étant de faire un LOFA. Après analyse de l'évolution des profils de température, on a constaté que malgré la diminution de débit, la température d'ébullition n'est pas atteinte.

En transitoire, on a simulé un accident de LOFA de 4s où une diminution de débit de 20 % a été imposée. Les résultats de cette simulation ont démontré qu'après 4 s de transitoire il n'y a pas de phénomène d'ONB. Par conséquent le temps a été rallongé de 9s. Cette intervalle de temps a été suffisant pour observer le moment pour lequel il y a apparition d'une ébullition puisque le caloporteur arrive à une température de 100°C après 6,5 secondes de transitoire.

Donc pour assurer la sûreté nucléaire du réacteur, il faudrait dimensionner une pompe redondante capable de démarrer avant que le LOFA n'atteint les 6,5 secondes si la perte de débit est de 20 %.

En dernier, l'objectif de ce travail a été pleinement atteint. Des programmes de calcul ont été établis et validés, des simulations en 2D et 3D d'écoulements en mode stationnaire et transitoire ont été réalisées. Tous les résultats

obtenus versent dans le respect des critères de sûreté nucléaire qui doivent être respectés.

BIBLIOGRAPHIE

- *, 2008. *Les combustibles nucléaires*. Jean François Parisot. "monographie EDEN".
- **, 2017. *Research reactors for the development of materials and fuels for innovative nuclear energy systems*. the IAEA Publishing Section. "nuclear energy series".
- ***, 1980. *Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched enriched uranium fuels guidebook*. PHYSICS SECTION INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. "IAEA guide book".
- BOUDALI, Z ; SALHI, R, 2011. Contribution à l'étude thermique d'un réacteur nucléaire embarqué et ses systèmes annexes. *PFE Report*.
- CHEN, Y ; ZHAI, J ; WANG, L, 2007. Computer modeling of multiscale fluid flow and heat and mass transfer in engineered spaces. *Chemical Engineering Science* 62, p. 3580-3588.
- COMSOL, 2020. *CFD Module User's Guide*. comsol licence. "Comsol guides".
- COMSOL, 2020. *Introduction to Comsol Multiphysics*. Comsol. "Nuclear Systems I".
- DELIMAREIS, P ; LOMBARDICOSTA, A ; PEREIRA, C ; AUXILIADORA, M ; HERREROMIRÓ, R ; GUMERSINDO, V, 2019. Evaluation of the neutronic feedback effects in loss of coolant accident simulation of the IPR R1 TRIGA REACTOR. *Computational Thermal Sciences*. T. 11, n° 3, p. 243-254.
- DOVAL, A, 1998. Validation and verification of the MTR-PC thermohydraulique package. *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors Sao Paulo, Brazil*. T. 1, n° 1, p. 1-9.
- GLASSTONE, S ; SASSONSKE, A, 1967. Nuclear Reactor Engineering. *Van Nostrand Reinhold Company New York*.
- GONNIER, C, 2008. *Étudier les situations accidentelles*. le moniteur. "CEA".
- HINZE, Je ; HINZE, JO, 1975. *Turbulence (McGraw-Hill Mechanical Engineering)*. McGraw-Hill Companies. "COMPUTATIONAL MECHANICS and APPLIED ANALYSIS".
- HOLMAN, P, 1989. Heat transfer. *Mc Graw-Hill Book Company New York*.
- KHEDR, A, 2008. Thermal-hydraulic fortran program for steady state calculation of plate type fuel research reactors. *research gate*. T. 1, n° 23, p. 1-12.
- LABANI, O ; SIDI ALI, K ; SAIM, B ; OUKIL, K, 2014. Thermal-Hydraulic Analysis of a Nuclear Research Reactor Core Channel. *Journal of Science Research*. T. 27, n° 7, p. 34-42.

- LAUNDER, BE; SPALDING, DB, 1974. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, p. 269-289.
- LEWZISJR, G; ZIZZA, M; DERIENZO, P, 1964. Heat exchangers in nuclear power plants. *Advances in Nuclear Science and Technology*. T. 2, n° 1, p. 41-106.
- LU, Q; QIU, S; SU, G, 2009. Development of a thermal-hydraulic analysis code for research reactors with plate fuels. *Annals of nuclear Energy*. T. 36, n° 1, p. 433-447.
- MEFTAH, B; ZIDI, T; BOUSBIA-SALAH, A, 2006. Neutron flux optimization in irradiation channels at NUR research reactor. *Annals of Nuclear Energy*, p. 1164-1175.
- MENTER, F, 1994. Two Equation Eddy-Viscosity Turbulence Modeling for Engineering Applications. *AIAA Journal*, p. 1598-1605.
- MICHEL, A ; HUMBERTO GRACHER, R, 2015. *Procedures for Manufacturing Nuclear Research Reactor Fuel Elements*. LAMBERT academic publishing. "monographie DEN". ISBN 978 3 659 47963 2.
- QING, L; SUIZHENG, Q; SU, G, 2009. Development of a thermal-hydraulic analysis code for research reactors with plate fuels. *Elsevier*. T. Annals of nuclear energy, n° 36, p. 433-447.
- REDDY, JN; GARTLING, DK, 2010. *The finite Element Method in Heat transfer and Fluid Dynamics*. Taylor et Francis. "COMPUTATIONAL MECHANICS and APPLIED ANALYSIS".
- SADREHAGHIGHI, I, 2021. *Structure Meshing for CFD*. ANNAPOLIS. "CFD Open Series".
- SHIH, T; LIOU, W; SHABBIR, A; YANG, Z; ZHU, J, 1995. A new k- ϵ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers and Fluids*, p. 227-238.
- SIDI ALI, K, 2002. A COMPUTER PROGRAM PREDICTING STEADY - STATE PERFORMANCE OF A NUCLEAR RESEARCH REACTOR'S COOLING SYSTEM. *10th International Conference on Nuclear Engineering*, p. 1-6.
- SIDI ALI, K; BOUDALI, Z; SALHI, R, 2012. Thermal-Hydraulic behavior of physical quantities at critical velocities in a nuclear research reactor core channel using plate type fuel. *Nuclear Technology and Radiation Protection*. T. 27, n° 3, p. 229-238.
- SIDI ALI, K; DJABER, A; ELMOUNDIR, M; BELMRABET, T, 2017. Thermal Hydraulic Modeling of a Nuclear Reactor Core Channel Using CFD. *Springer*. T. Computational Methods and Experimental Testing In Mechanical Engineering, n° 2, p. 9-16.
- SIDI ALI, K; GATIGNOL, R, 2010. Interfacial friction factor determination using CFD simulations in a horizontal stratified two-phase flow. *Chemical Engineering Science*, p. 5160-5169.
- SIDI-ALI, T.Rahem A.Aissati K., 2018. Comparative study between three types of cooling towers : Dry, wet and hybrid. *ResearchGate*. T. Congrès National de la Physique et de ses Applications, n° 12, p. 1-10.
- STACEY, W, 2018. *Nuclear Reactor Physics*. "wiley VCH".
- TODREAS, N; KAZIMI, M, 1989. *Thermal hydraulic fundamentals*. Hemisphere Corporation. "Nuclear Systems I".

- EL-WAKIL, M, 1971. *Nuclear Heat Transport*. Cranton Penn USA. "International Textbook Company".
- WILCOX, Dc, 1993. Turbulence Modeling for CFD. *DCW Industries Inc*. P. 1-3.
- YAKHOT, V ; ORSZAG, SA, 1992. Development of Turbulence Models for Shear Flows by a Double Expansion technique. *Physics of Fluids A Fluid Dynamics*, p. 4-15.

ANNEXES

———— ANNEXE A ————

STRUCTURE DU PROGRAMME MATLAB
POUR LE CALCUL DES TEMPÉRATURES EN
MONODIMENSIONNEL

Organigramme Matlab

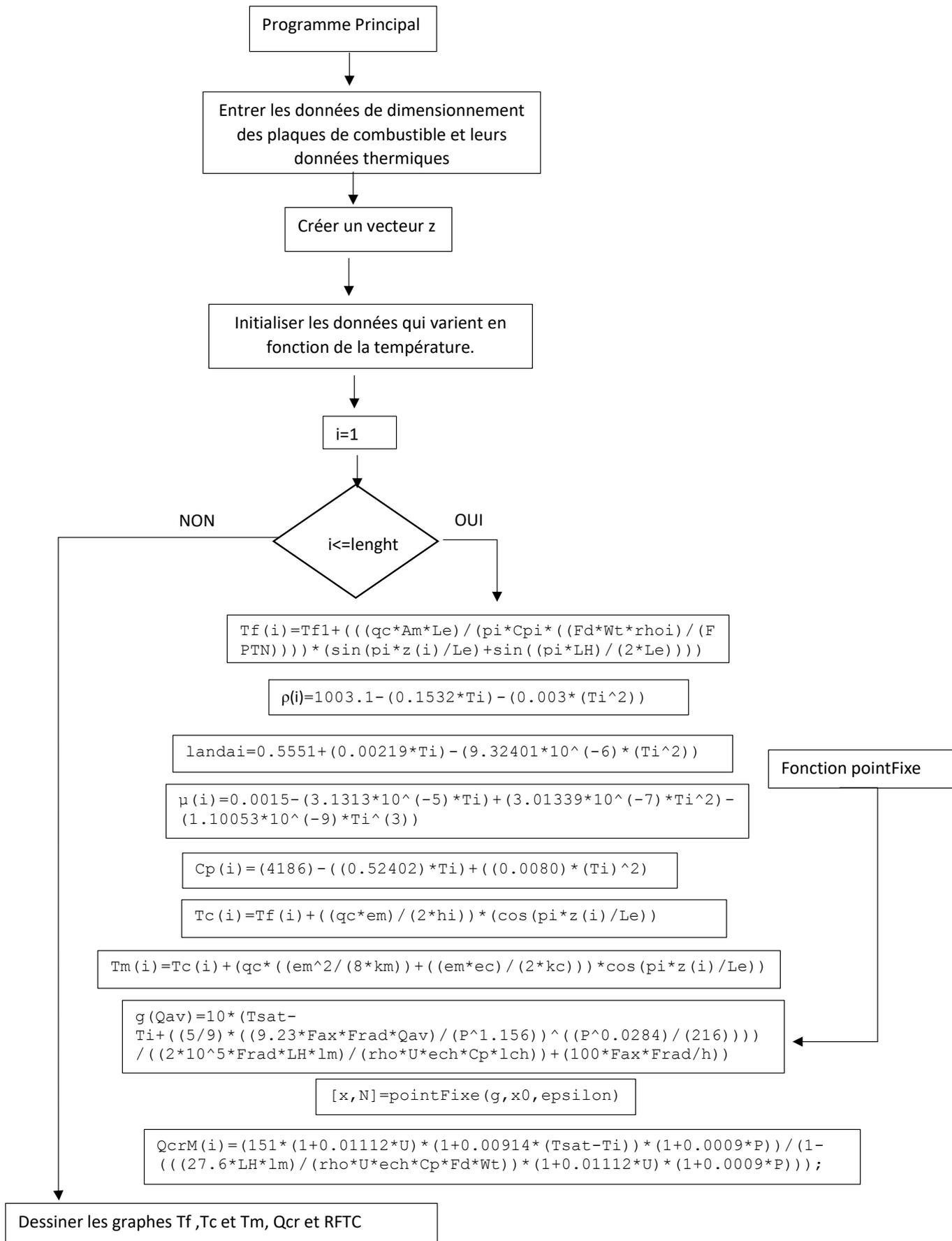
L'organigramme donne les commandes et les étapes du programme Matlab. Il permet en effet d'afficher les courbes des distributions de température du fluide caloporteur, de la gaine et de la chair à l'intérieur d'un seul canal chaud du coeur pour un réacteur de recherche d'une puissance donnée. Quant aux quantités nucléaires liées à la sûreté nucléaire il permet de calculer le flux de chaleur critique et moyen pour un ONB tout le long du canal. Le programme est conçu à partir d'un script principale et un script fonction qui donne la méthode du point fixe qui sert à calculer le flux de chaleur moyen.

Les températures dans le canal sont évaluées à l'aide du modèle mathématique El-Wakil (1971). Pour se faire, on crée une boucle dont le nombre d'itération est égal à la taille du vecteur z qui donne les points pour lesquelles on calcule les quantités physique souhaitées. On écrit les équations de ces quantités physique à l'intérieur de la boucle de façon à ce qu'à chaque itération on attribue à un point du canal la valeur de celle ci. En plus de ces équations, on ajoute dans la boucle les équations des propriétés physiques du fluide en fonction de la température puisqu'on les retrouve dans les équations du modèle mathématique choisi.

Le flux de chaleur moyen est calculé en dehors de la boucle car il est donné dans une équation non linéaire qu'on résout à l'aide d'une fonction créée au préalable et qui donne la méthode du point fixe.

Le deuxième modèle mathématique suit les mêmes étapes du programme Matlab. La différence se situe dans l'expression des équations qui donnent les températures du caloporteur, de la gaine et de la chair.

Annexe A. Structure du programme Matlab pour le calcul des températures en monodimensionnel



Annexe A. Structure du programme Matlab pour le calcul des températures en monodimensionnel

Script Matlab pour un réacteur nucléaire de recherche 2MW

Les figures A.2, A.3, A.4 et A.5 montrent le script Matlab qui a servi dans le calcul thermohydraulique en monodimensionnel dans le chapitre II.

```
1- clear all
2- clc
3- disp('Pour un réacteur nucléaire de recherche de puissance 2MW')
4- Tf1=38; %Temperature d'entrée [C°]
5- Fax=1.58; %Facteur de puissance axial
6- Frad=2; %Facteur de puissance radial
7- em=0.051*10^-2; %epaisseur de la chair [m]
8- lm=6.3*10^-2; %largeur de la chair [m]
9- Am=lm*em; %Section transversale de la chair [m^2]
10- LH=60*10^-2; %longueur active chauffée du canal [m]
11- Cp=4178; %Chaleur spécifique de l'eau à 38 degré [j/kg.C°]
12- elem_comb=19; %Nbre d'elements combustible
13- elem_controle=4; %Nbre d'elements de controle
14- plaque_comb=19; %Nbre de plaque combustible
15- plaque_controle=15; %Nbre de plaque de controle
16- %Nombre total des elements
17- FPTN=(elem_comb*plaque_comb)+(elem_controle*plaque_controle);
18- Fd=0.9; %Coefficient qui donne le débit qui passe par le canal
19- Wt=300/3600; %débit volumique total [m3/s]
20- rho=993; %masse volumique à 38 C [kg/m3]
21- mch=(Fd*Wt*rho)/(FPTN); %débit massique en [kg/s]
22- LT=62.6*10^-2; %longueur totale de la plaque [m]
23- Le=75.5*10^-2; %longueur extrapolé [m]
24- ec=0.0381*10^-2; %épaisseur de la gaine [m]
25- lch=6.64*10^-2; %largeur du canal [m]
26- ech=0.2916*10^-2; %épaisseur du canal [m]
27- landa=0.6248; %conductivité thermique de l'eau [w/m.C]
28- viscoDy=0.000678; %viscosité dynamique [kg/m.s]
29- Pr=(viscoDy*Cp)/landa; %Nbre de Prandtl
30- viscoCin=viscoDy/rho; %Viscosité cinématique [m2/s]
31- U=0.94; %vitesse d'écoulement dans le canal
```

FIGURE A.2 – Code Matlab de la ligne 1 à 31

```
32- km=53.6; %conductivité thermique de la chair [w/m.C]
33- kc=180; %conductivité thermique de la gaine [w/m.C]
34- Dh=2*ech; %Diamètre hydraulique [m]
35- Re=(U*Dh)/viscoCin; %Nbre de Reynolds
36- Nu=0.023*Re^(0.8)*Pr^(0.33); %Nbre de Nusselt
37- h=Nu*landa/Dh; %Coefficient de transfert de chaleur [w/m2.C]
38- qa=(2*10^6)/((LH*Am)*FPTN); %Puissance moyenne
39- qc=Frاد*Fax*qa; %Puissance maximale
40- P=1; %pression absolue bar
41- Pcr=1.961; %pression critique bar
42- za=-LT/2; %début de la plaque selon z[m]
43- zb=LT/2; %Fin de la plaque selon z[m]
44- z=(za:0.01:zb); %axe z
45- Tsat=100;
46- theta=0.99531*(P^0.33)*(1-((P^1.33)/Pcr)); %pour le calcul du débit critique
47- %-----
48- %methode du point fixe
49- a=0;
50- b=100;
51- x0=(b+a)/2;
52- x=(a:0.01:b);
53- epsilon=0.001;
54- %-----
55- %initialisation des constantes avant la boucle
56- landai=landa;
57- rhoi=rho;
58- Cpi=Cp;
59- viscoDyi=viscoDy;
60- Pri=Pr;
61- viscoCini=viscoCin;
62- Rei=Re;
```

FIGURE A.3 – Code Matlab de la ligne 32 à 62.

Annexe A. Structure du programme Matlab pour le calcul des températures en monodimensionnel

```

63 - Nui=Nu;
64 - hi=h;
65 - %-----
66 -
67 - for i=1:63
68 - Tf(i)=Tf1+(((qc*Am*Le)/(pi*Cpi*((Fd*Wt*rhoi)/(FPTN))))*(sin(pi*z(i)/Le)+sin((pi*LH)/(2*Le))));
69 - Tf2(i)=Tf1+(((qc*Le*Am)/(Cpi*pi*((Fd*Wt*rhoi)/(FPTN))))*(sin(pi*z(i)/Le)+sin((pi*LT)/(2*Le))));
70 - Ti=Tf(i);
71 - landai=0.5551+(0.00219*Ti)-(9.32401*10^(-6)*(Ti^2));
72 - rhoi=1003.1-(0.1532*Ti)-(0.003*(Ti^2));
73 - viscoDyi=0.0015-(3.1313*10^(-5)*Ti)+(3.01339*10^(-7)*Ti^2)-(1.10053*10^(-9)*Ti^3);
74 - Cpi=(4186)-(0.52402*Ti)+(0.0080)*(Ti^2);
75 - Pri=(viscoDyi*Cpi)/landai;
76 - viscoCini=viscoDyi/rhoi;
77 - Rei=(U*Dh)/viscoCini;
78 - Nui=0.023*Rei^(0.8)*Pri^(0.3);
79 - hi=(Nui*landai/Dh);
80 - Tc(i)=Tf(i)+((qc*em)/(2*hi))*(cos(pi*z(i)/Le));
81 - Tc2(i)=Tf2(i)+((qc)/(hi*ec*lch))*(cos(pi*z(i)/Le));
82 - A(i)=((qc*em)/(2*hi))*(cos(pi*z(i)/Le));
83 - Tm(i)=Tc(i)+(qc*((em^2)/(8*km))+((em*ec)/(2*kc)))*cos(pi*z(i)/Le);
84 - Tm2(i)=Tc2(i)+(qc*((1/(2*pi*ech*lch))+1/(4*pi*km)))*cos(pi*z(i)/Le);
85 - QcrM(i)=(151*(1+0.01112*U)*(1+0.00914*(Tsat-Ti))*(1+0.0009*P))/(1-(((27.6*LH*lm)/(rhoi*U*ech*Cpi*Fd*Wt))*(1+0.01112*U)*(1+0.000
86 - RFTC1(i)=(QcrM(i)*10^7)/(qc*cos(pi*z(i)/Le));
87 -
88 - end
89 - %-----
90 - g=@(x) 5*(Tsat-Tf1+((5/9)*((9.23*Fax*Frad*x)/(P^1.156))^(P^0.0284)/(216)))/(((2*10^5*Frad*LH*lm)/(rho*U*ech*Cp*lch)))+(100*Fax
91 - [x,N]=pointFixe(g,x0,epsilon);
92 - hold on
93 - figure(1)

```

FIGURE A.4 – Code Matlab de la ligne 63 à 93.

```

92 - hold on
93 - figure(1)
94 - plot(z,Tf,'b',z,Tc,'g',z,Tm,'r');
95 - legend('Température du fluide de refroidissement','Température de la gaine','Température de la chair')
96 - xlabel('Longueur du canal z(m)')
97 - ylabel('Distribution de la température (°C)')
98 - grid on;
99 - hold off
100 - XY=[z' Tf' Tc' Tm'];
101 - %-----
102 -
103 - vch=mch/(rho*ech*lch);
104 - figure(2)
105 - plot(z,QcrM,'b')
106 - grid on
107 - title('Flux de chaleur critique selon la corrélation de Mirshak')
108 - xlabel('Longueur du canal z(m)')
109 - ylabel('Qcr (W/cm2)')
110 - %-----
111 - figure(3)
112 - plot(z,RFTC1,'b')
113 - grid on
114 - xlabel('Longueur du canal z(m)')
115 - ylabel('RFTC')
116 - title('rapport du flux de chaleur critique')
117 - ZZ=[z', QcrM',RFTC1'];
118 - %-----
119 - figure(4)
120 - plot(z,Tf2,z,Tc2,z,Tm2)

```

FIGURE A.5 – Code Matlab de la ligne 92 à 120.

———— ANNEXE B ————

ÉTAPES DE SIMULATION SUR COMSOL EN
RÉGIME STATIONNAIRE ET TRANSITOIRE

Les étapes de simulation stationnaire et transitoire sur Comsol sont les mêmes excepté pour la dernière étape "study" où ça diffère. En stationnaire on choisi le solveur stationnaire alors qu'en transitoire on choisit deux solveurs "initiation à la paroi" et "temporel" car le modèle de turbulence choisi est le modèle SST $K-\omega$. Les étapes de simulation sont décrites sur les figures qui suivent :

a) Géométrie

La première étape consiste à créer la géométrie bidimensionnelle. Pour cela, il suffit de créer deux rectangles pour la chair et le caloporteur et un polygone pour la gaine ensuite on appuis sur "Union" (figure B.1).



FIGURE B.1 – Création de la géométrie sur COMSOL

Puis on construit la séquence (figure B.2).

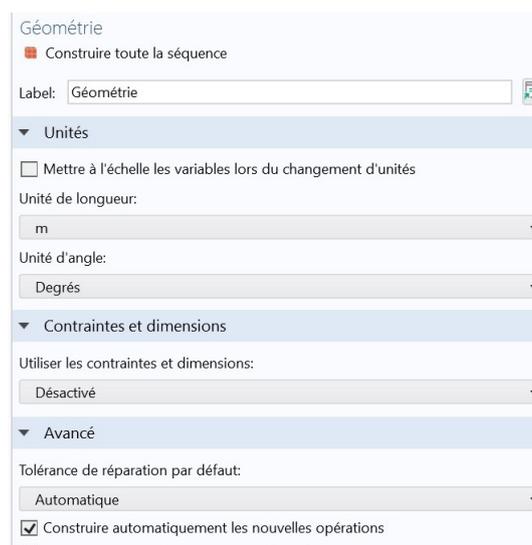


FIGURE B.2 – Fenêtre Géométrie (COMSOL).

b) Matériaux

La prochaine étape consiste à choisir le matériaux de chaque composant comme cela est montré sur la figure B.3.

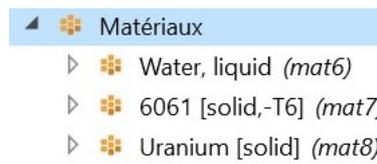
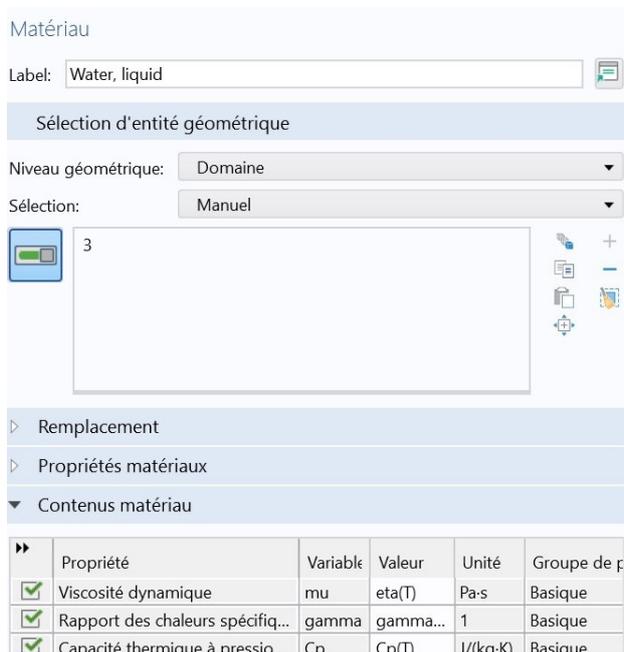
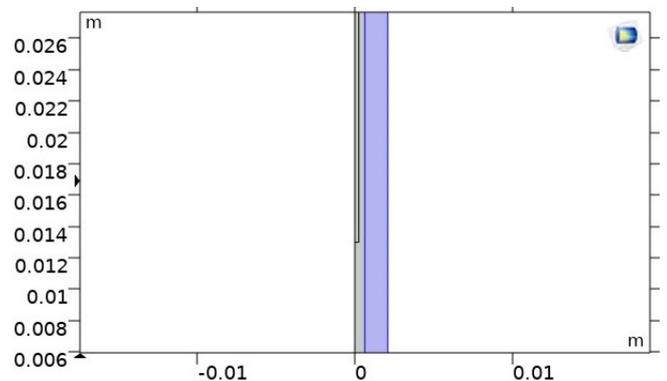


FIGURE B.3 – Choix des matériaux des composant du canal (COMSOL)

Pour le caloporteur, on choisit l'eau et on sélectionne la géométrie appropriée.



(a) Propriétés du fluide caloporteur.

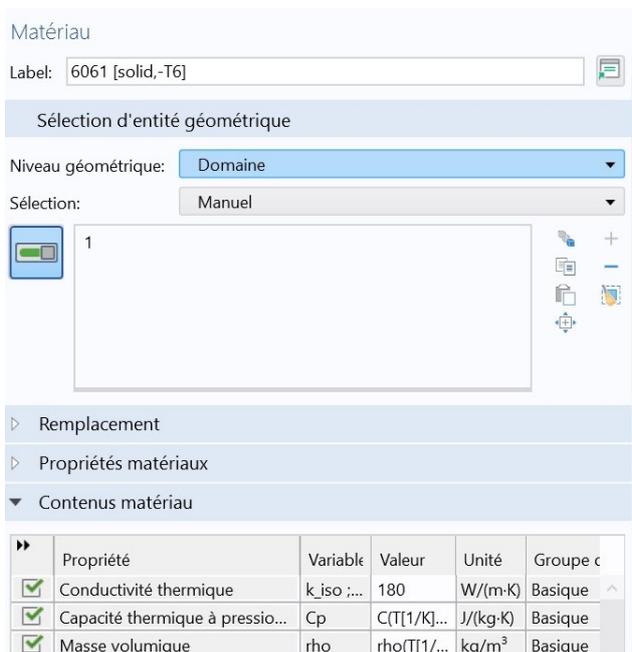


(b) Géométrie du fluide caloporteur

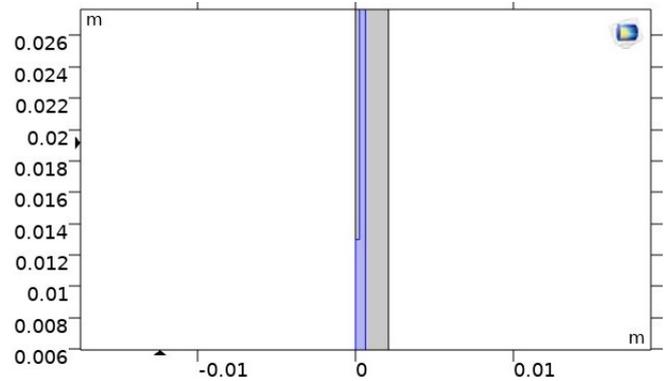
FIGURE B.4 – Choix du matériau pour le caloporteur.

Pour la gaine, on choisit l'aluminium 6061 et on sélectionne la géométrie appropriée.

Annexe B. Étapes de simulation sur Comsol en régime stationnaire et transitoire



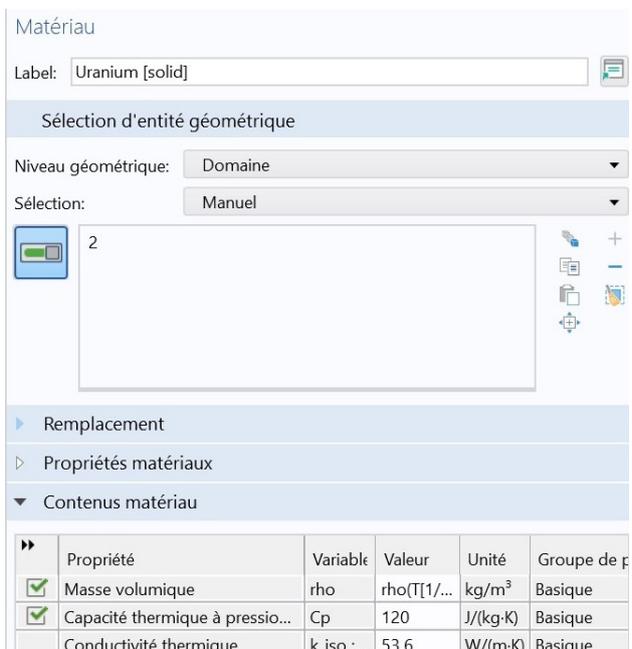
(a) Propriétés de la gaine



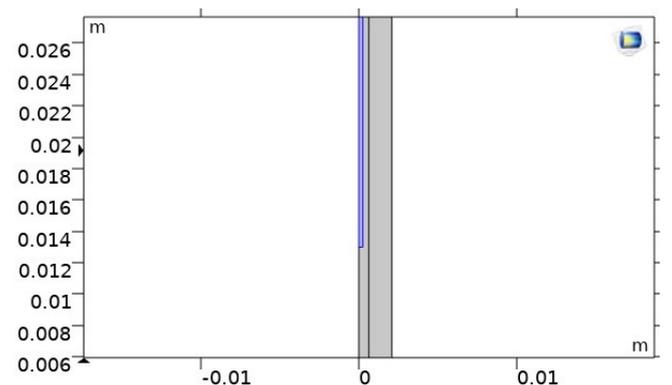
(b) Géométrie de la gaine

FIGURE B.5 – Choix du matériau pour la gaine

Pour la chair, on choisit l'Uranium et on sélectionne la géométrie appropriée



(a) Propriétés de la chair.



(b) Géométrie de la chair

FIGURE B.6 – Choix du matériau pour la chair.

c) Modèle de turbulence

Le modèle de turbulence choisi pour le canal est le modèle $K-\omega$ SST de la famille RANS (figure B.7).

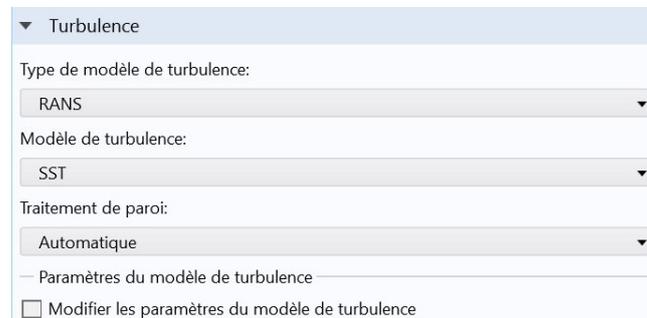


FIGURE B.7 – Choix du modèle de turbulence.

d) Conditions aux limites

On a des conditions à la paroi, à l'entrée, à la sortie et puis on a une condition de symétrie car la géométrie a été modélisée à moitié (figure B.8). On fait rentrer la force de gravité.

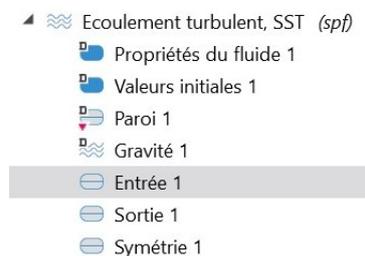


FIGURE B.8 – Fenêtre de l'écoulement turbulent.

A la paroi : On indique la paroi qui sépare le fluide du solide sur la géométrie (figure B.9)

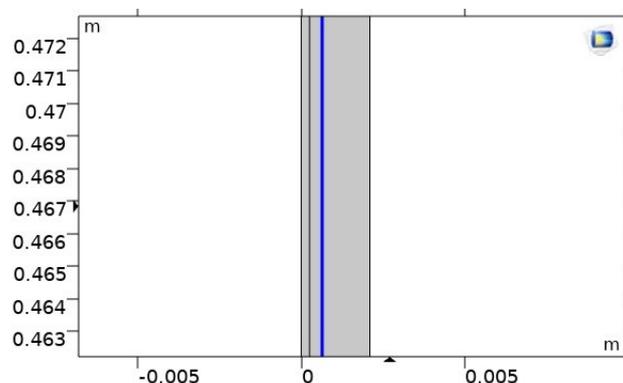


FIGURE B.9 – Indication de la paroi.

A l'entrée : On indique la vitesse initiale (figure B.10).

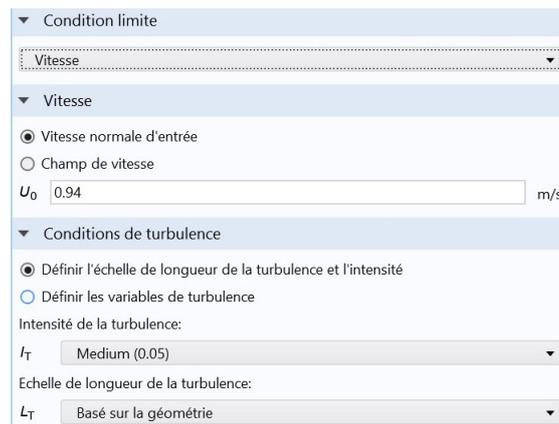


FIGURE B.10 – Vitesse à l'entrée du canal.

La force appliquée On active la force de gravité car il s'agit d'un écoulement verticale (figure B.11).

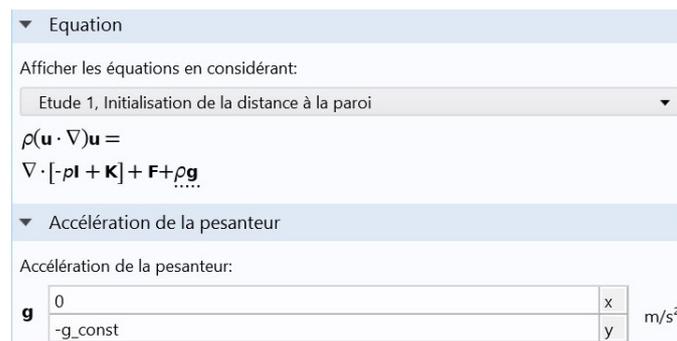


FIGURE B.11 – Vecteur force de gravité.

A la sortie On indique la valeur de la pression à la sortie (figure B.12).

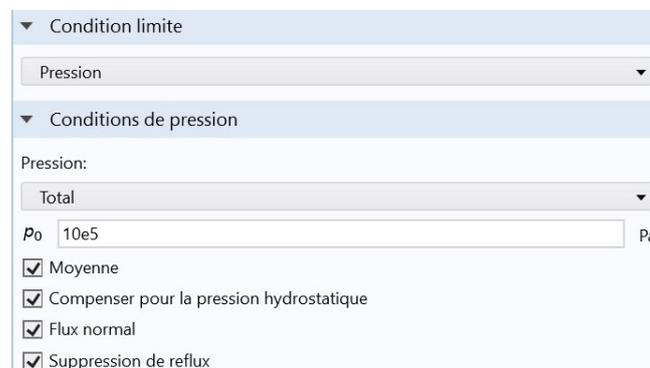


FIGURE B.12 – Indication de la pression à la sortie du canal.

Symétrie On indique la ligne qui représente la symétrie en bleue (figure B.13).

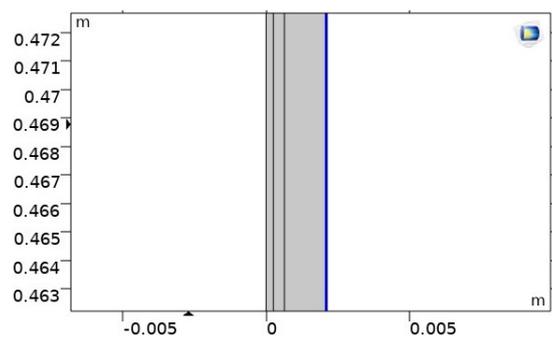


FIGURE B.13 – Axe de symétrie sur la géométrie.

e) Transfert de chaleur

Il y a transfert de chaleur entre fluide et solide. Par conséquent, on indique les solides et les fluides qui rentrent en jeu. Dans notre cas il s'agit de la gaine, la chair et le caloporteur et on impose un flux de chaleur linéaire provenant de la chair (figure B.14).

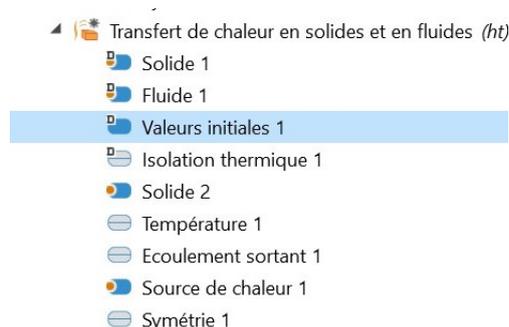


FIGURE B.14 – Fenêtre de la physique : transfert de chaleur entre solide et fluide.

Pour établir un transfert de chaleur il faut entrer la température initiale du caloporteur (figure B.15).



FIGURE B.15 – Température d'entrée du caloporteur.

Code pour moyenner les températures

Pour obtenir les profils des température du caloporteur et de la gaine, on a élaboré un code Matlab pour moyenner les températures des résultats des deux simulations stationnaire et transitoire. Les figures (B.16) et (B.17) présentent le script du code Matlab de calcul de la moyenne en stationnaire.

Annexe B. Étapes de simulation sur Consol en régime stationnaire et transitoire

```

1 - clear all
2 - clc
3 - data=xlsread('2MW10MW.xlsx','dataS');
4 - DATA=round(data,5);
5 - DATAx=DATA(:,1);
6 - DATAy=DATA(:,2);
7 - DATAT=DATA(:,3);
8 - chair=find(DATAx < 2.55*10^-4);
9 - gaine=find(DATAx < 6.36*10^-4 & DATAx > 2.55*10^-4);
10 - fluide=find(DATAx > 6.36*10^-4);
11 - chair=DATA(1:length(chair),:);
12 - gaine=DATA(length(chair)+1:length(chair)+length(gaine),:);
13 - fluide=DATA(length(chair)+length(gaine)+1:length(chair)+length(gaine)+length(fluide),:);
14 - chairAZ=sortrows(chair,2);
15 - gaineAZ=sortrows(gaine,2);
16 - fluideAZ=sortrows(fluide,2);
17 - %chairAZy=chairAZ(:,2);
18 - %chairy=find(chairAZy < & chairAZy > )
19 - i=1;
20 - for j=2:3:length(chairAZ)
21 -     yc=(chairAZ(j,2)+chairAZ(j+1,2)+chairAZ(j+2,2))/3;
22 -     Tc=(chairAZ(j,3)+chairAZ(j+1,3)+chairAZ(j+2,3))/3;
23 -     moyc(i)=yc;
24 -     MOYc(i)=Tc;
25 -     i=i+1;
26 - end
27 - i=1;
28 - for j=1:3:length(gaineAZ)
29 -     yg=(gaineAZ(j,2)+gaineAZ(j+1,2)+gaineAZ(j+2,2))/3;
30 -     Tg=(gaineAZ(j,3)+gaineAZ(j+1,3)+gaineAZ(j+2,3))/3;
31 -     moyg(i)=yg;

```

FIGURE B.16 – Script de calcul de la moyenne à l'état stationnaire (ligne 1-31)

```

32 - MOYg(i)=Tg;
33 - i=i+1;
34 - end
35 - i=1;
36 - for j=2:10:length(fluideAZ)
37 -     yf=(fluideAZ(j,2)+fluideAZ(j+1,2)+fluideAZ(j+2,2)+fluideAZ(j+3,2)+fluideAZ
38 -         (j+4,2)+fluideAZ(j+5,2)+fluideAZ(j+6,2)+fluideAZ(j+7,2)+fluideAZ(j+8,2)+fluideAZ(j+9,2))/10;
39 -     %+fluideAZ(j+10,2)+fluideAZ(j+11,2)+fluideAZ(j+12,2)+fluideAZ(j+13,2)+fluideAZ
40 -         (j+15,2)+fluideAZ(j+16,2)+fluideAZ(j+17,2)+fluideAZ(j+18,2)+fluideAZ(j+19,2)+fluideAZ(j+20,2)+fluideAZ
41 -         (j+21,2)+fluideAZ(j+22,2)+fluideAZ(j+23,2)+fluideAZ(j+24,2)+fluideAZ(j+25,2)+fluideAZ(j+26,2)+fluideAZ(j+27,2)+fluideAZ(j+28,2)
42 -         +fluideAZ(j+29,2)+fluideAZ(j+30,2)+fluideAZ(j+31,2)+fluideAZ(j+32,2)+fluideAZ(j+33,2)+fluideAZ(j+34,2)+fluideAZ(j+35,2)+
43 -         fluideAZ(j+36,2)+fluideAZ(j+37,2)+fluideAZ(j+38,2)+fluideAZ(j+39,2)+fluideAZ(j+40,2)+fluideAZ(j+41,2)+fluideAZ(j+42,2)+
44 -         fluideAZ(j+43,2)+fluideAZ(j+44,2)+fluideAZ(j+45,2)+fluideAZ(j+46,2)+fluideAZ(j+47,2))/48;
45 -     Tf=(fluideAZ(j,3)+fluideAZ(j+1,3)+fluideAZ(j+2,3)+fluideAZ(j+3,3)+fluideAZ(j+4,3)+fluideAZ(j+5,3)
46 -         +fluideAZ(j+6,3)+fluideAZ(j+7,3)+fluideAZ(j+8,3)+fluideAZ(j+9,3))/10;%+fluideAZ(j+10,3)+fluideAZ(j+11,3)+
47 -         fluideAZ(j+12,3)+fluideAZ(j+13,3)+fluideAZ(j+14,3)+fluideAZ(j+15,3)+fluideAZ(j+16,3)+fluideAZ(j+17,3)+
48 -         fluideAZ(j+18,3)+fluideAZ(j+19,3)+fluideAZ(j+20,3)+fluideAZ(j+21,3)+fluideAZ(j+22,3)+fluideAZ(j+23,3)+
49 -         fluideAZ(j+24,3)+fluideAZ(j+25,3)+fluideAZ(j+26,3)+fluideAZ(j+27,3)+fluideAZ(j+28,3)+fluideAZ(j+29,3)+fluideAZ(j+30,3)+
50 -         fluideAZ(j+31,3)+fluideAZ(j+32,2)+fluideAZ(j+33,3)+fluideAZ(j+34,3)+fluideAZ(j+35,3)+fluideAZ(j+36,3)+fluideAZ(j+37,3)+
51 -         fluideAZ(j+38,3)+fluideAZ(j+39,3)+fluideAZ(j+40,3)+fluideAZ(j+41,3)+fluideAZ(j+42,3)+fluideAZ(j+43,3)+fluideAZ(j+44,3)+
52 -         fluideAZ(j+45,3)+fluideAZ(j+46,3)+fluideAZ(j+47,3))/48;
53 -     moyf(i)=yf;
54 -     MOYf(i)=Tf;
55 -     i=i+1;
56 - end
57 - datac=[moyc' MOYc'];
58 - datag=[moyg' MOYg'];
59 - dataf=[moyf' MOYf'];

```

FIGURE B.17 – Script de calcul de la moyenne à l'état stationnaire (ligne 31-59).

Les figures (B.18), (B.19) et (B.20) présentent le script du code Matlab de calcul de la moyenne en transitoire à 1s, 2s et 3s.

Annexe B. Étapes de simulation sur Comsol en régime stationnaire et transitoire

```
1 %Transitoire_1s
2 clear all
3 clc
4 data=xlsread('2MW10MW.xlsx','dataT1');
5 DATA=round(data,5);
6 DATAx=DATA(:,1);
7 DATAy=DATA(:,2);
8 DATAT=DATA(:,3);
9 chair=find(DATAx < 2.55*10^-4);
10 gaine=find(DATAx <6.36*10^-4 & DATAx > 2.55*10^-4);
11 fluide=find(DATAx > 6.36*10^-4);
12 chair=DATA(1:length(chair),:);
13 gaine=DATA(length(chair)+1:length(chair)+length(gaine),:);
14 fluide=DATA(length(chair)+length(gaine)+1:length(chair)+length(gaine)+length(fluide),:);
15 chairAZ=sortrows(chair,2);
16 gaineAZ=sortrows(gaine,2);
17 fluideAZ=sortrows(fluide,2);
```

FIGURE B.18 – Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 1s

```
1 %Transitoire_2s
2 clear all
3 clc
4 data=xlsread('2MW10MW.xlsx','dataT2');
5 DATA=round(data,5);
6 DATAx=DATA(:,1);
7 DATAy=DATA(:,2);
8 DATAT=DATA(:,3);
9 chair=find(DATAx < 2.55*10^-4);
10 gaine=find(DATAx <6.36*10^-4 & DATAx > 2.55*10^-4);
11 fluide=find(DATAx > 6.36*10^-4);
12 chair=DATA(1:length(chair),:);
13 gaine=DATA(length(chair)+1:length(chair)+length(gaine),:);
14 fluide=DATA(length(chair)+length(gaine)+1:length(chair)+length(gaine)+length(fluide),:);
15 chairAZ=sortrows(chair,2);
16 gaineAZ=sortrows(gaine,2);
17 fluideAZ=sortrows(fluide,2);
```

FIGURE B.19 – Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 2s.

```
1 %Transitoire_3s
2 clear all
3 clc
4 data=xlsread('2MW10MW.xlsx','dataT3');
5 DATA=round(data,5);
6 DATAx=DATA(:,1);
7 DATAy=DATA(:,2);
8 DATAT=DATA(:,3);
9 chair=find(DATAx < 2.55*10^-4);
10 gaine=find(DATAx <6.36*10^-4 & DATAx > 2.55*10^-4);
11 fluide=find(DATAx > 6.36*10^-4);
12 chair=DATA(1:length(chair),:);
13 gaine=DATA(length(chair)+1:length(chair)+length(gaine),:);
14 fluide=DATA(length(chair)+length(gaine)+1:length(chair)+length(gaine)+length(fluide),:);
15 chairAZ=sortrows(chair,2);
16 gaineAZ=sortrows(gaine,2);
17 fluideAZ=sortrows(fluide,2);
```

FIGURE B.20 – Script de calcul de la moyenne à l'état transitoire à 3s.

———— ANNEXE C ————

ÉTAPES DE SIMULATION FLUENT EN
RÉGIME STATIONNAIRE

Annexe C. Étapes de simulation FLUENT en régime stationnaire

Les premières étapes d'une simulation CFD consiste à créer la géométrie et à générer son maillage. Sur Ansys Workbench, il est possible de le faire en utilisant spaceclaim, design modler ou en important la géométrie d'un autre logiciel CAO comme dans le cas de cette simulation, la géométrie a été réalisée sur Solid Works. Sur la figure C.1 le tableau du solver fluent.

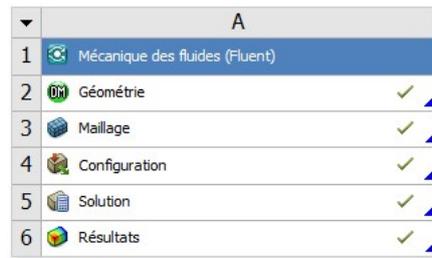


FIGURE C.1 – Tableau Fluent sur Workbench.

Après l'étape du maillage vient l'étape de la configuration. On commence par préciser qu'il s'agit d'une simulation stationnaire sans variation dans le temps puis on introduit la force de pesanteur dans la direction de l'axe x (figure C.2) puisque l'écoulement se fait verticalement de haut en bas.

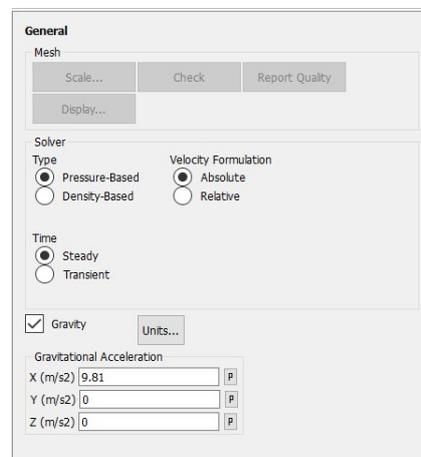


FIGURE C.2 – Configuration générale.

Dans la fenêtre Models on précise qu'il y a un transfère de chaleur en cochant la case "Energy" puis on détermine le type de l'écoulement qui est turbulent en choisissant le modèle de turbulence $k - \omega$ SST.

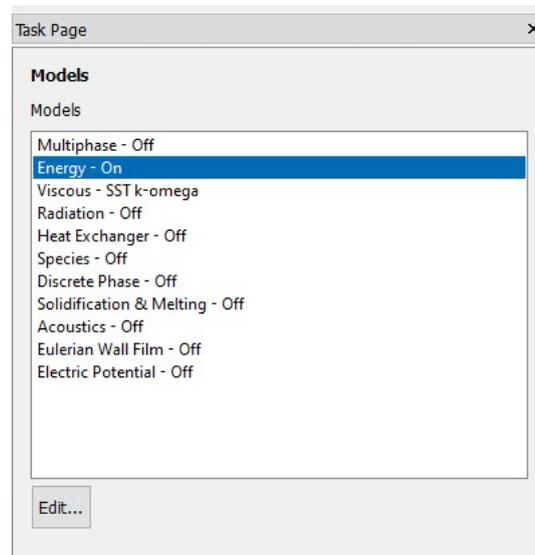


FIGURE C.3 – Fenêtre "models".

Il est aussi important de préciser le type de matériaux de chaque solide et fluide comme sur la figure C.4. On a défini la chair comme étant de l'uranium, la gaine est fabriquée en aluminium 6061 et le caloporteur utilisé n'est autre que de l'eau légère.

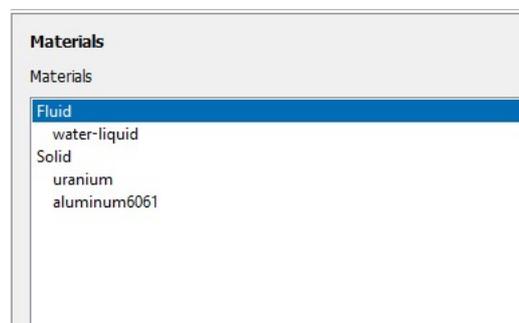


FIGURE C.4 – Matériaux

Sur la figure C.5, les propriétés de l'Uranium attribué à la chair.

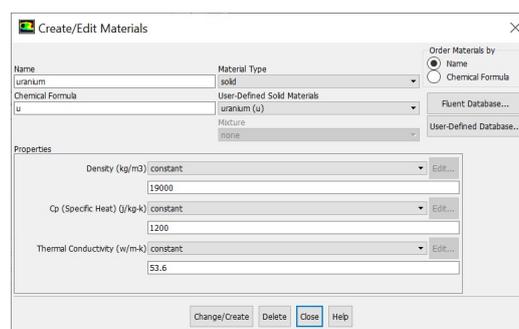


FIGURE C.5 – Propriétés de la chair.

Sur la figure C.6, les propriétés de l'aluminium attribué à la gaine.

Annexe C. Étapes de simulation FLUENT en régime stationnaire

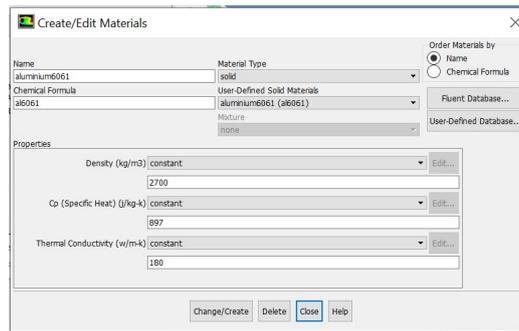


FIGURE C.6 – Propriétés de la gaine.

Sur la figure C.7, les propriétés de l'eau attribuées au caloporteur.

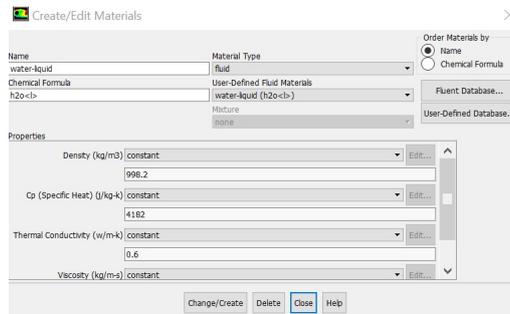


FIGURE C.7 – Propriétés de l'eau.

Dans la fenêtre Cell zone sont listés les différents composant du canal (C.8)

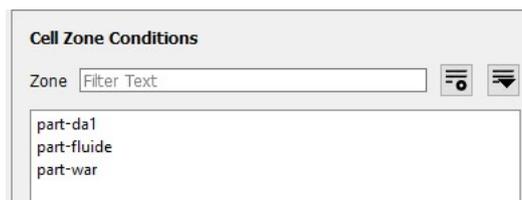


FIGURE C.8 – Fenêtre cell zone.

En ouvrant la fenêtre des conditions aux limites, on peut déterminer les conditions aux limites énoncées précédemment (figure C.9).

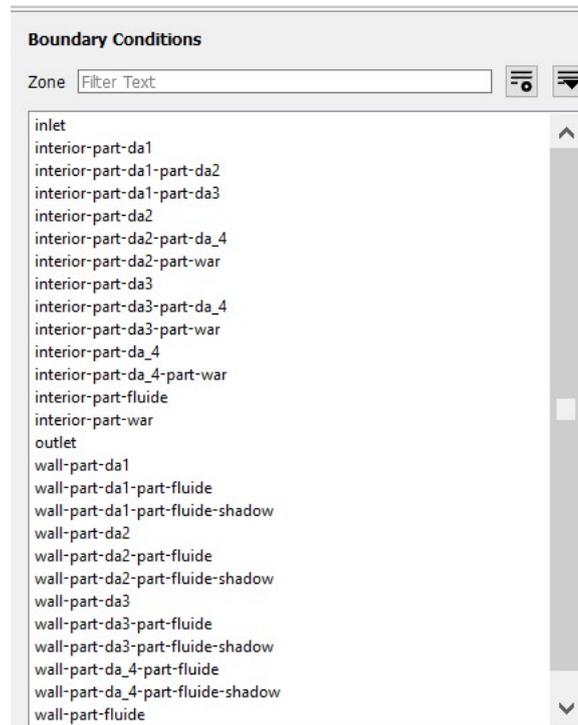


FIGURE C.9 – Conditions aux limites.

Les conditions aux limites sont la vitesse d'entrée, la température d'entrée, la pression de sortie et la source de chaleur qui est sinusoïdale. On fait donc entrer la vitesse comme montré sur la figure C.10.

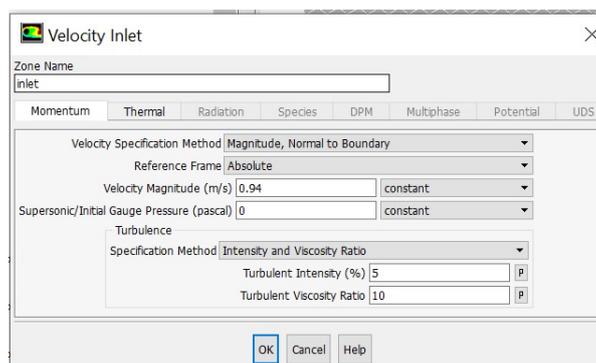


FIGURE C.10 – Vitesse à l'entrée du canal.

La pression à la sortie est entrée comme suit (figure C.11) :

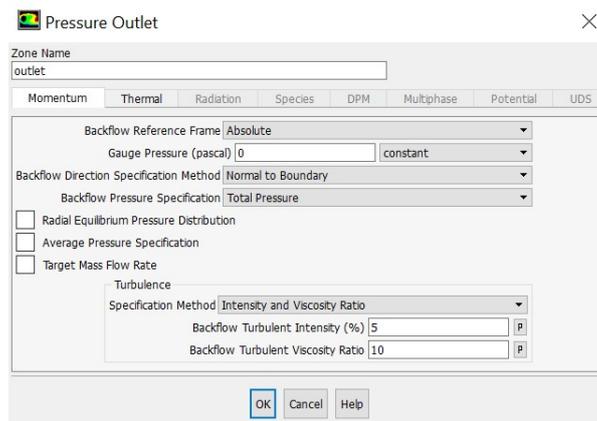


FIGURE C.11 – Pression à la sortie du canal.

La source de chaleur est la chair (figure C.12). Puisqu'elle est sinusoïdale il faut faire entrer une fonction UDF qu'on donne sur la figure C.13.

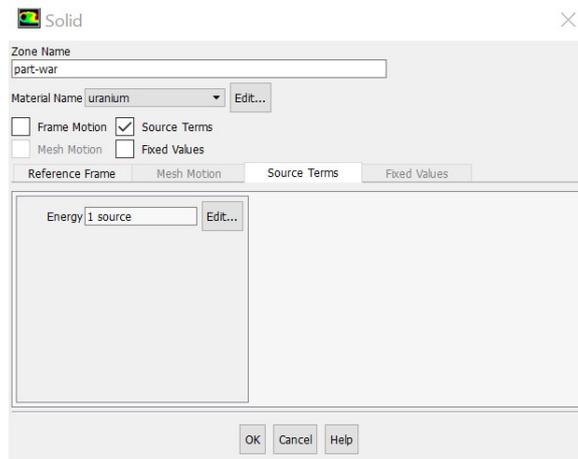


FIGURE C.12 – Source de chaleur

La fonction UDF s'écrit sous langage C. Il faut alors l'interpréter pour pouvoir l'utiliser.

```
1 #include "udf.h"
2
3 DEFINE_PROFILE(wall_profile, wall, q)
4 {
5     face_t f;
6     real x[ND_ND];
7     real heat_flux1;
8
9
10    begin_f_loop(f, wall)
11    {
12        F_CENTROID(x, f, wall);
13
14        heat_flux1=778710000*cos((3.1400/0.7550)*x[0]);
15
16        F_PROFILE(f, wall, q)= heat_flux1;
17    }
18    end_f_loop(f, wall)
19 }
20
21
```

FIGURE C.13 – Fonction UDF de la source de chaleur.

Annexe C. Étapes de simulation FLUENT en régime stationnaire

La détermination de la méthode de résolution est faite en choisissant le schéma SIMPLE (figure C.14).

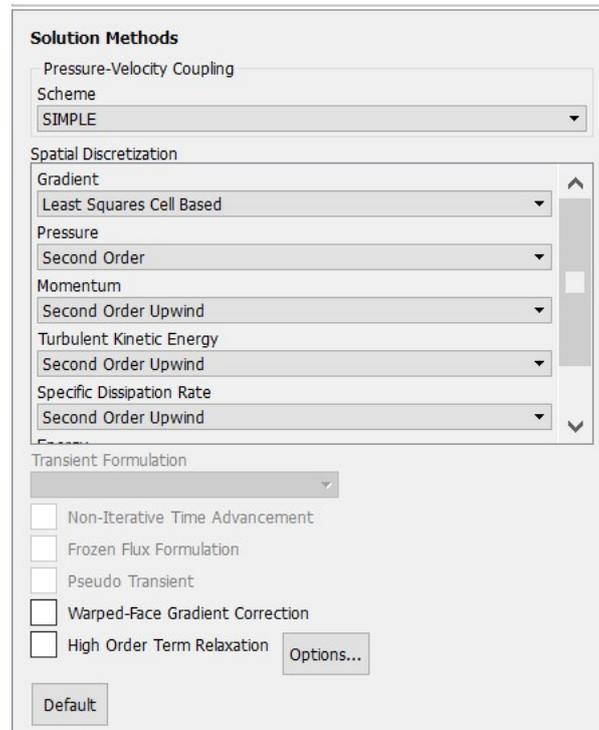


FIGURE C.14 – Methods.

La convergence est assurée lorsque les erreurs (résiduels) deviennent inférieurs à 10^{-6} pour l'énergie et 10^{-4} pour le reste (figure C.15).

Erreurs résiduelles

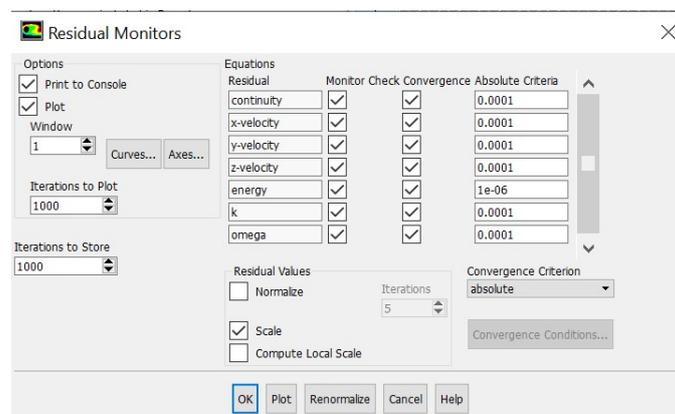


FIGURE C.15 – Residual.

On précède par la suite à l'initialisation en choisissant une initialisation hybride. Cette initialisation permet de définir des valeurs initiales pour les variables d'écoulement et d'initialiser la solution à l'aide de ces valeurs.

(figure C.16).

Initialisation

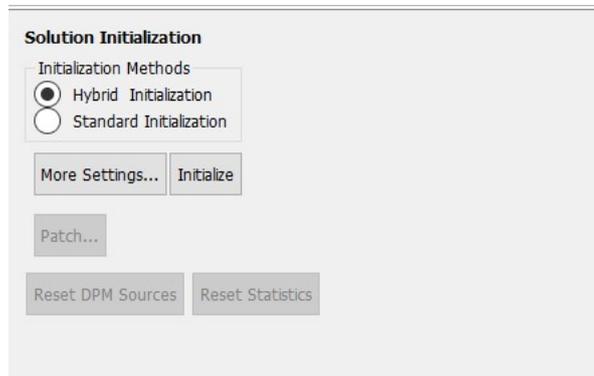


FIGURE C.16 – Initialisation.

Pour commencer le calcul on donne un nombre d'itération assez grand mais le calcul s'arrête dès qu'il y a convergence (figure C.17).

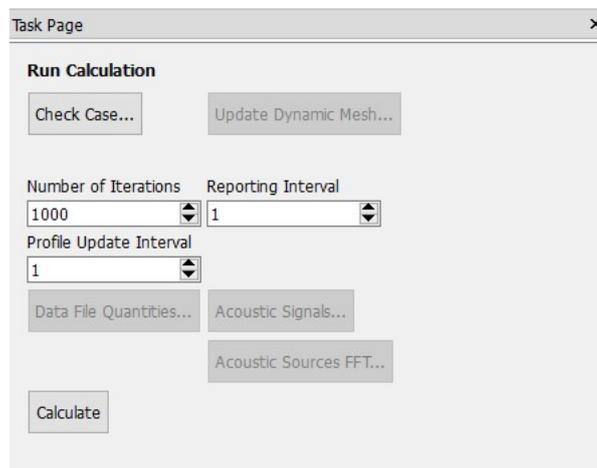


FIGURE C.17 – Calculs et itération.

———— ANNEXE D ————

ÉTAPES DE SIMULATION FLUENT EN
RÉGIME TRANSITOIRE

Annexe D. Étapes de simulation FLUENT en régime transitoire

Les étapes de simulation en transitoire sont les mêmes qu'en stationnaire hormis quelques modifications qu'on expliquera dans les étapes suivantes :

Sur la fenêtre Configuration générale (figure C.2), il faut sélectionner Transient au lieu de steady. Puis s'en suit les mêmes étapes jusqu'à l'étape des conditions aux limites où la vitesse d'entrée dans notre cas doit diminuer de 20 % après un certain temps. Sa fonction UDF est présentée sur la figure D.1.

```
DEFINE_PROFILE(velocity_magnitude, t, i)
{
    real velocity;
    real the_current_time;
    face_t f;

    the_current_time=CURRENT_TIME;

    if((the_current_time>=0)&&(the_current_time<3))
    {
        velocity=0.94;
    }
    if((the_current_time>=3)&&
    (the_current_time<5))
    {
        velocity=0.752;
    }

    begin_f_loop(f,t)
    {
        F_PROFILE(f,t,i)=velocity;
    }
    end_f_loop(f,t)
}
```

FIGURE D.1 – Fonction UDF de la vitesse.

Sur la fenetre "Run calculation" on choisit 30000 itérations avec un pas de temps de 0,001 secondes comme cela est montré sur la figure D.2

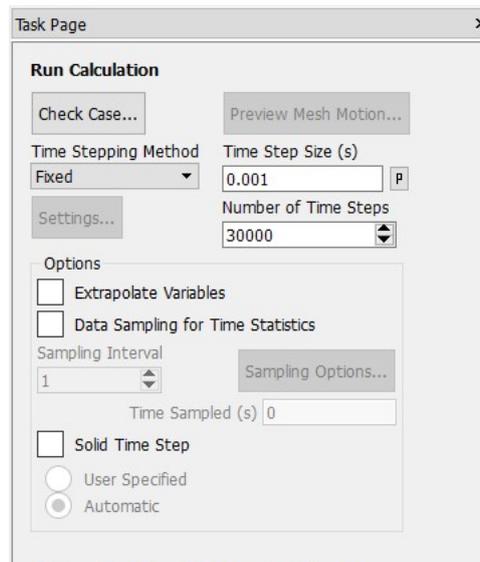


FIGURE D.2 – Calculs et itérations.

La figure D.3 montre le script du code Malab servant à moyenner pour obtenir les profils de températures sur Fluent

```
1 %stationnaire fluent
2 clear all
3 clc
4 T=xlsread('2MW10MW.xlsx','stat1');
5 nbreZ=63; %Nombre de z pour un x
6
7 for n=1:223
8     T1K(n)=mean(T((1+(nbreZ*(n-1))):(63+(nbreZ*(n-1))),4));
9     T1C(n)=T1K(n)-273.15;
10    T1x(n)=T(1+(nbreZ*(n-1)),1);
11 end
12 Tfinal=[T1x' T1C'];
13
14
```

FIGURE D.3 – Script du code matlab de calcul de la moyenne en stationnaire.