*Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique*

*Université YAHIA FARES de Médéa*

*Département de Génie Mécanique*

# PROJET DE FIN D'ETUDE

Pour l'obtention du diplôme de Master En Génie Mécanique

Option : Energétique

**THEME :**

## "Prédiction des paramètres thermohydrauliques d'un écoulement entre deux plaques "cible" pour la production de Molybdène dans le cœur d'un réacteur nucléaire de recherche"

Proposé et dirigé par :

- Dr. ZIRARI Mounir
- Dr. MAHDI Youcef

Présenté par :

- Mr. AOUAICHIA Abdelkader

*Promotion: 2017-2018*

## Résumé

Dans cette étude, des simulations numériques d'un écoulement descendant entre deux plaque-cibles d'Uranium Faiblement Enrichi (UFE) pour la production du Technétium-99 issu du Molybdène-99 dans un réacteur de recherche ont été réalisées. La modélisation de cette écoulement descendant du réfrigérant par convection forcée dans un porte plaque-cible d'UFE a été réalisé dans un cas d'un régime stationnaire. Le bilan énergétique qui décrit l'écoulement par convection forcée a été transcrit en un programme de calcul (MATLAB) qui prédit les effets de certains paramètres thermohydrauliques, tels que la vitesse de refroidissement et la puissance thermique du combustible sur l'évolution de la température du fluide de refroidissement et de la gaine le long de la plaque-cible de molybdène. Les résultats de simulation obtenus à l'aide du code commercial des écoulements de fluide "FLUENT-ANSYS" ont été comparés à ceux obtenus avec notre programme "MATLAB" déjà développé. Dans certains cas les résultats concordent parfaitement et dans d'autres des différences ont été constatées. Ce qui est dû aux différentes approches de modèles physiques et numériques utilisés. En conclusion, cette étude nous a permis d'identifier les paramètres thermohydrauliques optimaux pour le refroidissement du porte plaque-cible d'UFE en tenant compte les critères des sûretés exigés.

**Mots clés: CFD, réacteur de recherche MTR, $^{99}$Mo, Uranium Faiblement Enrichi, analyse thermohydraulique, critères de sûreté.**

## Abstract

In this study, numerical simulations of a downward flow between two low enriched uranium (LEU) targets plates to product of Technetium-99 resulting from Molybdenum-99 were performed behavior of MTR research reactor. The modeling of this downward flow of the refrigerant by forced convection in a UFE target-plate holder was carried out considering the stationary regime case. The energy balance which describes the forced convection flow has been transcribed into a calculation program (MATLAB) which predicts the effects of certain thermohydraulique parameters; such as the cooling rate and the thermal power of the fuel on the evolution of the temperature of the coolant and cladding along the molybdenum target plate. The simulation results obtained using the FLUENT-ANSYS fluid flow code was compared to those obtained with a "MATLAB" program that we developed. In some cases the results are in perfect agreement and in others, differences have been found. We think this is

due to the different approaches of physical and digital models used. In conclusion, this study allowed us to identify the optimal thermohydraulique parameters for the cooling of the UFE target plate holder by considering the required safety margins.

**Keywords: CFD, MTR reactor, $^{99}$Mo, Low Enriched Uranium, Thermal hydraulic analysis, safety margins.**

## ملخص

في هذه الدراسة، أجريت محاكاة عددية للسريان الهبوطي لماء التبريد الهابط بين طبقتين من صفائح اليورانيوم منخفض التخصيب (UFE) لإنتاج الـ Technetium-99 من الموليبدينوم -99. تم تنفيذ نمذجة هذا التدفق الهبوطي لماء التبريد عن طريق الحمل الحراري القسري في صفائح اليورانيوم (UFE) في حالة النظام المستقر. تم تحويل المعادلات التي تصف سريان التدفق الحراري القسري إلى برنامج حسابي (MATLAB) والذي يتنبأ بآثار بعض العناصر الحرارية الهيدروليكية ؛ مثل تغيرات درجة التبريد والقدرة الحرارية للوقود على تطور درجة حرارة ماء التبريد وغمد الألمنيوم على طول لوحة الموليبدينوم. تمت مقارنة نتائج المحاكاة التي تم الحصول عليها باستخدام برنامج FLUENT-ANSYS مع نتائج برنامج "MATLAB" الذي قمنا بتطويره. في بعض الحالات، النتائج في توافق تام، وفي بعض الحالات كانت هناك اختلافات. نعتقد أن هذا يرجع إلى الأساليب المختلفة من النماذج المادية والرقمية المستخدمة. في الختام، سمحت لنا هذه الدراسة بتحديد العناصر الحرارية الهيدروليكية المثالية لتبريد لوحة UFE من خلال مراعاة معايير السلامة المطلوبة.

**كلمات مفتاحيه : CFD، مفاعل أبحاث MTR، $^{99}$Mo، اليورانيوم منخفض التخصيب، التحليل الحراري الهيدروليكي معايير السلامة .**

***REMERCIEMENTS***

*Je remercie avant tout **ALLAH** le tout puissant de m'avoir donné la volonté et le courage de mener bien ce modeste travail.*

*Quelques phrases de remerciement me semblent bien pauvres pour exprimer toute ma gratitude au Docteur **ZIRARI Mounir** qui m'a proposé ce sujet. Merci pour votre confiance, vos précieux conseils, votre enthousiasme et votre soutien sans faille.*

*Je tiens à exprimer ma gratitude envers l'ensemble **des membres de jury** qui ont accepté de lire et juger mon travail.*

*De manière plus personnelle, mes pensées les plus émues vont vers ma famille :*

*-Merci à mes parents, ma femme et mes enfants pour leur soutien sans faille.*

*Enfin, c'est dans un état d'esprit mitigé que je rédige ces quelques lignes afin de remercier toutes les personnes qui ont contribué implicitement ou explicitement à l'ensemble de ce travail.*

# Sommaire

**Chapitre I : Introduction générale et Etat de l'Art**

I.1. Introduction générale ..... 1

I.2. Etat de l'art..... 2

**Chapitre II : Définition du problème et limites de sûreté**

II.1. Définition du problème..... 5

II.2. Fabrication de plaque du dispositif de production du Molybdène..... 5

II.3. Description de la géométrie du dispositif de production du Molybdène..... 8

II.4. Notion du canal chaud ..... 10

II.5. Bases de conception de l'éléments du dispositif de production du Molybdène ..... 10

II.6. Notions des marges de sécurité dans le canal chaud du porte cible de Molybdène ..... 10

II.6.1. Le Coefficient de sécurité ONBR (Onest of Nucleate Boiling Ratio) ..... 10

II.6.2. Le Coefficient de sécurité DNBR (Departure From Nuclear Boiling Ratio) ..... 11

II.6.3. Le Coefficient de sécurité FIR (Flow Instability Ratio) ..... 11

II.6.4. La vitesse d'écoulement dans les canaux du porte cible de Molybdène ..... 11

II.6.4.1. Calcule de la Vitesse d'écoulement nominale maximale..... 12

II.7. Génération de puissance dans le dispositif de production du Molybdène ..... 12

**Chapitre III : Le Programme Développé sous Matlab**

III.1. La distribution de la température dans le dispositif de production du Molybdène ..... 13

III.1.1. La température de fluide de refroidissement..... 13

III.1.3. Calcul le demi-longueur extrapolée $l_p$ ..... 14

III.1.4. La température de la gaine de la plaque du dispositif de production du Molybdène.. 15

III.1.5. Détermination du coefficient de transfert de chaleur par convection (h)..... 16

III.1.6. La température dans le "meat" du dispositif de production du Molybdène ..... 19

III.2. Evaluation des débits d'écoulement dans le dispositif de production du Molybdène..... 19

III.2.1. Caractéristique de base d'écoulement ..... 19

III.2.2. Distribution les corrélations de frottement..... 20

III.2.3. Modèle de facteur de frottement ..... 20

III.2.4. Correction rectangulaire de canal..... 21

II.2.5. Les formes des corrélations du coefficient de perte des charges singulières ..... 21

III.2.6. Pression hydrostatique..... 22

III.2.7. Pression d'accélération..... 22

III.3. Corrélations utilisées dans l'étude thermohydraulique du dispositif de production du Molybdène ..... 22
III.3.1. Température de début d'ébullition nucléé TONB (Onset of Nucleate Boiling) ..... 22
III.3.2. Le flux de chaleur à L'ONB ..... 23
III.3.3. Flux de chaleur Critique ..... 23
III.4. Calcule de la vitesse nominale max $V_{n\text{-}max}$ ..... 24
III.5. Résultats et Discussion (programme développé sous Matlab) ..... 25
III.5.1. Calculs Thermohydraulique ..... 25
III.5.2. Les étapes de calcule ..... 26
III.5.3. Effet de vitesse de refroidissement sur la température de la plaque et de fluide de refroidissement ..... 27
III.5.4. Evolution de température de fluide, de la gaine et de meat le long de la plaque, v= 1.9 m /s ..... 28
III.5.5. Effet de vitesse sur la température (ONB) ..... 29
III.5.6. Effet de la puissance du réacteur ..... 29
III.5.7. Calcul du flux critique et du coefficient (DNBR) ..... 29
III.5.8. Calcul du coefficient (ONBR) ..... 31
III.5.9. Calcul du coefficient (FIR) ..... 31
III.5.10. Discussions sur les limites de sureté ..... 31

**Chapitre IV : Modélisation et résolution avec " ANSYS /Fluent"**

IV.1. Introduction ..... 33
IV.2. Modèles de turbulence ..... 33
IV.2.1. Hypothèse de Boussinesq ..... 33
IV.2.2. Modèle Spalart-Allmaras ..... 34
IV.2.3. Modèle k − ε Standard ..... 35
IV.2.4. Modèle $K - \varepsilon$ RNG ..... 35
IV.2.5. Modèle k − ε Realizable ..... 35
IV.2.6. Modèle k − ω Standard ..... 36
IV.2.7. Modèle k − ω SST ..... 36
IV.2.8. Modèle RSM ..... 37
IV.3. Couches limites ..... 38
IV.3.1. Couche interne ..... 38
IV.3.1.1. Sous couche visqueuse ..... 38
IV.3.1.2. Couche tampon ..... 38
IV.3.1.3. Couche de la loi Log ..... 38
IV.3.2. Couche externe ..... 39
IV.4. Notion d'établissement ..... 40

IV.5. Les méthodes numériques dans Fluent ..... 43
IV.5.1. Principe de la méthode des volumes finis ..... 43
IV.5.2. Maillage ..... 44
IV.5.3. Choix de maillage ..... 45
IV.5.4. Connectivité ..... 46
IV.6. Simulation du phénomène thermohydraulique avec le code ANSYS: Application à une géométrie de dispositif de production du Molybdène ..... 47
IV.6.1. Introduction ..... 47
IV.6.2. Hypothèses simplificatrices ..... 47
IV.6.3. Equations instantanées ..... 47
IV.6.4. Géométrie ..... 51
IV.6.5. Conditions initiales et aux limite ..... 51
IV.6.6. Maillage sous "Workbench-Ansys" ..... 53
IV.6.7. Choix et Qualité du Maillage ..... 53
IV.6.7.1. Cas turbulent ..... 53
IV.6.7.1.1. Précautions à prendre ..... 53
IV.6.8. Choix du modèle de paroi ..... 54
IV.6.9. Indépendance de la solution du maillage ..... 55
IV.6.10. Caractéristiques des maillages retenus ..... 58
IV.6.11. Choix du modèle de turbulence ..... 59
IV.6.12. Résultats et Discutions ..... 60
IV.6.13. Comparaison les résultats du profil de température à vitesse minimale de 1.9 m/s ..... 60
**Conclusion** ..... 64
Annexe1 ..... 66
Annexe2 ..... 67
Bibliographie ..... 73

# Liste des figures

Figure. I.1 Chaine globale d'approvisionnement en $^{99}$Mo..... 1
Figure. II.1 Schéma représente la Cible de molybdène Mo et volume de contrôle étudié..... 5
Figure. II.2 Les étapes de fabrication de la plaque cible..... 7
Figure. II.3 Plaque de cible utilisée pour la production de molybdène Mo ..... 8
Figure. II.4 Coupe transversale du dispositif de production du Molybdène ..... 9
Figure. III.1 Géométrie du canal ..... 23
Figure. III.2 Expansion brusque..... 23
Figure. III.3 Contraction brusque..... 23
Figure. III.4 Profil de la température de fluide à la vitesse de refroidissement ..... 24
Figure. III.5 Profil de la température de la gaine à la vitesse de refroidissement ..... 27
Figure. III.6 Profil de la température de meat à la vitesse de refroidissement..... 28
Figure. III.7 Profil de la température de la gaine et de fluide à la vitesse de refroidissement v=1.9 m/s..... 28
Figure. III.8 Profil de Température d'ébullition ..... 29
Figure. III.9 Profil des flux de chaleur maximale a vitesse de refroidissement v=1.9 m/s ..... 29
Figure. III.10 L'évolution de flux thermique et flux thermique critique a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s ..... 30
Figure.III.11 L'évolution du rapport de flux thermique critique a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s ..... 30
Figure. III.12 L'évolution du rapport ONBR a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s.. 31
Figure. III.13 L'évolution du rapport FIR à une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s..... 31
Figure. IV.1 La subdivision de la couche limite turbulente ..... 40
Figure. IV.2 Notion d'établissement..... 41
Figure. IV.3 Volume de contrôle bidimensionnel..... 44
Figure. IV.4 (a)Schéma de maillage,(b)maillage décalé pour$\boldsymbol{u_e}$, (c)maillage décalé pour $\boldsymbol{v_n}$. 45
Figure. IV.5 Exemples de maillages ..... 46
Figure. IV.6 Configuration simplifiée de la géométrie ..... 51
Figure. IV.7 Présentation de différents maillages d'une partie du géométrie ..... 57
Figure. IV.8 Variation de la vitesse axiale selon plusieurs maillages, (nbr de cellules /largeur

de la géométrie) ..... 57
Figure. IV.9 Maillage de la géométrie ..... 58
Figure. IV.10 Profil de température de fluide le long de la plaque ..... 60
Figure. IV.11 Profil de température de la gaine le long de la plaque ..... 61
Figure. IV.12 Profil de température du meat le long de la plaque ..... 62

# Liste des tableaux

Tableau. II.1 Principales Caractéristiques de la cible de Molybdène ..... .9
Tableau. II.2 Caractéristiques de génération de puissance pour la production du Mo..... .12
Tableau. III.1 Corrélations pour calculer Tonb..... 24
Tableau. III.2 Corrélations pour calculer qonb ..... 25
Tableau. III.3 Corrélations pour calculer qcr ..... 25
Tableau. III.4 Vitesse nominale max pour les deux combustibles (MTR et DIM) ..... 24
Tableau. III.5 Principales marges de sécurités utilisées dans ce travail..... 26
Tableau. III.6 Résultats pour dispositif de production de molybdène et principales marges de sécurité utilisés en "Matlab"..... 31
Tableau. IV.1 Calcul de longueur d'entrée turbulente..... 44
Tableau. IV.2 Différents formes de maillage des faces ..... 46
Tableau. IV.3 Les différentes équations de conservation gouvernantes de l'écoulement ..... 50
Tableau. IV.4 Propriétés physiques de l'eau à T= 40°C..... 52
Tableau. IV.5 Les paramètres physiques et chimiques de plaque de molybdène ..... 52
Tableau. IV.6 Les conditions initiales et les conditions aux limites..... 52
Tableau. IV.6 Options disponibles au "Fluent"..... 54
Tableau. IV.7 Calcul de la couche limite y+ et le placement de la première mailley$_p$..... 55
Tableau. IV.8 Nombre de cellules par hauteur et par domaine choisies dans notre maillage.. 58
Tableau. IV.9 Constantes du modèle $k-\varepsilon$ ..... 59
Tableau. IV.10 Résultats pour dispositif de production de molybdène et principales marges de sécurité utilisés..... 62

# Nomenclatures

| | | |
|---|---|---|
| $A$ | Section de passage | $m^2$ |
| $h$ | coefficient de transfert de chaleur | $W/m^2.K$ |
| $V$ | vitesse | $m/s$ |
| $g$ | Accélération de la gravité | $m/s^2$ |
| $h$ | Enthalpie par unité de masse | $kj/k$ |
| $K_c$; $\lambda$ | Conductivité thermique | $W/m.K$ |
| $L_h$ | La longueur d'entrée | $m$ |
| $S$ | Terme source | $W$ |
| $p_m$ | Périmètre | $m$ |
| $p$ | Pression | $Pa$ |
| $Q$ | Puissance thermique | $W$ |
| $\rho$ | Densité | $kg.m^{-3}$ |
| $q_m$ | Flux de chaleur volumétrique maximum généré | $W.m^{-2}$ |
| $cp$ | Capacité thermique spécifique | $j.g^{-1}.k^{-1}$ |
| $\mu$ | Viscosité dynamique de fluide | $kg.m^{-1}.s^{-1}$ |
| $T$ | Température | $°C$ |
| $T_0$ | Température ambiante | $°C$ |
| $k$ | Energie cinétique turbulente | $joule$ |
| $\varepsilon$ | Taux de dissipation | $-$ |
| $\emptyset$ | Fonction de dissipation | $-$ |
| $\rho$ | Masse volumique | $kg/s$ |
| $\dot{m}$ | Débit massique | $kg/m^3$ |
| $k$ | Energie cinétique turbulente | $joule$ |
| $m$ | Masse | $g$ |
| $V$ | Volume | $m^3$ |
| $\tau_{ij}$ | Composantes du tenseur de contraintes [N/m2] | $m^2$ |

**LISTE DES SIGLES ET ABREVIATIONS**

| | |
|---|---|
| LES | Large Eddy Simulation |
| DNS | Direct Numerical Simulation |
| FDS | Fire Dynamics Simulator |
| NIST | National Institute of Standardisation and Technology |
| CFD | Computational Fluid Dynamics |
| EVS | The Emergency Ventilation System |
| TMD | Transportant de Matières Dangereuses |

| | |
|---|---|
| MTR | Material Testing Reactor |
| RANS | Reynolds Averaged Navier Stokes Equations |
| RMS | Reynolds Stress Model |
| SST | Shear Stress Transport |
| UFE | Uranium Faiblement Enrichi |
| VOF | Volume Of Fluid |

# CHAPITRE I

# Introduction générale et Etat de l'Art

## I.1. Introduction générale

La fourniture de Technétium ($^{99m}$Tc) constitue un enjeu majeur de santé publique. Ce radio-isotope est en effet utilisé dans 80 % des examens de scintigraphie réalisés au monde. Ceci nécessite de disposer d'un radio-isotope précurseur qui est le Molybdène 99 (Mo-99) produit dans des réacteurs nucléaires polyvalents dont le nombre ne cesse de décroître dans le monde. Les principaux réacteurs qui produisent le $^{99}$Mo sont proches de leur fin de vie et voient augmenter leurs indisponibilités depuis 2008, ce qui a conduit à plusieurs périodes de tension. Tout arrêt de la production de $^{99}$Mo diminue l'offre de produits qui sont utilisés par les spécialistes pour les analyses des patients, ce qui a réduit les scans mais aussi le diagnostic des maladies graves [1].

En raison de la courte demi-vie du $^{99}$Mo (66 heures) et du $^{99m}$Tc (six heures), les maillons logistiques de la chaine d'approvisionnement doivent réagir très rapidement et de façon prévisible pour que le produit à injecté soit livré au patient. Le $^{99}$Mo ne peut pas être conservé de longues périodes. Dans la pratique, les aspects économiques et l'utilité médicale de $^{99}$ Mo/ $^{99m}$Tc dépendent de la minimisation des pertes par décroissance. L'efficacité logistique de la livraison juste-à-temps est concrètement essentielle à la soutenabilité économique de la chaine globale d'approvisionnement [2].

Cette chaine globale d'approvisionnement en $^{99}$Mo est constituée par le fabricants de cibles, les exploitants de réacteurs qui irradient les cibles pour créer du $^{99}$Mo, les transformateurs qui extraient le $^{99}$Mo des cibles irradiées et produisent du $^{99}$Mo en vrac, les fabricants de générateurs qui les réalisent avec cette matière première, les radio pharmacies et services de radio pharmacie des hôpitaux qui éluent le $^{99m}$Tc du générateur et le couplent avec des "Kits Froids" afin de préparer des doses radio pharmaceutiques pour l'imagerie médicale nucléaire des patients (FIG 1) [2].

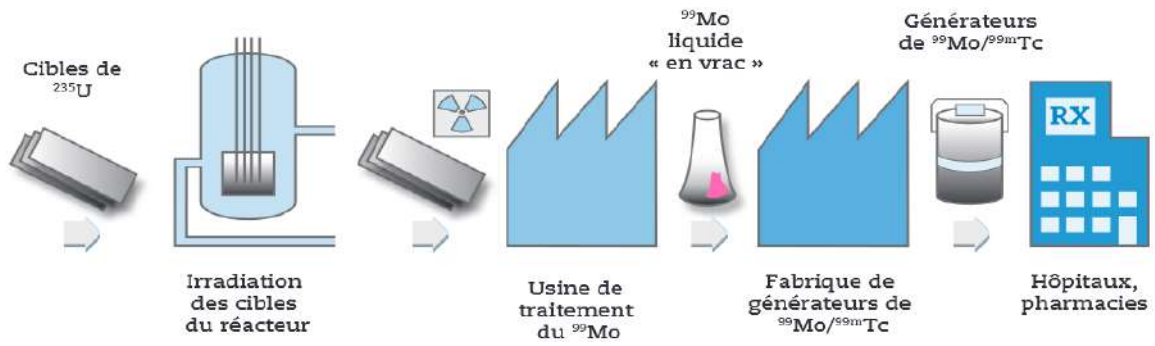



**Figure. I.1** *Chaine globale d'approvisionnement en $^{99}$Mo*

## I.2. Etat de l'Art

Une revue de la littérature montre qu'il existe de nombreux travaux numériques ou théoriques consacrés à l'étude de la convection forcée en général et ses applications autour des réacteurs nucléaires de recherche (MTR) en particulier.

De nombreuses références d'ordre général (voir références générales des ouvrages consultés) proposent des revues très documentées qui traduisent le champ très vaste de ce mode de transfert convectif de chaleur dans différentes applications.

Pour notre sujet, que nous considérons un peu particulier, nous nous sommes limités à présenter quelques travaux ayant trait aux traitements de la convection forcée dans le porte "cible" pour la production de Molybdène dans les réacteurs nucléaires de recherche (type MTR). Dans ce type de réacteur, les plaques combustibles constituent l'unique source de chaleur qu'il faut impérativement évacuer.

En mode de convection forcé, l'écoulement du fluide réfrigérant entre ces plaques (du porte "cible" pour la production de Molybdène) s'effectue de haut en bas, ou de bas en haut pour d'autres réacteurs de même type. Mais avant d'approcher la convection forcée dans les réacteurs de recherche, nous avons voulu tracer une petite rétrospective sur les travaux de référence récents ayant touchés le mode convection forcée entre plaques-parallèles-verticales dans le porte "cible" pour la production de Molybdène. Les traitements théoriques, numériques de la convection forcée entre plaque-cibles de molybdènes Mo ou dans les canaux rectangulaires ont fait l'objet de plusieurs travaux de recherche. Parmi ces études on cite:

[3] **Ahmad et al ; (2008)** : ont exécuté une analyse neutronique et thermohydraulique en utilisant divers codes de calculs pour la production du $^{99}$Mo de fission au réacteur PARR-1. La cible annulaire a été conçu par ANL (USA) en uranium faiblement enrichi (< 20% 235 U) irradiée au PARR-1 pour la production de 100Ci de $^{99}$Mo. Les cibles annulaires peuvent être irradiées sans risque pour la production de la quantité exigée de $^{99}$Mo de fission.

[4] **Ahmad ; (2009)** : a étudié les plaques faiblement enrichi de l'uranium (19,99% de $^{235}$U) qui sera utilisé comme cible pour la production de $^{99}$Mo de fission dans le réacteur de recherche-1 (PARR-1) au Pakistan. Les cibles LEU ont été fabriqué par l'Université du Missouri et irradier au réacteur (PARR-1) pour la production de 100Ci de molybdène-99 à la fin de l'irradiation. Il a déterminé par l'analyse neutronique les niveaux de puissance, la fluence de neutrons requis dans les plaques cibles, et la durée d'irradiation correspondantes. Enfin, il a réalisé l'analyse thermohydraulique pour la conception proposée. L'étude montre

que la plaque cible LEU peuvent être irradiés en toute sécurité au PARR-1 pour la production de la quantité désirée de $^{99}$Mo de fission.

[5] **Amgad Salama ; (2011)** : qui a réalisé des simulations numériques en 3D par logiciel Ansys-Fluent CFD d'un accident de la perte rapide de circulation de l'eau de refroidissement (FLOFA) dans le réacteur générique de recherche IAEA-MTR de puissance 10MW. Dans ce système, l'écoulement de fluide caloporteur est vers le bas. Le scénario transitoire commencera lorsque la pompe décélère exponentiellement avec une constante de temps d'une seconde. Ils ont montré que Lorsque l'écoulement est laminaire, la vitesse d'élévation de température devient plus importante et lorsque les pompes s'arrêtent complètement l'inversion de l'écoulement se produit en raison de la convection naturelle et la température va continuer à augmenter à des taux encore plus élevés jusqu'à ce que l'écoulement naturel soit établi. Les résultats de simulation en 3D Ansys-Fluent ont été comparé avec ceux estimés par les codes à 1D. En général, un très bon accord est obtenu, qui donne confiance dans l'approche de modélisation.

[6] **Abou Elmaaty Talal ; (2013)** : qui a réalisé une simulation numérique du transfert de chaleur et de distribution de température d'irradiation des cibles de molybdènes faiblement enrichi (LEU) à l'intérieur de la cellule chaude du réacteur de recherche nucléaire ETRR2 d'Egypte, à l'aide du logiciel FLUENT-Gambit. L'étude du transfert de chaleur et de distribution de température de la cible a été effectuée sur la base de différents scénarios, en prenant en considération l'effet de la résistance de contact entre les plaques elles-mêmes. Les résultats ont montré que la résistance thermique de contact a un effet important sur le refroidissement de cible faiblement enrichi (LEU); il peut produire jusqu'à 50°C en différence de température entre deux plaques adjacentes dans certaines simulations présentées.

[7] **Ebrahim Abedi et al ; (2016)** : ont étudié La production efficace et sûre du produit radiopharmaceutique molybdène-99 ($^{99}$Mo) dans un réacteur de recherches scientifiques de Tehran (TRR). Une simulation numérique neutronique à l'aide du logiciel neutronique MCNPX est faites sur la boite d'irradiation de molybdènes faiblement enrichi (LEU) pour évaluer l'activité $^{99}$Mo produite, une autre analyse Thermohydraulique a été également effectuée à l'aide du logiciel ANSYS/CFD pour évaluer le comportement thermique. Ils ont montré que la boite d'irradiation de molybdène LEU peut être irradiée en toute sécurité dans un réacteur de recherche (TRR) de Tehran pour la production de la quantité désirée de $^{99}$Mo de fission.

L'objet du présent travail est une contribution à l'étude et l'analyse thermohydraulique dans le porte "cible" pour la production de Molybdène dans un réacteur nucléaire de recherche "MTR". On se propose de développer un programme de calcul par "Matlab" par nos soins pour simuler à l'état stationnaire le comportement thermohydraulique du porte cible molybdène dans un réacteur MTR et évaluer les résultats prédits par le programme de calcul avec l'approche 2D de l'outil de CFD "FLUENT-ANSYS".

L'objectif de l'analyse thermohydraulique est d'évaluer les profils des températures des gaines du combustible et du fluide réfrigérant, des flux de chaleur et de distribution de débit dans les plaques combustibles du porte "cible" pour la production de Molybdène, aussi de prédire des phénomènes thermohydrauliques indésirables tels que le début d'ébullition (ONB). Le but final est de vérifier si ces paramètres sont dans les limites de design.

Les limites de design sont issues des critères de sûreté, qui sont imposés, afin d'assurer le refroidissement du cœur, et par conséquent assurer l'intégrité des éléments combustibles durant les conditions de fonctionnement du réacteur.

L'étude présentée est organisé en cinq (5) chapitres et deux (2) annexes. La définition du problème et les limites de sûreté du réacteur de recherche ont été abordé au deuxième chapitre.

- Le troisième chapitre est consacré aux détails de la modélisation de notre modèle du porte cible molybdène dans un réacteur MTR à l'aide du langage informatique "Matlab" à l'état stationnaire.
- Dans le quatrième chapitre de ce travail, on présente les détails de la modélisation de notre système en logiciel CFD/Ansys.
- Dans le cinquième chapitre on compare les résultats numériques obtenus par les deux moyens du calcul, en illustrant l'influence des paramètres de base sur les champs de température et de vitesse ainsi que sur le transfert de chaleur.
- En conclusion, nous parlons des connaissances acquises et des objectifs atteints durant ce travail.

# CHAPITRE II
# Définition du problème et limites de sûreté

## II.1. Définition du problème

Cette étude s'inscrit dans le cadre des programmes de recherches sur la sûreté et la sécurité dans les réacteurs de recherches (MTR) pour la production des radio-isotopes les plus importants qui est le $^{99m}Tc$. Ce travail est axé sur les calculs et les évaluations thermohydrauliques du projectile de production de molybdène.

Il donc très opportun de prédire les paramètres thermohydrauliques avec des outils tels que les codes de calculs [7]. La Figure.II.1 présente le schéma d'une boite d'irradiation de combustible de molybdène (porte "cible" pour la production de Molybdène).

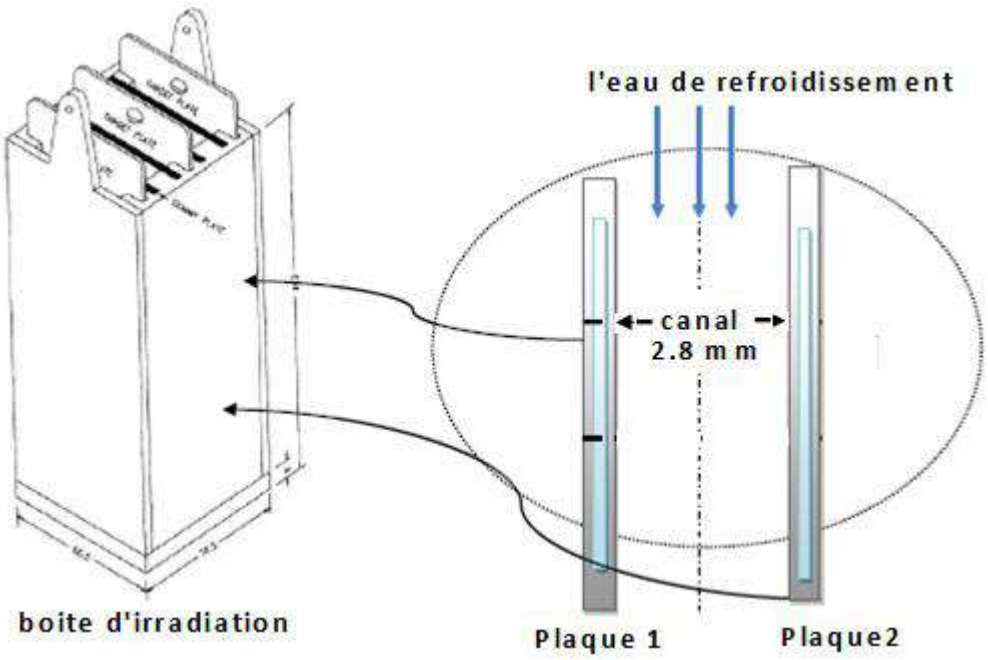



**Figure. II.1** *Schéma représente la Cible de molybdène Mo et volume de contrôle étudié*

## II.2. Fabrication de plaque du dispositif de production du Molybdène

Le fabricant, le contrôleur de qualité et les exploitants de réacteurs devraient examiner attentivement les exigences de la spécification à utiliser pour la possibilité de réduire le coût de fabrication de plaque combustible d'un part et pour la sécurité du réacteur qui a une importance primordiale. Dans cette paragraphe, en va définir les étapes suivies pour la fabrication de plaque cible molybdène avant l'insertion dans le réacteur [8].

Les matériaux de départ utilisées pour préparer le bain de fusion sont en aluminium pur et d'uranium pur. Chaque plaque de combustible de molybdène nécessite: deux plaques de gainage et un cadre d'image, et un fuel compacté. Les plaques de gainage de combustible de molybdène sont fabriquées à partir d'aluminium de qualité par cisaillement. Le cadre est fabriqué d'abord par cisaillement d'une plaque d'aluminium, puis l'ouverture du combustible

est faite dans le centre de la plaque. Une attention est attirée sur les dimensions du meat et l'ouverture dans le cadre [8].

La trame d'image et les deux plaques de gainage sont d'abord nettoyées à fond par l'hydroxyde de sodium à 10% à une température de 80 ˚C, puis dans une solution d'acide nitrique à 50%. Le cadre de l'image ainsi que les deux plaques de gainage sur ses deux côtés seront ensuite pressés dans une machine de pressage [8].

La billette (The billets) ensuite assemblé en chauffant le cadre à 600 ˚C, s'infiltrant le meat congelé dans le trou élargi, puis en laissant le cadre refroidir à la température ambiante. Les plaques de gainage sont soudées sur le cadre d'image par l'arc de gaz inerte fondu. Les quatre coins sont laissés sans soudure pour permettre l'échappement de l'air emprisonné pendant les premières étapes de laminage à chaud [8].

Les billettes sont chauffées dans un four à 600 ˚C pendant une heure avant le premier passage et réchauffés pendant au moins cinq minutes entre les passes. Après laminage à chaud, les plaques sont mesurées à l'aide d'un micromètre et recuites pendant une heure à ~ 450 ˚C pour le test de plaquette. Les cloques sont contrôlées visuellement; les plaques avec des cloques sont rejetées et les autres sont numérotées consécutivement. Les plaques de combustible molybdène sont recuites puis laminées à froid pour obtenir avec précision l'épaisseur finale, en utilisant le même broyeur qui a été utilisé pour le laminage à chaud. Les plaques acceptables sont radiographiés pour localiser des défauts internes, déterminer la rectitude, et de délimiter la partie de meat de la plaque. Le meat au sein de la plaque de combustible molybdène est situé en comparant ses contours radiographiques positionnés sur la plaque. Avant le cisaillement de la plaque, les chiffres sont encore inscrits et les plaques sont marquées selon les spécifications dimensionnelles pour établir des lignes de référence pour le cisaillement. Les plaques sont ensuite cisaillées des lignes inscrites. La plaque de combustible est usinée à la largeur finale, en utilisant l'usinage appareil. Les coins des plaques sont ensuite arrondis par dépôt à la main. Toutes les plaques de combustible sont à nouveau radiologiquement inspectées pour veiller à ce que les dimensions spécifiées avaient été respectées : largeur minimale et maximale de plaque, longueur et largeur du meat, ainsi que les épaisseurs des plaques sont vérifiées. Un numéro de série est placé sur chaque plaque de combustible molybdène pour l'identification, ce numéro doit être sur la région hors meat de la plaque, voir figure. II.2 qui représente les étapes de fabrication de la plaque cible [8].

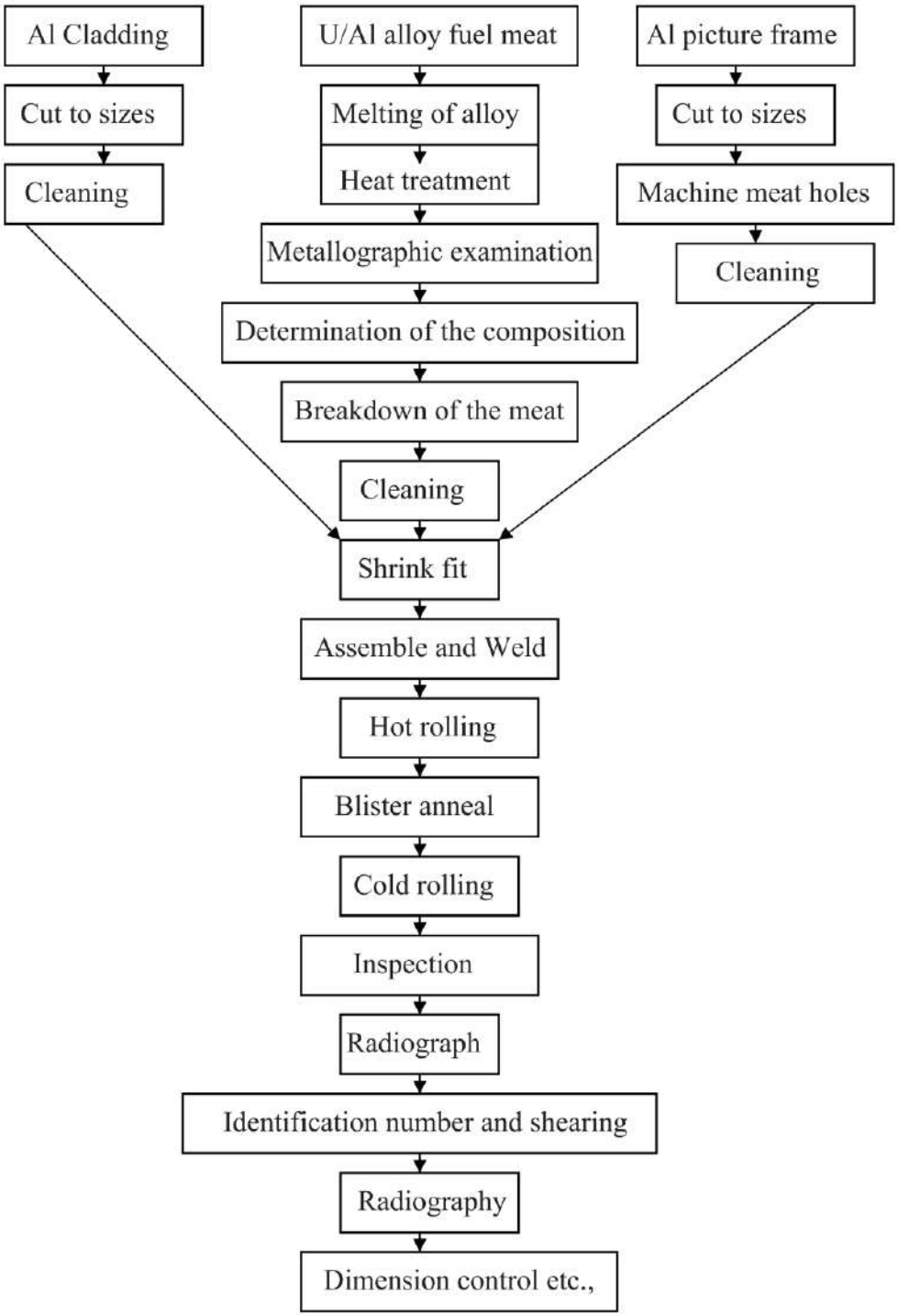



**Figure. II.2** *Les étapes de fabrication de la plaque cible.*[7]

### II.3. Description de la géométrie du dispositif de production du Molybdène

La plupart des spécifications géométriques sont fixés, les dimensions ne peuvent pas être modifiées après l'irradiation de porte-cible de la plaque. Certaines valeurs de conception géométrique peuvent être ajustées dans certains cas, si cela se situe dans les limites de conception. Pour cette raison, plusieurs valeurs sont données avec les tolérances utilisés dans la conception de cible en forme de plaque Tableau. II.3 [7].

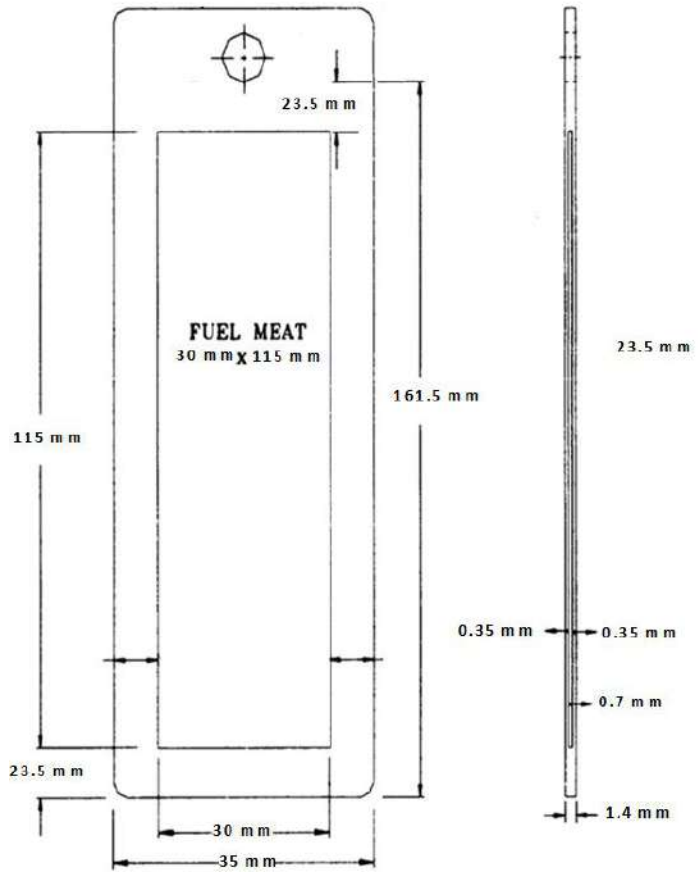



**Figure. II.3** *Plaque de cible utilisée pour la production de molybdène Mo.* [7]

- On considère un dispositif de production de Molybdène par fission de l'uranium élaboré en $UAl_2$ sous forme de mini-plaques montées dans un dispositif d'irradiation. Ces plaques sont disposées en deux étages, chacun des deux étages pouvant supporter quatre plaques au maximum.

- Le Tableau. II.1 résume les caractéristiques principales du dispositif de molybdène et la Figure. II.4 donne la coupe transversale de ce même dispositif [7].

**Tableau. II.1** *Principales Caractéristiques de la cible de Molybdène.*

| | | |
|---|---|---|
| meat | **Matériau** | $UAl_2$ |
| | **Densité d'Uranium** | $3.0g/cm^3$ |
| | **Enrichissement** | 19.77% |
| | **Charge d'U235 par plaque** | 1.440gr |
| | **Largeur de la plaque** | 30.0mm |
| | **Epaisseur** | 0.7mm |
| | **Hauteur** | 115.0mm |
| gaine | **Matériel** | Al-6061 |
| | **Largeur** | 35mm |
| | **Epaisseur externe** | 1.4mm |
| | **Hauteur** | 115.0mm |
| Canal Réfrigérant | **Matériel** | Eau légère |
| | **Epaisseur interne** | 2.8 |
| Porte cible | **Géométrie** | Carrée |
| | **Dimensions extérieures** | 80mm×76 mm |
| disposition | **Nombre de plaques** | 8 |

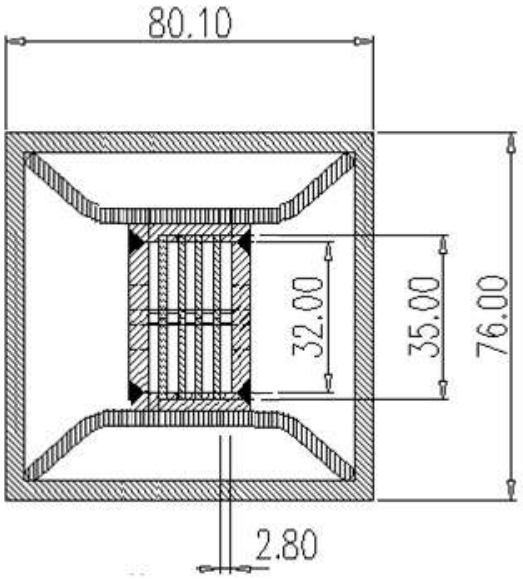



**Figure. II.4** *Coupe transversale du dispositif de production du Molybdène.* [7]

### II.4. Notion du canal chaud

Il existe en général dans le réacteur un canal qui est, a priori, plus défavorisé que les autres en terme de conditions de refroidissement. Dans la plupart des cas, les phénomènes liés au mauvais refroidissement se produiront préalablement dans ce canal qui constitue en quelque sorte le " point faible " du réacteur. Cependant, il est souvent difficil de localiser le canal qui est réellement le plus défavorisé, à cause des incertitudes liées principalement aux conditions thermodynamiques locales de fonctionnement. Alors, on suppose que toutes les conditions les plus défavorables, y compris les valeurs de tous les défauts et erreurs possibles, sont rassemblées dans un même canal, appelé "canal chaud", qui sera le siège des phénomènes limitant la puissance. On obtient ainsi une marge de sécurité certainement majorée [17].

### II.5. Bases de conception de l'élément du dispositif de production du Molybdène

Le critère qui doit être adopté pour garantir un refroidissement adéquat du cœur du réacteur est annoncé comme suit: «Eviter l'endommagement du combustible induit thermiquement ou hydrauliquement durant l'opération normal à l'état stable et en cas d'évènements initiateurs d'accidents».

Pour les assemblages combustibles plaques type MTR, la définition précédente du point de vue thermique peut être interprétée comme suit : la température maximale du combustible pour l'opération normale, doit rester inférieure à 400°C tout au long du cycle du combustible afin d'empêcher le gonflement du combustible (meat) dû aux gaz de fission qui donnera lieu à la réduction du gap entre les plaques et qui représente la section de passage du réfrigérant [9].

### II.6. Notions des marges de sécurité dans le canal chaud du porte cible de Molybdène

Une fois les flux de chaleur du canal chaud avaient été déterminés, leurs ratios pertinents peuvent être évalués. Ces ratios (DNBR, ONBR, FIR) représentent les marges de sécurité des phénomènes critiques. Ces marges de sécurité sont calculées comme suit [26].

#### II.6.1. Le Coefficient de sécurité ONBR (Onest of Nucleate Boiling Ratio)

C'est le rapport entre la valeur maximale du flux à la température d'ébullition $q_{max;(onb)}$ et la valeur maximale du flux dans le canal chaud $q_{max;(c.c)}$. Ce rapport doit être strictement supérieur à un $(ONBR > 1.3)$, pour éviter l'apparition des bulles dans le fluide caloporteur [27].

$$ONBR = \frac{q_{max;(onb)}}{q_{max;(c.c)}} > 1.3 \qquad \text{II. 1}$$

### II.6.2. Le Coefficient de sécurité DNBR (Departure From Nuclear Boiling Ratio)

C'est le rapport entre le flux thermique critique $q_{cr}$ et la valeur maximale du flux dans le canal chaud $q_{max;(c.c)}$. Les marges de sûreté des réacteurs nucléaires exigent que ce rapport doit être au moins égal à 2 afin d'assurer le bon fonctionnement du réacteur. Le rapport du flux de chaleur critique est donné par [27].

$$DNBR = \frac{q_{cr}}{q_{max;(c.c)}} > 2 \qquad \text{II. 2}$$

Ce rapport permet de connaître la situation en ce qui concerne le risque de burnout. Le minimum de ce rapport DNBR est à une hauteur critique. En effet, il doit être, tenu assez loin de la crise d'ébullition qui pourrait endommager les plaques de combustible [27].

### II.6.3. Le Coefficient de sécurité FIR (Flow Instability Ratio )

C'est le rapport entre le flux de chaleur thermique à l'instabilité $q_{OFI}$ et la valeur maximale du flux dans le canal chaud $q_{max;(c.c)}$. Les marges de sûreté des réacteurs nucléaires exigent que ce rapport doit être au moins égal à 2.0 pour un bon fonctionnement du réacteur. Le rapport du flux de chaleur à l'instabilité FIR est donné par [26]:

$$FIR = \frac{q_{OFI}}{q_{max;(c.c)}} > 2.0 \qquad \text{II. 3}$$

### II.6.4. La vitesse d'écoulement dans les canaux du porte cible de Molybdène

Pour un ensemble de plaque donnée, il existe une vitesse d'écoulement critique au-dessus duquel les plaques deviennent instables. Donc, pour éviter une distorsion des canaux et un surchauffe du combustible due à des instabilités hydrauliques des plaques de combustible, la vitesse maximale du fluide circulant à travers les canaux de refroidissement doit être inférieure à cette vitesse critique [28].

Dans ce travail, nous avons établi, en tant que critère de conception, afin de limiter la vitesse maximale de l'écoulement de fluide de refroidissement dans les 2/3 de la vitesse critique de Miller, $V_{cr}$ (m/s), qui est donnée par l'équation II. 4 [28].

$$V_{crit} = \frac{\left[15.10^5.E.\left(h_p^3 - h_c^3\right).h\right]^{1/2}}{\left[\rho.b^4.(1-\upsilon^2)\right]^{1/2}} \qquad \text{II. 4}$$

$h_p$: épaisseur de la plaque de combustible (cm)

$h_c$: épaisseur du meat (cm)

h: épaisseur du canal de refroidissement (cm)

b: largeur du canal de refroidissement (cm)

ρ: la densité [kg. $m^{-3}$]

E: module de Young (bar)

υ: coefficient de poisson ( adimensionnel).

### II.6.4.1. Calcul de la Vitesse d'écoulement nominale maximale

La vitesse nominale maximale de l'écoulement du liquide de refroidissement à travers le cœur du réacteur dans l'étude (Vn-max) ne peut pas dépasser 2/3 de la vitesse critique. En utilisant le concept de la vitesse critique, comme il est indiqué dans l'équationII. 4, nous aurons ce qui suit:

$$V_{n-max} = \frac{2}{3}.V_{crit} \qquad \text{II. 5}$$

## II.7. Génération de puissance dans le dispositif de production du Molybdène [26].

Dans le cadre de ces études conceptuelles, les hypothèses suivantes nous ont été transmises concernant la génération de puissance dans les plaques combustibles cibles pour la production du molybdène :

**Tableau. II.2** *Caractéristiques de génération de puissance pour la production du Mo*

| | |
|---|---|
| Puissance thermique totale (kW) | 32 pour les 8 plaques des deux étages |
| Facteur de pic total | 1.1; [10] |
| Profil axial de la puissance | Plan (uniforme et constant) |

- Surface de chauffe pour une plaque= 3.0 x 11.5 x 2 = 69.0 $cm^2$.
- Surface de chauffe pour 08 plaques= 69.0 $cm^2$ x 08 = 552.0 $cm^2$.
- Flux thermique moyen = 32000/552 = 57.97 W/ $cm^2$.
- Flux thermique maximum = 57.97 x 1.1 = 63.767 W/ $cm^2$

La puissance maximale générée par le dispositif du Molybdène est donc par hypothèse constante et uniforme le long des plaques et d'une valeur de 63.767 W/ $cm^2$.

# CHAPITRE III
# Le Programme Développé sous «Matlab»

# III. Le Programme Développé sous Matlab

L'objectif de cette partie est l'analyse thermohydraulique du porte cible molybdène dans un réacteur de recherche MTR, un programme numérique en Matlab a été établi pour la détermination de la distribution des températures dans le fluide de refroidissement (eau légère), dans la gaine et dans le combustible pendant leur évacuation de la chaleur produite entre deux plaques d'un porte cible dans l'état stationnaire.

## III.1. La distribution de la température dans l'élément combustible de molybdène

### III.1.1. La température de fluide de refroidissement

La puissance thermique produite par le réacteur destiné à la production de molybdène est directement liée au débit du réfrigérant du réacteur à sa différence de température à travers le porte cible de molybdène par la relation suivante :

$$\dot{Q} = \dot{m}.C_p.\Delta T \qquad \text{III. 1}$$

Dans notre travail on a supposé que le flux de chaleur généré est transféré par convection forcée à partir de plaque de combustible de molybdène au fluide de refroidissement, l'expression de ce flux de chaleur généré est donnée par la relation suivante [11]:

$$\mathrm{dQ_g(z)} = \mathrm{q(z).A_{th}.dz} \qquad \text{III. 2}$$

Avec

$\mathrm{A_{th}}$ : la surface de la section de passage de combustible

q(z) : c'est le flux de chaleur généré.

$z$ : Coordonnée axiale.

L'intégration de l'équation précédente par rapport à la longueur de combustible donne l'équation suivante dans le cas de flux cosine :

$$q(z) = q_m \,.\cos\left(\frac{\pi\, z}{2\, L_P}\right) \qquad \text{III. 3}$$

Avec :

$q_m$ : Le flux de chaleur volumétrique maximum généré dans le centre de combustible.

et $l_p$ est la demi-longueur extrapolée.

### III.1.3. Calcul le demi-longueur extrapolée $l_p$

La longueur non active revient à la diffusion neutronique, les neutroniciens l'on ajouté pour retrouver qualitativement les équations neutroniques, ils ont considéré que le flux de chaleur s'annule sur une longueur extrapolée de distance d=2.4226 cm de la plaque [7], donné par la relation suivante:

$$l_p = 0.5 * \mathrm{a} + \mathrm{d} \qquad \text{III. 4}$$

a: demi longeur active

La quantité de chaleur apparente par le fluide de refroidissement par unité de temps peuvent être présenter par l'équation suivante:

$$\mathrm{dQ_r(z)} = \dot{\mathrm{m}}.\,\mathrm{c}_p.\,\mathrm{dT} \qquad \text{III. 5}$$

Avec : $\dot{\mathrm{m}}$ flux massique de fluide de refroidissement.

Dans le cas stationnaire, la quantité de chaleur générée par le noyau de combustible doit être égale à la quantité de chaleur prise par le fluide de refroidissement ce qui donne :

$$\mathrm{dQ_g(z)} = \mathrm{dQ_r(z)} \qquad \text{III. 6}$$

Après remplacement dans l'égalité (III. 6) on trouve la relation (III. 7) qui représente le transfère de chaleur par convection forcée à partir de la plaque de molybdène vers le fluide de refroidissement (l'eau légère).

$$\dot{m}.cp.dT = 2.a\,.q''.dz \qquad \text{III. 7}$$

Avec :

$\dot{m}$ : Débit massique de fluide de refroidissement (kg/s).

cp : Chaleur spécifique de fluide de refroidissement ($\mathrm{j.g^{-1}.k^{-1}}$).

$q''$ : Flux de chaleur ($\mathrm{w/m^2}$).

a : Largeur de plaque de combustible (m).

L'équation suivante nous permet d'exprimer la distribution de la température dans le fluide de refroidissement.

L'évolution de la température dans un canal du réacteur dépend directement de la distribution de la puissance thermique. Pour un réacteur de recherche, la puissance locale générée, $q''$ est **cosinusoïdale** en axe z [12].

Après intégration de l'expression (11) (le flux cosine), on peut exprimer la distribution de la température de fluide suivant l'axe z par [11]**:**

$$\int_{Te}^{T} dT = \frac{2\,.pt}{\dot{m}\,cp}\int_{-\frac{l}{2}}^{z} \mathrm{q_{max}}\,.\cos\left(\frac{\pi\,.z}{2.\,l_p}\right)\,dz \qquad \text{III.8}$$

$$T(z) = Te + \frac{4\,.pt.\,l_p}{\dot{m}\,cp\,\pi}\mathrm{q_{max}}\left[\sin\left(\frac{\pi\,.z}{2.\,l_p}\right) + \sin\left(\frac{\pi\,.l}{4.\,l_p}\right)\right] \qquad \text{III.9}$$

### III.1.4. La température de la gaine de la plaque du dispositif de production du Molybdène

L'application de l'analyse dimensionnelle montre que la relation liant le flux de chaleur transféré par convection aux variables dont il dépend peut être recherchée sous la forme d'une relation entre trois nombres adimensionnels [13]:

$$Nu = f(Re, Pr) \qquad \text{III.10}$$

Le calcul d'un flux de chaleur transmis par convection forcée s'effectue donc de la manière suivante:

- Calcul des nombres adimensionnels de Reynolds et de Prandtl
- Suivant la valeur de Re et de Pr, choix de la corrélation
- Calcul de Nu par application de cette corrélation
- Calcul de $\mathrm{h} = \lambda.\,\mathrm{Nu/D}$ et de $\Phi = \mathrm{h.\,S.\,(Tp - T\infty)}$

Pendant leur déplacement entre les deux plaques de molybdéne, le fluide de refroidissement échange la chaleur par convection forcée avec les plaque de molybdéne donc d'aprés la loi de Newton de la convection thermique, on peut écrire [11]:

$$q(z) = h.\,(T_{cl} - T) \qquad \text{III.11}$$

Avec;

$q(z)$ : Flux de chaleur (Watt)

h : Coefficient de transfert de chaleur par convection ($W/m^2.K$)

$T_{cl}$ : Température de la gaine (K).

T : Température de fluide de refroidissement(K).

La température de la gaine (le flux de chaleur est cosine) est exprimée par la relation suivante:

$$T_{cl}(z) = \frac{q_{max}}{h}\cos\left(\frac{\pi\, z}{2\, l_p}\right) + T(z) \qquad \text{III.12}$$

### III.1.5. Détermination du coefficient de transfert de chaleur par convection (h)

La convection est dite forcée si le fluide se met en mouvement sous l'effet d'une action mécanique extérieure (pompe, ventilateur...), l'écoulement du fluide défini un mouvement forcé tandis que le transfert de chaleur entre la paroi et le fluide exprime la convection forcée. En régime stationnaire le processus de transmission thermique par convection est donné par l'expression générale de Newton la quantité de chaleur échangée, rapporté à l'unité de temps est proportionnelle à la différence entre la température de la paroi $T_p$ et la température du fluide $T_f$ [14].

$$q(z) = h.\left(T_f - T_p\right) \qquad \text{III.13}$$

Dans cette expression le coefficient $h\left(\frac{w}{m^2}.K\right)$ est appelé coefficient d'échange par convection.

La problématique qui se pose par la suite est le calcul de $h$ en fonction des conditions d'écoulement du fluide. La principale méthode utilisée pour évaluer le coefficient d'échange de chaleur est l'analyse dimensionnelle, qui permet de définir des corrélations en utilisant les critères de similitude pour les phénomènes thermiques [14].

L'étude des problèmes de transfert de chaleur par convection implique la résolution d'équation différentielle, qui décrit la mécanique des fluides, les échanges d'énergie, les transferts de masse. Ces équations sont généralement liées et difficiles a résoudre analytiquement, ce qui conduit à associer à la théorie l'expérimentation permettant de trouver les valeurs des grandeurs recherchées [14].

Ces ainsi qu'on a choisi les nombres sans dimension suivants :

- **Nusselt :** c'est le rapport du flux de la convection thermique sur le flux de conduction thermique. Il est d'autant plus élevé que la convection est prédominante sur la conduction. Il caractérise le type de transfert de chaleur [14].

$$Nu = \frac{h.(T_P - T_\infty)}{\frac{\lambda}{D}.(T_P - T_p)} = \frac{h.D}{\lambda} \qquad \text{III. 14}$$

$D$ : Diamètre hydraulique (m)

λ : Coefficient de la conductivité thermique $[\frac{w}{m.\ K}]$

- **Reynolds :** après quelques expériences exhaustives dans les années 1880, Osborne Reynolds a découvert que le régime d'écoulement dépond principalement du rapport des forces d'inertie sur les forces visqueuses dans le fluide. Ce rapport est exprimé pour l'écoulement externe [15].

$$Re = \frac{\rho.D.V}{\mu} \qquad \text{III. 15}$$

$\rho$ : Masse volumique du fluide (kg/m$^3$).

$\mu$ : viscosité dynamique (kg/ms).

- $0 \leq Re \leq 2300$ on a une convection en régime laminaire
- $2300 \leq Re \leq 10000$ on a une convection en régime intermédiaire
- $Re \geq 10000$ on a une convection en régime turbulent

- **Prandtl :** le nombre de Prandtl définit le rapport de la diffusivité moléculaire dynamique sur la diffusivité moléculaire thermique. Il est nommé d'après Ludwig Prandtl qui a introduit la notion de couche limite en 1904 et a fait d'importantes contributions dans la théorie de la couche limite.

Le nombre de Prandtl pour un fluide varie de moins de 0,01 pour les métaux liquides à plus de 100.000 pour les huiles lourdes.

Notez que le nombre de Prandtl pour les gaz est d'environ 1 ce qui indique que le flux dynamique et le flux de chaleur se dissipent au même temps.

La chaleur se diffuse très rapidement dans les métaux liquides ($Pr \ll 1$), lentement dans les huiles ($Pr \gg 1$) par rapport à la dynamique du gaz. En conséquence la couche limite thermique est beaucoup plus épaisse pour les métaux liquides et beaucoup plus minces pour les huiles par rapport à la couche limite de vitesse [14].

$$\mathrm{Pr} = \frac{\mu.\mathrm{C_p}}{\lambda} \qquad \text{III. 16}$$

- **Grashof :** Le nombre de Reynolds joue un rôle en convection forcée et le nombre de Grashof en convection naturelle ainsi qu'il fourni le critère principal pour déterminer

si l'écoulement du fluide est laminaire ou turbulent en convection naturelle, le nombre de Grashof correspond au rapport des forces de gravité sur les forces visqueuses

$$\mathrm{Gr} = {(\mathrm{L_c^3}.\beta.\mathrm{g}.\Delta\mathrm{T})}/{\mu^2} \qquad \text{III.17}$$

Où

g : Accélération de la pesanteur en ${\mathrm{m}}/{\mathrm{s}^2}$

β : Coefficient de dilation volumique ( $\beta = {1}/{\mathrm{T}}$ pour les gaz parfait)

ΔT : Différence de température

$\mathrm{L_C}$ : Longueur caractéristique en m

Ces paramètres adimensionnels facilitent les études expérimentales et des conditions de similitude. Il porte le nom du chercheur qui les introduit.

Dans le cas du cœur du réacteur de recherche on fait l'étude thermohydraulique par rapport au canal chaud de la boite de molybdène (le canal le plus défavorable).

Le coefficient de transfert de chaleur par convection (h) est calculé par la corrélation suivante :

$$h = \frac{N_u.K_c}{D_h} \qquad \text{III.18}$$

Pour l'écoulement de fluide entre deux plaques le nombre de Nusselt est donné par la relation:

$$N_u = 1.86\left(\left(\frac{R_e.P_r}{z}\right)D_h\right)^{\frac{1}{3}} \qquad \text{III.19}$$

$$R_e = \frac{v.D_h}{\vartheta} \qquad \text{III.20}$$

$$P_r = \frac{C_{p.}\,\mu}{K_c} \qquad \text{III.21}$$

$$D_h = \frac{4\,.A_{th}}{p_m} \qquad \text{III.22}$$

Avec :

$K_c$ : La Conductivité thermique de la gaine.

### III.1.6. La température dans le "meat" du dispositif de production du Molybdène

Par l'utilisation d'analogie électrique (Loi d'Ohm ), l'expression de flux de chaleur entre le centre du combustible et la surface de la gaine en fonction de la résistance thermique [11], est présentée dans l'equation suivante:

$$\mathrm{q(z)} = \frac{T_f - T_{cl}}{\frac{e_f}{k_f} + \frac{e_{cl}}{k_{cl}}} \qquad \text{III.23}$$

Selon l'équation 16, la température au centre de combustible de molybdène est comme suit [11]:

$$T_f(\mathrm{z}) = T_{cl} + q(z)\left(\frac{e_f}{k_f} + \frac{e_{cl}}{k_{cl}}\right) \qquad \text{III.24}$$

$T_f$ : Température au centre de combustible de molybdène (k).

$e_f, k_f$: sont respectivement l'épaisseur et la conductivité thermique du combustible de molybdène.

$e_{cl}, k_{cl}$ : L'épaisseur et la conductivité thermique de la gaine respectivement.

La température de combustible de molybdène (flux est cosinus) est donnée par l'équation suivante [11]:

$$T_f(\mathrm{z}) = T_{cl} + \mathrm{q_{max}} . \cos\left(\frac{\pi . z}{2. l_p}\right)\left(\frac{e_f}{k_f} + \frac{e_{cl}}{k_{cl}}\right) \qquad \text{III.25}$$

**III.2. Evaluation des débits d'écoulement dans le dispositif de production du Molybdène** [16]

**III.2.1. Caractéristique de base d'écoulement :**

Dans les conditions d'équilibre, toute la chute de pression à travers une boucle d'écoulement, P total : est la somme de perte de charge par friction, l'accélération, et les chutes de pression d'altitude [16].

$$\Delta p_{totale} = \Delta p_{fr} + \Delta p_{ac} + \Delta p_g \qquad \text{III.26}$$

$\Delta p_{fr}$ : Perte de pression par frottement.

$\Delta p_{ac}$ : Perte de pression par accélération.

$\Delta p_g$ : Perte de pression par gravitée.

$$\Delta p_{fr} = \frac{f\ L}{D_e}\frac{\rho v^2}{2} + \sum_{i=1}^{i=n} K_i \frac{\rho v^2}{2} \qquad \text{III.27}$$

$f$ : Coefficient de pertes de charges linéaires.

$K_i$ : Coefficients de pertes de charges singulières.

$D_e$ : Diamètre hydraulique (m).

$L$ : Longueur de section(m).

### III.2.2. Distribution des corrélations de frottement :

La corrélation de facteur de frottement pour un écoulement à une convection forcée monophasé est déterminée par la composition des corrélations, pour tenir compte des modifications pour chauffer les canaux rectangulaires [16]:

$$f_{D.H} = f_{D,TU}.K_{SQ}.K_H \qquad \text{III.28}$$

$f_{D,TU}$: Facteur de frottement (Le coefficient de pertes de charges linéaires).

$K_{SQ}$ : Facteur de correction pour le canal rectangulaire.

$K_H$: Facteur de correction pour le liquide avec la viscosité variable.

$$K_H = \begin{cases} \left[\frac{\mu_w}{\mu_b}\right]^{0.85} pour\ l'eau \\ \left[\frac{\mu_w}{\mu_b}\right]^{1.0} pour\ l'aire \end{cases} \qquad \text{III.29}$$

Avec $\mu_w$ et $\mu_b$ sont respectivement la viscosité de l'eau à la température de la gaine et à la température moyenne.

### III.2.3. Modèle de facteur de frottement :

Le facteur de frottement de Darcy est calculé dans le cas d'un écoulement laminaire et turbulent et dans le régime de transition, comme suit:

- Le facteur laminaire de frottement (Re <2000) [16]:

$$f_d = \frac{64}{Re\ K_R} \qquad \text{III.30}$$

le facteur de frottement dans la région de transition entre écoulement laminaire et écoulement turbulents est calculés par interpolation linéaire quant (2000 < Re < 5000) :

$$f_{D.TU} = f_{dl} + \left(\frac{Re - 2000}{3000}\right)(f_{dt} - f_{dl}) \qquad \text{III.31}$$

où $f_{dl}$ est le facteur laminaire à un nombre de Reynolds de 2000, $f_{dt}$ est le facteur turbulent de frottement à un nombre de Reynolds de 5000.

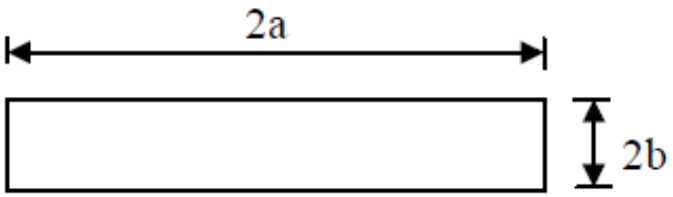
- L'expression Techo est adoptée pour le facteur de frottement de Darcy dans monophasé entièrement développé au écoulement turbulent pour le tube lisse, non chauffé, circulaire:

$$\frac{1}{\sqrt{f_{D.TU}}} = 0.8686\ ln\left(\frac{Re}{1.964 \ln Re - 3.8215}\right) \qquad \text{III. 32}$$

**III.2.4. Correction rectangulaire de canal :**

Le facteur de correction pour les canaux rectangulaires est basé sur la corrélation de Shah comme sui [16]:

$$K_{SQ} = \frac{2}{3} + \frac{11}{24}\alpha(2-\alpha) \qquad \text{III. 33}$$




$$\alpha = \frac{2.b}{2.a}$$

**Figure. III.1** *Géométrie du canal*

**III.2.5. Les formes des corrélations du coefficient de perte des charges linéaires** [16]:

Les pertes de charges singulières sont des paramètres géométriques locaux quantifiant la résistance hydraulique à l'écoulement du fluide dans les conduites. Elles sont dues généralement au changement brusque de la section de passage de l'écoulement.

**A-Expansion :** $K_{Exp} = \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2$

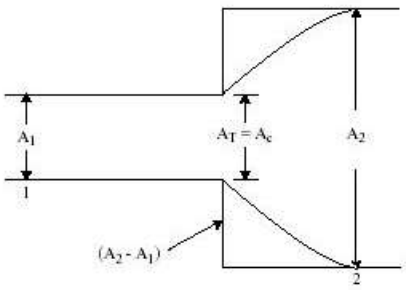



**Figure. III.2** *Expansion brusque*

**B-Contraction :**

$$k_{con} = \begin{cases} 0.42\left(1 - \frac{A_2}{A_1}\right) & si \quad \frac{A_2}{A_1} < 0.85 \\ \left(1 - \frac{A_2}{A_1}\right)^2 & si \quad \frac{A_2}{A_1} > 0.85 \end{cases}$$

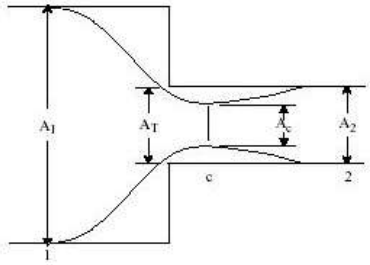



**Figure. III.3** *Contraction brusque*

**III.2.6. Pression hydrostatique** [16]:

Le composant hydrostatique absolu de la pression est calculé comme suit :

$$\Delta p_g = \rho\ g\ z - \rho\ g\ z_{in} \qquad \text{III.34}$$

**III.2.7. Pression d'accélération** [16]:

La chute de pression réversible d'accélération entre deux adjacents est calculée comme suit:

$$\Delta p_{ac} = \dot{m}^2 \left(\frac{1}{\rho(z)} - \frac{1}{\rho_{in}}\right) \qquad \text{III.35}$$

$\dot{m}$ : Débit massique.

$\rho$ : Densité de l'eau.

## III.3. Corrélations utilisées dans l'étude thermohydraulique du dispositif de production du Molybdène

### III.3.1. Température de début d'ébullition nucléée TONB (Onset of Nucleate Boiling):

L'ébullition nucléée est un mode de transfert de chaleur, elle est caractérisée par la formation de minuscules bulles de vapeur le long de la paroi qui est en contacte avec le fluide réfrigérant. L'ébullition nucléée est déclenché lorsque le flux de chaleur dépasse une certaine valeur pour laquelle la convection ne devient plus suffisante pour empêcher l'augmentation de la température de la gaine au–dessus de la température de saturation du fluide caloporteur, cette température élevée surchauffe le fluide caloporteur et c'est la que le début d'ébullition nucléée (ONB) est atteint. Le tableau III.1 ci-dessous représente quelques corrélations pour calculer la température d'ébullition.

**Tableau. III.1** *Corrélations pour calculer Tonb*

| Tonb | Corrélation | Réf |
|---|---|---|
| Tonb [°C] | Corrélation Jens et Lottes (1951) $\mathrm{Tonb} = \mathrm{Tsat} + (q)^{0.25}.\, e^{n};\ \ n = \frac{-p}{62}$ | [18] |
| Tonb [°C] | Corrélation Foster et Greif $\mathrm{Tonb} = \mathrm{Tsat} + 2.04.\ (q)^{0.35}.\,(P)^{-0.23}$ | [19] |
| Tonb [°C] | Correlation de Bergles & Rohsenow $\mathrm{Tonb} = \mathrm{Tsat} + \left(\frac{q''_{Loc}}{15.6.\, p^{1.156}}\right)^{\left(\frac{1}{n}\right)};\ n = \frac{2.30}{p^{0.0234}}$ | [20] |

**III.3.2. Le flux de chaleur à L'ONB.:** Le tableau ci-dessous représente quelques corrélations pour calculer qonb.

**Tableau. III.2** *Corrélations pour calculer qonb*

| qonb | Corrélation | Réf |
|---|---|---|
| qonb $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ | Correlation de Rohsenow $qonb = p^{1.156}.\,[1.8.\,(Tw - Tsat)]/(0.46.\,p^{0.0234})/9.23$ | [21] |
| qonb $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ | Correlation Empirique de Shunyu Su $qonb = \ 0.175.\,Re^{0.92}.\,(Tsat)^{0.11}$ | [22] |

**III.3.3. Flux de chaleur Critique :** Pour un nombre de Reynolds plus grand que 2000, les corrélations présentées dans le tableau.III.3 sont utilisées pour déterminer le flux critique qcr.

**Tableau. III.3** *Corrélations pour calculer qcr*

| qcr | Corrélation | Réf |
|---|---|---|
| qcr | Correlation de Mirshak | |

| | | |
|---|---|---|
| $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ | $q(cr) = 151.(1 + 0.1198.V).\left(1 + 0.00914\,.(Tsat - Tb(z))\right).(1 + 0.19.P)$ | [23] |
| qcr $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ | Correlation de Bernarth<br>$q_c = h_c.(Tw - Tliq)$<br>$h_c = 6.7.\left(\frac{D_h}{D_h + D_i}\right) + 0.0065.v.\left(\frac{D_h}{100}\right)^{-0.6}$<br>$Tw = 57.\ln(14.5.P) - 54\,.\left(\frac{P}{P + 1.0345}\right) - \frac{v}{122}$ | [20] |
| qcr $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ | Correlation de Labuntsov<br>$qcr = 145.5.\theta(P)\left(1 + \frac{2.5.V_{ch}^2}{\theta(P)}\right)^{0.25}\left[1 + \frac{15.1.Cp.(Tsat - Tfl)}{\lambda.P^{0.5}}\right]$<br>$\theta(P) = 0.99531.P^{0.33}.\left(1 + \frac{P}{Pcr}\right)^{1.33}$ | [24] |
| q ofi $\left[\frac{W}{cm2}\right]$ $\theta = 25$ | Correlation du flux d'instabilité de Whitlle et Forgan<br>$qofi = \rho.\frac{R.Cp.V.D_h}{4.Lc}(Tsat - Tinlet)$<br>$R = \frac{1}{1 + \theta\left(\frac{D_h}{Hp}\right)}$ | [25] |

### III.4. Calcul de la vitesse nominale max $V_{n\text{-}max}$

Le tableau.III.4, représente le calcul de la Vitesse d'écoulement nominale max (voir l'équation II.4: chapitre II) pour les deux combustibles MTR et du porte cibles molybdène.

**Tableau. III.4** *Vitesse nominale max pour les deux combustibles (MTR et DIM).*

| Données géométrie | MTR (étudié) | DIM- NUR | MTR- IAEA [28] |
|---|---|---|---|
| $h_p$ (cm) | 0.15 | 0.14 | 0.16 |
| $h_c$ (cm) | 0.070 | 0.070 | 0.070 |
| h (cm) | 0.027 | 0.028 | 0.0219 |
| b (cm) | 6.6 | 3.5 | 6.64 |

| | | | |
|---|---|---|---|
| ρ (kg. $m^{-3}$) | 998 | 998 | 998 |
| E [bar] | $6.9.10^5$ | $6.9.10^5$ | $10.10^5$ |
| υ (adimensionnel) | 0.33 | 0.33 | 0.34 |
| Vcrit (m/s) | 22.4642 | 58.2 | 18.72 |
| $V_{n-max}$ (m/s) | **14.82** | **38.8** | **12.48** [28] |

La valeur calculée de 14.82 m/s obtenue pour la vitesse nominale max de liquide de refroidissement (eau légère) à travers le cœur d'un réacteur de recherche est acceptable (la vitesse nominale dans les réacteurs MTR sont généralement autour de cette limite) [28].

La valeur calculée de 38.8 m/s obtenue pour la vitesse nominale max de liquide de refroidissement à travers le porte cible de molybdène est plus grande, donc on doit se baser sur la vitesse nominale max de MTR.

## III.5. RÉSULTATS ET DISCUSSION (programme développé en Matlab)

### III.5.1. CALCULS THERMOHYDRAULIQUES

Le but de notre calculs thermohydrauliques est d'estimer la température, la chaleur des flux au niveau des éléments combustibles du porte cible molybdène et de vérifier si ces paramètres se situent dans les limites de conception.

Les critères de conception doivent assurer que, pendant l'état de fonctionnement, la capacité de refroidissement de base adéquat sera disponible pour maintenir le combustible du porte cible de molybdène avec des marges de sécurité thermiques adéquates. Les informations de base sur la conception de base thermohydraulique, sur la base des corrélations du TEC-DOC 233 et les recommandations de la Série-35 de Sécurité, sont les suivantes [28].

- La température du liquide de refroidissement doit être inférieure à la température de saturation;
- La température moyenne à la surface de la gaine doit être inférieure à 95°C, pour limiter le taux de corrosion;
- La température de surface de la gaine doit être inférieure à la température ONB;
- La vitesse de refroidissement est limitée à 2/3 de la vitesse critique;
- Aucun matériau ne peut subir une température supérieure à 1/2, toute température de fusion du matériau cible. La plus basse température de fusion pour l'un des matériaux cibles proposés est celui de la gaine d'aluminium, dont la température de fusion est de

660 °C. Par conséquent, 330 °C est la température maximale admissible pour la cible LEU [25];

### III.5.2. Les étapes de calcul dans notre travail

- La vitesse maximale du liquide de refroidissement, à des fins de conception est recommandée pour être limitée à 2/3 de la vitesse critique, qui a été estimée par **Miller**, voir tableau. III.4.
- Pour déterminer le **DNBR**, la corrélation du **Labuntsov** a été utilisée, voir tableau III.5.
- Pour déterminer le minimum **FIR**, la corrélation du **Whittle et Forgan** a été utilisée, voir tableau 5.
- Pour déterminer le minimum **ONBR**, la corrélation du **Rohsenow** a été utilisée, voir tableau. III.4.

Le tableau ci-dessous récapitule les principales marges de sécurité utilisées dans notre travail :

**Tableau. III.5** *Principales marges de sécurités utilisé dans ce travail*

| **Paramètres** | **Limite de valeur** |
|---|---|
| Température de fluide de refroidissement | ≤114°C (sat) |
| Température moyenne à la surface de la gaine | ≤ 95°C |
| $V_{n-max}$ (m/s) | 14.82 |
| MDNBR | ≥ 2 |
| ONBR | ≥ 1.3 |
| FIR | ≥ 2 |

### III.5.3. Effet de la vitesse de refroidissement sur la température de la plaque et de fluide de refroidissement

Les figures (III.4, III.5, III.6), au-dessous montrent la variation de la température de la plaque, de fluide et de meat en fonction de la position axiale pour différentes vitesses varie de 1.7 à 1.9 m /s.

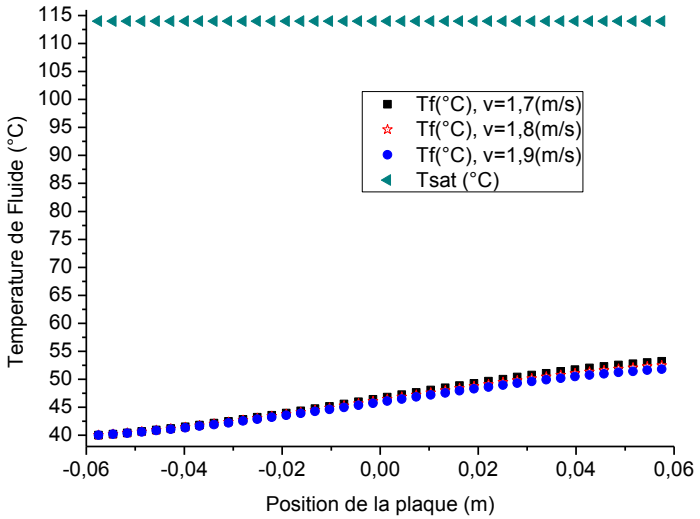



**Figure. III.4** *Profil de la température de fluide à la vitesse de refroidissement*

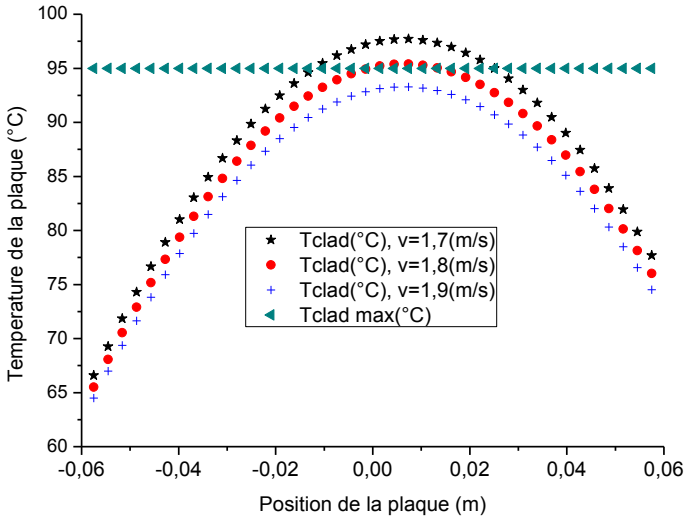



**Figure. III.5** *Profil de la température de la gaine à la vitesse de refroidissement*

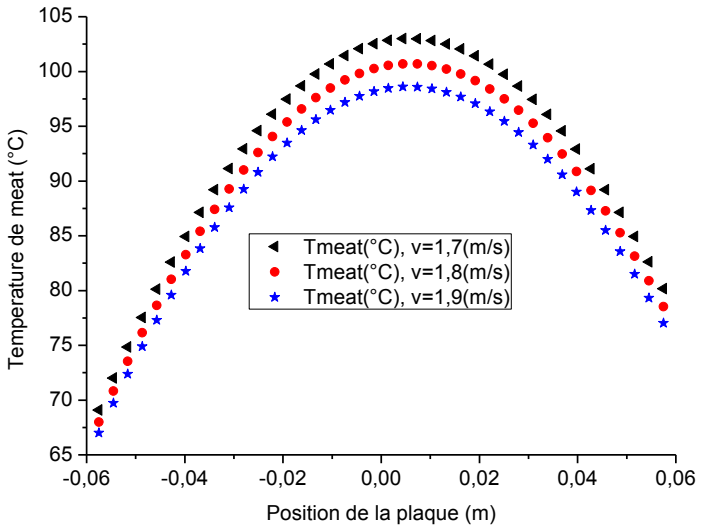



**Figure. III.6** *Profil de la température de meat à la vitesse de refroidissement*

Les figures (III.4, III.5, III.6), montrent aussi que la distribution de la température tout au long de la plaque combustible n'est pas uniforme, elle est de forme parabolique. Cette forme parabolique est due à la distribution cosinusoidal du profil de flux de chaleur généré par la plaque combustible. On remarque que lorsque la vitesse de refroidissement augmente la température au niveau de la plaque diminue et la plaque est bien refroidie pour assurer les marges de sécurité citées avant; donc, après l'analyse, on trouve que la vitesse minimale apte pour refroidir le porte cible de molybdène du réacteur MTR est 1.9 m/s.

### III.5.4. Evolution de température de fluide, de la gaine et de meat le long de la plaque, v= 1.9 m/s:

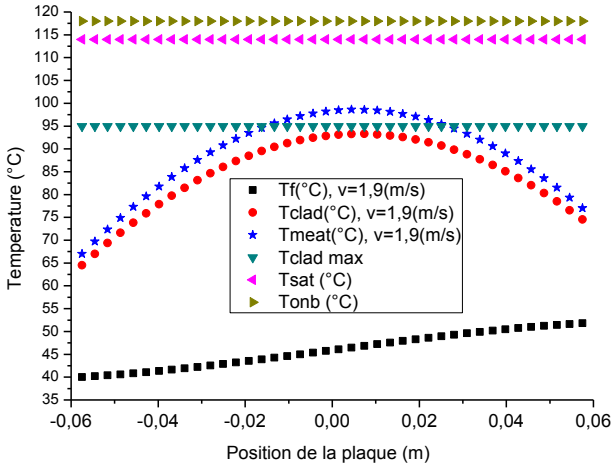



**Figure. III.7** *Profil de la température de la gaine et de fluide à la vitesse de refroidissement v=1.9 m/s*

### III.5.5. Effet de la vitesse sur la température (ONB)

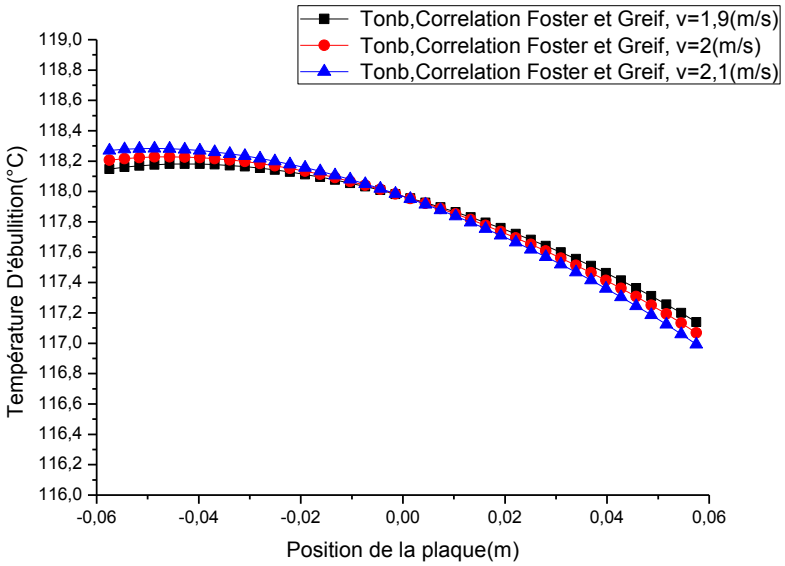



**Figure. III.8** *Profil de Température d'ébullition*

### III.5.6. Effet de la puissance du réacteur

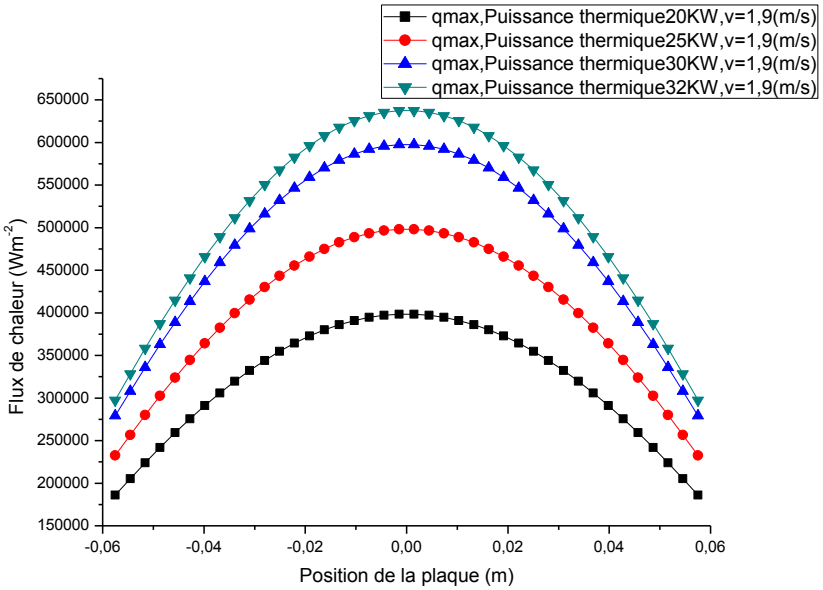



**Figure. III.9** *Profil des flux de chaleur maximale a vitesse de refroidissement v=1.9 m/s.*

### III.5.7. Calcul du flux critique et du DNBR

En cas d'accident (transitoire) dans le cœur du réacteur (exemple ''LOCA''), on doit toujours assurer les paramètres de la sureté du cœur du réacteur nucléaire. Donc on calcul le flux thermique moyen et le flux thermique critique.

Pour avoir un fonctionnement sure du réacteur nucléaire il faut que le rapport **DNBR** soit supérieur ou égale à 1.3.

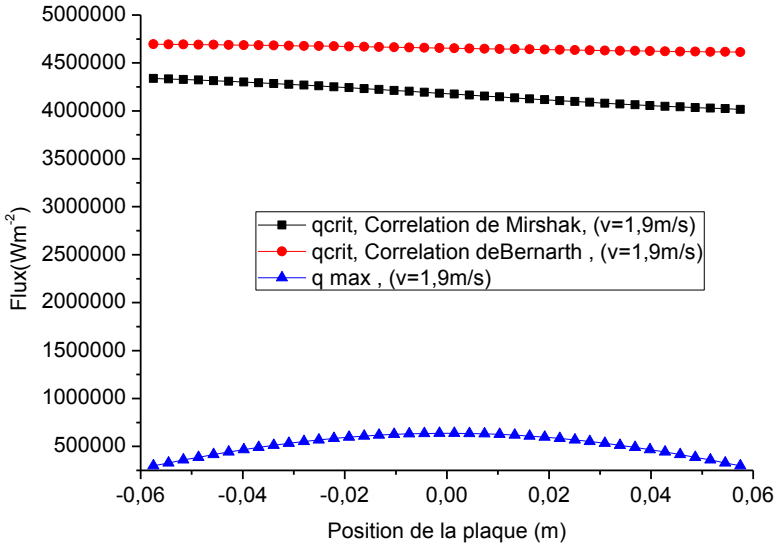



**Figure. III.10** *L'évolution de flux thermique et flux thermique critique a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s.*

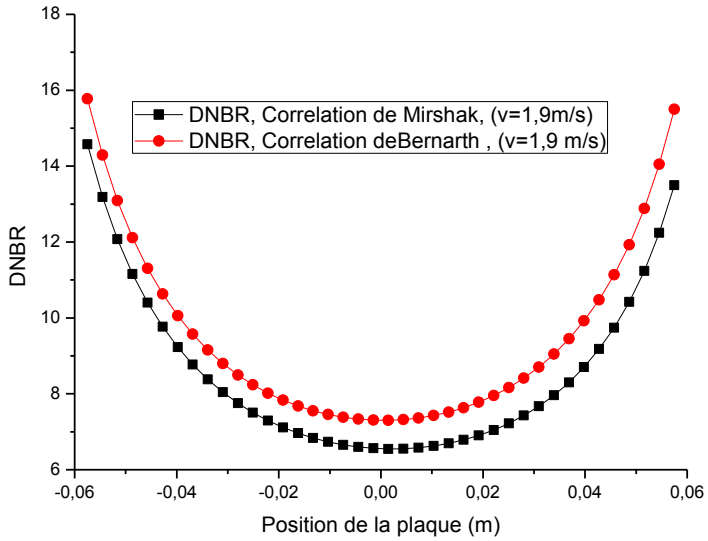



**Figure. III.11** *L'évolution du rapport de flux thermique critique a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s*

### III.5.8. Calcul du coefficient ONBR

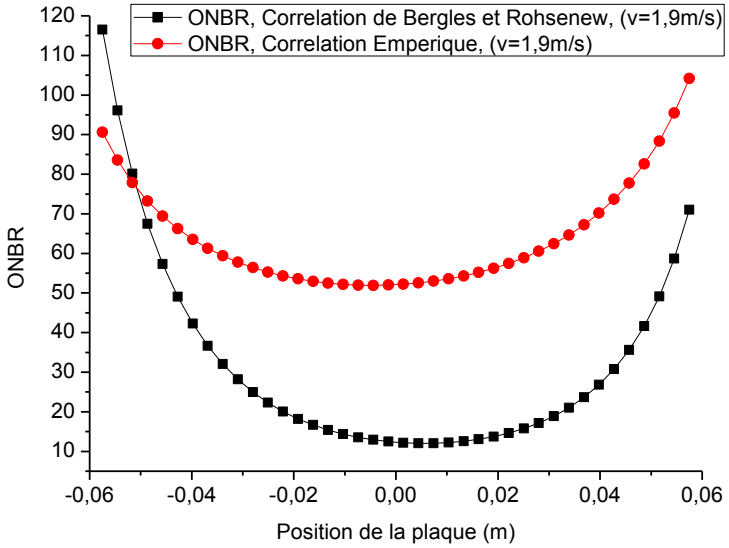



**Figure. III.12** *L'évolution du rapport ONBR a une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s.*

### III.5.9. Calcul du coefficient FIR (Flow Instability Ratio )

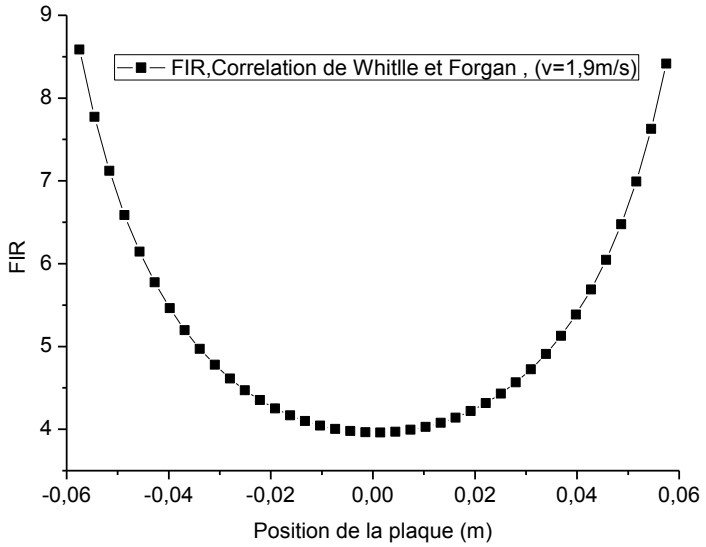



**Figure. III.13** *L'évolution du rapport FIR à une vitesse de refroidissement de v=1.9 m/s.*

### III.5.10. Discussions sur les limites de sureté :

On remarque bien que pour la vitesse de 1.9 m/s, tous les résultats obtenus à l'aide de programme développé pour le dispositif de production de molybdène ont respecté les marges de sécurité, voir tableau III.6.

**Tableau. III.6** *Résultats pour dispositif de production de molybdène et principales marges de sécurité utilisé (programme développé en Matlab)*

| **Paramètres** | **Valeur calculée** | **Limite des marges de sécurité [25]** |
|---|---|---|
| Température de fluide (°C) | 52 | ≤114°C (sat) |
| Température moyenne à la surface de la gaine (°C) | 93 | ≤95 |
| Vitesse de refroidissement in DIM (m/s) | 1.9 m/s | 14.82 m/s |
| DNBR | 6.5 | ≥ 2 |
| ONBR | 10 | ≥ 1.3 |
| FIR | 4 | ≥ 2 |

# CHAPITRE IV
# Modélisation et résolution par ''ANSYS/Fluent''

# IV. Modélisation et résolution avec "ANSYS /Fluent"

## IV.1. Introduction

L'utilisation du code ANSYS/Fluent pour prédire ou étudier les phénomènes liés à la thermohydraulique est devenue de plus en plus fréquent depuis ces dernières années, les moyens de calcul et le développement des méthodes numériques.

Cette partie vise à donner un cadre théorique et méthodologique de modélisation mathématique adoptée dans le logiciel ANSYS. Ce dernier permet d'obtenir les valeurs des différents paramètres tels que la distribution de la température.

Dans ce travail nous nous sommes basés sur la maitrise du code de calcul de mécanique de fluide « FLUENT 6.3 » pour avoir une connaissance sur le modèles de turbulence qui nous servions à simuler l'écoulement de l'eau de refroidissement entre les deux plaques de cibles de molybdène. Ce logiciel est basé sur la méthode des volumes finis moyennant et l'utilisation des conditions initiales et les conditions aux limites.

## IV.2. Modèles de turbulence [29]

Les fluctuations de petites échelles dans le temps conduisent à l'adoption de méthodes particulières pour la résolution numérique des problèmes en mécanique des fluides.

La première des approches de modélisation est la méthode RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes equations) ou la moyenne de Reynolds des équations de Navier-Stokes, où les différentes variables d'état instantanées peuvent êtres décomposées en une composante moyenne et une composante fluctuante. Les équations moyennées résultantes comportent de nouveaux termes qui traduisent la production des fluctuations des vitesses et constituent le transfert d'un mouvement convectif dû aux fluctuations de la vitesse. Ces nouveaux termes sont appelés les contraintes de Reynolds, $\left(-\rho\overline{u_i' u_j'}\right)$. Celles-ci posent un problème de fermeture des équations gouvernantes, dont la solution actuelle passe par des "modèles de turbulence" souvent semi-empiriques.

### IV.2.1. Hypothèse de Boussinesq [29]

Après qu'il fût établi expérimentalement que les contraintes turbulentes augmentaient avec l'augmentation du taux de déformation moyen des éléments du fluide, Boussinesq proposa une relation entre les contraintes de Reynolds et les taux de déformation, qui a été étendue par la suite:

$$\tau_{ij} = -\rho\overline{u_i' u_j'} = \mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial X_i} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i}\right) - \frac{2}{3}\left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial X_i}\right)\delta_{ij} \qquad \text{IV. 1}$$

k étant l'énergie cinétique associée à la turbulence.

$\delta_{ij} = 1$ si i = j et $\delta_{ij} = 0$ si i ≠ j (Delta de **Kronecker**).

$\mu_t$ : la viscosité dynamique turbulente.

Notons que dans l'hypothèse de Boussinesq, il est supposé que $\mu_t$ est un scalaire isotrope, ce qui n'est pas tout à fait vrai.

Les modèles de turbulence conduisent à l'adoption d'équations de transport des quantités de la turbulence, $(k, \varepsilon, \omega\ et\ \breve{\nu})$, pour résoudre la viscosité turbulente. De ce point de vue, on retrouve trois catégories sous "Fluent":

**1.** Modèle de turbulence à une équation de transport: Le modèle Spalart-Allmaras.

**2.** Modèles de turbulence à deux équations: Le modèle $k-\varepsilon$ Standard et ses variantes RNG et Realizable puis les modèles $k-\omega$ Standard et $k-\omega$ SST .

**3.** Modèle de turbulence à **5** équations (**7** équations en 3D): Le modèle RSM (Reynolds Stress Model).

### IV.2.2. Modèle Spalart-Allmaras [29]

Il résout, en plus des équations de **Navier-Stokes** moyennées, une équation de transport d'une quantité turbulente en vue de calculer $\mu_t$. Ce scalaire est une viscosité cinématique turbulente modifiée($\breve{\nu}$ ), pour prendre en compte les effets de parois.

Dans ce modèle, la viscosité dynamique turbulente est calculée à partir de la relation suivante:

$$\mu_t = \rho\breve{\nu} f_v \qquad \text{IV. 2}$$

$f_v$ est une fonction d'atténuation de $\breve{\nu}$. (Damping function)

Ce modèle a été conçu initialement pour des applications aérospatiales impliquant des écoulements limités par des parois. Il a été montré que ce modèle donnait de médiocres résultats pour les couches limites sujettes à des gradients de pression adverses. Cependant, il est en train de gagner en popularité pour les applications dans les turbomachines.

### IV.2.3. Modèle k − ε Standard [29]

Ce modèle met l'accent sur les mécanismes affectant l'énergie cinétique turbulente en se basant sur la modélisation de deux équations de transport. La première est celle de l'énergie cinétique turbulente (k) et la deuxième est son taux de dissipation visqueuse (ε). Ainsi, la viscosité dynamique turbulente y est calculée par:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \qquad \text{IV.3}$$

$C_\mu = 0{,}09$

La robustesse du model, ainsi que son économie en temps de résolution et une précision raisonnable pour une large gamme d'écoulements turbulents expliquent sa popularité pour les écoulements industriels et les simulations de transfert de chaleur. Néanmoins, ce modèle présente quelques faiblesses en présence de couches limites courbées, les écoulements tournants et tourbillonnaires (Swirling), ainsi que les écoulements entièrement développés dans des conduites non circulaires [29].

### IV.2.4. Modèle $K - \varepsilon$ RNG [29]

Ce modèle dérivé du modèle précédant a été déduit à partir d'une technique mathématique de ré-normalisation des groupes « Re-Normalization Group ».L'analyse permet d'aboutir à des constantes différentes de celles du modèle standard.

Le modèle $(K - \varepsilon)$ RNG inclue les améliorations suivantes:

- Dispose d'un terme additionnel dans l'équation de $\varepsilon$, qui améliore la précision pour les écoulements avec des contraintes rapides (changements de directions soudains).
- Incluse l'effet du tourbillonnement sur la turbulence afin d'accroître la précision pour les écoulements tourbillonnaires.

Utilise un dispositif pour prendre en compte les effets des bas nombres de Reynolds, contrairement au modèle standard qui est un model basé sur des nombres de Reynolds élevés.

### IV.2.5. Modèle k − ε Realizable [29]

Le dernier modèle de la famille $K - \varepsilon$ diffère du modèle standard principalement par deux choses importantes:

• une nouvelle formulation pour la viscosité turbulente;

• une nouvelle équation pour le taux de dissipation ε.

Le terme "Realizable" ou réalisable signifie que le modèle satisfait certaines contraintes mathématiques sur les contraintes de Reynolds, logiques avec la physique des écoulements turbulents. Ainsi, ce modèle prédit avec plus de précision le taux de propagation des jets. Il procure aussi des performances supérieures dans les écoulements impliquant la rotation, les couches limites sous de forts gradients de pression adverses, la séparation et les recirculations.

Là aussi, la viscosité turbulente est calculée à partir de l'équation III-3**,** sauf que $C_\mu$ n'est plus constant. Il est en fonction de la déformation moyenne, des taux de rotation, de la vitesse angulaire de la rotation du système et des champs de la turbulence (k et ε).

### IV.2.6. Modèle k − ω Standard [29]

C'est un modèle empirique similaire au modèle, k − ε avec deux équations de transport, une équation adaptée de k et une équation du taux de dissipation spécifique ω qui s'apparente au rapport de ε par k.

Après plusieurs années de perfectionnement, ce modèle offre à présent un avantage pour la prédiction des écoulements cisaillés libres. Il prend aussi en compte les effets des faibles nombres de Reynolds, de la compressibilité, des jets de différentes configurations (plan, radial, ...etc.). Pour ces raisons, il convient particulièrement aux écoulements internes.

La viscosité turbulente est calculée en combinant k et ω comme suit:

$$\mu_t = \alpha^* \frac{\rho k}{\omega} \qquad \text{IV.4}$$

$\alpha^*$ est un coefficient qui apporte une correction à la viscosité turbulente à bas nombres de Reynolds.

### IV.2.7. Modèle k − ω SST [29]

Le modèle k − ω SST (Shear Stress Transport) ou transport des contraintes de cisaillement turbulentes, est dérivé du modèle k − ω Standard. Ce modèle combine la robustesse et la précision de la formulation du modèle k − ω dans la région proche de la paroi avec le modèle k − ε et toute sa qualité citée plus haut pour les écoulements libres loin de la paroi. Ce modèle inclue les améliorations suivantes:

- Une fonction de combinaison est multipliée à la fois au modèle k − ω Standard et au modèle k − ε Cette fonction commutera entre les valeurs "zéro" ou "un" suivant que l'on soit dans la région proche de la paroi, pour activer le modèle k − ω tandard ou dans la région loin de la paroi, pour activer le modèle k − ε.

- La définition de la viscosité turbulente est modifiée pour prendre en compte le transport des contraintes de cisaillement turbulentes, dont voici une forme simplifiée:

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \quad \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*},\ f(\Omega, k, \omega, y)\right]} \qquad \text{IV. 5}$$

- $f(\Omega, k, \omega, y)$est une fonction dépendant du taux de rotation $(\Omega)$, de k, de $\omega$ et de la distance normale à la paroi (y).

Les améliorations apportées à ce modèle le rendent plus fiable pour une classe d'écoulements plus étendue, (écoulements à gradients de pression adverses, surfaces portantes –aviation-, ondes de choc transsoniques ...etc.), par rapport aux modèles $k-\omega$ Standard et la famille des modèles $k-\varepsilon$.

### IV.2.8. Modèle RSM [29]

C'est le modèle le plus élaboré que propose le code de calcul "Fluent". En abandonnant l'hypothèse d'une viscosité turbulente isotrope, le modèle de turbulence des contraintes de Reynolds (RSM: Reynolds Stress Model) ferme les équations RANS en résolvant ensemble les équations de transport des contraintes de Reynolds avec une équation pour le taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente $(\varepsilon)$**.** Cette procédure introduit cinq équations de transport additionnelles pour les problèmes bidimensionnels (7 pour le cas 3D) et là aussi la viscosité turbulente est calculée comme pour le modèle $k-\varepsilon$ Standard.

Ce modèle prend en compte les effets des courbures des lignes de courant, les tourbillonnements, la rotation et les changements rapides du taux de déformation, mais d'une manière plus rigoureuse que tous les autres modèles.

Le model de turbulence des contraintes de Reynolds est le meilleur choix pour la simulation des écoulements complexes quand les caractéristiques qui nous intéressent résultent de l'anisotropie dans les contraintes turbulentes, comme par exemple les écoulements dans les cyclones, les écoulements fortement tourbillonnaires dans les chambres à combustion, ...etc.

Le revers de cette supériorité potentielle est le très grand surcoût en calcul. Les quelques limitations connues à ce jour pour ce modèle concernent les jets axisymétriques et les écoulements non confinés à recirculation.

## IV.3. Couches limites [29]

### IV.3.1. Couche interne [29]

#### IV.3.1.1. Sous couche visqueuse (y+ $\leq 5$)

Dans cette région, où les cisaillements visqueux dominent, l'échelle appropriée pour la réduction de la vitesse est basée sur la vitesse de frottement $U_\tau$ :

$$U_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho} \qquad \text{IV.6}$$

avec $\tau_w$: contrainte de cisaillement pariétale.

$$\tau_w = \mu\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)_{y=0} \qquad \text{IV.7}$$

Ce terme n'est pas une vitesse d'écoulement et sa désignation comme "vitesse de frottement" n'est due qu'à sa dimension [m/s]. S'en déduit alors par analyse dimensionnelle **"La loi de paroi":**

$$\tau_P u^+ = \frac{u}{u_\tau} = f\left(\frac{y\, u_\tau}{V}\right) = f(y^+) \qquad \text{IV.8}$$

La relation IV.8 est applicable jusqu'à une distance adimensionnée de la paroi $y^+ = 30$. Nous verrons plus tard l'importance des deux groupes adimensionnels. $u^+$ et $y^+$ dans le découpage de la couche limite.

A travers une couche très mince proche de la paroi ($0 \leq y+ \leq 5$), la contrainte de cisaillement $\tau$ est à peu près égale à la contrainte pariétale $\tau_P$, donc à partir des équations (III.6) et (III.8) nous aurons:

$$u^+ = y^+ \qquad \text{IV.9}$$

A cause de cette relation linéaire entre la vitesse de l'écoulement et la distance à la paroi, cette couche est parfois appelée "Sous-couche linéaire".

#### IV.3.1.2. Couche tampon (5≤y+ ≤ 30)

C'est la couche intermédiaire où se mélange la couche entièrement turbulente et la sous-couche visqueuse. Dans cette région, les contraintes visqueuses ont le même ordre de grandeur que les contraintes turbulentes.

#### IV.3.1.3. Couche de la loi Log (30≤y+)

Dans cette zone, la vitesse de l'écoulement suit une loi logarithmique, d'où le nom de "couche logarithmique":

$$u^+ = \frac{1}{k}\ln y^+ + B \qquad \text{IV.10}$$

où $k = 0{,}41$ (constante de **Von-Kármán**) et $B = 5{,}5$ sont des constantes universelles déterminées expérimentalement, pour tous les écoulements turbulents limités par des parois lisses. En présence de parois rugueuses la valeur de $B$ diminue jusqu'à 5. La loi logarithmique est valable pour: $30 \leq y^+ \leq 500$.

En ce qui concerne la vitesse axiale pour les écoulements turbulents dans les canaux à section rectangulaire, l'équation (III.10) donnera:

$$u_{max} = u_\tau \left[\frac{1}{k}\ln\left(\frac{h\,u_\tau}{2V}\right) + B\right] \qquad \text{IV.11}$$

et la vitesse moyenne de l'écoulement sera:

$$u_{moy} = u_\tau \left[\frac{1}{k}\ln\left(\frac{h\,u_\tau}{2V}\right) + B - \frac{1}{k}\right] \qquad \text{IV.12}$$

### IV.3.2. Couche externe

En s'éloignant de la paroi l'écoulement devient moins sensible à la viscosité moléculaire du fluide et ne dépendra plus directement de celle-ci. En fait il fut établit que la déviation de la vitesse de l'écoulement est fonction de la distance à la paroi et de l'épaisseur de la couche limite turbulente:

$$\frac{u_{max} - u(y)}{u_\tau} = \frac{1}{k}\left(\frac{y}{\delta}\right) + A \qquad \text{IV.13}$$

$A$ est une constante

$\delta$ étant l'épaisseur de la couche limite.

Cette dernière équation est appelée " loi déficitaire" ou encore "loi de sillage". Elle est valable à partir de $y^+ = 500$

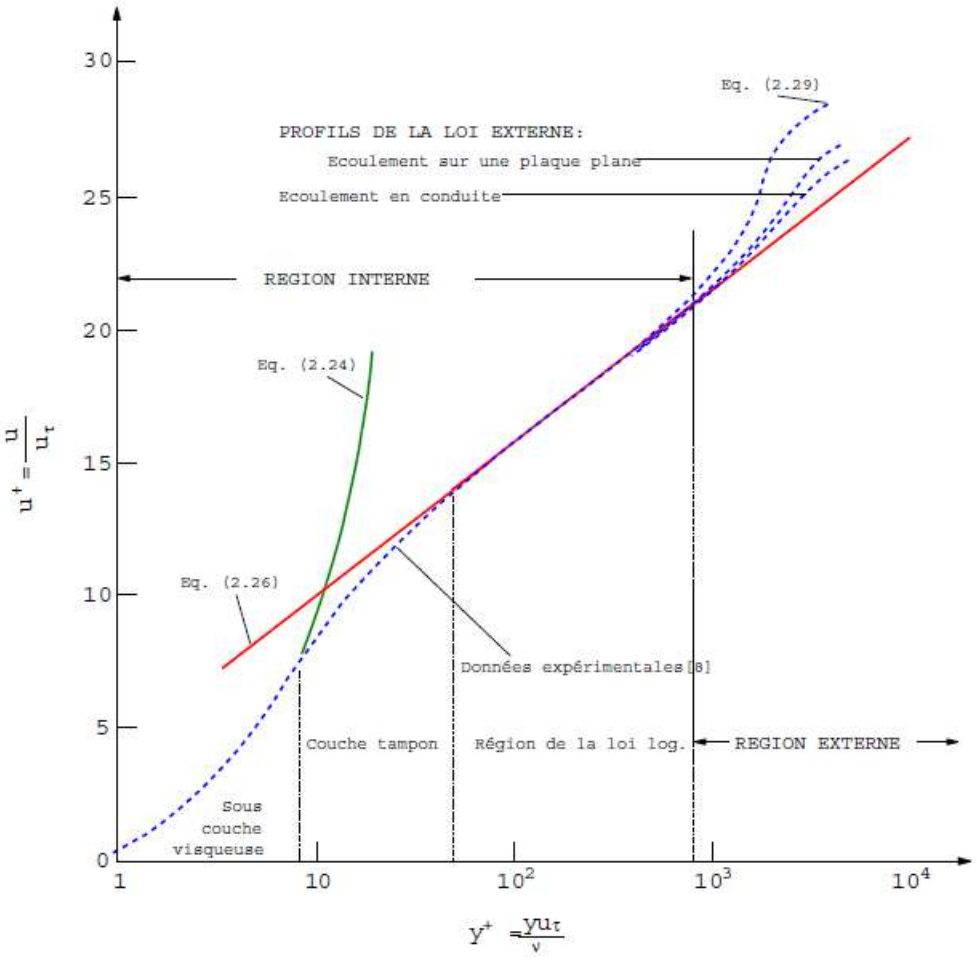



**Figure. IV.1** *La subdivision de la couche limite turbulente* [29].

## IV.4. Notion d'établissement

Dans une conduite, un écoulement de fluide incompressible peut être permanent ou non (instationnaire). Quand il est permanent, ses propriétés en un point fixe ne varient pas avec le temps. De plus, il peut évoluer le long de cette conduite jusqu'à ce que le profil de vitesse atteigne une forme définitive, par exemple parabolique dans le cas d'un écoulement de Poiseuille (Figure IV.2). Ses caractéristiques cinématiques n'évoluent plus d'une section droite à l'autre, l'écoulement est alors établi. La distance au cours de laquelle le profil des vitesses évolue correspond à la longueur d'entrée ou d'établissement. La notion d'écoulement permanent est une notion temporelle tandis que la notion d'écoulement établi est une notion spatiale. [30]

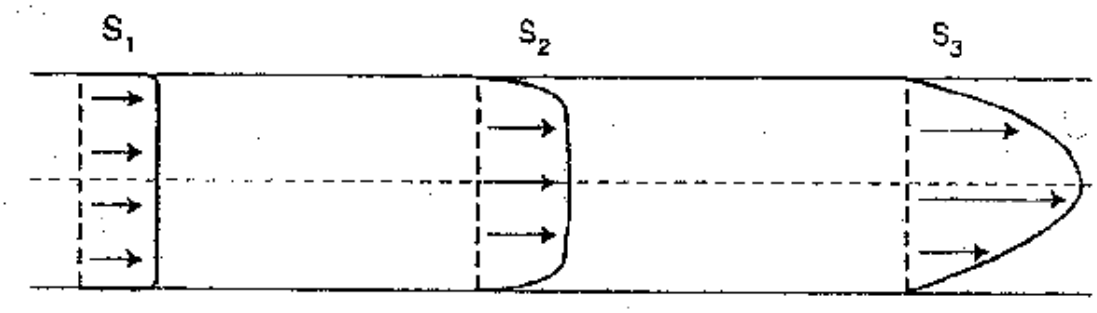



**Figure. a** *Ecoulement permanent non établi*

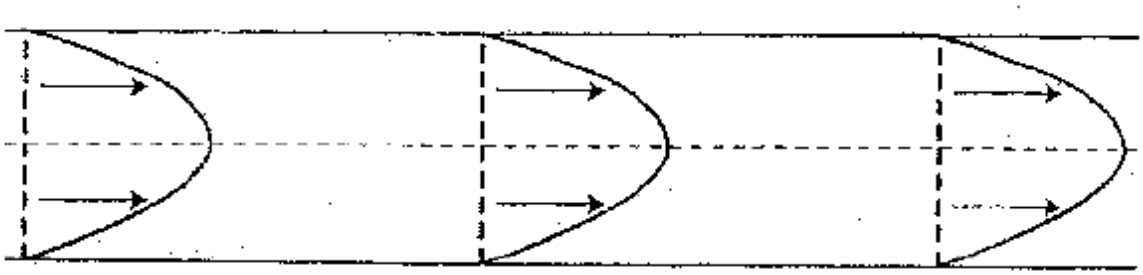


**Figure. b** *Ecoulement permanent établi*

**Figure. IV.2** *Notion d'établissement*

Dans un écoulement interne, la couche limite visqueuse s'accroît, de part et d'autre des parois, pour se rejoindre après une certaine distance parcourue qui est la longueur d'établissement, ou sous connu sur le nom la longueur d'entrée (The entrance length): C'est la longueur entre le début du canal et le point où le profil de vitesse atteigne une forme définitive (entièrement développée )

- La longueur d'entrée de l'écoulement turbulent peut être approchée en utilisant la corrélation dans l'équation1 [31]**:**

$$\frac{L_h}{D} \approx 4.4\ (R_e\ )^{1/6} \qquad \text{IV. 14}$$

où D est le diamètre du conduite.

Pour les conduites non circulaires, le diamètre hydraulique peut être utilisé à la place du diamètre d'une conduite. A partir de ce point, l'écoulement sera totalement turbulent et entièrement développé [31].

Le tableau. III.1 ci-dessous représente la valeur de longueur d'entrée turbulente qui est 0.104m inférieur à la longueur de la plaque de Molybdène, donc on peut dire que l'écoulement est entièrement développé dans le canal de refroidissement.

**Tableau. IV.1** *Calcul de la longueur d'entrée turbulente*

| | |
|---|---|
| Diamètre hydraulique $D_h$, m | 0.0051 |
| Re, nombre de Rynolds, turbulent | 10000 |
| Logeur de plaque, m | 0,130 |
| $L_e$, longueur d'entrée turbulente, m | 0.104 |

- Donc, il est important que le maillage près de la paroi soit bien traité. En effet, un maillage grossier près de la paroi ne pourra pas capturer le développement de la couche limite et peut conduire à une sous estimation de la longueur d'établissement de l'écoulement.

### IV.5. Les méthodes numériques dans Fluent

L'objectif des méthodes numériques est de fournir une solution approchée de comportement réel des phénomènes physiques. La physique possède des caractères tris dimensionnels, temporelles et non linéaire c'est à dire très complexe. Le rôle de modélisateur est de simplifier suffisamment le problème tout en conservant l'originalité du phénomène physique étudié

En mécanique des fluides, les écoulements que ce soit en régime laminaire ou turbulent, sont décrits par le système d'équation aux dérivées partielles (E.D.P). Ainsi, tous les phénomènes physiques sont régis par ce système formé par les équations de continuité, de quantité de mouvement et d'énergie qu'il convient de résoudre pour les caractéristiques du champ d'écoulement et du champ thermique.

Parmi les méthodes numériques les plus fréquemment utilisées dans les problèmes d'écoulement et de transfert de chaleur on peut citer :

- La méthode des différences finies
- La méthode des éléments finis
- La méthode des volumes finis

Le choix de l'utilisation de telle méthode numérique va dépendre essentiellement du type et de la complexité du problème à résoudre : la nature du fluide, le comportement thermodynamique, la modélisation du milieu et le problème stationnaire ou transitoire.

Dans la présente étude, on utilise la méthode des volumes finis, car elle présente des avantages considérables du fait qu'elle soit simple, sa fiabilité quand aux résultats, son adaptation au problème physique, sa garantie pour la conservation de masse et de quantité de mouvement et de tout scalaire transportable sur chaque volume de contrôle et dans tout le domaine de calcul, ce qui n'est pas le cas pour les autres méthodes numériques.

### IV.5.1. Principe de la méthode des volumes finis

La méthode des volumes finis à été décrite pour la première fois en 1971 par Patankar et Spalding et publiée en 1980 par Patankar [32], consiste à transformer les dérivées en expressions algébriques faciles à résoudre. La résolution par cette méthode passe par quatre principales étapes:

a) Effectuer un maillage du domaine d'étude : ceci se fait en plaçant un certain nombre de nœuds dans ce domaine et en construisant un volume fini ou un volume de contrôle autour de chaque nœud. Ce volume de contrôle est délimité par des interfaces.

b) Intégrer l'équation aux dérivées partielles sur chaque volume de contrôle.

c) Choisir un profil de variation de la quantité à trouver (par exemple : température, pression, etc….) entre deux nœuds consécutifs pour pouvoir évaluer les dérivées à l'interface.

Ceci nous conduit à l'obtention d'une équation algébrique simple appelée « équation discrétisée » qui est propre à chaque nœud du domaine.

Donc, si celui-ci est constitué de N-nœuds, on aurait N-équations algébriques à résoudre, il y a donc, autant de nœuds que de volumes de contrôle d'où la performance de la méthode des volumes finis comparativement aux autres méthodes.

d) Résoudre le système d'équations obtenu par l'une des méthodes de résolution des équations algébriques linéaires.

Le domaine de calcul est divisé en un nombre fini de sous domaines élémentaires, appelés volumes de contrôle. La méthode des volumes finis consiste à intégrer les équations aux dérivées partielles, elle comporte essentiellement [32]:

- La discrétisation du domaine considérée en volume de contrôle ;

- La formulation intégrale des équations différentielles aux dérivées partielles ;
- Le choix d'un schéma représentant la variation de la quantité physique et l'assemblage des diverses équations ;
- Le modèle doit être stable et convergent.

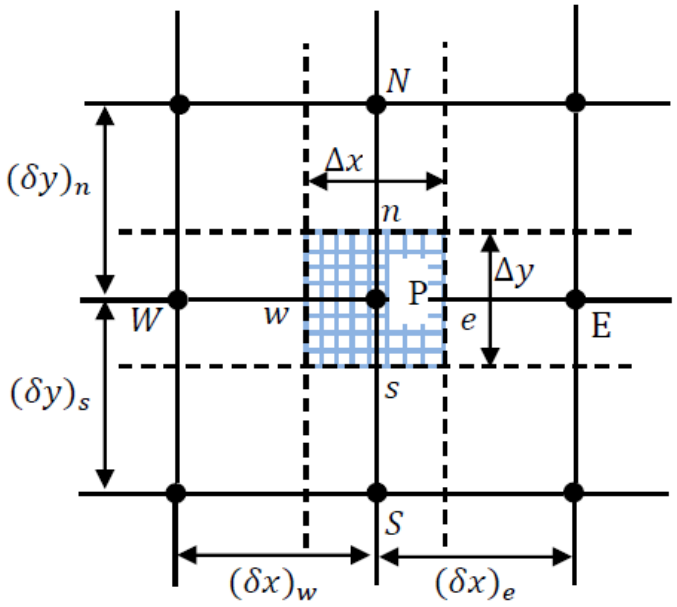



**Figure. IV.3** *Volume de contrôle bidimensionnel*

Le domaine de calcul est divisé en un nombre fini de sous-domaines élémentaires, appelés volume de contrôle, comme indiqué dans la figure. IV.3. Chacun de ces derniers englobe un nœud dit nœud principal P, les point E et W (Est et Ouest) sont des voisins dans la direction x, tandis que N et S (Nord et Sud) sont ceux dans la direction y. Le volume de contrôle entourant P est montré par les lignes discontinues. Les faces du volume de contrôle sont localisées aux points e et w dans la direction x; n et s dans la direction y [33].

### IV.5.2. Maillage [33]

Un maillage est la discrétisation spatial d'un milieu continue, ou aussi une modélisation géométrique d'un domaine par des éléments proportionnés finis et bien définit. L'objet d'un maillage est de procéder à une simplification d'un système par un modèle représentant ce système et éventuellement son environnement (le milieu) dans l'optique de simulation de calcul ou de représentation graphiques.

Ainsi, un élément de volume de contrôle est définit autour de chaque nœud. Les grandeurs scalaires de pression et température sont stockées dans le nœud P de maillage figure (IV.4

(a)), tandis que les grandeurs vectorielles *u* et *v* sont stockées au milieu des segments reliant les noeuds. L'équation générale du transport est intégrée sur le volume de contrôle associé aux variables scalaires et les équations de quantité de mouvement sont intégrées sur le volume de contrôle associé aux composants de la vitesse.

Le volume de contrôle de la composante longitudinale *u* est décalé suivant la direction *x* par rapport au volume de contrôle principale figure (IV.4 (b)), celui de la composante transversale *v* est décalé suivant la direction *y* figure (IV.4 (c)). Ce type de maillage dit "maillage décalé " permet une bonne approximation des flux convectifs et une meilleure évaluation des gradients de pression ainsi qu'une stabilisation numérique de la solution. La construction des volumes de contrôle et le maillage décalé sont montrés sur la figure (IV.4).

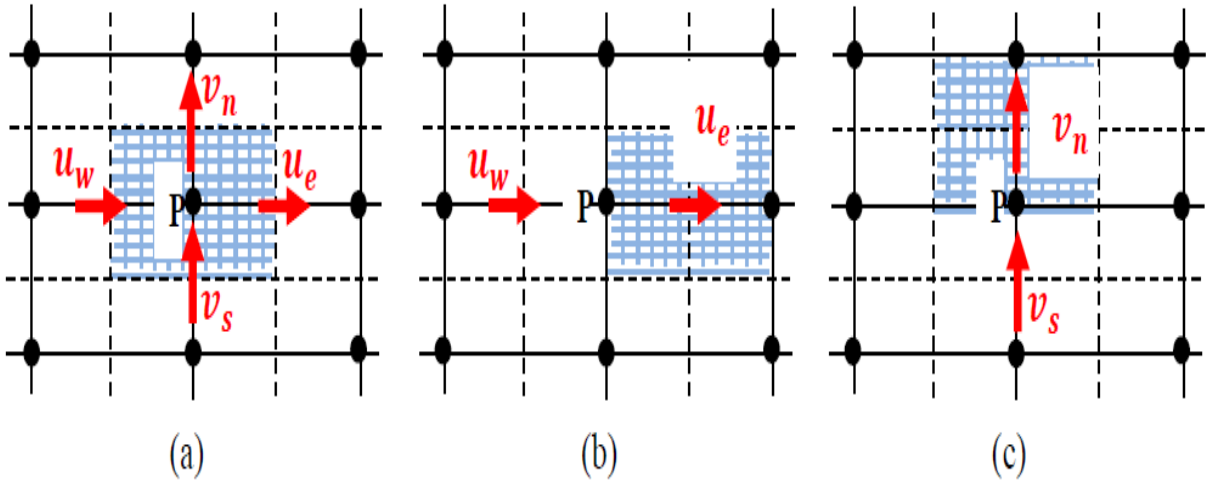



**Figure. IV.4** *(a) Schéma de maillage, (b)maillage décalé pour* $u_e$*,(c)maillage décalé pour* $v_n$

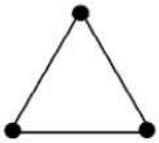
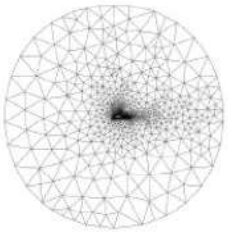
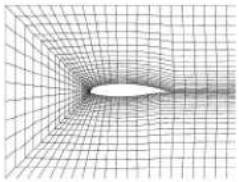
### IV.5.3. Choix de maillage

Le choix de maillage est un point essentiel dans la précision et l'exactitude des résultats numériques. Pour ce faire, on doit déterminer les paramètres optimaux et choisir une stratégie de maillage qui répond à nos objectifs, parmi ces paramètres, on peut citer [34]:

- La distance entre les mailles (concentration des mailles).
- Le nombre des mailles.
- La forme de la maille.
- Les paramètres de déformation dans le cas du maillage déformable.

Les différentes formes de maillage des faces montré dans le tableau IV. 2:

**Tableau. IV. 2** *Différents formes de maillage des faces* [35]

| Type des cellules en 2D | La forme de maillage | Exemple |
|---|---|---|
| Triangulaire |  |  |
| Quadrilatérale |  |  |

### IV.5.4. Connectivité

La connectivité décrit les liaisons entre les sommets des éléments. Un maillage structuré si les nœuds de même type (dans le domaine, sur une limite ou sur un coin) ont toujours le même nombre des nœuds voisins. Ou sont associés au même nombre des éléments.

La connectivité associée ces nœuds est alors toujours de même type. Dans le cas d'un maillage non structuré, la connectivité est de type quelconque et le nombre de voisin de chaque nœud diffère localement, comme l'indique la figure (IV.5).

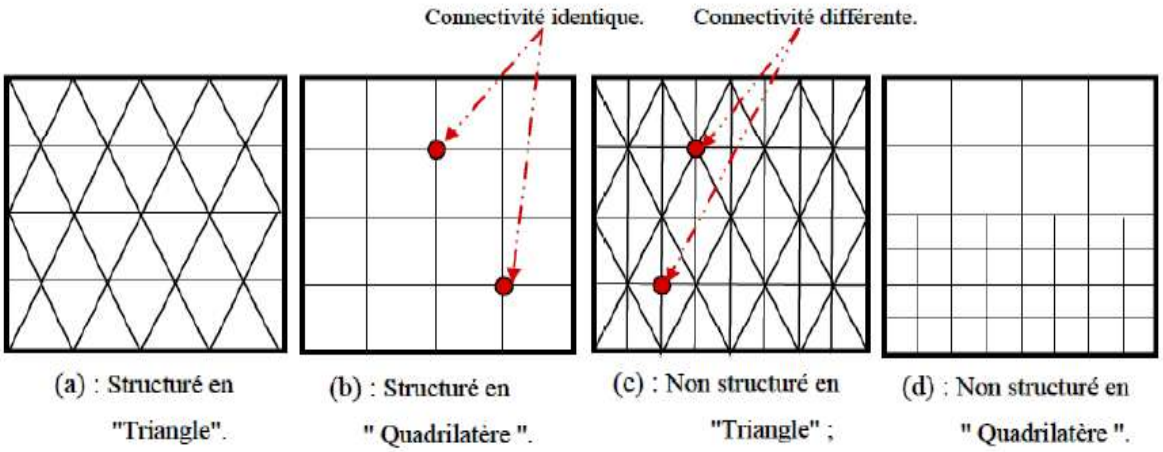



**Figure. IV. 5** *Exemples de maillages*

## IV.6. Simulation du phénomène thermohydraulique avec le logiciel ANSYS: Application à une géométrie porte cible de Mo

### IV.6.1. Introduction :

Cette partie vise à donner un cadre théorique et méthodologique de modélisation mathématique adoptée dans le code ANSYS. L'étude thermohydraulique des réacteurs nucléaires est principalement basée sur le transfert de chaleur et de la mécanique des fluides pour étudier le comportement du fluide caloporteur et ainsi la détermination de la distribution des températures dans le cœur du réacteur, et plus précisément dans les cibles de molybdènes. Notre étude est principalement concentrée sur l'échange de chaleur par convection forcé entre le fluide du refroidissement et les plaques cibles de molybdènes.

### IV.6.2. Hypothèses simplificatrices

De façon à obtenir un modèle mathématique simple qui décrit ce problème, on suppose que:

- L'écoulement est stationnaire et bidimensionnel.
- Le fluide est newtonien et incompressible.
- L'écoulement engendré dans le canal est turbulent.
- Le travail, induit par les forces visqueuses et de pression, est négligeable.
- Les propriétés physiques du fluide sont constantes
- Le flux de chaleur et la température sont uniformes sur chaque volume élémentaire.
- Le gradient radial de la température dans l'épaisseur du noyau et la gaine est négligeable.
- L'écoulement du fluide du refroidissement est monophasique et descendant du haut vers le bas.

### IV.6.3. Equations instantanées [10]

Les équations de base régissant l'écoulement et les transferts de chaleur instationnaire pour le modèle CFD qui reflètent la conservation de la masse, la conservation de la quantité de mouvement et la conservation de l'énergie, peuvent être écrits comme:

- **Equation de continuité :**

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{v}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{w}}{\partial z} = 0 \qquad \text{IV. 15}$$

Pour un écoulement stationnaire et incompressible, et après simplification devient :

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}+\frac{\partial \bar{v}}{\partial y}+\frac{\partial \bar{w}}{\partial z}=0 \qquad \text{IV. 16}$$

- **Equation de conservation de la quantité de mouvement :**

Les équations de la quantité de mouvement s'écrivent de la manière suivante :

Suivant x:

$$\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{u}}{\partial t}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{u}\,\bar{u}}{\partial x}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{v}\,\bar{u}}{\partial y}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{w}\,\bar{u}}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial y}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial z}\right]+\frac{\partial \tau'_{xx}}{\partial x}+\frac{\partial \tau'_{xy}}{\partial y}+\frac{\partial \tau'_{xz}}{\partial z}+\overline{S_u} \qquad \text{IV. 17}$$

Suivant y:

$$\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{v}}{\partial t}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{u}\,\bar{v}}{\partial x}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{v}\,\bar{v}}{\partial y}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{w}\,\bar{v}}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial y}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{u}}{\partial z}\right]+\frac{\partial \tau'_{xy}}{\partial x}+\frac{\partial \tau'_{yy}}{\partial y}+\frac{\partial \tau'_{yz}}{\partial z}+\overline{S_v} \qquad \text{IV. 18}$$

Suivant z:

$$\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{w}}{\partial t}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{u}\,\bar{w}}{\partial x}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{v}\,\bar{w}}{\partial y}+\frac{\partial \bar{\rho}\,\bar{w}\,\bar{w}}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{w}}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{w}}{\partial y}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\,\frac{\partial \bar{w}}{\partial z}\right]+\frac{\partial \tau'_{xz}}{\partial x}+\frac{\partial \tau'_{yz}}{\partial y}+\frac{\partial \tau'_{zz}}{\partial z}+\overline{S_w} \qquad \text{IV. 19}$$

- **Equation de conservation de l'énergie** :

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\,\bar{H})}{\partial t}+\frac{\partial(\bar{\rho}\,\bar{u}\,\bar{H})}{\partial x}+\frac{\partial(\bar{\rho}\,\bar{v}\,\bar{H})}{\partial y}+\frac{\partial(\bar{\rho}\,\bar{w}\,\bar{H})}{\partial z} = \frac{\partial \bar{p}}{\partial t}+\bar{\Phi}+\underbrace{\frac{\partial}{\partial x}\left[\lambda\,\frac{\partial \bar{T}}{\partial x}\right]}_{q_x}+\underbrace{\frac{\partial}{\partial y}\left[\lambda\,\frac{\partial \bar{T}}{\partial y}\right]}_{q_y}+\underbrace{\frac{\partial}{\partial z}\left[\lambda\,\frac{\partial \bar{T}}{\partial z}\right]}_{q_z}+\frac{\partial q'_x}{\partial x}+\frac{\partial q'_y}{\partial y}+\frac{\partial q'_z}{\partial z} \qquad \text{IV. 20}$$

A partir des équations ci-dessus, $(-)$ indique la quantité de temps moyenné, t est le temps, ρ est la densité, *u*, *v* et *w* sont les composantes de vitesse respectives le long de la coordonnée cartésienne directions x, y et z, H est l'enthalpie, T est la température, $\mu$ est la viscosité dynamique du fluide et λ est la conductivité thermique du fluide. S u, Sv et S w. Les sources moyennes temporelles sont donnés par:

$$\overline{S_u} = -\frac{\partial \overline{p'}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial x}\right] + \frac{\partial}{\partial y}\left[\mu \frac{\partial \bar{v}}{\partial x}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[\mu \frac{\partial \bar{w}}{\partial x}\right] \quad \text{IV. 21}$$

$$\overline{S_v} = -\frac{\partial \overline{p'}}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y}\right] + \frac{\partial}{\partial y}\left[\mu \frac{\partial \bar{v}}{\partial y}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[\mu \frac{\partial \bar{w}}{\partial y}\right] + (\bar{\rho} - \rho_{ref})g \quad \text{IV. 22}$$

$$\overline{S_w} = -\frac{\partial \overline{p'}}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x}\left[\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial z}\right] + \frac{\partial}{\partial y}\left[\mu \frac{\partial \bar{v}}{\partial z}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[\mu \frac{\partial \bar{w}}{\partial z}\right] \quad \text{IV. 23}$$

Au-dessus, $\bar{P}'$ est la pression moyenne modifiée définie par $\bar{P}' = \bar{P} + \frac{2}{3}\bar{\rho}\ k + \frac{2}{3}\mu \nabla.\bar{V} - \rho_{ref}\ g_i\ x_i$ où $\bar{p}$ est la pression dynamique, k est l'énergie cinétique turbulente, $\bar{V} \equiv (\bar{u}, \bar{v}, \bar{w})$ est le vecteur de vitesse, $\rho_{ref}$ est la densité de référence, $g_i$ sont les composantes d'accélération de la pesanteur (0, g, 0) et $x_i$ sont les coordonnées relatives au repère cartésien (x, y, z) et les effets dus à la contraintes visqueuses dans l'équation (IV.20) d'énergie sont décrites par la moyenne $\bar{\Phi}$ fonction de dissipation. Pour des écoulements faiblement compressibles (incompressible), il est courant de transformer l'équation d'énergie en remplaçant le flux de chaleur en fonction du gradient local d'enthalpie au lieu du gradient de température, à savoir,

$$q_x = \frac{\mu}{P_r}\frac{\partial \bar{H}}{\partial x}, \quad q_y = \frac{\mu}{P_r}\frac{\partial \bar{H}}{\partial y}, \qquad q_z = \frac{\mu}{P_r}\frac{\partial \bar{H}}{\partial z} \quad \text{IV. 24}$$

Où Pr est le nombre de Prandtl. En outre, le terme de travail de pression $\frac{\partial p}{\partial t}$ et la fonction de dissipation moyenne $\bar{\Phi}$ qui représente la source d'énergie due au travail de déformation de l'élément fluide sont généralement ignorés.

- **La forme générique des équations de Transport de l'écoulement**

Si on considère une variable générale ∅, La forme conservatrice pour toutes les équations de transport de l'écoulement peut s'écrire: [36]

$$\frac{\partial(\rho.\emptyset)}{\partial t} + \mathrm{div}\left(\rho.\vec{V}.\emptyset\right) = \mathrm{div}(\Gamma\ \mathrm{grad}\ \emptyset) + S_\emptyset \quad \text{IV. 25}$$

Où Γ est le coefficient de diffusion et $S_\emptyset$, le terme source.

En mécanique des fluides, on suppose que le fluide est un milieu continu, ce qui permet d'utiliser les lois classiques de conservation présentées sur le tableau IV. 3.

**Tableau IV. 3** *Les différentes équations de conservation gouvernantes de l'écoulement*

| | |
|---|---|
| Conservation de la masse | $\frac{\partial \rho}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho.\vec{V}) = 0$ |
| Quantité de mouvement selon x | $\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho u.u) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \mathrm{div}(\mu\,.\,\mathrm{grad}\,u)$ |
| Quantité de mouvement selon y | $\frac{\partial(\rho.v)}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho v.v) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \mathrm{div}(\mu\,.\,\mathrm{grad}v)$ |
| Quantité de mouvement selon z | $\frac{\partial(\rho.w)}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho w.w) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \mathrm{div}(\mu\,.\,\mathrm{grad}w) - \rho g$ |
| Energie | $\frac{\partial(\rho.e)}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho e.\vec{V}) = -p\mathrm{div}(\vec{V}) + \mathrm{div}(k.\,\mathrm{grad}\,\Gamma) + \emptyset + S$ |
| Equation d'état | $P = p(\rho; T)$ , soit pour un gaz parfair, $p = \rho rT$ |

Le calcul numérique a été mené à l'aide du code de calcul "Fluent" 6.2.16, qui utilise la méthode des volumes finis. Le problème a été traité en deux dimensions pour l'écoulement de fluide entre deux plaques de molybdène. Le poste de travail utilisé pour ces simulations est un PC doté d'un microprocesseur I7 et de 8 Go de mémoire vive.

## IV.6.4. Géométrie

La figure. IV. 6 résume les dimensions du domaine. Le fluide de refroidissement entre par une section rectangulaire de 115 mm de longueur et de 2.8 mm de largeur, voir tableau. IV.1.




| | |
|---|---|
| 1 | Meat supérieur (0.115m*0.00035m) |
| 2 | Gaine supérieur (0.115m*0.00035m) |
| 3 | Fluide de refroidissement (0.115m*0.0028m) |
| 4 | Entré de fluide |
| 5 | Gaine inferieur (0.115m*0.00035m) |
| 6 | Meat inférieur (0.115m*0.00035m) |
| 7 | Sortie de fluide |

**Figure. IV. 6** *Configuration simplifiée de la géométrie*

## IV.6.5. Conditions initiales et aux limites

L'insertion des conditions initiales et aux limites pour chaque variable dépendante est obligatoire pour la résolution du système d'équations obtenues précédemment.

Dans ce travail, les conditions initiales et aux limites hydrodynamique et thermique sont:

- Le régime établi.
- La température de fluide utilisé été fixé $T_{in}$= 40°C à l'entrée du canal.
- La vitesse est uniforme unidimensionnelle, qui est appliquée en tant que condition aux limite hydrodynamique à l'entrée du canal.
- Le régime d'écoulement est turbulent.
- La condition aux limites imposée à la sortie est la pression atmosphérique.

- Le fluide engendré dans le canal est l'eau (visqueux, ce qui nous conduit à une condition aux limites de non glissement (u=0) sur les parois) avec les paramètres physique mentionné dans le tableau IV. 4.

**Tableau. IV. 4** *Propriétés physiques de l'eau à T= 40°C*

| | | |
|---|---|---|
| Densité | $\rho[kg\ m^{-3}]$ | 998.2 |
| Conductivité thermique | $\lambda[Wm^{-1}k^{-1}]$ | 0.6 |
| Capacité thermique spécifique | $cp\ [jkg^{-1}k^{-1}]$ | 4182 |
| Viscosité dynamique | $\mu[kg\ m^{-1}s^{-1}]$ | 0.001003 |

- Les conditions initiales et aux limites et les paramètres physiques et chimiques de plaque molybdène utilisée dans notre étude mentionné dans les tableaux IV. 5 et IV. 6.
- **Tableau IV. 5** *Les paramètres physiques et chimiques de plaque de molybdène* [7].

| **Paramètres** | **Unité** | **Valeur** |
|---|---|---|
| Conductivité thermique de $UAL_2/AL$ | $\lambda\ ({}^{w}/_{m.k})$ | 52.7 |
| Conductivité thermique d' $Aluminium$ | $\lambda\ ({}^{w}/_{m.k})$ | 202.4 |
| Chaleur spécifique de $UAL_2/AL$ | $cp({}^{j}/_{kg.k})$ | 782.649 |
| Chaleur spécifique d' $Aluminium$ | $cp({}^{j}/_{kg.k})$ | 871 |
| Densité de $UAL_2/AL$ | $\rho({}^{kg}/_{m^3})$ | 3589.5 |
| Densité d' $Aluminium$ | $\rho({}^{kg}/_{m^3})$ | 2719 |

**Tableau IV.6** *Les conditions initiales et les conditions aux limites, voir figure* IV. *4*

| **Paramètres** | **Unité** | **Valeur** |
|---|---|---|
| Puissance thermique de Mo | Kwatt | 32 |
| A l'entré du canal (x=0) | m/s | $u = U_{in};\ v = 0;\quad T = T_{in}$ |
| A la sortie du canal (x=L) | / | $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial x} = 0$ |
| A a paroi iférieur du canal (y=0) | | $u = 0\ , v = 0$ |
| Sortie du canal | / | Pressure-outlet |
| Surfaces inférieures et supérieures de la gaine | / | wall |
| Cell zone condition | / | gaine et meat : Solide<br>fluide : Liquide |
| gaine, meat: Deux surfaces (inferieur, supérieur) | / | wall |

| | | |
|---|---|---|
| Meshs interfaces | / | fluide /gaine supérieur<br>fluide / gaine inferieur<br>gaine /combustible supérieur<br>gaine / combustible inferieur |
| Model turbulent | / | k-ε, Standart Wall Function. |
| Energy | / | on |

### IV.6.6. Maillage sous "Workbench-Ansys"

La création de la géométrie ainsi que le maillage se font avec le logiciel **"Workbench-Ansys".** Ce mailleur propose des solutions étendues pour les géométries les plus compliquées. Pour notre cas, le maillage soit à base de cellules quadrilatères. Cependant, notre géométrie est assez simple où l'écoulement suit pratiquement la forme de la géométrie. Donc, en utilisant un maillage à cellules quadrilatères bidimensionnel, nous aurons un alignement de l'écoulement avec notre maillage.

- **Qualité du maillage:** La qualité du maillage joue un rôle signifiant dans la précision et la stabilité du calcul numérique. Ainsi, les attributs tels que la distribution des nœuds, la nature lisse et l'obliquité des cellules sont très importants [29].

### IV.6.7. Choix et Qualité du Maillage

#### IV.6.7.1. Cas turbulent

##### IV.6.7.1.1. Précautions à prendre

Comme nous l'avons déjà souligné, le nombre de Reynolds est élevé et l'écoulement n'est pas du tout laminaire. On va donc utiliser un modèle de turbulence. Contrairement au cas laminaire, les solutions sont plus dépendantes du maillage et une attention particulière doit être portée sur la vérification a posteriori de la finesse du maillage près des parois afin de s'assurer que tous les phénomènes sont capturés.

FLUENT propose trois méthodes pour traiter la turbulence près des parois : les fonctions standard de parois (Standard Wall-Functions), les fonctions de parois non-équilibrées (Non-equilibrium wall-function) et un traitement amélioré des lois de parois (Enhanced wall treatment). [37]

Dans chacun de ces cas, une vérification a posteriori doit être faite afin de vérifier le maillage.

Cela se fait en regardant les valeurs que prend y+ :

- Pour **les Standard ou Non-equilibrium wall functions**, il faut que chaque centre de cellules soit situé dans la région log c'est à dire 30 < y+ < 300. [37]
- Dans tous les cas, il faut éviter un maillage trop fin car les lois de parois ne sont plus valides dans la sous-couche visqueuse. Il est également préférable d'éviter la couche "tampon" (buffer layer) c'est à dire y+ entre [5, 30].
- **Lorsqu'on utilise un traitement amélioré des parois** (Enhanced wall treatment) avec l'intention de résoudre la sous-couche laminaire, il est important d'avoir y+ de l'ordre de y+ = 1. Cependant une valeur plus grande est acceptable tant qu'elle reste dans la sous-couche visqueuse (y+ < 4 ou 5).

### IV.6.8. Choix du modèle de paroi

Dans cette partie nous allons essayer de calculer la couche limite turbulente dans les deux options disponibles au "Fluent" (fonctions de paroi" et le "traitement avancé de la paroi"), à savoir, quelle est la meilleure option a choisi. Le tableau IV. 6 mentionné les deux options utilisée, Ce qui donne pour notre cas:

**Tableau IV. 6** options disponibles au "Fluent".

| | "Fonctions de paroi" (Wall functions) | "Traitement avancé de la paroi" (Enhanced wall treatment) |
|---|---|---|
| $y+$ | $y+\geq 30$ | $5 \geq y+$ |

**Calcule de la couche limite** $y+$ **et le placement de la 1ére Maille** $y_p$**:**

- ✓ Le nombre de Reynolds

$$Re = \frac{\rho . V . L}{\mu}$$

- ✓ le coefficient de frottement local

$$C_F/2 = 0.0039 . Re^{-0.2}$$

- ✓ La tension de cisaillement sur la surface (y=0)

$$\tau_w = \frac{1}{2} . C_F . \rho . U_\infty^2$$

- ✓ La vitesse de cisaillement

$$U_\tau = \sqrt{\tau_w / \rho}$$

✓ La distance de la première maille

$$y_p = y^+ \frac{\mu}{U_\tau . \rho}$$

Le tableau IV. 7 ci-dessous récapitule le calcul de la couche limite *y+* et l'emplacement de la première maille $y_p$;

**Tableau. IV. 7** *Calcul de la couche limite y+ et le placement de la première mailley*$_p$

| **Paramètres** | **Unité** | **Valeur** |
|---|---|---|
| Vitesse moyenne U | $m/s$ | 1.9 |
| Viscosité dynamique de l'eau | $kg/m.s$ | $10^{-6}$ |
| La densité de l'eau | $kg/m^3$ | 998 |
| $D_h$ | $m$ | 0.0051 |
| $Re$ | / | 9670620 |
| $C_F$ | / | 0.000312 |
| $\tau_w$ | $kg/m.s^2$ | 0.65135631 |
| $U_\tau$ | $m/s$ | 0.02375 |
| $y_p$ | $m$ | $y_p = y^+ . 0.000000042189$ |
| $y_p$, option "**Fonctions de paroi**"; **y+≥30** | $m$ | yp ≥ 0.00000126567 |
| $y_p$, option "**Traitement avancé de la paroi**"; **5≥ y+** | $m$ | 0.000000210945 ≥ yp |
| Nbr. de cellules/hauteur (cas du canal de caloporteur), option "**fonctions de paroi**"; y+≥30 | / | **2212** |
| Nbr. de cellules/hauteur (cas du canal de caloporteur), option "**traitement avancé de paroi**"; 5≥ y+ | / | **13273** |

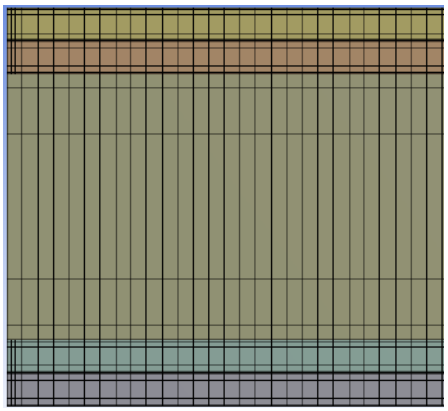
- Concernant le modèle **''Traitement avancé de la paroi''** (5≥ y+) avec un facteur de croissance raisonnable de 1,2, il s'avère qu'il est difficil d'avoir un nombre de **13273** cellules de la paroi inférieure vers la paroi supérieure en utilisant nos propres moyens de calcul (cas du canal de caloporteur, voir Tableau. IV. 7).

- On a utilisé le modèle des fonctions de paroi **'' Standard wall function'',** en appliquant un maillage fin de la paroi (y+≥30).

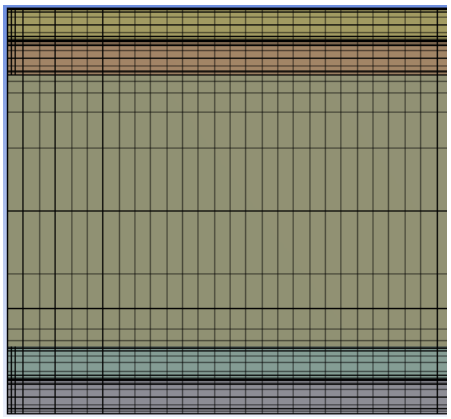
### IV.6.9. Indépendance de la solution du maillage

La procédure suivante a été suivie afin de réaliser notre géométrie. A chaque fois, on essaye plusieurs maillages pour chercher la limite de l'indépendance de la solution par rapport à la finesse du maillage, tout en respectant les règles de bases qui font une grille acceptable d'alignement au sens de l'écoulement, y+ ≈1 (distance à la paroi adimensionnée).

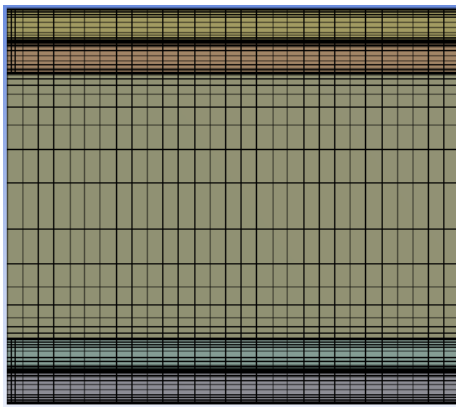
Afin de pouvoir utiliser un maillage très fin proche de la paroi de telle sorte que la première rangée des cellules adjacentes à la paroi ait, idéalement à y+≈30, (les valeurs de $y^+$ supérieur à 5 sont acceptables).



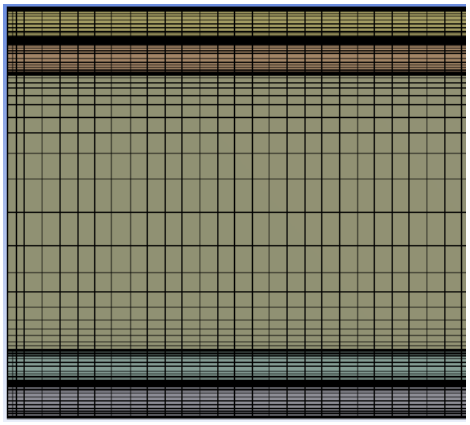
(a) 5 cellules



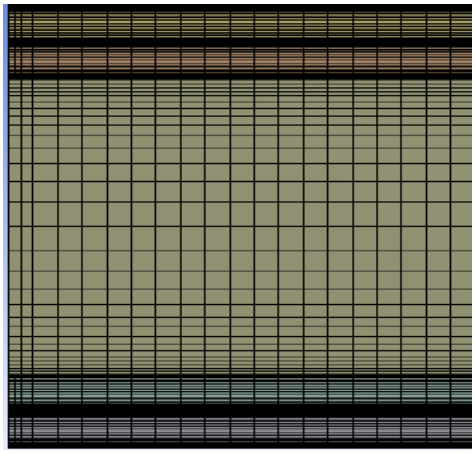
(a) 10 cellules



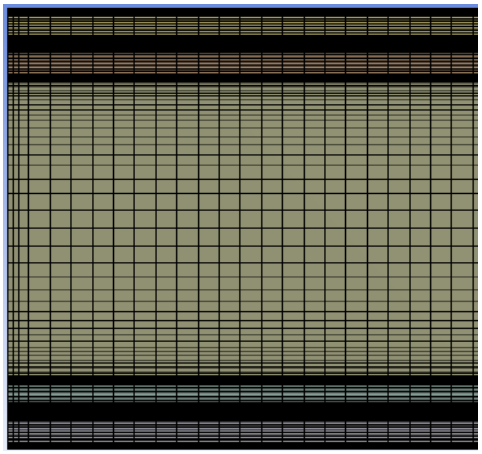
(c) 15 cellules



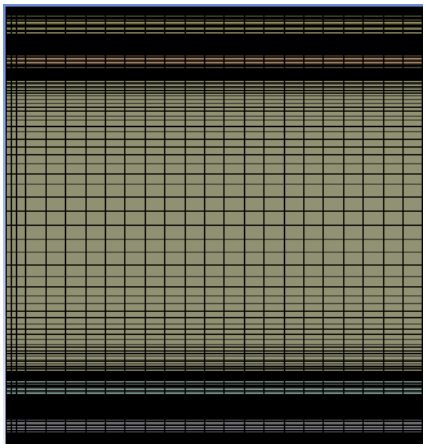
(d) 20 cellules



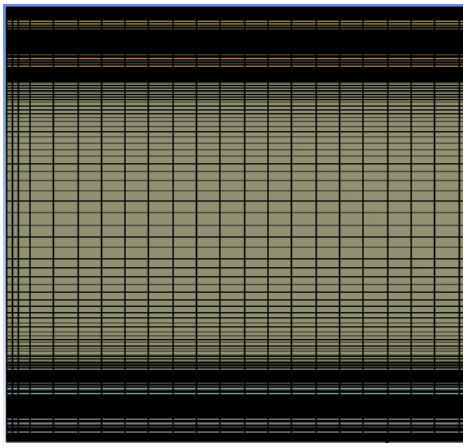
(c) 30 cellules



(d) 40 cellules



(c) 50 cellules



(d) 60 cellules

**Figure. IV. 7** *Présentation de différents maillages d'une partie du géométrie.*

Après chaque simulation, on surveille l'un des paramètres de l'écoulement qui nous intéresse le plus (pour notre cas, la vitesse d'écoulement). Donc, pour chaque maillage, on trace les courbes d'évolution ou variation de la vitesse et on vérifie s'il continue à changer, voir figure IV.8. Si c'est le cas, on raffine encore notre maillage, sinon, on conclue que la solution est devenue indépendante de la finesse de la grille [29].

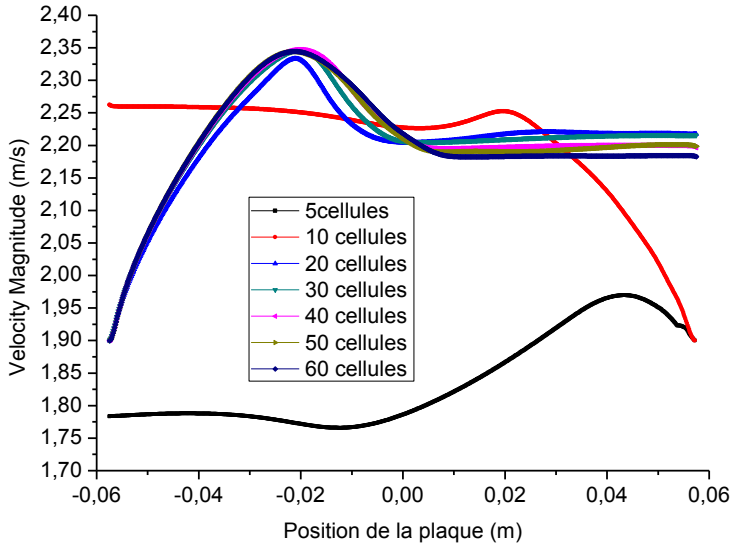



**Figure. IV. 8** *Variation de la vitesse axiale selon plusieurs maillages, (nbr de cellules /largeur de la géométrie)*

### IV.6.10. Caractéristique de maillage retenu

Après plusieurs essais, nous avons pu obtenir les seuils de finesse des grilles au dessus desquels la solution calculée devient indépendante. Le tableau. IV. 8 récapitule les résultats de cette étape. Tous les maillages appliqués sont des maillages multi blocs. Le premier bloc représente le canal de fluide caloporteur où le maillage est très fin, le deuxième et le troisième bloc représentent la gaine (supérieure et inférieure) et le meat (supérieur et inférieur) où le maillage est fin Figure. IV. 9.

**Tableau. IV. 8** *Nombre de cellules par hauteur et par domaine choisies dans notre maillage*

| Hauteur du canal [mm] | Nbr de cellules/hauteur | Nbr de cellules/ domaine |
|---|---|---|
| Canal de fluide | 50 | 72280 |
| Gaine supérieur et inferieur | 10 | 13315 |
| meat supérieur et inferieur | 10 | 13315 |

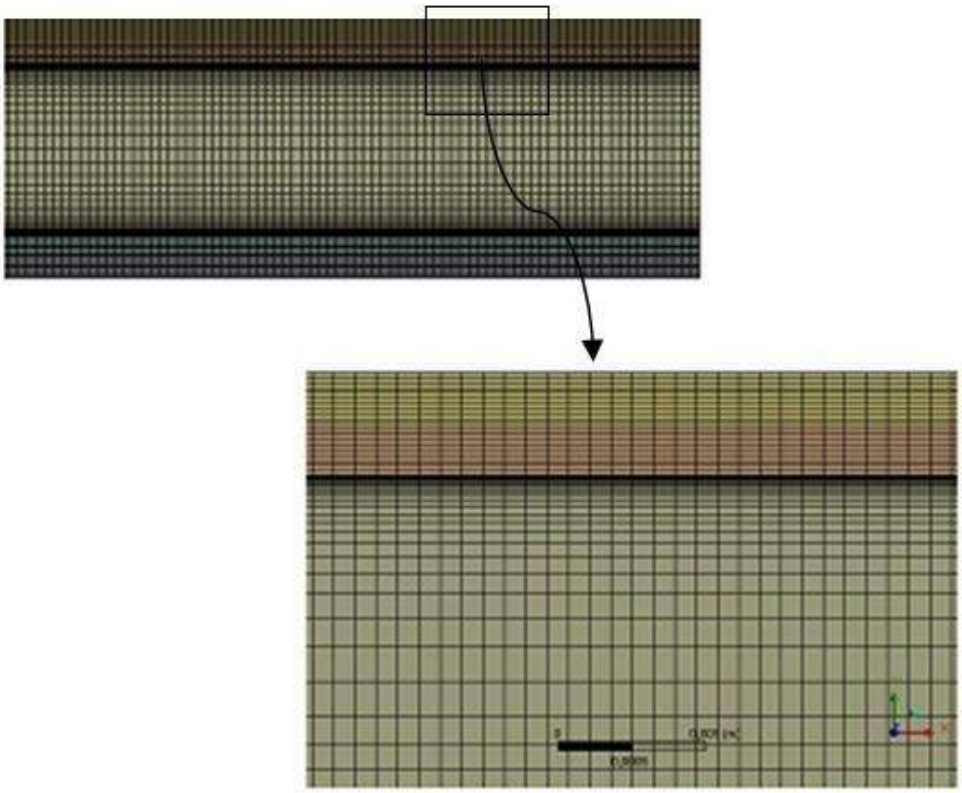


**Figure. IV. 9** *Maillage de la géométrie avec ICEM.*

Après avoir obtenu des maillages garantissant l'indépendance de la solution, nous avons essayé plusieurs réglages pour affiner les résultats des simulations et justifier les choix, qui n'étaient pas souvent évident.

### IV.6.11. Choix du modèle de turbulence

En ce qui concerne le paramétrage de "Fluent" pour le régime laminaire, il n'y a pas grand-chose à faire. Par contre, pour le régime turbulent, on doit choisir un modèle de turbulence. Malheureusement il n'existe pas de modèle unifié et pour en choisir un, il faut d'abord connaître les capacités de chacun, ses limites, ses avantages et inconvénients, puis les transposer aux caractéristiques principales de l'écoulement que l'on veut modéliser.

Nous allons adopter le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ pour les simulations à venir. Parce que c'est le modèle de turbulence le plus élaboré fourni par "Fluent" à deux équations de transport pour le cas 2D. En plus il a l'avantage de ne pas nécessiter des temps de calcul très importants surtout pour des cas aussi simples que celui que nous étudions.

Nous allons donc employer ce modèle $k-\varepsilon$, de Launder et Spalding (1972) pour tenir compte de la turbulence en utilisant la loi de paroi: – Standard Wall Functions.

L'énergie cinétique de la turbulence et son taux de dissipation représentés respectivement pour $k$ et $\varepsilon$ sont obtenus en résolvant les deux équations de transport suivantes :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_G\, k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho_G\, k\, U_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu_G + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k - \rho_G\, \varepsilon \qquad \text{IV. 26}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_G\, \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho_G\, \varepsilon\, U_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu_G + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}\, G_k - C_{2\varepsilon}\, \rho_G\, \frac{\varepsilon^2}{k} \qquad \text{IV. 27}$$

où $G_k$ est le terme de production de turbulence et $\mu_t$ la viscosité turbulente.

**Tableau. IV. 9** *Constantes du modèle $k-\varepsilon$*

| **Constantes** | $C_{1\varepsilon}$ | $C_{2\varepsilon}$ | $C_{3\varepsilon}$ | $C_\mu$ | $C_s$ | $\beta$ | $1/P_{rt}$ | $1/P_{rk}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **$k-\varepsilon$ Standard** | 1.44 | 1.92 | 1 | 0.09 | 0 | $1/\Delta T$ | 1 | 0.77 |

### IV.6.12. Résultats et Discutions

Puisque le logiciel CFD/Ansys donne des résultats satisfaisants lorsqu'il est appliqué aux problèmes de mécanique de fluide (géométrie simple), une comparaison de nos résultats du programme de Matlab via la simulation obtenus à l'aide du logiciel Ansys-Fluent 14.5 nous donnera une idée concernant la précision fournie par le programme.

Il est à signaler que pour les besoins d'une analyse de sûreté, on se base sur les résultats obtenus au niveau du canal chaud. En d'autres termes, il est nécessaire d'assurer l'intégrité de la gaine par un refroidissement adéquat en cas d'évènement initiateur induisant un accident de base de conception de l'installation.

Dans cette étape, on va présenter des courbes des résultats obtenus pour le programme développé en Matlab et le logiciel CFD/Ansys dans un canal chaud du porte cible molybdène dans un réacteur de recherche MTR, correspondant à un fonctionnement stable.

### IV.6.13. Comparaison des résultats du profil de température à vitesse minimale de 1.9 m/s

Les figures (IV.10, IV.11, IV.12) ci-dessus représentent la distribution des températures de fluide, de la gaine, et du meat le long de la plaque de combustible à vitesse minimale de 1.9 m/s qui est déjà fixée auparavant et respecte les normes de sécurité représentés dans le tableau. III.5 chapitre III. Les différents profils obtenus pour le programme développé en Matlab et le logiciel CFD/Ansys sont tracés ci-dessous.

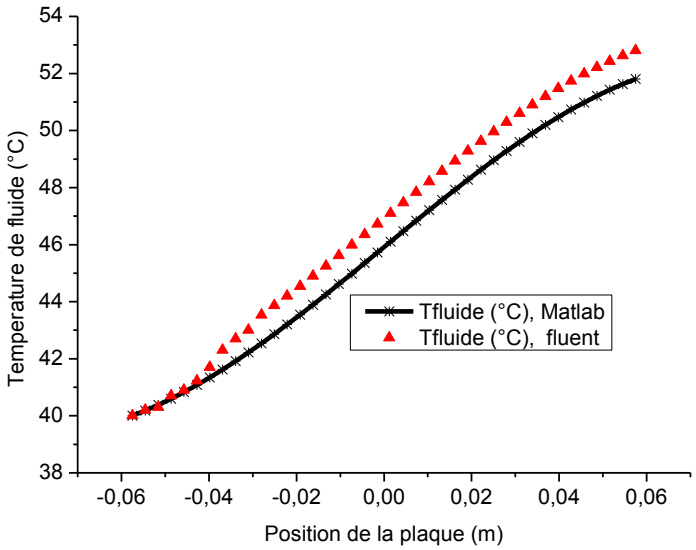



**Figure. IV.10** *Profil de température de fluide le long de la plaque*

L'évolution de la température représentée sur la figure (IV.10) entre l'entré et la sortie du canal chaud montre que la variation de la température du fluide caloporteur prend la même allure pour les deux moyens de calculs utilisés dans ce travail.

Pour une vitesse minimale de 1.9 m/s (la marge de sécurité du réacteur), la température a diminué jusqu'à la valeur de 52 ºC à la sortie du canal chaud. On remarque aussi que les valeurs obtenus sont presque les mêmes; une petite différence entre les deux moyens de calculs, nous pensons que cela est du aux approches différentes de modèles physiques et numériques utilisées.

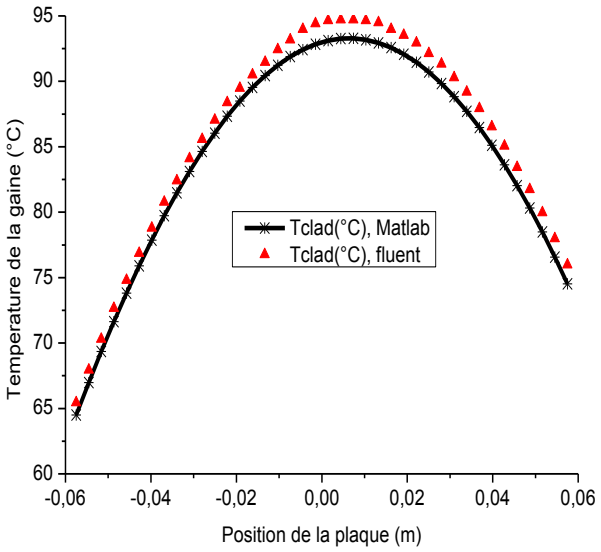



**Figure. IV.11** *Profil de température de la gaine le long de la plaque*

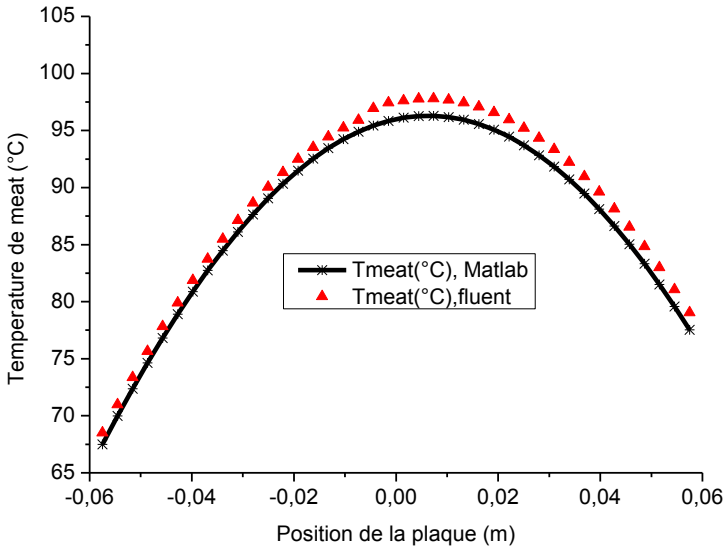



**Figure. IV.12** *Profil de température du meat le long de la plaque*

Les figures (IV.12, IV.12), montrent aussi que la distribution de la température au long de la plaque du combustible est de forme parabolique. Cette forme parabolique est due à la distribution cosinusoidal du profil du flux de chaleur généré par la plaque combustible.

La vitesse de refroidissement a un effet sur l'évolution de la température de fluide et de la plaque dans le canal chaud. Plus on augmente la vitesse de refroidissement, plus la

température de la fluide diminue. Ce comportement est remarqué en amont et en aval du centre de la plaque de molybdène.

On remarque bien que pour la vitesse de 1.9 m/s, tous les résultats obtenus à l'aide des deux moyens de calculs (le programme développé pour le dispositif de production de molybdène et le logiciel CFD/Ansys) ont respecté les marges de sécurité, voir tableau IV.10.

**Tableau. IV.10** *Résultats pour dispositif de production de molybdène et principales marges de sécurité utilisés.*

| Paramètres | Valeur calculée par Matlab | Valeur calculée par CFD/Ansys | Erreur (%) | Limite des marges de sécurités utilisées [25] |
|---|---|---|---|---|
| Température de fluide (°C) | 52 | 53 | 1.88 | **≤114°C (sat)** |
| Température moyenne à la surface de la gaine (°C) | 93 | 94.6 | 1.69 | **≤95** |
| Température maximale admissible pour la cible (°C) | 95.5 | 97 | 1.54 | **≤330 °C** |
| Vitesse de refroidissement in DIM (m/s) | 1.9 | 1.9 | 0 | **<14.82** |
| DNBR | 6.5 | / | / | **≥ 2** |
| ONBR | 10 | / | / | **≥ 1. 3** |
| FIR | 4 | / | / | **≥ 2** |

Dans ce travail, on a pu simuler l'écoulement à travers un canal chaud du porte cible d'irradiation de molybdène dans un réacteur nucléaire de recherche. Les différentes températures utilisées sont en-dessous de la température de fusion du matériau de gainage des conduites des différents circuits. Pour tous les cas, la vitesse minimale des écoulements offre l'avantage de transférer un maximum d'énergie de fission au circuit primaire. Vu l'évolution

des températures, le transfert de chaleur pour la boite d'irradiation de molybdène. La sureté du réacteur nucléaire de rechercher a été vérifiée et les principales marges de sécurité sont très au dessus de la limite exigé.

# Conclusions

# Conclusion

Le cœur d'un réacteur nucléaire est le siège d'une variété de phénomènes de transferts de masses et d'énergies. L'analyse détaillée de ces phénomènes est connue par la thermohydraulique, science regroupant la mécanique des fluides et la thermique qui joue un rôle capital dans les études de sureté des réacteurs.

Le but essentiel consiste à prédire la distribution des différents paramètres thermohydraulique régissant le dispositif de la production de molybdène. Le refroidissement s'effectue principalement par la circulation forcée du fluide réfrigérant.

Au cours de cette étude, nous avons utilisé la puissance thermique pour l'irradiation de la boite de molybdène qui est égale à 32KW. Le programme développé nous a donné la vitesse minimale à l'entrée du canal chaud de molybdène qui est égale à l.9 m/s, que l'on a pris comme condition initiale pour le logiciel ANSYS-FLUENT.

Un programme en MATLAB a été développé pour prédire quelques paramètres thermohydrauliques (température, flux de chaleur, vitesse….) pour le refroidissement de la boite d'irradiation destinée à la production de radio-isotopes dans le cœur d'un réacteur de recherche.

Des simulations avec les deux logiciels ont été menées pour étudier l'effet de certains paramètres sur le comportement thermique de fluide lors de son refroidissement le long des plaques de molybdène. Un certain nombre de scénarios a été considéré, dans lesquels on a considéré la variation de la vitesse de refroidissement à l'entrée de deux plaques de la boite d'irradiation de molybdène. La puissance au niveau du dispositif d'irradiation a été faite variée pour montrer sont effet sur le comportement du refroidissement.

Après avoir exploité le programme développé et le logiciels de simulation ANSYS-FLUENT, les conclusions suivantes ont été tirées :

- La vitesse de refroidissement a un effet sur l'évolution de la température de fluide et de la plaque dans le canal chaud. Plus on augmente la vitesse de refroidissement, plus la température du fluide diminue. Ce comportement est remarqué en amont et en aval du centre de plaque de molybdène.
- La vitesse minimale de refroidissement est obtenue égale à environ 1.9 m/s pour une puissance thermique de 32 KW est inférieur à la vitesse critique de refroidissement de réacteur étudiée. Cette vitesse est un facteur déterminant dans la recherche de refroidissement afin d'assurer la sûreté de la boite d'irradiation de molybdène.

- Le programme de calcul développé prédit assez bien le comportement thermique du fluide. Les résultats de ces prédictions sont très proches de celles obtenues par le logiciel ANSYS-FLUENT.
- Les résultats de cette étude peuvent être considérés comme une base de données qui nous a permis de prédire certains paramètres thermohydrauliques (température, flux de chaleur, vitesse….) dans la boite d'irradiation de molybdène.

En perspectives, nous suggérons que cette modélisation soit reprise pour apporter des améliorations au modèle physique adopté dans le programme Matlab, afin de valider expérimentalement ce travail et afin de tester les différents modèles de turbulences.

- la métrise du logiciel Ansys-Fluent reste toujours un travail à perfectionner à cause de la difficulté rencontrée dans les différentes étapes de simulation; notamment le choix du maillage et le choix du modèle de turbulence.

## Annexes 1

Ce programme en langage C représente la fonction UDF utilisée dans notre étude:

```
#include "udf.h"
#define PI 3.141592654
#define lp 0.065
#define q 63768
DEFINE_PROFILE(wall_heat_flux,thread,position)
{
real r[2]; /* this will hold the position vector */
real x;
face_t f;
begin_f_loop(f, thread)
{
F_CENTROID(r,f,thread);
x=r[0];
F_PROFILE(f, thread, position)=637681*cos((PI*x)/(2*lp));
}
end_f_loop(f, thread)
}
```

**Annexes 2**

## Les réacteurs de recherche [38]

Cette appellation générique couvre tous les réacteurs nucléaires utilisés comme sources de neutrons pour la recherche fondamentale en sciences de la matière et la recherche technologique en support des filières de réacteurs de puissance.

Tous les réacteurs nucléaires sont conçus pour créer et entretenir par une réaction en chaîne contrôlée la fission d'atomes fissiles. Seuls quelques rares atomes lourds sont fissiles sous certaines conditions. C'est le cas de l'uranium 235, l'un des isotopes de l'uranium présent à raison de 0,7% dans l'uranium naturel extrait des mines, alors que l'uranium 238 présent à raison de 99,3% n'est pas fissile. Chaque fission générée par un neutron incident émet en moyenne 2 à 3 neutrons dont un seul doit pouvoir provoquer une nouvelle fission pour entretenir une réaction en chaîne stable. Chaque fission libère aussi une énergie de 200 MeV, il faut ainsi $3{,}1.10^{10}$ fissions pour produire une énergie de 1 joule. Autrement dit, la fission de tous les atomes contenus dans 1g d'uranium 235 délivre une énergie de 24.000 kWh qui se manifeste in fine par l'échauffement du combustible nucléaire au sein duquel se produisent les fissions (la fission est donc à la fois source de neutrons et source de chaleur).

La récupération de cette chaleur constitue l'unique objectif des réacteurs de puissance où elle est ensuite transformée de façon classique en électricité tandis que l'utilisation des neutrons disponibles constitue l'objectif majeur des réacteurs de recherche, l'échauffement du combustible étant alors considéré comme une contrainte et, dans certains cas, une limite à l'obtention de flux intenses de neutrons.

Selon leur puissance nominale et leur conception, les réacteurs de recherche peuvent délivrer des flux de $1.10^{10}$à $1.10^{15}$ neutrons/$cm^2$.s utilisables pour effectuer des recherches dans plusieurs domaines. Sur ces critères, on les classe généralement de la façon suivante :

- Les réacteurs à faisceaux sortis dédiés à la recherche fondamentale, comme le réacteur à Haut Flux de 57 MW de l'Institut Laüe-Langevin à Grenoble ;
- Les réacteurs d'irradiations et d'essais pour l'étude des matériaux et des combustibles nucléaires des différentes filières de réacteurs de puissance, tel que le réacteur Osiris de 70 MW du CEA à Saclay ;

- Les réacteurs d'essais de sûreté pour l'étude des situations accidentelles des centrales nucléaires tel que le réacteur Cabri de 25 MW du CEA à Cadarache ;
- Les assemblages critiques comme Eole (100W) à Cadarache pour les études et mesures de physique des cœurs et la validation des modèles et des codes de calculs neutroniques ;
- Les réacteurs universitaires pour l'enseignement ou la formation des personnels de conduite des centrales nucléaires avant leur instruction sur des simulateurs de conduite.

**II. Conception générale des réacteurs de recherche** [38]

Le "cœur " d'un réacteur se compose d'un combustible nucléaire à base d'uranium 235 fissile contenu dans une gaine étanche, d'un modérateur qui ralentit les neutrons rapides de forte énergie (E = 2 Mev) issus de la fission car ce sont les neutrons lents de faible énergie (E= 0,025 ev) qui ont la plus forte probabilité de produire des fissions, d'un réflecteur qui réduit les fuites de neutrons hors du cœur en les renvoyant dans le cœur, d'une source de neutrons pour assurer le démarrage, enfin de barres de contrôle constituées de matériaux absorbant les neutrons et dont la position dans le cœur est réglée en permanence pour ajuster et contrôler la réaction en chaîne.

- L'eau lourde ($D_2O$) est le meilleur modérateur devant, par ordre décroissant, le graphite, le béryllium et l'eau légère ($H_2O$). Après ralentissement, les neutrons lents (v=2.200 m/s) sont le plus souvent appelés neutrons thermiques car leur vitesse est alors identique à celle qui résulte de l'agitation thermique des atomes du milieu dans lequel ils se déplacent et diffusent.
- L'eau lourde et l'eau légère sont par ailleurs également utilisables comme caloporteurs pour extraire par convection forcée la chaleur produite par les fissions dans le cœur.
- Enfin, l'ensemble est entouré de protections biologiques sous forme de blindages (acier, béton) qui absorbent et limitent les rayonnements à l'extérieur de l'installation.

**III. Principaux types de réacteurs de recherche** [38]

En générales deux grandes familles qui représentent la quasi-totalité des réacteurs de recherche tout en sachant que plusieurs variantes peuvent coexister au sein de chaque famille.

### III.1. Les réacteurs à eau lourde [38]

Le cœur de ces réacteurs est modéré et refroidi à l'eau lourde. Historiquement, les premiers réacteurs utilisaient les excellentes propriétés neutroniques de l'eau lourde ou du graphite comme modérateur et réflecteur pour pouvoir fonctionner avec de l'uranium naturel, seul combustible disponible à l'époque, par exemple le réacteur HIFAR.




**Figure.1** : Le réacteur HIFAR [38]

### III.2. Les réacteurs modérés et refroidis à l'eau légère [38]

Ils constituent la très grande majorité du parc mondial de réacteurs de recherche. L'eau remplit alors plusieurs rôles : modérateur, réflecteur, caloporteur pour le refroidissement du cœur en convection forcée et enfin protection biologique contre les rayonnements gammas émis par le cœur. On peut les regrouper en deux sous-catégories.

#### III.2.1. Les réacteurs piscine à cœur ouvert [38]

Le bloc cœur est soutenu par des structures au fond d'une piscine d'environ 10 mètres de profondeur. Le refroidissement s'effectue par un circuit primaire ouvert qui aspire l'eau de la piscine à travers le cœur et des échangeurs de chaleur avant de la renvoyer par des diffuseurs au fond de la piscine. l'accès direct au cœur présente beaucoup d'avantages :

- Simplicité et sûreté intrinsèque (par exemple, refroidissement à l'arrêt par convection naturelle dans la piscine),
- Visibilité et accessibilité du cœur pour le chargement-déchargement des expériences réacteur en fonctionnement,
- Polyvalence et souplesse d'adaptation à l'évolution des programmes (facilité de modification ou de remplacement des structures internes).

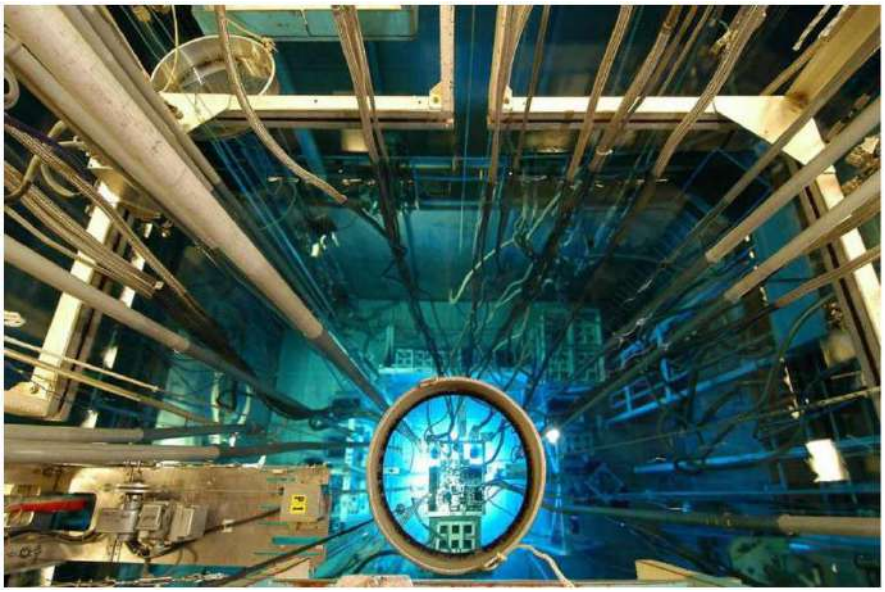


**Figure.2** : Réacteur Osiris, piscine à cœur ouverte [38]

### III.2.2. Les réacteurs piscine à caisson [38]

Dans les réacteurs piscine à cœur ouvert, c'est la hauteur d'eau au-dessus du cœur qui constitue la référence de pression du circuit primaire et qui détermine, par voie de conséquences, les limites des paramètres thermohydrauliques du cœur et finalement le flux calorifique maximum évacuable. Pour franchir ces limites, il faut augmenter la pression dans le cœur et l'installer dans un caisson constitutif du circuit primaire qui, dès lors, n'est plus ouvert sur la piscine mais peut fonctionner en boucle fermée sous pression.

Il devient ainsi possible d'extraire des puissances spécifiques plus élevées et d'augmenter les flux de neutrons disponibles. En revanche, les emplacements d'irradiation situés dans le cœur sont plus difficilement accessibles et doivent se faire par des traversées étanches ménagées dans le caisson tandis que les emplacements périphériques situés dans le réflecteur hors du caisson présentent des flux un peu plus faibles car ils sont atténués par l'absorption des neutrons dans les parois du caisson.

Pour permettre l'extraction de flux calorifiques importants, les réacteurs piscine utilisent des différents éléments combustibles.

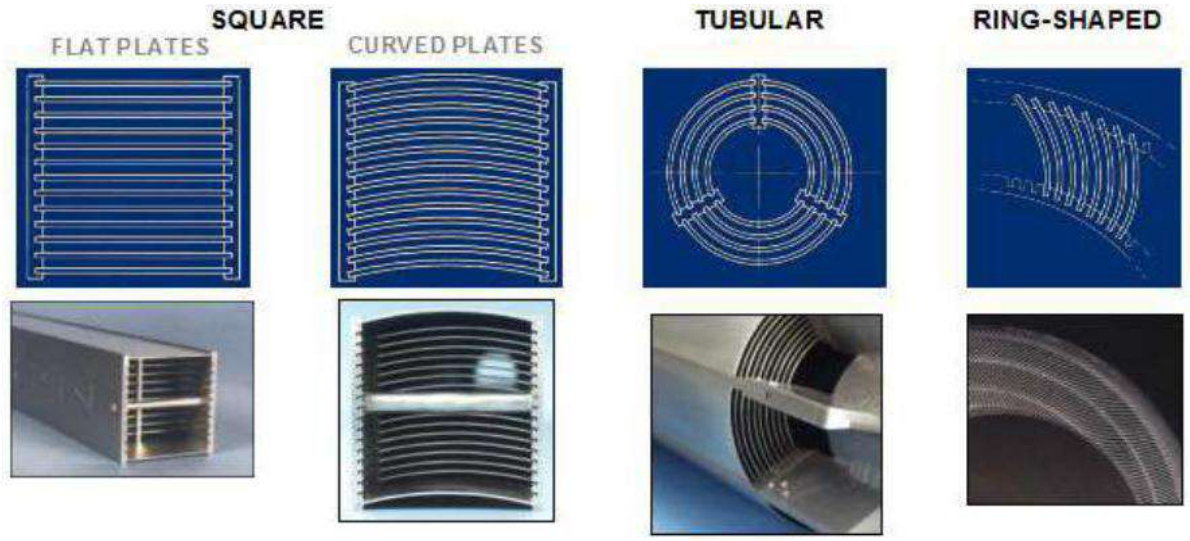



**Figure. 2**: Eléments Combustible à Plaques-crédit : Areva-Cera [38]

## IV. Principales utilisations des réacteurs de recherche [38]

Elles vont de la recherche fondamentale aux recherches appliquées dans nombre de domaines.

- Recherche fondamentale
- Recherche appliquée et technologique
- Les essais de sûreté
- Production de radio-isotopes pour la médecine et pour l'industrie
- Analyse par activation neutronique d'éléments présents sous forme de traces à très faibles concentrations
- Examens non destructifs
- Dopage de lingots monocristallins de silicium

## V. Configuration d'un cœur de réacteur de recherche [38]

La configuration représente par la Figure.2 du cœur du réacteur de recherche qui a employé pour la fission de molybdène est composée de 19 éléments combustibles dont les14 éléments de combustible standards (ECS) et 5 éléments de combustible de contrôle (ECC), des éléments graphite(G), des boites d'irradiations (IR), des chambres à fission (1, 2, 3) pour la mesure du flux de neutrons...

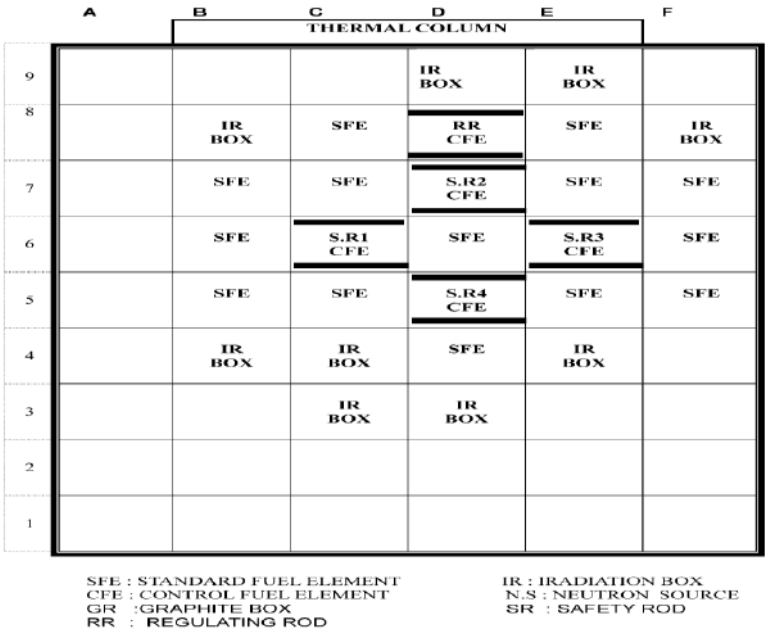



**Figure. 3.** *Représentation de la Configuration de cœur de réacteur de recherche qui a employé pour la fission de molybdène.* [38]

**VI. Description de dispositifs pour la production de radio-isotopes et de la plaque cible**:

Le porte-cibles dans un arrangement rectangulaire contient des mini-plaques de Molybdène par fission qui est ensuite introduit dans une boite d'irradiation, de section rectangulaire aussi. Le Figure.3 présente le modèle étudié pour l'irradiateur de Molybdène "dummy" et les principales caractéristiques de la plaque cible.

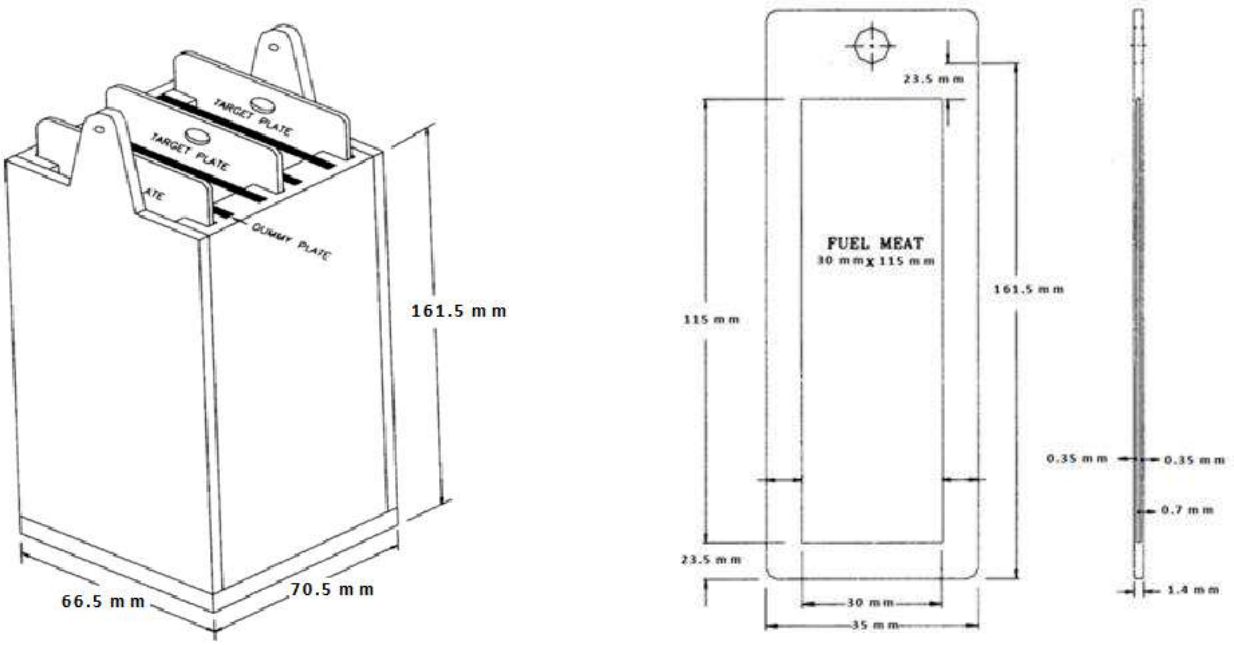



**Figure. 4.** *Dispositifs pour la production de radio-isotopes et la géométrie de la plaque cible.* [38]

# Bibliographie


**[1]** Patrick Cappe de Baillon et al, Création d'un partenariat pour sécuriser la production de radio-isotopes à usage médical en Europe. Communiqué de presse. Pages 1-6, **2010**.

**[2]** Agence pour l'énergie nucléaire, L'approvisionnement en radio isotopes médicaux, Etude économique de la chaine d'approvisionnement en Molybdène-99 : synthèse, OCDE, **2010**.

**[3]** A. Mushtaq et al, Neutronic and thermal hydraulic analysis for production of fission molybdenum-99 at Pakistan Research Reactor-1, Annals of Nuclear Energy 35.Pages 345–352, **2008**.

**[4]** Ahmad. Mushtaq, Low enriched uranium foil plate target for the production of fission Molybdenum-99 in Pakistan Research Reactor-1, Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B 267. Pages 1109–1114, **2009**.

**[5]** Amgad Salam, CFD investigation of flow inversion in typical MTR research reactor undergoing thermal–hydraulic transients, Annals of Nuclear Energy 38. Pages 1578–1592, **2011**.

**[6]** Abou Elmaaty Talal, Thermal contact resistance and ambient temperature effects on the cooling of 99Mo plate targets inside the hot cell, Annals of Nuclear Energy 53. Pages 476–484, **2013**.

**[7]** Ebrahim Abedi et al, Neutronic and thermal-hydraulic analysis of fission molybdenum-99 production at Tehran Research Reactor using LEU plate targets, Applied Radiation and Isotopes, pages. Pages 160-166, **2016**.

**[8]** A. Mushtaq, Specifications and qualification of uranium/aluminum alloy plate target for the production of fission molybdenum-99, Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Issue 1. Pages 163–167, **2011**.

**[9]** Fergany Mahmoud Mohamed; Analysis of Reactivity Accidents in MTR for Various Protection System Parameters and Core Conditions ; A Thesis of master Presented to the Graduate School Faculty of Engineering, Alexandria University. Pages 10–111, **2011**.

**[10]** Donald Matos et Cristian Valerio, "Fluid mechanics and pipe flow: turbulence simulation and dynamics". Nova science publishers, inc. New york, **2004**.

**[11]** C. Mazufri, INVAP, TERMIC v4.1, A program for the Thermal-hydraulic analysis of a MTR core in forced convection Vol II– Rev II. method and evaluation of uncertainties. **2003**

**[12]** C. Mazufri; TERMIC MODE 4.10: A program for the calculus and thermal-hydraulic design of research reactor cores. – INVAP – December **2003**.

**[13]** Nathalie Daniault, Thermodynamique: Transferts thermiques, l'Ecole des Mines de Paris; 1, **2008**.

**[14]** William S.Janna, «ENGINEERING HEAT TRANSFERT, Second Edition; livre de transfert thermique», **2011**.

**[15]** Yunus A, « heat transfert : A Pratical Approach » Cengel university of NEVEDA-Reno, ISBN : 0-07-115150-8, EDITION McGraw, **2003**.

**[16]** P. Abbate, INVAP S. E « CAUDVAP MODE 3.60 : A computer program for flow distribution and pressure drop calculation in a MTR type core. Models and correlations, **2007**.

**[17]** Fadhel MALOUCH, Commissariat a l'énergie atomique, accroissement local du flux rapide pour des expériences de dommages dans un réacteur de recherche, Rapport CEA-R-6034.

**[18]** Jean Boscary, Transfert thermique et flux critique dans un écoulement hélicoïdal en tube chauffé asymétriquement, **1995**.

**[19]** Sofia, Thermal hydraulic calculation of the IRT-200 reactor with LEU fuel IRT-4M, **2006**.

**[20]** Convec v 3.40, A program for thermal-hydraulic analysis of a MTR core in natural circulation regime, Vol I – Rev II; models and correlations, **2003**.

**[21]** R. NABBI, Numerical fluid flow and heat transfer calculation, Germany, **2008**.

**[22]** Shunyu SU et al, "Study of Boiling Incipience and Heat Transfert Enhancement in Forced Flow Through Narrow Channels", University of Science and Technologies, Wuhan, 430074, China, **2009**.

**[23]** CONVEC, V, 3.40, A Program for thermal-hydraulic analysis of a MTR core in natural circulation regime, Vol II – Rev III; User's Manual, **2003**.

**[24]** Wm. J. Garland, Technical Report, Heat Transfer limits for the Master Nuclear Reactor, **1999**.

**[25]** Analises neutronica e termo-hidraulica de dispositivo para irradiacao de alvos tipo LEU de Ualx-Al para producao de Mo99 no reactor IEA-R1, SAO Paulo, **2012**.

**[26]** Mohamed Y. Khalil et al, Hot channel factors evaluation for thermal-hydraulic analysis of MTR reactors, Nukleonika ; 49(2). Pages 61-67, **2004.**

**[27]** INVAP.S.E, Rapport Thermohydraulique : Calcul du Coeur du Réacteur NUR, **1986**.

**[28]** Carlos Alberto de Oliveira et al, Flow velocity calculation to avoid instability in a typical research reactor core; 2011 International Nuclear Atlantic Conference – INAC, **2011**.

**[29]** Abderrezak. H, « Simulation de l'écoulement dans un minicanal »; thèse de magistère, université de Batna, **2005**.

**[30]** Livret des sujets. TP Fluent. Licence L3 de Mécanique, Université de Paris-Sud11, **2010**.

**[31]** Pimpun Tongpun et al, Investigation of entrance length in circular and noncircular conduits by computational fluid dynamics simulation, Institute of Technology Ladkrabang, Bangkok, Thailand, **2014**.

**[32]** Suhas V.Pakantar: Numerical heat transfer and fluid flow; Hemisphere publishing corporation, Etas-Unis d'Amérique, **1980**.

**[33]** M. Chaouar, Interaction des structures tourbillonnaires avec la couche limite dans une cavité différentielle ment chauffée, Thèse de Magistère, Université Constantine, **2010**.

**[34]** Guestal Mabrouk, Modélisation de la convection naturelle laminaire dans une enceint avec une paroi chauffé partiellement, Thèse de Magistère, Université Constantine, **2010**.

**[35]** Help Fluent. **2014**.

**[36]** Kadour Bouchaib, Analyse Thermohydraulique d'un canal de réacteur nucléaire de Puissance type AP1000 en utilisant les approches CFD, université de Chléf, **2016**.

**[37]** Nazih Marzouqy, T.P. Fluent, Cours Mécanique des Fluides, **2006**.

**[38]** MERCHIE François, Les réacteurs de recherche, Article 32, **2009**.